

С. А. УЛЬЯНОВ

ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫЕ ПЕРЕХОДНЫЕ ПРОЦЕССЫ В ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СИСТЕМАХ

Допущено Министерством высшего и среднего специального образования РСФСР в качестве учебника для электротехнических и энергетических вузов и факультетов



«ЭНЕРГИЯ»
МОСКВА 1970

6П2.11

У 51

УДК 621.311.014.3

Ульянов С. А.

У 51 Электромагнитные переходные процессы в электрических системах. Учебник для электротехнических и энергетических вузов и факультетов. М., «Энергия», 1970.

520 с. с илл.

В книге рассмотрены электромагнитные переходные процессы в электрических системах и даны методы их расчета. Применение методов иллюстрировано числовыми практическими примерами.

Книга предназначена в качестве учебника для студентов специальностей: «Электрические станции» (0301), «Электрические системы и сети» (0302), «Кибернетика электрических систем» (0304); для студентов других электроэнергетических и электротехнических специальностей она может служить учебным пособием.

Книга может быть также использована аспирантами, научными и инженерно-техническими работниками энергетической промышленности.

3-3-9

75-70

6П2.11

ПРЕДИСЛОВИЕ

Предлагаемая книга является учебником по первой части курса «Переходные процессы в электрических системах», в которой рассматриваются только электромагнитные переходные процессы.

Она написана в соответствии с программой по данному курсу (инд. У-Т-3/160), утвержденной Учебно-методическим Управлением МВ и ССО СССР в 1968 г. для специальностей: «Электрические станции» (0301), «Электрические системы и сети» (0302) и «Кибернетика электрических систем» (0304). С некоторыми сокращениями она, очевидно, может быть использована и для других электроэнергетических специальностей и специализаций.

Весь материал книги разбит на четыре раздела; при этом в четвертый раздел отнесены гл. 16—19, которые между собой не связаны.

При построении книги автор опирался преимущественно на свой многолетний опыт преподавания данного курса в Московском ордена Ленина энергетическом институте. Следует отметить, что не весь материал подлежит изложению на лекциях. Так, например, содержание гл. 2 почти полностью целесообразно прорабатывать на практических занятиях. К тому же, это в сущности вынужденное решение, так как лектор не успевает прочитать все, что нужно к первому практическому занятию.

В зависимости от местных условий и обстоятельств (как-то: наличие лаборатории по курсу и ее пропускной способности и пр.) в ра-

бочем календарном плане иногда приходится менять порядок прохождения отдельных тем, добиваясь наибольшей согласованности с тематикой практических занятий и содержанием каждого этапа заданий, которые самостоятельно выполняют студенты. Для этого основы строгой теории переходных процессов и ее применение (гл. 7—9) лектор обычно вынужден излагать после практических методов расчета (гл. 10). Равным образом более подробное знакомство с гл. 13 приходится давать после гл. 14 и 15. Однако сделать такую перестановку в учебнике было бы неправильным, так как местные условия могут быть весьма различны, а кроме того, учебником пользуются учащиеся, которые не ограничены подобными рамками (например, студенты-заочники).

Несмотря на то что недавно вышел в свет сборник задач по данной части курса, автор не счел возможным ограничиться малым числом примеров. Все принципиальные вопросы и методы расчета в книге иллюстрированы необходимым количеством примеров, в которых приведены подробные решения.

Автор надеется, что эта книга найдет своих читателей также среди инженерно-технических работников и принесет им пользу в их практической деятельности.

При создании данной книги автор использовал не только свои работы, но также многочисленные работы по исследованию и расчету электромагнитных переходных процессов, выполненные в Советском Союзе: А. А. Горева, Н. Н. Щедрина, Д. А. Городского, Н. Ф. Марголина, Л. Г. Мамиконянца, И. М. Марковича, А. Б. Чернина и др.—и за рубежом: Р. Рюденberга, К. Парка, Э. Кларк, К. Вагнера, Р. Эванса, Э. Кимбарка, К. Ковача, И. Раца и др. Поскольку книга предназначена для учебных целей, не представляется возможным всюду давать ссылки на первоисточники. Помещенный в конце книги перечень литературы ориентирован в основном на интересы и возможности студентов. Более пол-

ный, но далеко не исчерпывающий. список литературы приведен в книге автора, изданной в 1964 г. [Л. 4].

Автор выражает глубокую благодарность коллективу кафедры «Электрические станции, сети и системы» Рижского политехнического института и доктору техн. наук, проф. Н. И. Соколову за рецензирование рукописи и сделанные ими замечания и предложения, которые учтены при окончательной подготовке рукописи к печати.

С благодарностью автор отмечает большую работу канд. техн. наук, доц. И. П. Крючкова по тщательному редактированию рукописи.

Все замечания и пожелания по данной книге автор примет с признательностью и просит их направлять в адрес издательства «Энергия» (Москва, Ж-114, Шлюзовая наб., 10).

Москва, 1970.

С. А. Ульянов

ВВЕДЕНИЕ

Курс «Переходные процессы в электрических системах» является одним из профилирующих для электроэнергетических специальностей и специализаций.

Переходные процессы возникают в электрических системах как при нормальной эксплуатации (включение и отключение нагрузок, источников питания, отдельных цепей, производство испытаний и пр.), так и в аварийных условиях (обрыв нагруженной цепи или отдельной ее фазы, короткое замыкание, выпадение машины из синхронизма и т. д.). Их изучение, разумеется, не может быть самоцелью. Оно необходимо прежде всего для ясного представления причин возникновения и физической сущности этих процессов, а также для разработки практических критериев и методов их количественной оценки, с тем чтобы можно было предвидеть и заранее предотвратить опасные последствия таких процессов. Короче говоря, важно понимать переходные процессы, но еще важнее уметь сознательно управлять ими.

При любом переходном процессе происходит в той или иной мере изменение электромагнитного состояния элементов системы и нарушение баланса между моментом на валу каждой вращающейся машины и электромагнитным моментом.

В результате этого нарушения соответственно изменяются скорости вращения машин, т. е. некоторые машины испытывают торможение, в то время как другие — ускорение. Такое положение существует до тех пор, пока регулирующие устройства не восстановят нормальное состояние, если это вообще осуществимо при изменившихся условиях.

Из сказанного следует, что переходный процесс характеризуется совокупностью электромагнитных и механических изменений в системе. Последние взаимно связаны и по существу представляют единое целое. Тем не менее благодаря довольно большой механической инер-

ции вращающихся машин начальная стадия переходного процесса характеризуется преимущественно электромагнитными изменениями. В самом деле, вспомним хотя бы процесс пуска асинхронного двигателя. С момента включения его в сеть до момента начала разворота ротора двигателя имеет место только электромагнитный переходный процесс, который затем дополняется механическим переходным процессом. Процесс пуска двигателя значительно усложняется, если учесть возникающую реакцию источника питания и действие его автоматических регулирующих устройств.

При относительно малых возмущениях (например, при коротком замыкании за большим сопротивлением или, как говорят, при большой удаленности короткого замыкания) весь переходный процесс практически можно рассматривать только как электромагнитный. Для иллюстрации укажем, что в установке с напряжением 400 в ток короткого замыкания в 5 000 а после его приведения к стороне генераторного напряжения составляет менее 1,5% номинального тока современного турбогенератора 200 Мвт (15,75 кв). Естественно, такое малое увеличение тока не вызовет заметного нарушения равновесия рабочего состояния упомянутого турбогенератора.

Таким образом, при известных условиях представляется возможным и целесообразным рассматривать только одну сторону переходного процесса, а именно явления электромагнитного характера. В соответствии с этим настоящий курс разбит на две части. В первой из них рассматриваются электромагнитные переходные процессы¹, а во второй — совместно электромагнитные и механические, т. е. электромеханические переходные процессы. Такое деление помогает учащемуся постепенно осваивать разнообразный и достаточно сложный материал курса.

При прохождении курса «Теоретические основы электротехники» читатель уже знакомился с переходными процессами в цепях с сосредоточенными и распределенными параметрами. Рассмотрение этих процессов проводилось в предположении, что цепь является однофазной и ее питание осуществляется от источника с заранее известным напряжением (как по величине, так и по за-

¹ В конце первой части рассматривается упрощенный учет качеств генераторов, что является естественным переходом ко второй части курса.

кону его изменения). В данном курсе предстоит рассмотреть более сложные задачи, когда переходный процесс возникает в многофазной цепи, при этом он одновременно протекает в самих источниках питания, у которых дополнительно приходят в действие автоматические регулирующие устройства. В этом случае напряжения всех источников¹ являются неизвестными переменными величинами.

Преподавание в вузах этого курса как самостоятельной специальной дисциплины² началось в конце 20-х годов. За истекшее время его содержание и число часов, отводимое на него в учебных планах, неоднократно менялось. В последние годы установлена более тесная последовательная связь между его обеими частями.

Первая часть данного курса использует материал, изученный в курсах высшей математики (операционное исчисление), теоретических основ электротехники (линейные цепи), электрических машин (преимущественно синхронные и асинхронные машины) и электрических сетей и систем.

В свою очередь материал первой части данного курса используется при прохождении его второй части, а также при дальнейшем изучении других специальных курсов, как-то: электрических систем, дальних передач, основного электрооборудования станций, техники релейной защиты, автоматизации электрических систем и др.

Практические задачи, при решении которых инженер-электрик сталкивается с необходимостью количественной оценки тех или иных величин во время электромагнитного переходного процесса, многочисленны и разнообразны (см. § 1-3). Однако все они в конечном итоге объединены единой целью обеспечить надежность работы отдельных элементов и электрической системы в целом.

Теперь сделаем небольшую экскурсию в прошлое и покажем вкратце как развивалась проблема переходных процессов преимущественно в части исследования электромагнитных переходных процессов.

В то время как теория установившихся режимов развивалась в правильном направлении и быстро приспо-

¹ За исключением тех, мощность которых практически может быть принята бесконечно большой.

² Точнее, двух дисциплин, так как вначале читались отдельно курс коротких замыканий и курс устойчивости электрических систем.

собилась к нуждам практики, сущность переходных процессов долго оставалась невыясненной. На примере развития электромашиностроения нетрудно проследить, насколько важен учет явлений, в частности, при коротких замыканиях.

Первоначальные конструкции электрических машин выполнялись лишь в соответствии с требованиями нормальной работы. Пока мощности машин были малы, их конструкции обладали как бы естественным запасом устойчивости против механических и тепловых действий токов короткого замыкания. Однако такое положение существовало недолго. По мере роста мощности машин и особенно после осуществления их параллельной работы размеров повреждений машин при коротких замыканиях резко возрос. Ставилось очевидным, что нельзя обеспечить надежную конструкцию машины, не считаясь с аварийными условиями работы. Успех предлагаемых мер по усилению конструкций зависел от достоверности знаний самого процесса короткого замыкания. Так постепенно создавались все более совершенные конструкции электрических машин. В современном исполнении они являются одним из надежных элементов системы. Разумеется, эта надежность достигнута при учете и других опасных условий, в которых может оказаться машина.

Аналогичное положение наблюдалось при поисках способов гашения магнитного поля электрических машин. Недостаточность первоначальных сведений об этом процессе приводила к малоэффективным решениям. Подобные примеры можно обнаружить и в других областях электроэнергетики (аппаратостроении, технике релейной защиты и др.).

Более серьезная разработка теории переходных процессов в электрических машинах началась с первых лет текущего столетия. В конце 20-х годов Парк (Park) разработал строгую теорию переходных процессов в электрических машинах, приняв в основу ранее предложенную Блонделем (Blondel) теорию двух реакций. Эта теория обеспечила быстрое развитие дальнейших исследований в данной области. Они интенсивно проводились у нас в Союзе и за рубежом, главным образом в США. Особое место среди них занимают работы А. А. Горева.

Примерно в те же годы стала находить все более широкое применение теория симметричных составляю-

ших, остававшаяся в течение нескольких лет без использования. Она позволила решить на строгой научной основе все вопросы, связанные с несимметрией в многофазной цепи.

Наряду с теоретическими исследованиями существенно важной являлась своевременная разработка практических методов расчета переходных процессов. В этом испытывалась острая нужда в связи с проводившейся широкой электрификацией нашей страны.

К выполнению таких работ привлекались научно-исследовательские и учебные институты (ВЭИ, МЭИ, ЛПИ, ХЭТИ и др.), крупные энергообъединения (Мосэнерго, Ленэнерго) и проектные организации (ТЭП). Для координации работ, обобщения результатов, подготовки решений и рекомендаций были созданы специальные комиссии. Так, в 30-х годах под председательством К. А. Круга работала комиссия по разработке указаний к выполнению расчетов коротких замыканий.

Теоретические исследования и практические методы расчета всегда требуют экспериментальной проверки. Ранее ее проводили в натуральных условиях. Однако испытания проводились крайне редко из-за значительного риска, что такой эксперимент повлечет серьезную аварию, поскольку системы не располагали достаточным резервом мощности, связи между станциями были слабы, отсутствовали многие автоматические устройства (как-то: регулирование возбуждения генераторов, повторное включение цепей и др.) и, наконец, само оборудование было еще недостаточно совершенным (например, время действия выключателей составляло десятые доли секунды). Позже и особенно в последнее время благодаря значительному усовершенствованию электрических систем подобные эксперименты проводят по мере надобности, причем, как правило, они не вызывают каких-либо заметных помех в нормальной работе системы. С той же целью используются записи автоматических осциллографов, которыми все больше оснащают наиболее ответственные и характерные цепи систем.

Неоценимую помощь в экспериментировании и проверке ряда новых теоретических разработок, схем и автоматических устройств оказало и продолжает оказывать физическое и математическое моделирование электрических систем. Применение электронных вычислительных машин непрерывного действия (машины-анало-

ги) и дискретного действия (цифровые машины) в значительной мере расширили возможности очень эффективного математического моделирования.

Расчетные модели, где все элементы системы (включая генераторы) представлены схемами замещения, уже свыше 35 лет широко используют для решения многих задач. В зависимости от их конструкции они позволяют получить решение в соответствии с принятым методом расчета, почти полностью освобождая от утомительной и трудоемкой вычислительной работы, что также очень ценно.

По вопросам переходных процессов в электрических системах, их моделированию и практическим методам их расчета написано много книг. Лишь некоторые из них указаны в данном учебнике.

ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ И УКАЗАНИЯ

Глава первая

ОСНОВНЫЕ СВЕДЕНИЯ ОБ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ ПЕРЕХОДНЫХ ПРОЦЕССАХ

1-1. Основные определения

Из всего многообразия электромагнитных переходных процессов в электрической системе наиболее распространенными являются процессы, вызванные:

а) включением и отключением двигателей и других приемников электроэнергии;

б) коротким замыканием в системе, а также повторным включением и отключением (одновременным или каскадным) короткозамкнутой цепи;

в) возникновением местной несимметрии в системе (например, отключение одной фазы линии передачи);

г) действием форсировки возбуждения синхронных машин, а также их развозбуждением (т. е. гашением их магнитного поля);

д) несинхронным включением синхронных машин.

Коротким замыканием называют всякое не предусмотренное нормальными условиями работы замыкание между фазами, а в системах с заземленными нейтралями (или четырехпроводных) — также замыкание одной или нескольких фаз на землю (или на нулевой провод).

В системах с незаземленными нейтралями или с нейтралями, заземленными через специальные компенсирующие устройства, замыкание одной из фаз на землю называют простым замыканием. При этом виде повреждения прохождение тока обусловлено главным образом емкостью фаз относительно земли.

При возникновении короткого замыкания в электрической системе сопротивление цепи уменьшается (степень уменьшения зависит от положения точки короткого замыкания в системе), что приводит к увеличению токов в отдельных ветвях системы по сравнению с токами нормального режима. В свою очередь это вызывает снижение напряжений в системе, которое особенно велико вблизи места короткого замыкания.

Обычно в месте замыкания образуется некоторое переходное сопротивление, состоящее из сопротивления возникшей электрической дуги и сопротивлений прочих элементов пути тока от одной фазы к другой или от фазы на землю. Электрическая дуга возникает или с самого начала произошедшего повреждения как, например, при перекрытии или пробое изоляции, или через некоторое время, когда перегорит элемент, вызвавший замыкание. При замыканиях между фазами переходное сопротивление определяется главным образом сопротивлением электрической дуги.

Когда токи достаточно велики (сотни ампер и более), сопротивление дуги приблизительно постоянно и по своему характеру почти чисто активное. С уменьшением тока и увеличением длины дуги, что имеет место в течение переходного процесса, ее сопротивление возрастает. Наглядной иллюстрацией такого изменения могут служить графики (рис. 1-1), полученные экспериментально при возникновении самопогасающих дуг на линиях 110 кв с деревянными опорами.

В ряде случаев переходные сопротивления могут быть столь малы, что практически ими можно пренебречь. Такие замыкания называют металлическими.

Естественно, при прочих равных условиях ток при металлическом замыкании больше, чем при наличии

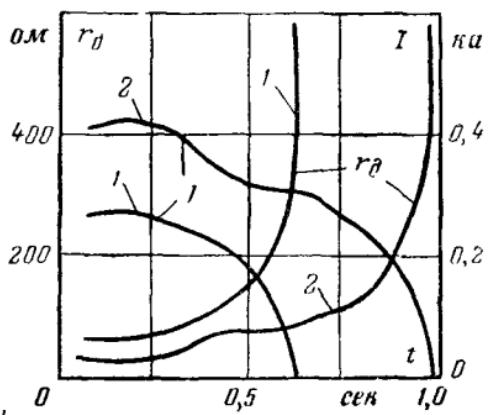


Рис. 1-1. Кривые изменения во времени тока и сопротивления самопогасающей открытой дуги на линии 110 кв с деревянными опорами.

1, 2 — номера опытов.

переходного сопротивления. Поэтому, когда требуется найти возможные наибольшие величины токов, исходят из наиболее тяжелых условий, считая, что в месте замыкания отсутствуют какие-либо переходные сопротивления¹.

В трехфазных системах с заземленной нейтралью различают следующие основные виды коротких замыканий в одной точке:

- а) трехфазное;
- б) двухфазное;
- в) однофазное;

г) двухфазное на землю, т. е. замыкание между двумя фазами с одновременным замыканием той же точки на землю.

Трехфазное короткое замыкание является симметричным, так как при нем все фазы остаются в одинаковых условиях². Напротив, все остальные виды коротких замыканий являются несимметричными, поскольку при каждом из них фазы находятся уже в неодинаковых условиях; поэтому системы токов и напряжений при этих видах короткого замыкания в той или иной мере искажены.

Многолетняя аварийная статистика по союзным и зарубежным системам показывает, что при глухозаземленной нейтрали относительная вероятность различных основных видов короткого замыкания характеризуется примерными данными табл. 1-1. В той же таблице показаны рекомендуемые сокращенные обозначения каждого вида короткого замыкания.

Как видно из этой таблицы, подавляющее число коротких замыканий связано с замыканием на землю, в то время как трехфазное короткое замыкание является очень редким. Однако отсюда было бы неправильным делать вывод, что трехфазное короткое замыкание можно вообще оставить без внимания. Поскольку оно все же возможно, с ним следует считаться, тем более что оно иногда может быть решающим для окончательного суждения относительно возможности работы в условиях короткого замыкания. Само изучение процесса трехфаз-

¹ Учет переходных сопротивлений и контактных соединений при выполнении расчетов коротких замыканий для установок напряжением до 1 000 в имеет особое значение (§ 17-5).

² При наличии переходных сопротивлений симметрия сохраняется лишь при равенстве этих сопротивлений.

Таблица 1-1

Относительная вероятность и сокращенные обозначения основных видов короткого замыкания

Виды короткого замыкания	Принципиальная схема	Буквенное обозначение на схемах места и вида короткого замыкания	Относительная вероятность короткого замыкания, %
Трехфазное		$K^{(3)}$	5
Двухфазное		$K^{(2)}$	10
Однофазное		$K^{(1)}$	65
Двухфазное на землю		$K^{(1,1)}$	20

ного короткого замыкания особенно важно в связи с тем, что применение метода симметричных составляющих позволяет величины токов и напряжений прямой последовательности любого несимметричного замыкания определять как соответственные величины при некоторых условных трехфазных замыканиях.

Здесь нелишне также отметить, что процесс включения любого трехфазного приемника или невозбужденного синхронного генератора или двигателя по существу можно рассматривать как трехфазное короткое замыкание за некоторым сопротивлением.

Иногда в процессе развития аварии первоначальный вид короткого замыкания переходит в другой вид короткого замыкания. Так, например, в кабельных сетях (с трехжильными кабелями) несимметричные короткие замыкания часто переходят в трехфазные короткие замыкания, так как образовавшаяся при повреждении в кабеле электрическая дуга быстро разрушает изоляцию между его жилами.

Несимметричные короткие замыкания, а также несимметричные нагрузки по существу представляют различные виды поперечной несимметрии.

Нарушение симметрии какого-либо промежуточного элемента трехфазной цепи (например, отключение одной фазы линии передачи и т. п.) называют продольной несимметрией.

Возможны случаи, когда одновременно возникает несколько несимметрий одинакового или различного вида. Так, например, при обрыве провода воздушной линии один его конец, расположенный близко к точке подвеса, остается изолированным, а другой, упав на землю, образует однофазное короткое замыкание. Здесь одновременно возникают продольная и поперечная несимметрии. В качестве другого примера, когда возникают несимметрии одного вида, может служить так называемое двойное замыкание на землю, т. е. одновременное замыкание на землю разных фаз в различных точках сети, работающей с изолированной нейтралью.

Все виды повреждений, сопровождающихся многократной несимметрией, называют сложными. К ним, очевидно, относится также любое несимметричное короткое замыкание в сети, работающей в неполнофазном режиме.

Практикой эксплуатации электрических систем установлено, что большая часть возникающих повреждений, особенно на воздушных линиях, имеет проходящий характер, т. е. повреждения самоустраниются после отключения поврежденного участка и не возникают вновь при обратном включении его. Примером такого самоустраняющегося повреждения может служить обычное перекрытие по поверхности гирлянды изоляторов линии, вызванное грозовым разрядом. После отключения линии электрическая прочность воздушного промежутка восстанавливается в течение небольшого отрезка времени, необходимого для дезонизации воздуха в месте перекрытия.

В соответствии с этим широкое применение нашло автоматическое повторное включение (АПВ) цепей и особенно воздушных линий. Поскольку на последних преобладают замыкания одной фазы, у них производят иногда отключение только поврежденной фазы с последующим однофазным автоматическим повторным включением (ОАПВ). Наконец, помимо однократного выпол-

няют также многократное автоматическое повторное включение с соответствующими интервалами времени его действия.

Наглядной иллюстрацией эффективности автоматического повторного включения служат данные табл. 1-2, представляющие показатели работы устройств автоматического повторного включения по всем союзным энергосистемам за пятилетие 1962—1966 гг. [Л. 14].

Таблица 1-2

Показатели работы автоматического повторного включения по всем энергосистемам Союза за 1962—1966 гг. (в процентах)

Место установки АПВ	Трехфазное АПВ				Однофазное АПВ одно-кратного дей-ствия	
	однократного действия		многократно-го действия			
	успеш-но	неус-пешно	успеш-но	неус-пешно	успеш-но	неус-пешно
Воздушные линии 2—10 кв	53,5	46,5	56,2	43,8	—	—
То же 20—35 кв	69,5	30,5	78,1	21,9	—	—
" " 110—154 кв	75,0	25,0	80,5	19,5	73,2	26,8
" " 220—330 кв	76,5	23,5	77,2	22,8	80,7	19,3
" " 400—500 кв	67,0	33,0	—	—	59,5	40,5
Смешанные линии	56,2	43,8	68,3	31,7	—	—
Кабельные линии всех на- пряжений	45,3	54,7	43,0	57,0	—	—
Шины	64,8	25,2	—	—	—	—
Трансформаторы	60,0	40,0	—	—	—	—
Средние по всем АПВ дан- ного исполнения	58,2	41,8	69,2	30,8	73,0	27,0

Как видно, на воздушных линиях относительное число самоустраниющихся повреждений, которому соответствует успешная работа автоматического повторного включения, составляет значительное большинство (преимущественно у линий 20—330 кв) всех повреждений на них, причем успешная работа АПВ многократного действия несколько выше, чем однократного действия. Последнее указывает на то, что для самоустраниния повреждения иногда требуется больше времени, чем интервал до первого повторного включения.

В кабельных линиях, как и следовало ожидать, число самоустраниющихся повреждений заметно меньше, чем

в воздушных. Оно составляет примерно половину общего числа повреждений в кабелях.

Интересно отметить, что даже у трансформаторов больше половины всех повреждений являются самоустраниющимися.

При неуспешном автоматическом повторном включении, т. е. когда возникшее повреждение в цепи сохранилось, переходный процесс состоит из нескольких этапов. Первый из них наступает в момент возникновения короткого замыкания и продолжается до отключения поврежденного участка. Вторым этапом является пауза (порядка 0,5 сек и более) до момента повторного включения, с которого наступает третий этап, продолжающийся до нового отключения того же участка. При многократном автоматическом повторном включении число этапов соответственно возрастает¹. При применении однофазного автоматического повторного включения в течение паузы перед повторным включением в системе сохраняется местная продольная несимметрия (отключена одна фаза).

Когда повреждение происходит в узле, связывающем несколько цепей, или на участке с двусторонним питанием, переходный процесс дополнительно усложняется тем, что отключение этих цепей или соответственно участка с его обоих концов обычно происходит неодновременно (каскадное отключение).

Каждый из указанных этапов наступает, когда переходный процесс предшествующего этапа еще не закончен. Иными словами, процесс короткого замыкания при неуспешном автоматическом повторном включении состоит из неоднократно сменяющихся переходных процессов.

Форсировка возбуждения синхронных машин, которую обеспечивают специальные устройства автоматического регулирования возбуждения (APB), происходит при снижении напряжения; обычно оно вызвано каким-либо нарушением нормально-го режима машины. Следовательно, здесь также на возникший переходный процесс накладывается дополнительный переходный процесс нарастания возбуждения машины.

¹ Пауза перед вторым повторным включением значительно больше, чем перед первым таким включением. Она определяется характеристиками самого выключателя.

При повреждении обмоток синхронной машины помимо отключения последней от сети производят быстрое ее развозбуждение путем гашения магнитного

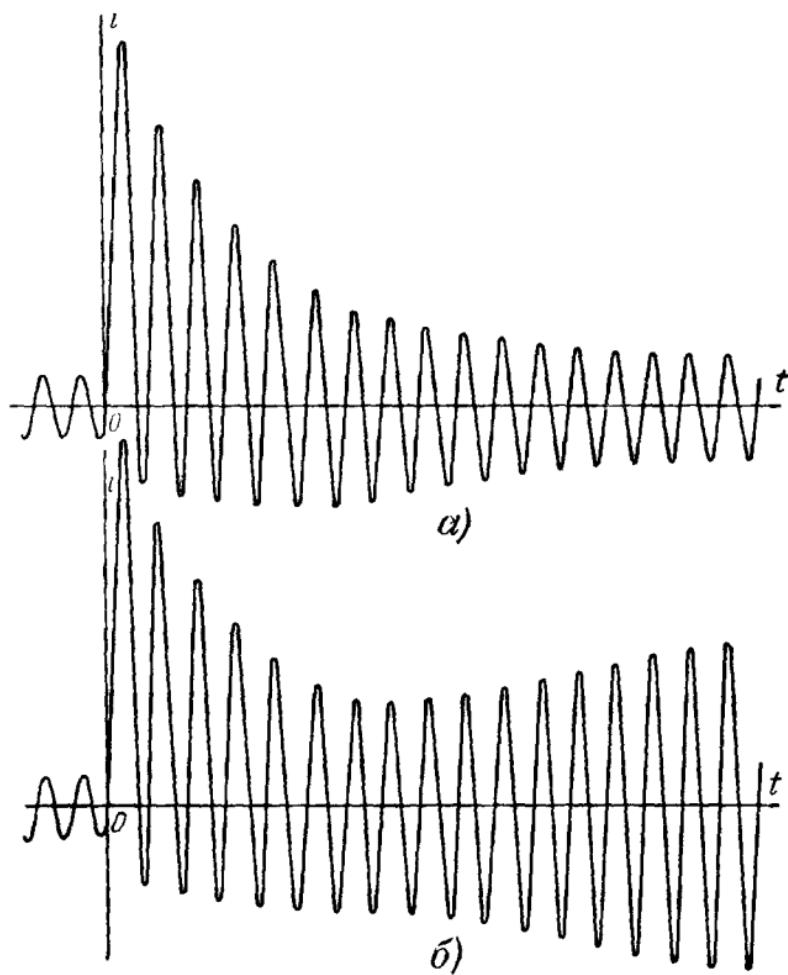


Рис. 1-2. Осциллограммы токов при внезапном коротком замыкании

а — при отсутствии автоматического регулирования возбуждения, б — при наличии такого регулирования

поля. Процесс такого гашения имеет свои особенности и, чтобы обеспечить сохранность машины, на него налагаются определенные ограничения.

Для иллюстрации процесса короткого замыкания на рис 1-2 приведены типичные осциллограммы тока короткого замыкания при отсутствии автоматического регулирования возбуждения (рис. 1-2, а) и при наличии его

(рис. 1-2,б). В начальной стадии обе осциллограммы практически одинаковы. Это объясняется тем, что здесь их характер определяется главным образом затуханием возникших свободных токов, а нарастание тока возбуждения от действия АРВ благодаря магнитной инерции еще очень мало. В дальнейшем, как видно, при отсут-

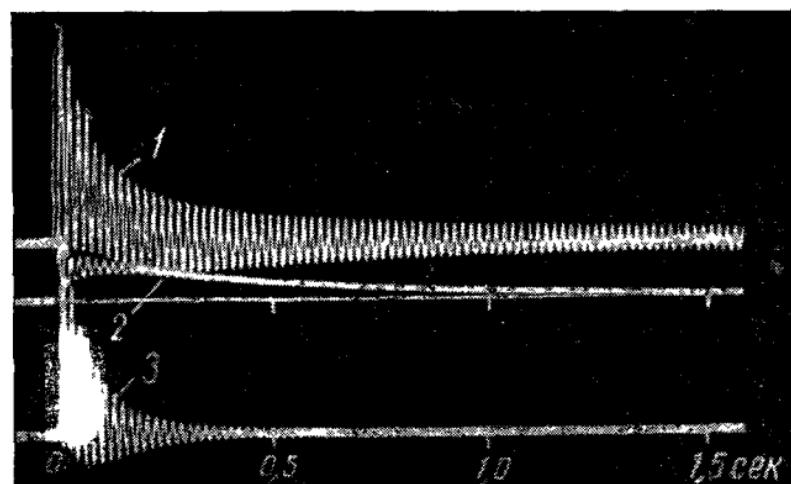


Рис. 1-3. Осциллограммы токов в фазе статора (1), обмотке возбуждения (2) и продольной демпферной обмотке (3) синхронного генератора при трехфазном коротком замыкании на его выводах.

ствии АРВ кривая постепенно переходит в синусоиду нового установившегося режима. При наличии АРВ амплитуда кривой тока, достигнув некоторого наименьшего значения, вновь возрастает, стремясь к установившемуся значению, которое, естественно, больше, чем при отсутствии АРВ. Возрастающий характер кривой тока при наличии АРВ обычно получается при заметной удаленности короткого замыкания относительно генератора.

Для дополнительной иллюстрации характерных переходных процессов приведем еще несколько осциллограмм. На рис. 1-3 показаны осциллограммы токов в фазе статора, обмотке возбуждения и продольной демпферной обмотке синхронного генератора мощностью 50 Мвт при внезапном трехфазном коротком замыкании на его выводах. До короткого замыкания генератор работал на холостом ходу и его АРВ было отключено. На рис. 1-4 приведены осциллограммы тока фазы статора асинхрон-

ного двигателя 600 квт и потребляемой им активной мощности при трехфазном коротком замыкании вблизи двигателя и при его дальнейшем самозапуске после отключения короткого замыкания (спустя примерно 1,2 сек).

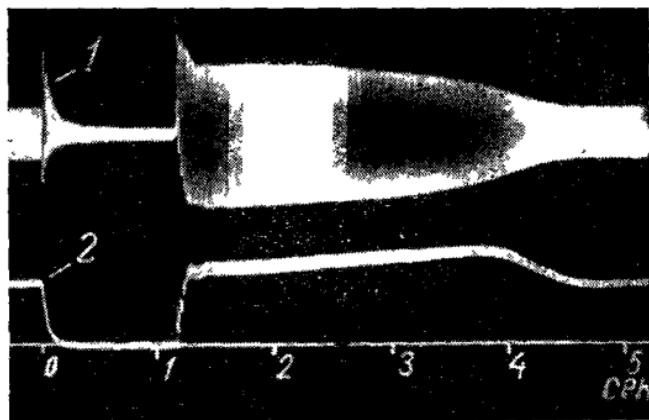


Рис. 1-4 Осциллограммы тока фазы статора асинхронного двигателя (1) и потребляемой им активной мощности (2) при трехфазном коротком замыкании и при самозапуске двигателя после отключения короткого замыкания.

1-2. Причины возникновения и следствия

Основной причиной возникновения рассматриваемых в дальнейшем электромагнитных переходных процессов являются преимущественно короткие замыкания. Последние в свою очередь являются результатом нарушений изоляции электрического оборудования, которые вызываются старением изоляционных материалов, перенапряжениями, недостаточно тщательным уходом за оборудованием и непосредственными механическими повреждениями (например, повреждение кабеля при выполнении земляных работ без должной осторожности и т. п.). В практике наблюдалась случаи, когда короткие замыкания возникали от перекрытия токоведущих частей животными и птицами.

При осуществлении упрощенных схем электрических соединений понижающих подстанций, как известно,

Используют специальные аппараты — короткозамыкатели (одно- и двухфазные); последние создают преднамеренные короткие замыкания с целью быстрых отключений ранее возникших повреждений.

Таким образом, наряду с короткими замыканиями случайного характера в системе имеют место также преднамеренные короткие замыкания, вызываемые действием установленных короткозамыкателей.

Социалистическое хозяйство предъявляет особые требования к безаварийному электроснабжению всех потребителей электроэнергии. Поэтому внимание и усилия работников в области электроэнергетики должны быть направлены на соблюдение этих требований. Для этого должно быть в первую очередь обеспечено строгое соблюдение Правил технической эксплуатации электрических установок. Помимо того, требуется непрерывное повышение качества продукции, выпускаемой электротехнической промышленностью.

В зависимости от места возникновения и продолжительности повреждения его последствия могут иметь местный характер или, напротив, могут отражаться на всей системе.

Так, например, при коротком замыкании в удаленной точке сети величина тока короткого замыкания составляет лишь незначительную долю номинального тока питанияющих генераторов и возникновение такого короткого замыкания воспринимается ими как небольшое увеличение нагрузки. Сильное снижение напряжения получается вблизи места трехфазного короткого замыкания, в то время как в других точках системы наблюдается едва заметное снижение напряжения, причем от действия автоматического регулирования возбуждения оно быстро восстанавливается до нормального. Следовательно, при рассматриваемых условиях опасные последствия короткого замыкания проявляются лишь в ближайших к месту короткого замыкания частях системы.

Аналогичная картина, но выраженная не в столь резкой форме, наблюдается при пуске крупных двигателей, синхронных компенсаторов, при включении генераторов способом самосинхронизации, а также при их несинхронном включении.

Обрыв фазы слабо загруженной цепи, очевидно, не вызовет каких-либо существенных изменений режима в системе. Напротив, такой обрыв в цепи с большим на-

грузочным током может привести к весьма существенным изменениям токов и напряжений в системе.

Ток короткого замыкания даже в тех случаях, когда он мал по сравнению с номинальным током генератора, обычно во много раз превышает номинальный ток самой аварийной ветви. Поэтому и при кратковременном прохождении тока короткого замыкания он может вызвать дополнительный нагрев токоведущих элементов и проводников выше допустимого.

Кроме теплового действия, токи короткого замыкания вызывают между проводниками большие механические усилия, которые особенно велики в начальной стадии процесса короткого замыкания, когда ток достигает максимума. При недостаточной прочности проводников и их креплений они могут быть разрушены при коротком замыкании. Равным образом это относится к электрическим машинам и аппаратам, надежность которых может быть обеспечена при учете всех проявлений коротких замыканий.

Глубокое снижение напряжения и резкое искажение его симметрии, которые возникают при коротких замыканиях и образовании продольной несимметрии, вредно отражаются на работе потребителей. Так, уже при понижении напряжения на 30—40% в течение 1 сек и более достаточно загруженные двигатели промышленного предприятия могут остановиться, что вызовет народнохозяйственный ущерб. Оставаясь включенными в сеть, остановившиеся двигатели могут вызвать дальнейшее снижение напряжения в сети, т. е. полное нарушение нормального электроснабжения не только данного предприятия, но и за его пределами. Следует подчеркнуть, что ряд промышленных производств вообще не допускает никаких (даже кратковременных) перерывов в подаче энергии.

При замыканиях на землю возникают неуравновешенные системы токов. Они способны создавать магнитные потоки, которые достаточны, чтобы в соседних линиях связи и сигнализации навести э. д. с., величины которых могут быть опасны для обслуживающего персонала и аппаратуры этих линий. Заметные мешающие влияния на линии связи возникают также при продольной несимметрии в системе.

Наконец, при задержке отключения короткого замыкания сверх допустимой продолжительности может

произойти нарушение устойчивости электрической системы, что является в сущности одним из наиболее опасных последствий короткого замыкания, так как оно отражается на работе всей системы.

1-3. Назначения расчетов и требования к ним

При проектировании и эксплуатации электрических установок и систем для решения многих технических вопросов и задач требуется предварительно произвести ряд расчетов, среди которых заметное место занимают расчеты электромагнитных переходных процессов и, в частности, процессов при внезапном коротком замыкании.

Под расчетом электромагнитного переходного процесса обычно понимают вычисление токов и напряжений в рассматриваемой схеме при заданных условиях. В зависимости от назначения такого расчета находят указанные величины для заданного момента времени или находят их изменения в течение всего переходного процесса. При этом решение обычно проводится для одной или нескольких ветвей и точек схемы.

К числу задач, для практического решения которых производят такие расчеты, относятся:

а) сопоставление, оценка и выбор схемы электрических соединений как отдельных установок (станций, подстанций), так и системы в целом;

б) выявление условий работы потребителей при аварийных режимах;

в) выбор аппаратов и проводников и их проверка по условиям работы при коротких замыканиях;

г) проектирование и настройка устройств релейной защиты и автоматизации;

д) определение условий несинхронного включения синхронных машин и включения их способом самосинхронизации;

е) конструктивные решения элементов распределительных устройств и, в частности, шинопроводов на большие рабочие токи;

ж) определение числа заземленных нейтралей и их размещения в системе;

з) выбор числа и мощности компенсирующих дугогасящих устройств;

- и) определение влияния линий электропередачи на провода связи и сигнализации;
- к) проектирование и проверка защитных заземлений;
- л) подбор характеристик разрядников для защиты от перенапряжений (включая защиту конденсаторов установок продольной компенсации);
- м) оценка и определение параметров устройств гашения поля синхронных машин;
- н) оценка и выбор систем возбуждения синхронных машин;
- о) проведение различных испытаний;
- п) анализ произошедших аварий.

Особенностью расчетов при решении задач, встречающихся в эксплуатации, является необходимость учета конкретных условий рассматриваемого переходного процесса. Напротив, при проектировании часто довольствуются приближенными данными. Поэтому в первом случае требуется большая точность.

Так, например, благодаря тому, что интервалы между параметрами, характеризующими различные типы аппаратов в отношении их устойчивости при коротких замыканиях, достаточно большие, точность расчета для выбора таких аппаратов может быть невелика. Напротив, точность расчета для целей релейной защиты и автоматизации обычно должна быть значительно выше. Здесь, как впрочем и в ряде других случаев, часто требуется выявлять как наибольшие, так и наименьшие возможные величины токов и напряжений, сдвиг между ними в отдельных фазах или между отдельными их симметричными составляющими, их распределение в схеме и т. п.

Неменьшие требования предъявляются к расчетам для анализа аварий, а также к расчетам, проводимым для различных исследовательских целей.

Краткие сведения о расчетных условиях даны в § 2-2.

Глава вторая

ОБЩИЕ УКАЗАНИЯ К ВЫПОЛНЕНИЮ РАСЧЕТОВ

2-1. Основные допущения

Как отмечалось выше, расчет электромагнитного переходного процесса в современной электрической системе с учетом всех имеющих место условий и факторов

чрезвычайно сложен и практически невыполним. Поэтому, чтобы упростить задачу и сделать ее решение практически возможным, вводят ряд допущений. Последние зависят прежде всего от характера и постановки самой задачи. Те допущения, которые вполне пригодны при решении одной задачи, могут быть совершенно неприемлемыми при решении другой.

Каждый из практических методов расчета электромагнитных переходных процессов, в частности процесса при коротком замыкании, основан на некоторых допущениях, касающихся преимущественно возможности использования упрощенных представлений об изменении свободных токов в сложных схемах с несколькими источниками, о разных способах учета автоматического регулирования возбуждения синхронных машин и т. п. С ними читатель познакомится в ходе дальнейшего изложения материала. Здесь же остановимся только на тех основных допущениях, которые обычно принимают при решении большинства практических задач, связанных с определением токов и напряжений при электромагнитных переходных процессах. К числу таких допущений следует отнести:

а) Отсутствие насыщения магнитных систем. При этом все схемы оказываются линейными, расчет которых значительно проще; в частности, здесь могут быть использованы любые формы принципа наложения.

б) Пренебрежение токами намагничивания трансформаторов и автотрансформаторов. Единственным исключением из этого допущения является случай, когда трехстержневой трансформатор с соединением обмоток Y_0/Y_0 включен на напряжение нулевой последовательности (см. § 12-5).

в) Сохранение симметрии трехфазной системы. Она нарушается обычно лишь для какого-либо одного элемента, что происходит в результате его повреждения, или преднамеренно по специальным соображениям (см. гл. 15).

г) Пренебрежение емкостными проводимостями. Это допущение обычно является уместным и заметно не искажает результаты решения, если в рассматриваемой схеме нет продольной компенсации индуктивности цепи, а также дальних линий передач напряжением выше 220 кВ. При рассмотрении простых замыканий на землю (см. § 17-2) это допущение, разумеется, совсем непри-

годно, так как в данном случае ток замыкается именно через емкостные проводимости.

д) Приближенный учет нагрузок. В зависимости от стадии переходного процесса нагрузку приближенно характеризуют некоторым постоянным сопротивлением, обычно чисто индуктивным (см. § 5-4 и § 6-5).

е) Отсутствие активных сопротивлений. Это допущение в известной мере условно. Оно приемлемо при определении начальных и конечных значений отдельных величин, характеризующих переходный процесс в основных звеньях высокого напряжения электрической системы; при этом приближенный учет активных сопротивлений находит отражение при оценке постоянных времени затухания свободных составляющих рассматриваемых величин. В тех же случаях, когда подобный расчет проводится для протяженной кабельной или воздушной сети с относительно небольшими сечениями проводников (особенно линии со стальными проводами), а также для установок и сетей напряжением до 1 кв, данное допущение непригодно (см. гл. 17).

ж) Отсутствие качаний синхронных машин. Если задача ограничена рассмотрением лишь начальной стадии переходного процесса (т. е. в пределах 0,1—0,2 сек с момента нарушения режима до отключения повреждения), это допущение обычно не вносит заметной погрешности (особенно в токе в месте повреждения). Однако при возникновении существенных качаний или выпадении машин из синхронизма достаточно надежный результат может быть получен лишь с учетом (хотя бы приближенным) такого процесса (см. гл. 19).

2-2. Понятие о расчетных условиях

В соответствии с целевым назначением проводимого на практике расчета электромагнитного переходного процесса устанавливают исходные расчетные условия. Они весьма разнообразны и при решении разных задач могут быть даже противоположными.

Так, например, для выбора выключателя по условиям его работы при коротком замыкании должны быть определены соответствующие возможные наибольшие величины тока короткого замыкания. С этой целью исходят из предположения, что короткое замыкание происходит в то время, когда включено наибольшее число гене-

раторов, что вид короткого замыкания такой, при котором ток достигает наибольшей величины, что короткое замыкание металлическое и что оно произошло непосредственно у выводов самого выключателя. Помимо того, здесь устанавливают расчетное время размыкания контактов выключателя и цикл производимых им операций (включение и отключение).

Для выбора трубчатого разрядника требуется знать не только наибольшую, но и возможную наименьшую величину тока короткого замыкания, для определения которой, разумеется, должны быть приняты совсем иные расчетные условия.

Большое разнообразие расчетных условий встречается при выполнении расчетов для выбора и настройки устройств релейной защиты и автоматики. В них устанавливаются исходные предшествующие режимы заданной системы, число и расположение заземленных нейтралей, виды повреждений, последовательность отключения поврежденного участка и т. п.

При решении вопроса гашения поля синхронной машины в качестве расчетного режима может быть как режим короткого замыкания, так и холостого хода.

Приведенные примеры показывают, сколь велико разнообразие расчетных условий. Обоснование расчетных условий для конкретных технических задач (с учетом вероятности отдельных факторов) является одним из важных вопросов соответствующих специальных дисциплин.

2-3. Система относительных единиц

Представление любых физических величин не в обычных для них соответствующих именованных единицах, а в относительных, безразмерных единицах позволяет существенно упростить некоторые теоретические выкладки и придать им более общий характер. Равным образом и в практических расчетах такое представление величин придает результатам большую наглядность и позволяет быстрее ориентироваться в порядке определяемых значений. Благодаря этому система относительных единиц широко используется, хотя на первый взгляд она может казаться несколько искусственной и даже излишней.

С выражением величин в относительных единицах (в долях или процентах) читатель уже встречался при изучении электрических машин, где реактивности обычно выражают в долях единицы, напряжения короткого замыкания трансформаторов — в процентах, пусковые токи и моменты асинхронных двигателей — в кратностях от их номинальных значений и т. д. Теперь нам нужно познакомиться с системой относительных единиц в более широком аспекте, имея в виду использование ее при решении различных вопросов и задач для схем с произвольным числом всевозможных элементов.

Напомним, что под относительным значением какой-либо величины следует понимать ее отношение к другой одноименной величине, выбранной за единицу измерения. Следовательно, чтобы выразить отдельные величины в относительных единицах, нужно прежде всего выбрать те величины, которые должны служить соответственными единицами измерения, или, как говорят, установить базисные единицы (или условия).

Пусть за базисный ток и базисное междуфазное напряжение приняты некоторые произвольные величины I_b и U_b . Тогда базисная мощность трехфазной системы, очевидно, будет:

$$S_b = \sqrt{3} U_b I_b \quad (2-1)$$

и базисное сопротивление

$$z_b = \frac{U_b}{\sqrt{3} I_b}, \quad (2-2)$$

т. е. оно подчинено закону Ома, чтобы обеспечить тождественную запись этого закона как в именованных, так и в относительных единицах.

Как видно, из четырех базисных единиц I_b , U_b , S_b и z_b только две могут быть выбраны произвольно, а две другие уже получаются из указанных соотношений. Фазные и междуфазные базисные напряжения, а также фазные и линейные базисные токи связаны между собой известными соотношениями для симметричной трехфазной системы. Следует особо подчеркнуть, что выбранные базисные единицы служат для измерения как полных величин, так и их составляющих (активных, реактивных и пр.).

Таким образом, при выбранных базисных условиях относительные значения э. д. с., напряжения, тока, мощности и сопротивления будут:

$$E_{(б)}^* = E/U_6; \quad (2-3)$$

$$U_{(б)}^* = U/U_6; \quad (2-4)$$

$$I_{(б)}^* = I/I_6; \quad (2-5)$$

$$S_{(б)}^* = S/S_6; \quad (2-6)$$

$$z_{(б)}^* = z/z_6, \quad (2-7)$$

где звездочка указывает, что величина выражена в относительных единицах, а индекс (б) — что она приведена к базисным условиям. Эти индексы, как и многие другие, часто опускают, если смысл выражения ясен из текста.

Относительные фазные и междуфазные напряжения численно одинаковы; равным образом численно одинаковы относительные фазная мощность и мощность трех фаз.

Используя (2-2), можно формальное определение относительного сопротивления по (2-7) представить в ином виде:

$$z_{(б)}^* = \frac{z}{z_6} = \frac{\sqrt{3}I_6 z}{U_6}, \quad (2-8)$$

или, иначе,

$$z_{(б)}^* = z \frac{S_6}{U_6^2}, \quad (2-9)$$

где z — заданное сопротивление, ом на фазу;

I_6 — базисный ток, $\text{ка} (a)$;

U_6 — базисное междуфазное напряжение, $\text{кв} (в)$;

S_6 — базисная мощность, $\text{Мва} (в)$.

Из последних выражений следует, что относительное сопротивление численно равно относительному падению напряжения в данном элементе при протекании через него принятого базисного тока (или мощности).

Поскольку выбор базисных условий произволен, то одна и та же действительная величина может иметь различные численные значения при выражении ее в относительных единицах. Обычно относительные сопротивления

элементов задаются при номинальных условиях (т. е. при I_n или S_n и U_n). Их величины определяются по (2-8) и (2-9), где базисные единицы должны быть заменены соответственными номинальными, т. е.

$$z_{(n)} = \frac{\sqrt{3} I_n z}{U_n} \quad (2-8a)$$

и

$$z_{(n)} = z \frac{S_n}{U_n^2}. \quad (2-9a)$$

Иногда относительные величины выражают не в долевых единицах, а в процентах. Связь между такими выражениями очевидна; так, например,

$$z\% = 100z. \quad (2-10)$$

Активное сопротивление трансформатора весьма мало. Поэтому, пренебрегая им, можно считать, что задаваемое в процентах напряжение короткого замыкания трансформатора $u_{k\%} = z\% \approx x\%$. Если при этом принять, что индуктивное сопротивление рассеяния трансформатора приближенно изменяется пропорционально квадрату числа витков его обмоток (что довольно близко к действительности), то заданное значение $u_{k\%}$ следует считать от напряжения холостого хода того ответвления регулируемой обмотки, которое установлено у трансформатора.

Для выполнения расчета в относительных единицах нужно все э. д. с. и сопротивления элементов схемы выразить в относительных единицах при выбранных базисных условиях. Если они заданы в именованных единицах, то для перевода их в относительные единицы служат выражения (2-3), (2-8) или (2-9). Когда же они заданы в относительных единицах при номинальных условиях, то их пересчет к базисным условиям нужно производить по следующим очевидным соотношениям:

$$E_{(6)} = E_{(n)} \frac{U_n}{U_6}; \quad (2-11)$$

$$z_{(6)} = z_{(n)} \frac{I_6}{I_n} \frac{U_n}{U_6} \quad (2-12)$$

или

$$z_{(6)} = z_{(n)} \frac{S_6}{S_n} \frac{U_n^2}{U_6^2}. \quad (2-13)$$

При выборе базисных условий следует руководствоваться соображениями, чтобы вычислительная работа была по возможности проще и порядок числовых значений относительных базисных величин был достаточно удобен для оперирования с ними. Для базисной мощности S_b целесообразно принимать простое круглое число (1 000 Мвт, 100 Мвт и т. п.), а иногда часто повторяющуюся в заданной схеме номинальную мощность (или кратную ей). За U_b рекомендуется принимать U_n или близкое к нему. При $U_b = U_n$ пересчет относительных э. д. с. вообще отпадает ($E_{(b)} = E_{(n)}$), а выражения для пересчета относительных сопротивлений принимают более простой вид:

$$z_{(b)} = z_{(n)} \frac{I_b}{I_n} \quad (2-12a)$$

и

$$z_{(b)} = z_{(n)} \frac{S_b}{S_n}. \quad (2-13a)$$

Равенство $U_b = U_n$, вообще говоря, соблюдается только для части элементов, так как напряжения U_n элементов одной и той же электрической цепи в общем случае могут быть неодинаковы. Однако это различие сравнительно мало (в пределах $\pm 10\%$) и в приближенных расчетах им часто пренебрегают, полагая U_n всех элементов одной ступени напряжения одинаковыми и равными некоторому среднему номинальному напряжению U_{cp} для этой цепи (см. § 2-4). Исключение целесообразно делать для реакторов, поскольку они составляют обычно значительную часть общего сопротивления цепи, определение которого всегда желательно производить с большей точностью. В тех случаях, когда реакторы использованы на напряжениях ниже их номинальных напряжений (например, реактор 10 квт в установке 6 квт и т. п.), пересчет их относительных сопротивлений по напряжениям, конечно, обязателен.

Пример 2-1. Асинхронный двигатель АД через кабель Кб и реактор Р присоединен к шинам (рис. 2-1), напряжение на которых поддерживается практически неизменным и равным 6,3 квт. Определить величины тока и момента при пуске этого двигателя, выразив их в долях от его соответствующих номинальных величин.

Данные: асинхронный двигатель АД 2 500 квт, 6 квт, $\cos \phi = 0,9$, $\eta = 96\%$, $I_{пуск}^* = 5,6$, $M_{пуск,н}^* = 0,9$. Реактор Р — 10 квт, 400 а, $x_{\%}^* = 3\%$. Кабель Кб — 1,25 км, $x = 0,071 \text{ ом/км}$.

Примем за базисные величины номинальные данные двигателя,
т.е.

$$U_6 = 6 \text{ кВ}, \quad S_6 = \frac{2500}{0,9 \cdot 0,96} = 2900 \text{ ква}$$

и соответственно

$$I_6 = \frac{2900}{\sqrt{3} \cdot 6} = 280 \text{ а.}$$

Относительная реактивность двигателя при пуске составляет:

$$x = \frac{1}{5,6} = 0,18.$$

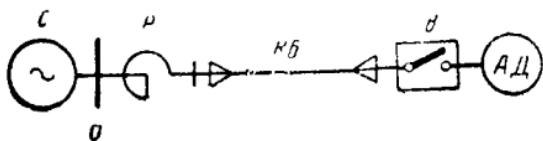


Рис. 2-1. Схема к примеру 2-1.

Относительные базисные реактивности реактора и кабеля будут:

$$x_P = \frac{3}{100} \cdot \frac{280}{400} \cdot \frac{10}{6} = 0,035$$

$$x_{K6} = 0,071 \cdot 1,25 \cdot \frac{2,9}{6^2} = 0,007.$$

Относительное базисное напряжение на шинах источника составляет:

$$U_* = \frac{6,3}{6} = 1,05.$$

Искомая величина пускового тока будет:

$$I_{\text{пуск}} = \frac{1,05}{0,035 + 0,007 + 0,18} = 4,74.$$

Для определения пускового момента предварительно находим напряжение у двигателя при пуске:

$$U = 4,74 \cdot 0,18 = 0,85;$$

следовательно, искомый пусковой момент составляет:

$$M_{\text{пуск}} = \frac{U^2}{*} M_{\text{пуск.н}} = 0,85^2 \cdot 0,9 = 0,648.$$

Выше рассмотрены величины, с которыми преимущественно приходится оперировать при выполнении обычных расчетов.

ных электрических расчетов. Однако, как отмечалось ранее, в системе относительных единиц можно выразить любые физические величины, в том числе и неэлектрические. Остановимся на определении относительных значений тех величин, с которыми придется иметь дело в дальнейшем.

За единицу измерения угловых скоростей обычно принимают синхронную угловую скорость ω_c , т. е. $\omega_b = \omega_c$. Тогда произвольная угловая скорость в относительных базисных единицах будет:

$$\underline{\omega}_{(б)} = \frac{\omega}{\omega_b} = \frac{\omega}{\omega_c}. \quad (2-14)$$

Соответственно этому в качестве базисных единиц принимают:

для индуктивности

$$L_b = \frac{z_b}{\omega_b} = \frac{z_b}{\omega_c};$$

для потокосцепления

$$\Psi_b = \frac{U_b}{\omega_b} = \frac{U_b}{\omega_c},$$

т. е. потокосцепление, индукирующее при базисной угловой скорости базисное напряжение.

Таким образом, при указанных базисных единицах и сохранении угловой скорости неизменной и равной синхронной, очевидно, имеем:

$$\underline{x}_{(б)} = \underline{\omega}_c \underline{L}_{(б)} = \underline{L}_{(б)}; \quad (2-15)^*$$

$$\underline{\Psi}_{(б)} = \underline{I}_{(б)} \underline{L}_{(б)} = \underline{I}_{(б)} \underline{x}_{(б)}; \quad (2-16)$$

$$\underline{E}_{(б)} = \underline{\omega}_c \underline{\Psi}_{(б)} = \underline{\Psi}_{(б)}, \quad (2-17)$$

т. е. при этих условиях индуктивное сопротивление численно равно индуктивности, а потокосцепление численно равно э. д. с. или соответствующему падению напряжения

Подобная возможность замены одних относительных величин численно равными им другими представляет одно из существенных достоинств системы относительных единиц.

* Вместо индуктивности L здесь может быть также взаимная индуктивность M .

Время также можно выражать в относительных единицах. За единицу его измерения обычно принимают время, в течение которого ротор машины при синхронной скорости вращения повернется на один электрический радиан, т. е. базисное время $t_b = 1/\omega_c$, что при частоте 50 Гц составляет $t_b = 1/314$ сек. Следовательно, время, выраженное в относительных единицах, будет:

$$t_{(б)} = \frac{t}{t_b} = \omega_c t; \quad (2-18)$$

при $f = 50$ Гц

$$t_{(б)} = 314t. \quad (2-18a)$$

Для постоянной времени контура с L и r имеем:

$$T = \frac{L}{r} = \frac{x}{\omega_c r} = \frac{x_{(б)}}{\omega_c r_{(б)}}, \text{ сек},$$

чтобы перевести в относительные единицы, достаточно по (2-18) ее умножить на ω_c :

$$T = \omega_c T = \omega_c \frac{L}{r} = \frac{x}{r} = \frac{x_{(б)}}{r_{(б)}}.$$

Таким образом, относительная величина постоянной времени равна отношению индуктивного и активного сопротивлений, выраженных в именованных или относительных единицах.

Применение системы относительных единиц к цепям с магнитными связями, а также для роторных цепей электрических машин, где имеют место некоторые особенности, рассмотрено далее.

2-4. Составление схемы замещения

При наличии трансформаторов (или автотрансформаторов) в схеме для упрощения проводимых расчетов такую схему целесообразно предварительно представить схемой замещения, т. е. имеющиеся в ней магнитно связанные цепи заменить одной эквивалентной электрически связанной цепью. Составление такой схемы замещения сводится к приведению параметров элементов и э. д. с. различных ступеней трансформации заданной схемы к какой-либо одной ступени, выбранной за основную. Само приведение осуществляется на основе соотношений, которые вытекают из известной теории трансформатора.

Чтобы исключить учет группы соединения обмоток трансформатора, в дальнейшем используем коэффициент трансформации, определяемый в соответствии с ранее принятым допущением (см. § 2-1) как отношение между фазных напряжений холостого хода его обмоток при установленных на них ответвлениях.

Пусть цепь некоторой ступени напряжения схемы связана с выбранной в этой схеме основной ступенью рядом каскадно включенных трансформаторов с коэффициентами трансформации k_1, k_2, \dots, k_n . Используя известные соотношения для э. д. с. (напряжений), токов и сопротивлений при приведении их с одной стороны трансформатора на другую, можно записать общие выражения для определения приведенных к основной ступени значений отдельных величин этой цепи:

$$\overset{\circ}{E} = (k_1 k_2 \dots k_n) E; \quad (2-19)$$

$$\overset{\circ}{U} = (k_1 k_2 \dots k_n) U; \quad (2-19a)$$

$$\overset{\circ}{I} = \frac{1}{(k_1 k_2 \dots k_n)} I; \quad (2-20)$$

$$\overset{\circ}{z} = (k_1 k_2 \dots k_n)^2 z, \quad (2-21)*$$

т. е. истинные величины должны быть пересчитаны столько раз, сколько имеется трансформаторов на пути между приводимой цепью и принятой основной ступенью.

В этих и последующих выражениях под коэффициентом трансформации каждого трансформатора или автотрансформатора (как повышающего, так и понижающего) понимается *отношение междуфазного напряжения холостого хода его обмотки, обращенной в сторону основной ступени напряжения, к аналогичному напряжению его другой обмотки, находящейся ближе к ступени, элементы которой подлежат приведению*.

Если величины заданы в относительных единицах, то их значения в именованных единицах определяют, исходя из соответствующих выражений § 2-3. Так, сопротивление элемента, для которого известно его $\overset{*}{z}_{(H)}$, на основании (2-8а) или (2-9а) будет:

$$z = \overset{*}{z}_{(H)} \frac{U_H}{\sqrt{3} I_H}, \text{ ом,} \quad (2-22)$$

* Кружок над буквой указывает, что данная величина является приведенной; для упрощения записи его часто опускают.

$$z = z_{(n)} \frac{U_n^2}{S_n}, \text{ о.м.} \quad (2-23)$$

Рассмотренное приведение по действительным коэффициентам трансформации для сокращения называют точным приведением. В отличие от него в практических расчетах часто выполняют приближенное приведение, позволяющее значительно быстрее и проще получить приближенную схему замещения. Сущность такого приведения заключается в следующем.

Для каждой ступени трансформации устанавливают среднее номинальное напряжение U_{cp} , а именно¹:

515; 340; 230; 154; 115; 37; 24; 20; 18; 15,75; 13,8; 10,5;
6,3; 3,15 кв

и при этом условно принимают, что номинальные напряжения всех элементов², находящихся на одной ступени, одинаковы и равны соответствующим значениям по указанной шкале. Тогда коэффициент трансформации каждого трансформатора (или автотрансформатора), очевидно, равен отношению U_{cp} тех ступеней, которые он связывает, а результирующий коэффициент трансформации каскада трансформаторов будет определяться как отношение U_{cp} крайних ступеней. Следовательно, при приближенном приведении выражения для пересчета принимают более простой вид:

$$\dot{E} = \frac{U_{cp.6}}{U_{cp}} E; \quad (2-24)$$

$$\dot{U} = \frac{U_{cp.6}}{U_{cp}} U; \quad (2-24a)$$

$$\dot{I} = \frac{U_{cp}}{U_{cp.6}} I; \quad (2-25)$$

$$\dot{z} = \left(\frac{U_{cp.6}}{U_{cp}} \right)^2 z, \quad (2-26)$$

где U_{cp} — среднее номинальное напряжение ступени, с которой производится пересчет;

$U_{cp.6}$ — то же выбранной основной ступени.

Если элемент задан своим относительным сопротивлением $z_{(n)}$, то его сопротивление в именованных единицах, приближенно приведенное к принятой основной ступени, легко определить по (2-23), вводя в последнее вме-

¹ Для ступеней ниже 1 кв шкала средних номинальных напряжений приведена в § 17-5.

² Кроме реакторов, о чем указывалось в § 2-3.

сто U_n среднее номинальное напряжение основной ступени.

Приближенное приведение схемы вносит некоторую погрешность в расчет; поэтому его надо применять с известной осторожностью. Для получения более надежных результатов приведение схемы следует производить по действительным коэффициентам трансформации, особенно в тех случаях, когда имеются трансформаторы (или автотрансформаторы) с широким диапазоном регулирования напряжения под нагрузкой (с РПН)¹ или специальные регулирующие устройства, как-то: линейные регулировочные автотрансформаторы (ЛРА), вольтодобавочные регулировочные трансформаторы (ВРТ).

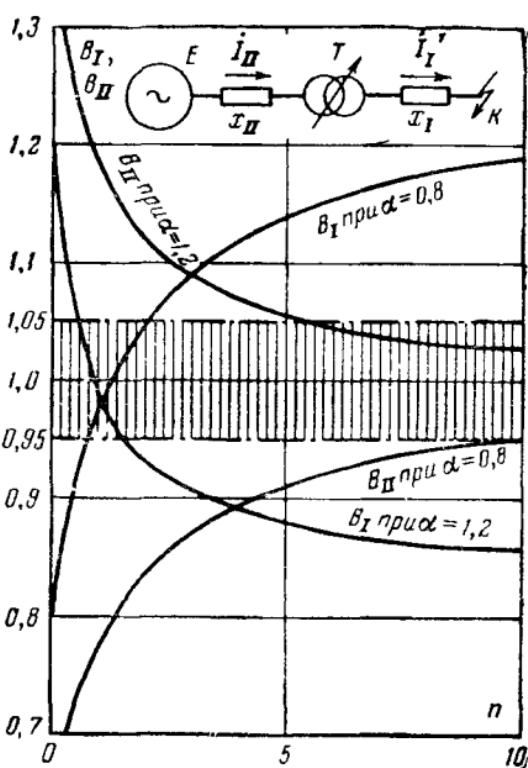


Рис. 2-2. Кривые изменения отношений V_1 и V_2 в функции n .

ния или коэффициента трансформации k' .

В соответствии с принятым допущением (см. § 2-3) при изменении числа витков регулируемой обмотки индуктивное сопротивление рассеяния трансформатора в целом, приведенное к стороне его нере-

представление о порядке погрешности приближенного приведения, проведем исследование применительно к элементарной схеме, показанной в верхней части рис. 2-2, где для упрощения выкладок введены чисто индуктивные сопротивления x_1 и x_2 . Ограничим свою задачу рассмотрением погрешностей только в точках при трехфазном коротком замыкании в точке K .

Если U_{n1} и U_{n2} — номинальные напряжения обмоток трансформатора T , то при изменении числа витков обмотки I напряжение холостого хода будет $U_1 = \alpha U_{n1}$ и коэффициент трансформации $k' = \alpha k$, где α — относительное отклонение указанного напряжения от их номинальных значений.

¹ Так, например, по ГОСТ 12965-67 трехфазные двух- и трехобмоточные трансформаторы с РПН мощностью 6,3 МвА и выше должны иметь в нейтрали обмотки высшего напряжения регулирование $\pm 16\%$.

гулируемой обмотки, остается постоянным. Поэтому в данном случае можно считать, что оно включено в x_{II} .

При трехфазном коротком замыкании за x_I для токов имеем:

$$I_I = \frac{\alpha k E}{x_I + \alpha^2 k^2 x_{II}} \quad (2-27)$$

и

$$I_{II} = \alpha k I_I. \quad (2-28)$$

Найдем отношения значений этих токов при произвольном α к их значениям при $\alpha=1$. После небольших преобразований эти отношения можно представить в следующем виде:

$$B_I = \frac{I_I}{I_{I(\alpha=1)}} = \frac{\alpha(1+n)}{1+\alpha^2 n}; \quad (2-29)$$

$$B_{II} = \frac{I_{II}}{I_{II(\alpha=1)}} = \alpha B_I, \quad (2-30)$$

где $n = \frac{k^2 x_{II}}{x_I} = \frac{\overset{\circ}{x}_{II}}{\overset{\circ}{x}_I} = \frac{x_{II}}{\overset{\circ}{x}_I}$ — отношение соответствующих реактивностей, приведенных к какой-либо одной ступени трансформации, при $\alpha = 1$.

По этим выражениям при $\alpha=0,8$ и $\alpha=1,2$ построены кривые изменения B_I и B_{II} в функции n (рис. 2-2). Штриховкой отмечена зона отклонений B_I и B_{II} в пределах $\pm 5\%$; такая погрешность является вполне допустимой в большинстве практических расчетов токов короткого замыкания. Как видно, при указанном диапазоне отклонения α погрешность приближенного решения может выходить достаточно далеко за пределы допустимой зоны. При заданном значении α величины отношений B_I и B_{II} при изменении n от 0 до ∞ находятся в пределах:

$$B_I = \alpha \div \frac{1}{\alpha} \text{ и } B_{II} = \alpha^2 \div 1,$$

причем если при $\alpha \geq 1$ всегда $B_{II} \geq 1$, то B_I в зависимости от n может быть как больше, так и меньше единицы. При малых значениях n погрешность приближенного определения тока I_{II} больше, чем тока I_I , а при больших n имеет место обратное соотношение.

Если в схеме рис. 2-2 регулирование осуществляется на обмотке II (в данном случае на стороне источника), то коэффициент трансформации $k' = U_{II}/\beta U_{II} = k/\beta$. Приняв $\beta = 1/\alpha$, можно величины B_I и B_{II} определять по (2-29) и (2-30), где только при подсчете n реактивность трансформатора должна быть включена в x_I , т. е. в реактивность ступени I .

При каскаде трансформаторов ошибки приближенного приведения может как нарастать, так и, напротив, снижаться. Это зависит от установки регулируемых обмоток трансформаторов. Заранее предвидеть порядок этих погрешностей в общем случае невозможно.

Используемые приближенные (без учета намагничивающего тока) схемы замещения трансформаторов и

автотрансформаторов с двумя и большим числом обмоток, а также с обмотками, расщепленными на параллельные ветви, приведены в приложении П-7, где также даны их некоторые типовые параметры. Линейные регулировочные автотрансформаторы следует рассматривать как обычные автотрансформаторы с переменным коэффициентом трансформации.

До сих пор предполагалось, что сопротивления элементов схемы замещения и э. д. с. определяются в имеющихся единицах. Разумеется, они могут быть выражены и в относительных единицах. Для этого, выбрав на основной ступени напряжения базисные условия, следует выполнить соответствующий пересчет.

Так, если сопротивление z связано с основной ступенью, для которой выбраны базисные величины U_6 и I_6 (или S_6), трансформаторами с коэффициентами трансформации k_1, k_2, \dots, k_n , то в соответствии с (2-21) и (2-8) или (2-9) его относительная величина в схеме замещения будет:

$$z_{(6)} = z (k_1 k_2 \dots k_n)^2 \frac{\sqrt{3} I_6}{U_6}, \quad (2-86)$$

или

$$z_{(6)} = z (k_1 k_2 \dots k_n)^2 \frac{S_6}{\dot{U}_6^2}. \quad (2-96)$$

Этим выражениям можно придать тот же вид, что и (2-8) и (2-9), введя коэффициенты трансформации в соответствующие базисные величины, т. е.

$$z_{(6)} = z \frac{\sqrt{3} \dot{I}_6}{\dot{U}_6} \quad (2-8b)$$

или

$$z_{(6)} = z \frac{S_6}{\dot{U}_6}, \quad (2-9b)$$

где

$$\dot{U}_6 = \frac{1}{k_1 k_2 \dots k_n} U_6, \quad (2-31)$$

$$\dot{I}_6 = (k_1 k_2 \dots k_n) I_6 \quad (2-32)$$

или, иначе.

$$\dot{I}_6 = \frac{S_6}{\sqrt{3} \dot{U}_6} \quad (2-32a)$$

— соответственно базисные напряжение и ток на той ступени, где находится данное сопротивление z .

Следовательно, для составления эквивалентной схемы замещения в относительных единицах нужно прежде всего на одной из ступеней напряжения заданной схемы выбрать базисные единицы и затем по (2-31) — (2-32а) определить базисные единицы для каждой другой ступени напряжения. После этого по (2-3) — (2-5), (2-8), (2-9) и (2-11) — (2-13) следует подсчитать все величины в относительных единицах при базисных условиях, имея в виду, что в каждом из указанных выражений под U_b , I_b и z_b всегда надо понимать базисные напряжение, ток и сопротивление той ступени трансформации, на которой находятся подлежащие приведению величины.

При такой последовательности приведения магнитно-связанной схемы коэффициенты трансформации промежуточных трансформаторов (их определение — см. выше) учтены в базисных единицах каждой ступени напряжения заданной схемы.

Когда приведение схемы производится приближенно, пересчет к базисным условиям значительно упрощается, если за U_b принимать значение U_{cp} соответствующей ступени. В этом случае можно использовать (2-8) и (2-9), а также (2-12а) и (2-13а), помня, что в (2-12а) I_b и I_n должны быть отнесены к одной ступени напряжения¹. Что касается э. д. с. и напряжений, то при этих условиях их относительные номинальные и базисные значения совпадают.

Следует особо подчеркнуть, что точность расчета, конечно, не зависит от того, в какой системе единиц выражены элементы эквивалентной схемы замещения. Последняя в обоих случаях, как показано выше, может быть составлена либо точно, либо приближенно.

Магнитная связь в схеме возможна не только через трансформаторы или автотрансформаторы. Цепи одного или разных напряжений могут быть связаны взаимоиндукцией, влияние которой может оказываться весьма существенно. Наглядным примером служит сдвоенный реактор, где используется эффект взаимоиндукции между параллельными ветвями его обмотки. Схема замещения такого реактора и основные его характеристики приведе-

¹ Как отмечалось ранее, для реакторов пересчет по напряжениям желателен, а в случае использования их в установках, напряжения которых меньше номинальных напряжений реакторов, — обязателен.

ны в приложении П-5. Очень сильно взаимоиндукция проявляется между воздушными линиями передачи, проходящими по общей трассе, при протекании по ним токов нулевой последовательности. В подобных случаях также целесообразно освободиться от магнитных связей, перейдя к соответствующей схеме замещения. Этот вопрос рассмотрен в § 12-7, где приведены все необходимые указания.

Когда элементы схемы замещения выражены в именованных единицах, найденные в ней токи и напряжения являются реальными только для той ее части, ступень напряжения которой принята в качестве основной. Истинные токи и напряжения всех прочих участков схемы находят соответствующим пересчетом, исходя из (2-19а) и (2-20) или (2-24а) и (2-25). Если схема замещения составлена в системе относительных единиц, то для получения значений токов и напряжений в именованных единицах нужно найденные их относительные величины умножить на соответствующие базисные единицы данной ступени трансформации.

Пример 2-2. Составить схему замещения для схемы рис. 2-3, а, выразив ее элементы в именованных и относительных единицах; при этом сделать точное и приближенное приведение схемы. Вычис-

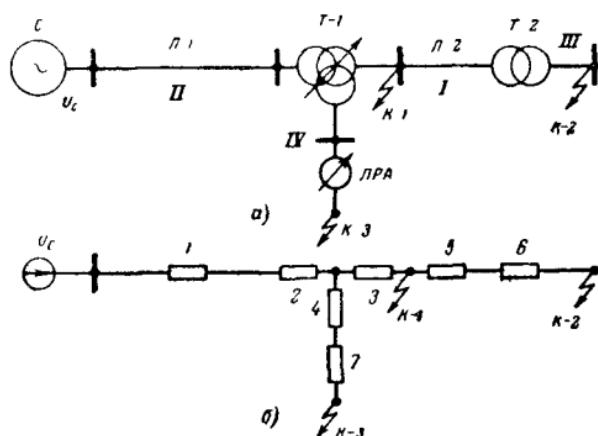


Рис. 2-3. К примеру 2-2.
а — исходная схема; б — схема замещения

лить начальные значения периодической слагающей тока при трехфазном коротком замыкании поочередно в точках $K-1$, $K-2$ и $K-3$. Оценить влияние регулирования напряжения у трансформатора $T-1$ и линейного регулировочного автотрансформатора LRA на величины указанных токов.

Данные: трансформатор $T-1$ 40 МвА, $115 \pm 16\% / 38,5 / 11$ кВ, $u_B = 17\%$, $u_{VII} = 10,5\%$, $u_{CH} = 6\%$;
 трансформатор $T-2$ 6,3 МвА, 35/6,6 кВ, $u_K = 7,5\%$;
 линейный регулировочный трансформатор LPA 4 МвА, 10 кВ $\pm 10\%$, $u_L = 0,5\%$;
 линия $L-1$ 60 км, $x = 0,4$ ом/км;
 линия $L-2$ 10 км, $x = 0,4$ ом/км;
 система C — напряжение практически неизменно и составляет $U_C = 117$ кВ.

a) Точное приведение в именованных единицах

В качестве основной выберем ступень, где включен источник.
 Схема замещения представлена на рис 2-3,б Реактивности ее элементов¹ будут

$$x_1 = 0,4 \cdot 60 = 24 \text{ ом}; x_5 = 0,4 \cdot 10 \cdot \left(\frac{115}{38,5} \right)^2 = 36 \text{ ом}.$$

Для $T-1$ предварительно находим напряжения короткого замыкания каждой его обмотки (см. П-7), т. е.

$$u_B = 0,5 (17 + 10,5 - 6) = 10,75 \%; u_C = 17 - 10,75 = 6,25 \%;$$

$$u_H = 6,0 - 6,25 = 0,25 \%; \text{ следовательно, по (2-23)}$$

$$x_2 = \frac{10,75}{100} \cdot \frac{115^2}{40} = 35,5 \text{ ом}; \text{ аналогично } x_3 = 20,5 \text{ ом и } x_4 = \\ = -0,83 \text{ ом};$$

для трансформатора $T-2$

$$x_6 = \frac{7,5}{100} \cdot \frac{35^2}{6,3} \cdot \left(\frac{115}{38,5} \right)^2 = 131 \text{ ом}$$

и для LPA

$$x_7 = \frac{0,5}{100} \cdot \frac{10^2}{4} \cdot \left(\frac{115}{11} \right)^2 = 13,6 \text{ ом}.$$

Фазное напряжение источника

$$U_C = \frac{117}{\sqrt[3]{3}} = 67,5 \text{ кВ.}$$

Искомые величины токов составят:

при коротком замыкании в $K-I$

ток в линии $L-1$

$$I = \frac{67,5}{24 + 35,5 + 20,5} = \frac{67,5}{80} = 0,845 \text{ ка};$$

в месте короткого замыкания

$$I_K = 0,845 \cdot \frac{115}{38,5} = 2,53 \text{ ка};$$

¹ Элементам схемы замещения рекомендуется давать порядковые номера, продолжая их для элементов, которые получаются в результате производимого преобразования схемы.

при коротком замыкании в K -2
ток в линии L -1

$$I = \frac{67,5}{80 + 36 + 131} = \frac{67,5}{247} = 0,275 \text{ ka};$$

в линии L -2

$$I = 0,275 \cdot \frac{115}{38,5} = 0,82 \text{ ka};$$

в месте короткого замыкания

$$I_k = 0,82 \cdot \frac{35}{6,6} = 4,35 \text{ ka};$$

при коротком замыкании в K -3 (без LRA)

ток в линии L -1

$$I = \frac{67,5}{24 + 35,5 - 0,83} = \frac{67,5}{58,8} = 1,17 \text{ ka};$$

в месте короткого замыкания

$$I_k = 1,17 \cdot \frac{115}{11} = 12,2 \text{ ka}.$$

Произведем оценку влияния регулирования у T -1 и LRA .

Пределы регулирования у T -1 составляют $\beta = 0,84 \div 1,16$, чему соответствует $\alpha = 1/\beta = 1/0,84 \div 1/1,16 = 1,19 \div 0,863$. Теперь по (2-29) и (2-30) найдем значения искомых отклонений: при коротком замыкании в K -1 отношение $n = \frac{24}{35,5 + 20,5} = 0,43$, при котором отклонения в токе в месте короткого замыкания составляют от

$$B_I = \frac{I_{I(\alpha=0,863)}}{I_{I(\alpha=1)}} = \frac{0,863(1+0,43)}{1+0,863^2 \cdot 0,43} = 0,93$$

до

$$B_I = \frac{I_{I(\alpha=1,19)}}{I_{I(\alpha=1)}} = \frac{1,19(1+0,43)}{1+1,19^2 \cdot 0,43} = 1,06,$$

и в токе линии L -1

от $B_{II}=0,863 \cdot 0,93=0,8$ до $B_{II}=1,19 \cdot 1,06=1,26$.

Аналогичный подсчет при коротком замыкании в K -2 дает для тока в месте короткого замыкания и в линии L -2 $B_I=0,89 \div 1,14$ и тока в линии L -1 $B_{II}=0,77 \div 1,36$; то же при коротком замыкании в K -3 для тока в месте короткого замыкания $B_I=0,95 \div 1,04$ и тока в линии L -1 $B_{II}=0,80 \div 1,24$.

В последнем случае, если дополнительно учесть регулирование на LRA (введя, конечно, и его реактивность), величина тока в месте короткого замыкания может изменяться в пределах 8,3—11 ка.

6) Приближенное приведение в именованных единицах

В соответствии с рекомендованной шкалой принимаем, что средние номинальные напряжения ступеней заданной схемы составляют 115; 37; 10,5 и 6,3 кв. В качестве основной сохраним ступень, где включен источник; при этом, очевидно, реактивности x_1, x_2, x_3 и x останутся теми же, а остальные будут:

$$x_5 = 0,4 \cdot 10 \cdot \left(\frac{115}{37} \right)^2 = 38,7 \text{ ом и } x_6 = \frac{7,5 \cdot 115^2}{100 \cdot 6,3} = 157 \text{ ом.}$$

Величины токов при коротких замыканиях:

в K-1

$$I_k = \frac{67,5}{24 + 35,5 + 20,5} \cdot \left(\frac{115}{37} \right) = 2,63 \text{ ка (примерно больше на 4\%);}$$

в K-2

$$I_k = \frac{67,5}{80 + 38,7 + 157} \cdot \left(\frac{115}{6,3} \right) = 4,46 \text{ ка (примерно больше на 2\%);}$$

в K-3

$$I_k = \frac{67,5}{24 + 35,5 - 0,83} \cdot \left(\frac{115}{10,5} \right) = 12,8 \text{ ка (больше на 6,5\%).}$$

в) Точное приведение в относительных единицах

Примем $S_6 = 1000 \text{ Mva}$ и на ступени II $U_{6II} = 115 \text{ кв}$. Тогда $I_{6II} = \frac{1000}{\sqrt{3} \cdot 115} = 5 \text{ ка}$ и на других ступенях базисные напряжения и токи будут:

$$U_{6I} = 115 \cdot \frac{38,5}{115} = 38,5 \text{ кв}; \quad I_{6I} = 5 \cdot \frac{115}{38,5} = 15 \text{ ка},$$

$$U_{6III} = 38,5 \cdot \frac{6,6}{35} = 7,25 \text{ кв}, \quad I_{6III} = 15 \cdot \frac{35}{6,6} = 79,5 \text{ ка};$$

$$U_{6IV} = 115 \cdot \frac{11}{115} = 11 \text{ кв}; \quad I_{6IV} = 5 \cdot \frac{115}{11} = 52,3 \text{ ка.}$$

Пользуясь соответствующими выражениями, находим:

$$x_1 = 0,4 \cdot 60 \cdot \frac{1000}{115^2} = 1,82; \quad x_2 = 0,1075 \cdot \frac{1000}{40} = 2,69;$$

$$\text{аналогично } x_3 = 1,56 \text{ и } x_4 = -0,06; \quad x_5 = 0,4 \cdot 10 \cdot \frac{1000}{38,5^2} =$$

$$= 2,7 \text{ и } x_6 = 0,075 \cdot \frac{1000}{6,3} \cdot \left(\frac{35}{38,5} \right)^2 = 9,83;$$

относительное напряжение источника

$$U_C = \frac{117}{115} = 1,02.$$

При коротком замыкании в K-1 величина относительного тока будет:

$$I = \frac{1,02}{1,82 + 2,69 + 1,56} = \frac{1,02}{6,07} = 0,169.$$

Значения токов на ступени соответствующего напряжения будут:
в линии $L-1$

$$I = 0,169 \cdot 5 = 0,845 \text{ ka},$$

в месте короткого замыкания

$$I_k = 0,169 \cdot 15 = 2,53 \text{ ka}.$$

При коротком замыкании в $K-2$

$$I_* = \frac{1,02}{6,07 + 2,69 + 9,83} = \frac{1,02}{18,6} = 0,055;$$

ток в линии $L-1$

$$I = 0,055 \cdot 5 = 0,275 \text{ ka};$$

в линии $L-2$

$$I = 0,055 \cdot 15 = 0,82 \text{ ka};$$

в месте короткого замыкания

$$I_k = 0,055 \cdot 79,5 = 4,35 \text{ ka}.$$

При коротком замыкании в $K-3$

$$I_* = \frac{1,02}{1,82 + 2,69 - 0,06} = \frac{1,02}{4,45} = 0,23;$$

ток в линии $L-1$

$$I = 0,23 \cdot 5 = 1,15 \text{ ka};$$

в месте короткого замыкания

$$I_k = 0,23 \cdot 52,3 = 12 \text{ ka}.$$

Все полученные величины токов, как и следовало ожидать, совпадают соответственно с теми, которые были найдены при точном решении в именованных единицах

Рекомендуется читателю самостоятельно убедиться в тождественности результатов приближенного определения токов в именованных и относительных единицах

Учет вольтодобавочного регулировочного трансформатора показан в решении примера 2-3

2-5. Преобразование схем замещения

В частном случае, когда схема замещения не содержит замкнутых контуров и в ней имеется один или несколько источников с одинаковыми э. д. с., ее можно легко привести к простейшему виду путем элементарных преобразований (последовательного и параллельного сложения элементов). В общем же случае для такого приведения используют ряд дополнительных преобразований, как в обычных расчетах линейных электрических цепей. К ним относятся преобразования треугольника в звезду или обратно, многолучевой звезды в полный

(с диагоналями) многоугольник, замена нескольких генерирующих ветвей с разными э. д. с., присоединенных к общему узлу, одной эквивалентной. Формулы таких преобразований для справки помещены в приложении П-1.

Приведем ряд указаний и рекомендаций, которыми следует руководствоваться при преобразовании схем в ходе выполнения расчетов, учитывая некоторые специфические особенности последних.

Первоочередной задачей расчета коротких замыканий обычно является нахождение тока непосредственно в аварийной ветви или в месте короткого замыкания. Поэтому преобразование схемы выгодно вести так, чтобы аварийная ветвь по возможности была сохранена до конца преобразования или в крайнем случае участвовала в нем только на последних его этапах. С этой целью, в частности, концы нагрузочных ветвей, э. д. с. которых принимаются равными нулю, не следует соединять с точкой трехфазного короткого замыкания, а лучше эти ветви объединять с генераторами в эквивалентные ветви.

Когда металлическое трехфазное короткое замыкание находится в узле с несколькими сходящимися в нем ветвями (рис. 2-4,а), этот узел можно разрезать, сохранив на конце каждой образовавшейся ветви такое же короткое замыкание (рис. 2-4,б). Далее полученную схему нетрудно преобразовать относительно любой из точек короткого замыкания, учитывая другие ветви с короткими замыканиями как обычные нагрузочные ветви с э. д. с., равными нулю. Такой прием особенно эффективен, когда нужно найти ток в одной из ветвей, присоединенных к узлу короткого замыкания.

Довольно часто встречается симметрия схемы относительно точки короткого замыкания или симметрия какого-нибудь участка схемы относительно некоторой промежуточной точки. Использование этого обстоятельства позволяет значительно упростить преобразование схемы. Так, например, пусть в схеме рис. 2-4,а элементы, расположенные симметрично относительно элемента 7, одинаковы. Тогда, очевидно, потенциалы узлов, где присоединены ветви 1 и 3, также одинаковы, что позволяет эти узлы закоротить и образовавшиеся параллельные ветви 1 и 3, 4 и 5, 6 и 8 заменить эквивалентными. Вместо двух контуров схема теперь содержит один контур, преобразовав который в эквивалентную звезду, уже со-

всем легко привести схему к элементарному виду. Если в схеме рис. 2-4,*a* генерирующие ветви 1, 2 и 3 одинаковы, а также одинаковы элементы 6, 7 и 8, то наличие элементов 4 и 5 при рассматриваемом положении точки короткого замыкания никак не сказывается, т. е. каждая генерирующая ветвь с соответствующим ей элементом (6, 7, 8) является независимой.

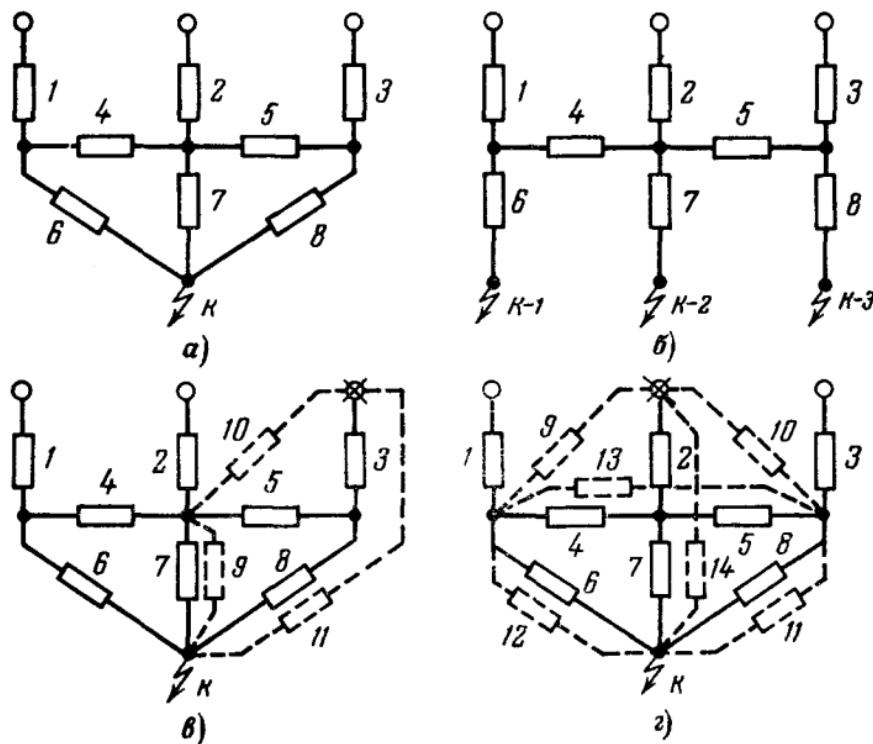


Рис. 2-4. Пример преобразования схемы.

а — исходная схема; *б* — после рассечения в узле короткого замыкания; *в* и *г* — этапы преобразования схемы.

В общем случае, когда элементы схемы рис. 2-4,*a* различны, для ее упрощения можно одну из трехлучевых звезд с элементами 1, 4, 6 или 3, 5, 8 заменить эквивалентным треугольником (рис. 2-4,*в*), затем разрезать его вершину, где приложена э. д. с., и образовавшиеся параллельные ветви (2 и 10, 7 и 9) заменить эквивалентными. Еще одно преобразование оставшегося треугольника с последующим параллельным и последовательным сложением ветвей быстро приводит к цели. При желании можно четырехлучевую звезду 2, 4, 5, 7 схемы рис. 2-4,*a*

преобразовать в четырехугольник с диагоналями (рис. 2-4,г), а затем разрезать его вершину, где приложена э. д. с., и произвести замену параллельных ветвей. Однако в данном примере, как видно, такое преобразование не имеет преимуществ по сравнению с рассмотренным выше, хотя нужно заметить, что в более сложных схемах оно оказывается весьма эффективным, а иногда даже единственным приемом упрощения схемы.

Все сказанное также относится к выполнению преобразований схем для расчета и других повреждений, как то: обрыв проводов, одновременные повреждения в нескольких точках и т. д.; причем если повреждения сопровождаются возникновением несимметрии трехфазной системы, то аналогичным преобразованиям подвергают схемы замещения всех последовательностей. Отметим, что при повреждении в двух точках элементарной схемой, к которой может быть приведена исходная схема, является либо треугольник, либо эквивалентная ему звезда (см. § 16-4).

С помощью расчетной модели суммарное или результирующее сопротивление схемы относительно любой ее точки легко находят непосредственным измерением. На ней также можно замерить сопротивления, по которым нетрудно определить параметры элементарной схемы при одновременных повреждениях в двух точках заданной системы.

2-6. Применение принципа наложения

В практических расчетах линейных электрических цепей часто представляется удобным использовать принцип наложения, согласно которому действительный режим можно получить как результат наложения ряда условных режимов, каждый из которых определяется в предположении, что в схеме приложена только одна (или группа) э. д. с., в то время как все остальные равны нулю; при этом все элементы схемы остаютсяключенными. Расчет каждого из таких условных режимов представляет более простую задачу. Использование принципа наложения в такой обычной форме при достаточно большом числе различных э. д. с. в схеме становится громоздким и неудобным. Поэтому обычно на практике используют следующие формы принципа наложения.

а) Наложение собственно аварийного режима на предшествующий

Условия трехфазного короткого замыкания не изменяются, если представить, что в точке короткого замыкания приложены две равные, но взаимно противоположные э. д. с. Их величина, вообще говоря, может быть произвольной; в частности, ее можно принять равной напряжению, которое было в этой точке до возникновения в ней короткого замыкания. Если генераторы введены в схему своими э. д. с., которые у них были до короткого замыкания, то режим после возникновения короткого замыкания удобно представить состоящим из двух режимов. Один из них целесообразно получить, учитывая все э. д. с. и дополнительно введенную в точку короткого замыкания э. д. с., равную $+U_{\text{ко}}$. Одновременное действие этих э. д. с., очевидно, дает предшествующий режим в данной схеме. Второй режим получается от действия только одной э. д. с., приложенной в точке короткого замыкания и равной $-U_{\text{ко}}$. Его называют собственно аварийным режимом, а получающиеся при нем токи и напряжения—аварийными составляющими соответственно токов и напряжений.

Таким образом, суммируя предшествующие величины с собственно аварийными составляющими, получаем действительные величины при трехфазном коротком замыкании, т. е.

$$I = I_0 + I_{av}; \quad (2-33)$$

$$\dot{U} = \dot{U}_0 + \dot{U}_{av}. \quad (2-34)$$

Здесь $U < \dot{U}_0$, поскольку $U_{av} < 0$. Что касается токов, то в генераторах I_{av} имеет одно направление с I_0 , а во всех прочих ветвях эти токи могут иметь как одинаковые, так и разные направления.

Использование такой формы наложения особенно эффективно в случаях, когда предшествующий режим уже известен; при этом задача сводится к сравнительно более простому расчету только собственно аварийного режима. На практике часто допускают наложение собственно аварийного режима, полученного для чисто индуктивной схемы, на предшествующий режим, который соответствует схеме с полными сопротивлениями ее элементов. Разумеется, такое наложение принципиально не-

точно, однако в большинстве случаев им можно пользоваться, поскольку получающиеся ошибки незначительны¹.

Нужно подчеркнуть, что если собственно аварийные составляющие токов отдельных ветвей в общем случае являются фиктивными токами, то сумма этих составляющих генераторных и нагрузочных ветвей образует действительный ток в месте короткого замыкания, так как в нем до возникновения короткого замыкания ток отсутствовал. Поэтому когда задача ограничена определением тока только в месте короткого замыкания, то его можно найти, исходя из предшествующего напряжения в аварийной точке, причем если последнее неизвестно, то, вообще говоря, им можно задаться, имея в виду, что в нормальном режиме отклонения напряжения сравнительно малы.

Рассматриваемую форму принципа наложения также можно использовать в расчетах простых и сложных несимметричных режимов (см. § 13-5).

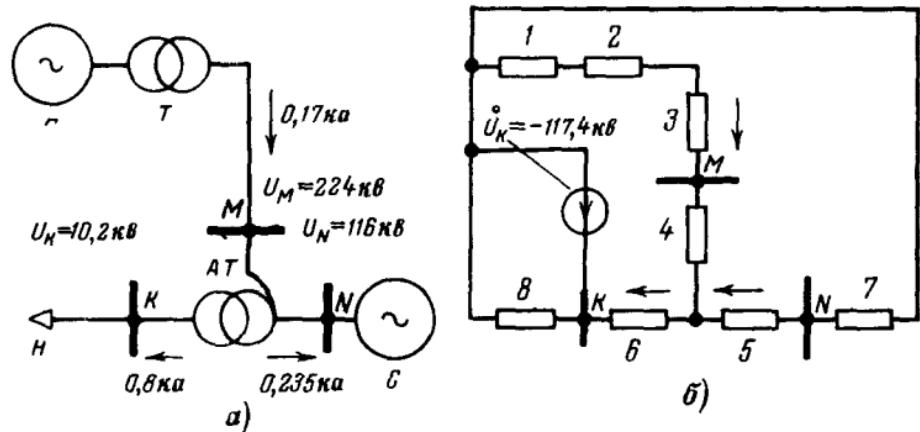


Рис. 2-5 К примеру 2-3

a — исходная схема, *б* — схема замещения при коротком замыкании в точке *K*.

Пример 2-3 Для схемы рис. 2-5,*а* известны величины токов (ка) и напряжений (кв) предшествующего режима; они указаны на самой схеме.

При трехфазном коротком замыкании в точке *K* определить для начального момента периодическую слагающую тока в месте короткого замыкания и цепях автотрансформатора *AT*; кроме того, для тех же условий найти линейные напряжения в точках *M* и *N*. Для упрощения считать, что заданные токи чисто индуктивные

¹ Это объясняется тем, что аварийные составляющие токов обычно много больше токов предшествующего режима

Генератор Γ 194 Мв; 18 кв; $x''_d = 0,235^*$.

Трансформатор T 200 Мв; 242/18 кв; $u_k = 12\%$

Автотрансформатор AT 125 Мв; 220/121/11 кв; $u_{BC} = 10,5\%$;
 $u_{BN} = 36,3\%$; $u_{CN} = 23\%$.

Линия 135 км; $x = 0,4$ ом/км.

Система C — эквивалентная реактивность $x = 10$ ом.

Проведем решение в именованных единицах, выбрав в качестве основной ступень линии передачи.

Схема замещения для собственно аварийного режима представлена на рис. 2-5,б. Введенное в нее напряжение в точке короткого замыкания определено как

$$\dot{U}_k = - \frac{10,2}{\sqrt{3}} \cdot \frac{220}{11} = - 117,4 \text{ кв.}$$

Реактивности всех элементов схемы рис. 2-5, б составляют:
 $x_1 = 71$ ом; $x_2 = 35,2$ ом; $x_3 = 54$ ом; $x_4 = 46$ ом; $x_5 = - 5,4$ ом;
 $x_6 = 94,5$ ом; $x_7 = 33,2$ ом и $x_8 = \frac{10,2}{3,0,8} \cdot \left(\frac{220}{11} \right)^2 = 2940$ ом.

Определим результирующую реактивность схемы относительно точки K : $x_9 = 71 + 35,2 + 54 + 46 = 206,2$ ом; $x_{10} = 33,2 - 5,4 = 27,8$ ом; $x_{11} = 206,2 // 27,8 = 24,5$ ом; $x_{12} = 24,5 + 94,5 = 119$ ом и $x_{\Sigma} = 119 // 2940 = 14$ ом**.

Ток в месте короткого замыкания $I_k = \frac{0 - (-117,4)}{114} = 1,03$ ка

и его истинное значение $I_k = 1,03 \cdot \frac{220}{11} = 20,6$ ка.

Распределение собственно аварийной составляющей тока будет:

$$I_{av_8} = \frac{-117,4}{2940} = -0,04 \text{ ка}; I_{av_6} = 1,03 - 0,04 = 0,99 \text{ ка};$$

$$I_{av_5} = 0,99 \cdot \frac{24,5}{27,8} = 0,87 \text{ ка}; I_{av_4} = 0,99 - 0,87 = 0,12 \text{ ка}$$

Искомые токи будут:

на стороне высшего напряжения $I = 0,12 + 0,17 = 0,29$ ка;

на стороне среднего напряжения $I = 0,87 \frac{220}{121} - 0,235 = 1,345$ ка;

на стороне низшего напряжения $I = 0,99 \frac{220}{11} + 0,8 = 20,6$ ка, т. е.

как и следовало ожидать, та же величина, что и в месте короткого замыкания.

* Эта реактивность характеризует генератор в начальный момент переходного процесса (см. § 6-2 и 6-3).

** Знак // — условная запись параллельного сложения ветвей.

Аварийные составляющие напряжений:
в точке M

$$U_{a \in M} = -0,12(71 + 35,2 + 54) = -19,2 \text{ кв};$$

в точке N

$$U_{a \in N} = -0,87 \cdot 33,2 = -28,9 \text{ кв}.$$

Искомые величины линейных напряжений будут:

в точке M

$$U_M = 224 - \sqrt{3} \cdot 19,2 = 191 \text{ кв (снижение примерно на 15%);}$$

в точке N

$$U_N = 116 - \sqrt{3} \cdot 28,9 \cdot \frac{121}{220} = 88,5 \text{ кв (снижение примерно на 24%).}$$

б) *Применение собственных и взаимных сопротивлений и проводимостей*

В схеме с произвольным числом источников с э. д. с. $\dot{E}_1, \dot{E}_2, \dots, \dot{E}_n$ для тока, например, источника 1, считая положительным направление тока от источника к внешней сети, по принципу наложения можно записать:

$$\begin{aligned} I_1 &= I_{11} - I_{12} - I_{13} - \dots - I_{1n} = \frac{\dot{E}_1}{Z_{11}} - \frac{\dot{E}_2}{Z_{12}} - \frac{\dot{E}_3}{Z_{13}} - \\ &- \dots - \frac{\dot{E}_n}{Z_{1n}} = Y_{11} \dot{E}_1 - Y_{12} \dot{E}_2 - Y_{13} \dot{E}_3 - \\ &- \dots - Y_{1n} \dot{E}_n, \end{aligned} \quad (2-35)$$

где каждый из токов обусловлен действием лишь одной э. д. с. при равенстве нулю всех прочих, т. е.

$I_{11} = \frac{\dot{E}_1}{Z_{11}} = Y_{11} \dot{E}_1$ — собственный ток источника 1, созданный только его э. д. с. \dot{E}_1 ;

$I_{12} = \frac{\dot{E}_2}{Z_{12}} = Y_{12} \dot{E}_2$ — взаимный ток источника 1, вызванный только э. д. с. \dot{E}_2 и т. д.

Здесь $Z_{11}, Z_{12}, \dots, Z_{1n}$ и $Y_{11}, Y_{12}, \dots, Y_{1n}$ — соответственно собственные и взаимные сопротивления и проводимости источника 1 в рассматриваемой схеме.

Аналогично для тока в месте короткого замыкания имеем:

$$\begin{aligned} I_k &= \frac{\dot{E}_1}{Z_{1k}} + \frac{\dot{E}_2}{Z_{2k}} + \dots + \frac{\dot{E}_n}{Z_{nk}} = \\ &= Y_{1k} \dot{E}_1 + Y_{2k} \dot{E}_2 + \dots + Y_{nk} \dot{E}_n, \end{aligned} \quad (2-36)$$

где $Z_{1k}, Z_{2k}, \dots, Z_{nk}$ и $Y_{1k}, Y_{2k}, \dots, Y_{nk}$ — взаимные сопротивления и проводимости между каждым источником и точкой короткого замыкания.

Выражения (2-35) и (2-36) особенно удобны, когда требуется выявить индивидуальные свойства отдельных источников или учесть влияние изменения величины и фазы отдельных э. д. с. на искомые значения токов.

Собственные и взаимные сопротивления или проводимости находят с помощью так называемого способа токораспределения или путем постепенного преобразования заданной схемы. Оба эти приема иногда целесообразно использовать совместно, т. е. вначале произвести ряд преобразований схемы, а затем применить способ токораспределения. Сущность и применение этих приемов ниже иллюстрировано на конкретном примере.

В расчетах коротких замыканий часто приходится определять только взаимные сопротивления между точкой короткого замыкания и отдельными источниками (или группами их). Для этого удобно использовать следующий прием. Приняв ток в месте короткого замыкания за единицу и считая все приведенные э. д. с. одинаковыми, нужно произвести распределение этого тока (равного единице) в заданной схеме. Полученные доли этой единицы для отдельных источников: C_1, C_2, \dots, C_n , называемые коэффициентами распределения, при отсутствии нагрузок в схеме характеризуют долю участия каждого источника¹ в питании короткого замыкания. Далее, если результирующее сопротивление схемы относительно места короткого замыкания Z_Σ , то, очевидно, можно записать равенства:

$$C_1 Z_{1k} = C_2 Z_{2k} = \dots = C_n Z_{nk} = 1 \cdot Z_\Sigma,$$

откуда искомое взаимное сопротивление между точкой короткого замыкания и соответствующим источником будет:

$$Z_{nk} = \frac{Z_\Sigma}{C_n}. \quad (2-37)$$

Нетрудно убедиться, что для нахождения собственного сопротивления каждого источника достаточно сложить параллельно все его взаимные сопротивления.

¹ Как отмечалось выше, при равенстве их приведенных э. д. с.

Расчетная модель позволяет значительно скорее и проще найти собственные и взаимные сопротивления и коэффициенты распределения. Попутно отметим, что последние особенно удобны для определения распределения токов обратной и нулевой последовательностей (см. § 13-5).

Пример 2-4. Для схемы рис. 2-6, а, где у каждого элемента указана его реактивность, требуется определить:

а) величины собственной реактивности относительно узла 1 и взаимных реактивностей между этим узлом и узлами 2, 3, 4 и 5, используя способ токораспределения;

б) те же величины путем преобразования схемы;

в) коэффициенты распределения и взаимные реактивности между точками 1, 2, 4, 5 (где имеются источники) и точкой 3 (где предполагается потенциал, равный нулю).

Проведем решение в указанной последовательности.

а) Считаем, что только в точке 1 приложена некоторая э. д. с. Через остальные конечные точки осуществляем замкнутый контур (рис. 2-6, б). Пусть $I_3=1$; тогда напряжение $U_b=1,5$ и токи $I_2=\frac{1,5}{1,74}=0,86$ и $I_4=1,5/0,79=1,9$; на участке ab $I_{ab}=1+1,9+0,86=3,76$. Напряжение $U_a=1,5+0,5 \cdot 3,76=3,38$; токи $I_5=3,38/4,56=0,74$ и $I_1=3,76+0,74=4,5$; э. д. с. $E_1=3,38+4,5 \cdot 0,4=5,2$

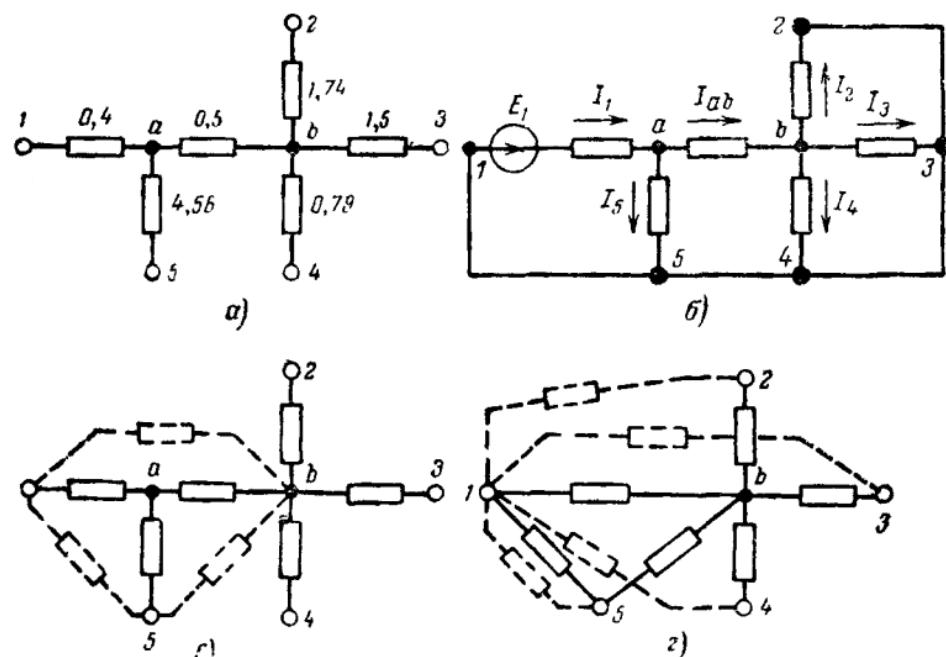


Рис. 2-6. К примеру 2-4.

а — исходная схема; б — к применению способа токораспределения; в и г — этапы преобразования схемы.

Искомые реактивности будут: $x_{11}=5,2/4,5=1,15$; $x_{12}=5,2/0,86=6,05$; $x_{13}=5,2$; $x_{14}=5,2/1,9=2,74$ и $x_{15}=5,2/0,74=7$. Читатель может убедиться, что $x_{12}/x_{13}/x_{14}/x_{15}=6,05//5,2//2,74//7=1,15=x_{11}$.

б) Преобразуем звезду в треугольник с вершинами 1, b, 5 (рис. 2-6,в); $x_{1b}=0,4+0,5+(0,4 \cdot 0,5/4,56)=0,94$; $x'_{15}=0,4+4,56+(0,4 \cdot 4,56/0,5)=8,61$ и $x_{5b}=0,5+4,56+(0,5 \cdot 4,56/0,4)=10,76$. Как видно из рис 2-6,г, образовалась пятилучевая звезда с центром b. Теперь, используя формулы преобразования многолучевой звезды в многоугольник (см. приложение П-1), находим суммарную проводимость всех лучей звезды

$$\Sigma Y = \frac{1}{0,94} + \frac{1}{1,74} + \frac{1}{1,5} + \frac{1}{0,79} + \frac{1}{10,76} = 3,66$$

и затем искомые реактивности

$$x_{12}=0,94 \cdot 1,74 \cdot 3,66=6,05; \quad x_{13}=0,94 \cdot 1,5 \cdot 3,66=5,2;$$

$$x_{14}=0,94 \cdot 0,79 \cdot 3,66=2,74;$$

при определении x_{15} должна быть учтена еще дополнительно параллельная ветвь $x'_{15}=8,61$, т. е.

$$x_{15}=0,94 \cdot 10,76 \cdot 3,66/8,61=7.$$

Разумеется, результат тот же, что был получен выше.

в) Определим сначала результирующую реактивность схемы относительно точки 3:

$$x_7=0,4//4,56=0,37; \quad x_8=0,37+0,5=0,87;$$

$$x_9=0,87//1,74//0,79=0,335 \text{ и } x_{\Sigma}=0,335+1,5=1,835.$$

Примем $I_3=C_3=1$; тогда остальные коэффициенты распределения будут: $C_2=1 \cdot 0,335/1,74=0,193$; $C_4=1 \cdot 0,335/0,79=0,424$; $C_1+C_5=1 \cdot 0,335/0,87=0,383$ (или $1-0,193-0,424=0,383$); наконец, $C_1=0,383 \cdot 0,37/0,4=0,354$ и $C_5=0,383-0,354=0,029$.

Искомые взаимные реактивности найдем по (2-37), т. е.

$$x_{18}=\frac{1,835}{0,354}=5,2 \text{ (то же значение, что и ранее);}$$

$$x_{23}=\frac{1,835}{0,193}=9,55; \quad x_{43}=\frac{1,835}{0,424}=4,34 \text{ и } x_{53}=\frac{1,835}{0,029}=63,3.$$

Легко проверить, что те же взаимные реактивности получим, применяя предыдущие способы их определения. Так, например, x_{23} является стороной многоугольника между вершинами 2 и 3, т. е. $x_{23}=1,74 \cdot 1,5 \cdot 3,66=9,55$ и т. д.

2-7. Мощность короткого замыкания

Отключающую способность выключателя при номинальном его напряжении U_n характеризуют номинальным отключаемым током $I_{\text{от.н}}$ или пропорциональной ему номинальной отключаемой мощностью:

$$S_{\text{от.н}}=\sqrt{3}U_n I_{\text{от.н}}$$

Соответственно, когда проверка выключателя производится по отключаемой мощности, последняя должна быть сопоставлена с так называемой мощностью короткого замыкания, которая независимо от вида короткого замыкания условно определяется как

$$S_{kt} = \sqrt{3}U_n I_{kt}, \quad (2-38)$$

где I_{kt} — ток короткого замыкания в момент t размыкания контактов выключателя;

U_n — номинальное напряжение ступени, для которой найден ток короткого замыкания.

Имея в виду, что при одних и тех же базисных условиях численные значения относительных токов и мощностей короткого замыкания одинаковы:

$$\underset{*}{S_{k(b)}} = \underset{*}{I_{k(b)}}, \quad (2-39)$$

представляется возможным вести расчет непосредственно для мощностей короткого замыкания.

При этом во избежание ошибок при выборе или проверке выключателей нужно помнить, что отключаемая мощность выключателя в общем случае не постоянна, а зависит от напряжения, при котором он работает.

ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫЕ
ПЕРЕХОДНЫЕ ПРОЦЕССЫ
ПРИ СОХРАНЕНИИ СИММЕТРИИ
ТРЕХФАЗНОЙ ЦЕПИ

Глава третья

ПЕРЕХОДНЫЙ ПРОЦЕСС В ПРОСТЕЙШИХ
ТРЕХФАЗНЫХ ЦЕПЯХ

3-1. Постановка задачи и ее ограничения

Симметричную трехфазную цепь с сосредоточенными активными сопротивлениями и индуктивностями при отсутствии в ней трансформаторных связей условимся называть простейшей трехфазной цепью.

Электромагнитный переходный процесс в такой цепи рассмотрим сначала при условии, что ее питание осуществляется от источника, собственное сопротивление которого равно нулю и его напряжение, изменяясь с постоянной частотой, имеет неизменную амплитуду¹. Обычно его называют источником бесконечной мощности.

Включение в схему такого источника, вообще говоря, соответствует теоретическому пределу, когда изменение внешних условий не влияет на работу самого источника. Практически это имеет место, например, при коротких замыканиях в относительно маломощных электрических установках или протяженных сетях, питаемых от крупных энергетических систем (см. гл. 17).

¹ Применение чувствительного и быстродействующего автоматического регулирования возбуждения генераторов дополнительно способствует принятию указанного предположения.

С исследованием переходных процессов в подобных условиях читатель знаком из курса теоретических основ электротехники. Поэтому задачей данной главы является кратко напомнить основные выводы такого исследования, отметить особенности многофазной цепи по сравнению с однофазной, привести некоторые упрощенные приемы расчета и обратить внимание на влияние ряда факторов.

3-2. Трехфазное короткое замыкание в неразветвленной цепи

Обратимся к рис. 3-1, на котором представлена простейшая симметричная трехфазная цепь. В ней условно принято, что на одном ее участке имеется взаимоиндукция между фазами, а на другом она отсутствует. Цепь присоединена к источнику синусоидального напряжения с неизменными амплитудой и частотой.

Рассмотрим переходный процесс, вызванный включением выключателя B , за которым сделана закоротка, что равносильно возникновению металлического трехфазного короткого замыкания между двумя участками данной цепи.

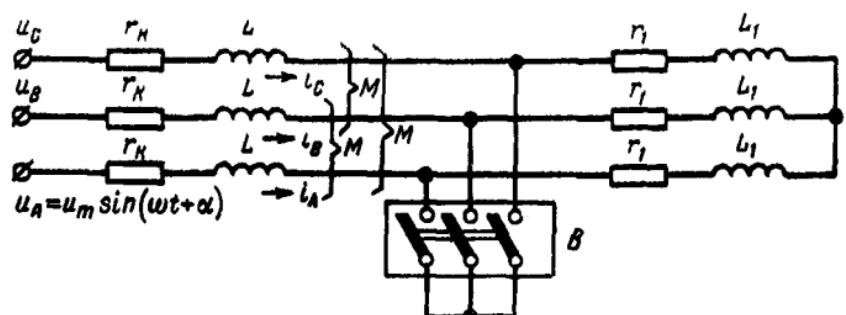


Рис. 3-1 Простейшая трехфазная электрическая цепь

Пусть векторы $\dot{U}_A, \dot{U}_B, \dot{U}_C, \dot{I}_A, \dot{I}_B, \dot{I}_C$ (рис. 3-2) характеризуют предшествующий режим рассматриваемой цепи, а вертикаль tt является неподвижной линией времени, т. е. мгновенные значения отдельных величин определяются проекциями на эту линию соответствующих вращающихся векторов. Момент возникновения короткого замыкания будем фиксировать значением угла $α$ (т. е. фазой включения) между вектором напряжения фазы A и горизонталью (рис. 3-2).

После включения выключателя B цепь рис. 3-1 распадается на два независимых друг от друга участка. Участок с r_1 и L_1 оказывается зашунтированным коротким замыканием и ток в нем будет поддерживаться лишь до тех пор, пока запасенная в индуктивности L_1 энергия магнитного потока не перейдет в тепло, поглощаемое активным сопротивлением r_1 .

Дифференциальное уравнение равновесия в каждой фазе этого участка имеет вид:

$$0 = ir_1 + L_1 \frac{di}{dt}. \quad (3-1)$$

Его решение общеизвестно:

$$i = i_0 e^{-t/T_{a1}}; \quad (3-2)$$

оно показывает, что здесь имеется лишь свободный ток, который затухает по экспоненте с постоянной времени

$$T_{a1} = \frac{L_1}{r_1} = \frac{x_1}{\omega r_1}, \text{ сек.} \quad (3-3)$$

Начальное значение свободного тока в каждой фазе зашунтированного участка цепи, очевидно, равно предшествовавшему мгновенному значению тока, поскольку в цепи с индуктивностью не может произойти внезапного (скачком) изменения тока. В общем случае свободные токи в фазах различны, хотя их затухание, разумеется, происходит с одной и той же постоянной времени.

В одной из фаз свободный ток может вообще отсутствовать, если в момент возникновения короткого замыкания предшествовавший ток в этой фазе проходил через нуль; при этом свободные токи в двух других фазах будут одинаковы по величине, но противоположны по направлению.

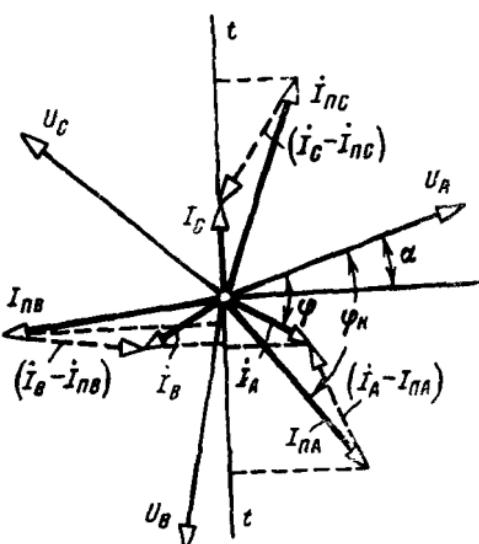


Рис. 3-2. Векторная диаграмма для начального момента трехфазного короткого замыкания.

На рис. 3-3 слева приведены кривые изменения фазных токов в зашунтированном участке рассматриваемой

цепи, с учетом, что короткое замыкание произошло в момент, отвечающий положению векторов на рис. 3-2.

Напомним, что подкасательная в любой точке экспоненты¹ в принятом для оси времени масштабе дает значение постоянной времени, с которой происходит изменение экспоненты (рис. 3-3). Имея в виду, что при $t = T_a$ значение $c^{-1} = 0,368$, постоянную T_a обычно трактуют как время, в течение которого переменная величина снижается до 0,368 своего начального значения; при этом за начальную может быть принята любая точка кривой

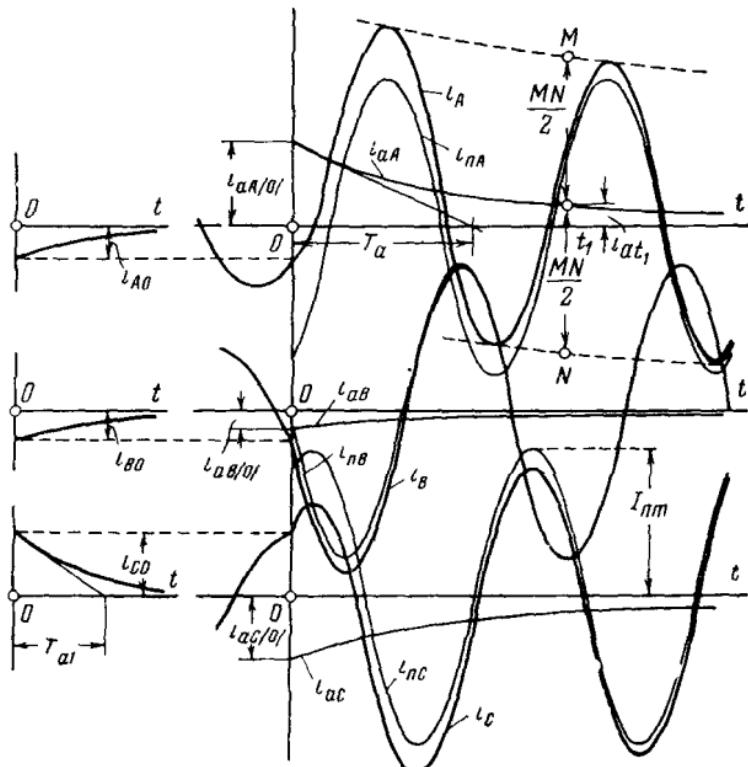


Рис. 3-3. Осциллограммы токов в фазах при внезапном трехфазном коротком замыкании в простейшей электрической цепи.

Перейдем теперь к участку цепи, который остался присоединенным к источнику. Здесь помимо свободного тока будет новый принужденный ток, величина которого, очевидно, больше предыдущего и сдвиг по фазе которого в общем случае иной. Допустим, что векторы $I_{\text{пA}}$, $I_{\text{пB}}$, $I_{\text{пC}}$ (рис. 3-2) отвечают новому установившемуся режиму данного участка цепи.

¹ Обычно используют начальную часть экспоненты, где скорость изменения соответствующей величины больше и поэтому можно точнее провести касательную.

Дифференциальное уравнение равновесия для любой фазы, например фазы A , этого участка

$$u_A = i_A r_k + L \frac{di_A}{dt} + M \frac{di_B}{dt} + M \frac{di_C}{dt},$$

имея в виду, что $(i_B + i_C) = -i_A$, можно представить (опуская индекс фазы) как

$$u = ir_k + L_k \frac{di}{dt}, \quad (3-1a)$$

где $L_k = (L - M)$ — результирующая индуктивность фазы, т. е. индуктивность с учетом влияния двух других фаз.

Решение (3-1a) имеет вид:

$$i = \frac{U_m}{z_k} \sin(\omega t + \alpha - \varphi_k) + i_{a|0|} e^{-t/T_a}, \quad (3-2a)$$

где z_k — полное сопротивление присоединенного к источнику участка цепи или, короче, цепи короткого замыкания;

φ_k — угол сдвига тока в этой цепи;

T_a — постоянная времени цепи короткого замыкания, определяемая по (3-3), где вместо L_1 , x_1 , r_1 следует ввести L_k , x_k , r_k .

Первый член правой части (3-2а) представляет периодическую слагающую тока, которая при рассматриваемых условиях является принужденным током с постоянной амплитудой $I_{pm} = U_m/z_k$. Соответственно второй член представляет, как и раньше, затухающий по экспоненте свободный ток; его называют также апериодической слагающей тока. Начальное значение этой слагающей определяется из начальных условий, т. е.

$$i_0 = i_{p|0|} + i_{a|0|}, \quad (3-3)$$

откуда после подстановки соответствующих выражений имеем:

$$i_{a|0|} = I_m \sin(\alpha - \varphi) - I_{pm} \sin(\alpha - \varphi_k). \quad (3-4)$$

Поскольку токи i_p и i_0 являются проекциями векторов \dot{I}_{pm} и \dot{I}_m на линию времени, то ток $i_{a|0|}$ также можно рассматривать как проекцию вектора $(\dot{I}_m - \dot{I}_{pm})$ на ту же линию (рис. 3-2). В зависимости от фазы включения α начальное значение тока $i_{a|0|}$ может изменяться от возможной наибольшей величины, когда вектор $(\dot{I}_m - \dot{I}_{pm})$ парал-

лелен линии времени, до нуля, когда этот вектор нормализован к ней. В трехфазной системе такие частные условия, разумеется, могут быть лишь в одной из фаз.

На рис. 3-3 справа представлены кривые изменения токов в фазах рассматриваемого участка при трехфазном коротком замыкании. Как видно, чем больше апериодическая слагающая тока, тем больше смещение кривой полного тока относительно оси времени. Этую слагающую можно рассматривать как криволинейную ось

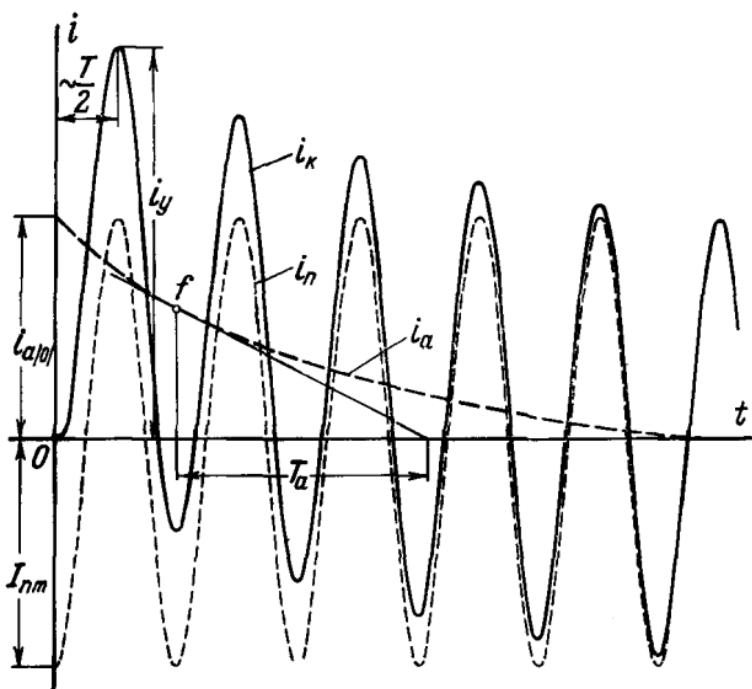


Рис. 3-4. Осциллограмма тока короткого замыкания при наибольшей апериодической слагающей.

симметрии кривой полного тока, из которой ее легко выделить. Для этого нужно сначала провести огибающие по максимальным положительным и отрицательным значениям заданной кривой тока (см. пунктирные линии у кривой тока фазы A на рис. 3-3). Каждая точка кривой апериодической слагающей лежит посередине вертикального отрезка между этими огибающими.

Из (3-4) и рис. 3-2 следует, что наибольшее значение апериодической слагающей тока определяется не только фазой включения, но также предшествующим режимом цепи. Так, например, при отсутствии предшествующего тока в данной цепи величина i_{a0} может достигать

амплитуды периодической слагающей, если в момент короткого замыкания эта слагающая проходит через свой положительный или отрицательный максимум (рис. 3-4). Обычно этот случай рассматривается как расчетный¹.

Важно отметить, что фаза включения, при которой возникает наибольшее значение апериодической слагающей, еще не предопределяет того, что именно при ней будет максимум мгновенного значения полного тока. В самом деле, из (3-2а) и (3-4) при отсутствии предшествующего тока ($I_m=0$) следует, что полный ток в цепи короткого замыкания является функцией двух независимых переменных: времени t и фазы включения α и выражается уравнением

$$i = I_{nm} [\sin(\omega t + \alpha - \varphi_k) - \sin(\alpha - \varphi_k) e^{-t/T_a}]. \quad (3-5)$$

Приравняв нулю частные производные этого уравнения, т. е.

$$\frac{\partial i}{\partial t} = \omega \cos(\omega t + \alpha - \varphi_k) + \frac{1}{T_a} \sin(\alpha - \varphi_k) e^{-t/T_a} = 0;$$

$$\frac{\partial i}{\partial \alpha} = \cos(\omega t + \alpha - \varphi_k) - \cos(\alpha - \varphi_k) e^{-t/T_a} = 0,$$

и совместно решив эти уравнения, найдем, что максимум тока наступает при

$$\operatorname{tg}(\alpha - \varphi_k) = -\omega T_a = -\frac{x_k}{r_k} = \operatorname{tg}(-\varphi_k),$$

т. е. при $\alpha = 0$.

Следовательно, в предварительно разомкнутой цепи с r и L максимум мгновенного значения полного тока при коротком замыкании наступает, если в момент возникновения короткого напряжения источник проходит через нуль.

Для цепей с преобладающей индуктивностью $\varphi_k \approx 90^\circ$, поэтому условие возникновения наибольшей апериодической слагающей и условие, при котором достигается максимум мгновенного значения полного тока очень близки друг к другу. Поэтому в практических расчетах максимальное мгновенное значение полного тока короткого замыкания, которое называют ударным током короткого замыкания i_y , обычно находят при

¹ Хотя возможны частные случаи, когда начальное значение апериодической слагающей тока превышает амплитуду периодической слагающей.

наибольшем значении апериодической слагающей (рис. 3-4), считая, что он наступает приблизительно через полпериода, что при $f=50$ Гц составляет около 0,01 сек с момента возникновения короткого замыкания.

Таким образом, выражение для ударного тока короткого замыкания можно записать в следующем виде:

$$i_y = I_{ym} + I_{ym}e^{-0.01/T_a} = k_y I_{ym}, \quad (3-6)$$

где

$$k_y = 1 + e^{-0.01/T_a}, \quad (3-7)$$

который называют ударным коэффициентом, показывает превышение ударного тока над амплитудой периодической слагающей; его величина находится в пределах

$$1 < k_y < 2,$$

что соответствует предельным значениям T_a , т. е. $T_a = 0$ (при $L_k = 0$) и $T_a = \infty$ (при $r_k = 0$).

Естественно, чем меньше T_a , тем быстрее затухает апериодическая слагающая и тем соответственно меньше ударный коэффициент. Влияние этой слагающей оказывается лишь в начальной стадии переходного процесса; в сетях и установках высокого напряжения она практически исчезает спустя 0,1—0,3 сек, а в установках низкого напряжения она практически совсем незаметна.

Еще раз подчеркнем, что апериодические слагающие токов в фазах различны. Поэтому определение трехфазного короткого замыкания как симметричного, строго говоря, справедливо применительно к периодическим слагающим фазных токов.

3-3. Действующие значения полных величин и их отдельных слагающих

Прежде всего оговорим условность принятой терминологии. Она заключается в том, что называя действующее значение, например, тока в произвольный момент переходного процесса, будем иметь в виду, что оно определяется как среднеквадратичное значение за один период T , в середине которого находится рассматриваемый момент. В соответствии с этим при известной зависимости $i=f(t)$ для

действующего значения тока в момент t можно написать:

$$I_t = \sqrt{\frac{1}{T} \int_{t-T/2}^{t+T/2} i^2 dt}. \quad (3-8)$$

Зависимость $i=f(t)$ в общем случае очень сложна. Поэтому для упрощения подсчета I_t принимают, что за рассматриваемый период обе слагающие тока не изменяются, т. е. амплитуда периодической слагающей и апериодическая слагающая неизменны; каждая из них

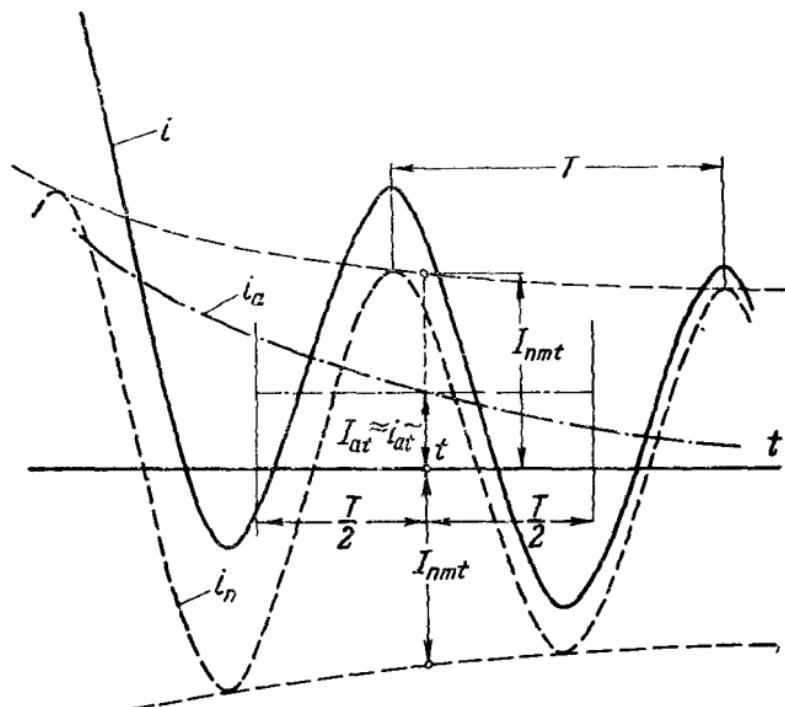


Рис. 3-5. К определению действующего значения тока при переходном процессе.

равна своему значению в данный момент t . Такое допущение относительно периодической слагающей делают, когда источником является генератор конечной мощности; для условий же § 3-2 постоянство амплитуды соблюдается.

Сказанное иллюстрирует рис. 3-5, где для общности принято, что амплитуда периодической слагающей тока изменяется. Для заданного момента t амплитуду этой слагающей определяют по соответствующей огибающей (см. пунктирные линии); при этом действующее значе-

ние рассматриваемой слагающей в этот момент находят как

$$I_{at} = I_{nm}/\sqrt{2}. \quad (3-9)$$

Соответственно действующее значение апериодической слагающей за один период при принятом допущении равно ее мгновенному значению в момент, находящийся посередине данного периода (рис. 3-5), т. е.

$$I_{at} = i_{at}. \quad (3-10)$$

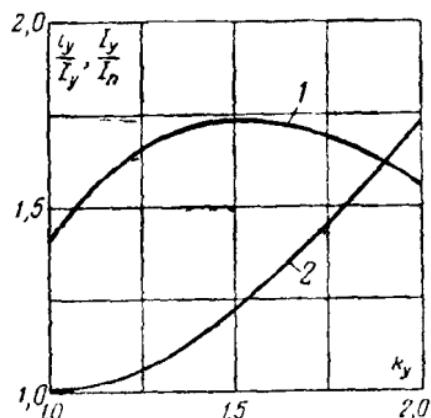
Действующее значение полного тока в тот же момент будет:

$$I_t = \sqrt{I_{at}^2 + I_{st}^2}, \quad (3-11)$$

т. е. оно определяется знакомым выражением для действующего значения несинусоидального тока.

Точность определения по (3-11) вполне удовлетворяет требованиям практики.

Рис 3-6. Кривые изменения отношений i_y/I_v (кривая 1) и I_y/I_n (кривая 2) в зависимости от ударного коэффициента k_y .



Наибольшее действующее значение полного тока короткого замыкания I_y имеет место за первый период переходного процесса. При условии, когда $i_{a0} = I_{nm}$, его можно определить по (3-11), придав последнему следующий вид:

$$I_y = \sqrt{I_n^2 + [(k_y - 1)\sqrt{2} I_n]^2} = I_n \sqrt{1 + 2(k_y - 1)^2}, \quad (3-12)$$

где k_y — ударный коэффициент.

Согласно указанным выше пределам изменений k_y величина отношения I_y/I_n находится в пределах

$$1 < \frac{I_y}{I_n} < \sqrt{3}.$$

На рис. 3-6 показаны кривые изменения отношений I_y/I_n и i_y/I_y в функции k_y . Как видно, отношение i_y/I_y изменяется в сравнительно узких пределах и его максимум ($\sqrt{3}$) наступает при $k_y = 1,5$.

3-4. Приближенное решение

Представим выражение для периодической слагающей тока короткого замыкания в несколько ином виде, т. е.

$$I_{nm} = \frac{U_m}{z_k} = \frac{U_m}{x_k \sqrt{1+c^2}} = \frac{I_{nm}(r_k=0)}{\sqrt{1+c^2}},$$

где $I_{nm}(r_k=0) = U_m/x_k$ — значение той же слагающей при $r_k = 0$ и $c = r_k/x_k$.

Таким образом, преувеличение периодической слагающей тока, вызванное пренебрежением r , можно характеризовать отношением

$$\frac{I_{nm}(r_k=0)}{I_{nm}} = \sqrt{1+c^2}. \quad (3-13)$$

Если считать, что это превышение не должно быть более 5%, то из (3-13) легко установить, что оно будет соблюдаться при

$$c \leq \sqrt{1,05^2 - 1} \approx 1/3,$$

т. е. определение I_n можно производить без учета r_k , когда $r_k \leq x_k/3$. При этом, конечно, фаза данной слагающей тока получается искаженной: $\phi_k = 90^\circ$ вместо $\phi_k = 72^\circ$ при $r_k = x_k/3$. Что касается апериодической слагающей, то при $r_k = 0$ ее затухание вообще отсутствует и $k_y = 2$, в то время как при $r_k = x_k/3$ имеем $k_y = 1,37$; преувеличение ударного тока уже составляет 53%, а электродинамического эффекта — в $1,53^2 \approx 2,5$ раза. Аналогично

нетрудно установить, что при тех же условиях преувеличение в наибольшем действующем значении полного тока короткого замыкания достигает 61%.

Этот элементарный подсчет наглядно иллюстрирует, насколько одно и то же допущение может привести к резко отличающимся погрешностям в определении отдельных величин. Очевидно, достаточно правильная оценка апериодической слагающей и полных величин тока, в которых ее участие существенно, может быть получена при непременном учете активного сопротивления цепи. Последний можно сделать приближенно и даже в неявной форме путем использования некоторой средней величины постоянной времени T_a и соответствующего ей значения ударного коэффициента. Такое различие в принимаемых допущениях при практической оценке отдельных слагающих тока является одним из примеров той условности и как бы несогласованности, о чём отмечалось в § 2-1.

Используя (3-6) и (3-12), можно установить допустимые отклонения приближенной величины постоянной времени T'_a , при которых ошибки в определении ударного тока и наибольшего действующего значения тока короткого замыкания не выходили бы за пределы $\pm 5\%$. Результаты такого подсчета приведены на рис. 3-7, где допускаемые по данному условию пределы $m = T'_a/T_a$ ограничены соответствующими кривыми в зависимости от k_y . При $k_y = 1,8$ постоянная времени $T_a = 0,045$ сек; если приближенно вычисленная T'_a согласно данным рис. 3-7 находится в пределах $T'_a = (0,65 \div 1,83) T_a = 0,029 \div 0,082$ сек, то ошибка в ударном токе не превышает $\pm 5\%$.

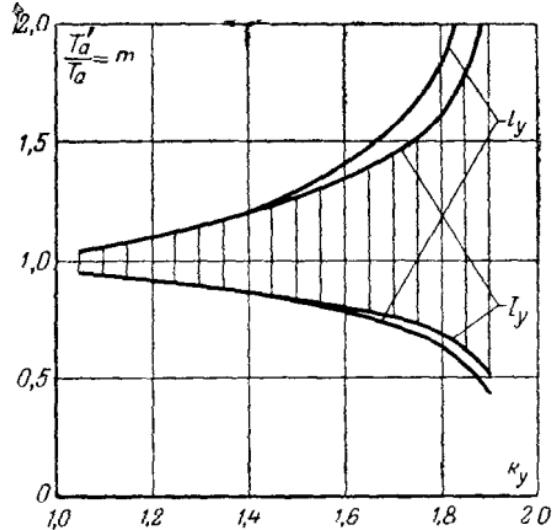


Рис. 3-7. Кривые, ограничивающие зону допустимого отклонения постоянной времени T'_a , при котором погрешность в токах i_v и I_y не превышает $\pm 5\%$.

3-5. Определение эквивалентной постоянной времени

Для цепи, состоящей из последовательно соединенных элементов, определение постоянной времени T_a не представляет труда. Ее значение легко находится по формуле, аналогичной (3-3), где под x_1 и r_1 следует понимать соответственно индуктивное и активное сопротивления всей короткозамкнутой цепи.

Иное положение имеет место в сложной разветвленной схеме. Нахождение свободного тока в любой ветви такой схемы является задачей, с которой читатель знаком из курса теоретических основ электротехники. Как известно, ее решение наиболее эффективно достигается путем применения преобразования Лапласа, т. е. с использованием операторного метода.

При отсутствии кратных корней характеристического уравнения $z(p) = 0$ для свободного тока произвольной ветви в соответствии с известной формулой разложения имеем:

$$I_{at} = \sum_{k=1}^{k=n} \frac{F_1(p_k)}{p_k F'_2(p_k)} e^{p_k t} = I_{a1} e^{p_1 t} + I_{a2} e^{p_2 t} + \dots + I_{an} e^{p_n t}, \quad (3-14)$$

где каждое из слагаемых представляет частный свободный ток.

Когда в схеме нет емкости, все корни характеристического уравнения являются вещественными отрицательными величинами и для них можно написать:

$$p_1 = -1/T_{a1}; p_2 = -1/T_{a2}; \dots; p_n = -1/T_{an},$$

где $T_{a1}, T_{a2}, \dots, T_{an}$ — постоянные времена частных свободных токов.

Начальные значения частных свободных токов $I_{a1}, I_{a2}, \dots, I_{an}$, равно как и их постоянные времена, являются функциями параметров всех элементов схемы.

Такой общий и строгий путь решения уже для маломальски сложной схемы требует большой вычислительной работы. Достаточно напомнить, что каждая параллельная ветвь с r и L увеличивает на один порядок степень характеристического уравнения. Поэтому для практических расчетов довольствуются более простым, приближенным решением, одно из которых состоит в замене (3-14) одной экспонентой:

$$I_{at} = I_{a0} e^{-t/T_{a0}}, \quad (3-15)$$

где $T_{a.a}$ — некоторая эквивалентная постоянная времени, определяемая как

$$T_{a.a} = \frac{x_\Sigma}{\omega r_\Sigma}, \quad (3-16)$$

причем здесь x_Σ — суммарное индуктивное сопротивление схемы, найденное при отсутствии всех активных сопротивлений ($r=0$), и r_Σ — суммарное активное сопротивление схемы при отсутствии всех индуктивных сопротивлений ($x=0$). Такой искусственный прием определения $T_{a.a}$ сильно упрощает решение¹. При нем приблизительно соблюдается эквивалентность количества электричества в действительных и заменяемых условиях.

Что касается начального значения $I_{a(0)}$ в (3-15), то его легко определить по начальным условиям для данной ветви, поскольку начальное значение периодической слагающей тока нетрудно подсчитать, а предшествующий ток, как правило, известен.

При более грубых расчетах обычно не прибегают к подсчету $T_{a.a}$, а принимают для нее некоторое среднее значение в соответствии с принятым для данных условий ударным коэффициентом. Так, при $k_y=1,8$ значение $T_a=-0,045$ сек, которое считают одним и тем же для всех ветвей схемы.

Пример 3-1. Для схемы, показанной в верхней части рис. 3-8, найти затухание свободных токов и эквивалентную постоянную времени. Сопротивления элементов выражены в операторной форме и заданы в относительных единицах при некоторых базисных условиях.

Определим результирующее операторное сопротивление схемы:

$$z(p) = \frac{(1+15p)(1+3p)}{(1+15p)+(1+3p)} + (1+2p) = \frac{81p^2 + 40p + 3}{2 + 18p}.$$

Из $z(p)=0$, т. е. из уравнения $81p^2 + 40p + 3 = 0$ находим корни:

$$p_{1,2} = \frac{-40 \pm \sqrt{40^2 - 4 \cdot 81 \cdot 3}}{2 \cdot 81},$$

т. е. $p_1 = -0,091$; соответственно $T_{a1} = \frac{-1}{-0,091} = 11$;

¹ Отметим, что такой упрощенный подсчет апериодической слагающей (вернее, $T_{a.a}$), в частности, принят в последнем американском стандарте на выключатели высокого напряжения.

$$p_2 = -0,405; \text{ соответственно } T_{a2} = \frac{-1}{-0,405} = 2,47.$$

В именованных единицах эти постоянные времени будут:

$$T_{a1} = \frac{11}{314} = 0,035 \text{ сек и } T_{a2} = \frac{2,47}{314} = 0,008 \text{ сек.}$$

Относительная величина свободного тока в общей ветви с пропорциональна результирующей операторной проводимости

$$I_a(p) = Y(p) = 1/z(p) = \frac{2 + 18p}{81p^2 + 40p + 3} = \frac{F_1(p)}{F_2(p)}.$$

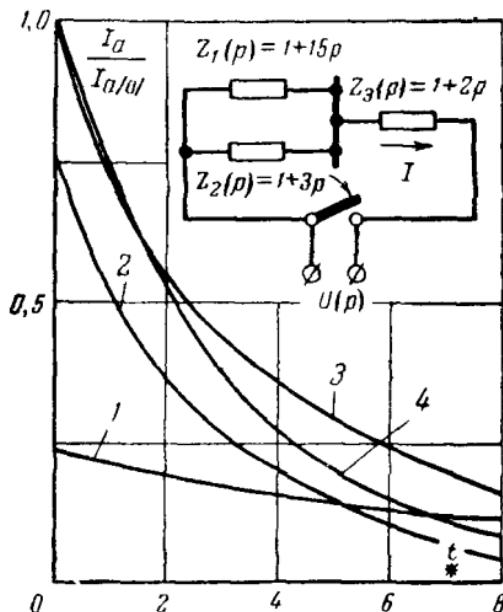


Рис. 3-8. К примеру 3-1. Исходная схема и кривые изменения во времени отношений свободных токов. 1 — $I_{a1}/I_{a[0]}$; 2 — $I_{a2}/I_{a[0]}$; 3 — $(I_{a1} + I_{a2})/I_{a[0]}$ и 4 — $I_a/I_{a[0]} = e^{-t/T_{a2}}$.

Используя (3-14), перейдем от изображения к оригиналу:

$$I_{at} = \frac{2 + 18(-0,091)}{(-0,091)2 \cdot 81(-0,091) + 40} e^{-0,091t} + \\ + \frac{2 + 18(-0,405)}{(-0,405)2 \cdot 81(-0,405) + 40} e^{-0,405t} = -0,16e^{-0,091t} - \\ - 0,51e^{-0,405t}.$$

Начальные значения частных свободных токов в долях от начального значения свободного тока в данной цепи составляют:

$$I_{a1|0} = \frac{0,16}{0,16 + 0,51} = 0,24 \text{ и } I_{a2|0} = \frac{0,16}{0,16 + 0,51} = 0,76.$$

Изменения этих токов и их суммы во времени показаны на рис. 3-8, здесь время выражено в относительных единицах.

Для определения эквивалентной постоянной времени находим x_Σ , полагая в схеме рис. 3-8 $r=0$:

$$x_\Sigma = (15/3) + 2 = 4,5;$$

аналогично при $x=0$

$$r_\Sigma = \frac{1}{2} + 1 = 1,5.$$

Следовательно, по (3-16) находим:

$$T_{a.e} = \frac{4,5}{1,5} = 3 \text{ или } T_{a.e} = \frac{3}{314} = 0,01 \text{ сек.}$$

Экспонента с этой постоянной времени представлена на рис. 3-8 кривой 4. Ее расхождение с истинной кривой $\frac{I_{a1} + I_{a2}}{I_{a|0|}}$ при $t = 314 \times 0,01 = 3,14$ (т. е. в момент наступления максимального мгновенного значения полного тока в этой цепи) составляет примерно -10% .

3-6. Графическое решение

Когда приложенное к цепи с r и L напряжение выражено аналитической функцией времени, решение дифференциального уравнения (3-1а) можно выполнить, применяя, в частности, известный интеграл Диомеля. Если же это напряжение u_t задано какой-либо кривой, которую нельзя представить достаточно близкой аналитической функцией, то решение уравнения (3-1а) можно провести приближенно с помощью графического построения, основанного на следующем.

Заменим в (3-1а) производную di/dt отношением конечных разностей $\Delta i/\Delta t$; после небольших преобразований теперь имеем:

$$\frac{\Delta i}{\Delta t} = \frac{i - \frac{u}{r}}{T_a} = -\frac{i_{eB}}{T_a}, \quad (3-17)$$

т. е. скорость изменения тока в пределах интервала Δt пропорциональна свободному току в начале рассматриваемого интервала.

Для построения искомой кривой изменения тока во времени нужно на расстоянии T_a от начала координат (рис. 3-9) сначала наложить кривую изменения принужденного тока $i_e = u/r$. Затем следует

разбить ось абсцисс и кривую $i_e = f(t)$ на интервалы Δt . Для повышения точности построения целесообразно для каждого интервала использовать значение тока не в начале, а в середине интервала (точки 1', 2', 3' и т. д.). Таким образом, искомое значение тока в конце первого интервала (точка 1) определяется пересечением

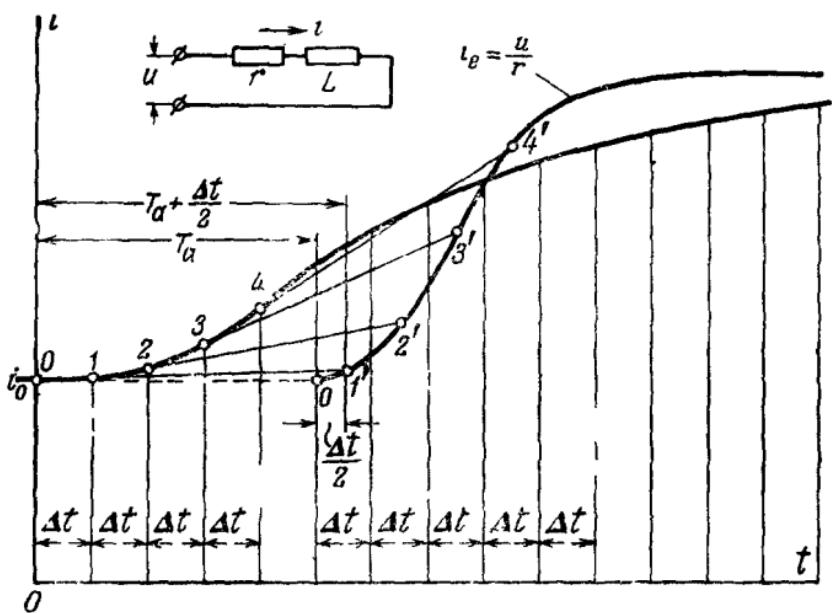


Рис. 3-9 Графический способ нахождения кривой изменения тока в цепи r, L при произвольном изменении напряжения источника.

соответствующей ординаты с прямой $01'$, а в конце второго интервала — пересечением соответствующей ординаты с прямой $12'$ и т. д.

В зависимости от характера кривой изменения принужденной составляющей и требуемой точности решения продолжительность интервала обычно принимают в пределах $\Delta t = 0,05 \div 0,2$ сек.

Этот способ графического решения дифференциального уравнения вида (3-1а) иногда используют даже в тех случаях, когда происходящее возмущение в контуре можно представить в математической форме

Глава четвертая

ПЕРЕХОДНЫЙ ПРОЦЕСС В НЕПОДВИЖНЫХ МАГНИТНОСВЯЗАННЫХ ЦЕПЯХ

4-1. Общие замечания

Протекание электромагнитного переходного процесса в магнитносвязанных цепях имеет некоторые характерные особенности. Рекомендуется обратить особое внимание на основные закономерности и соотношения,

рассматриваемые в настоящей главе; они в значительной мере облегчат понимание более сложных явлений, которые исследуются в дальнейшем применительно к вращающимся электрическим машинам.

В качестве основной предпосылки в соответствии с ранее принятыми допущениями (см § 2-1) считаем, что между токами и напряжениями рассматриваемых цепей сохраняется линейная зависимость и, следовательно, они могут быть связаны линейными дифференциальными уравнениями с постоянными коэффициентами. Для силовых трансформаторов и автотрансформаторов в условиях короткого замыкания (или значительных перегрузок) это допущение практически выполняется, поскольку основные магнитные потоки и обусловленное ими насыщение магнитопроводов при этом становится меньше. Иное положение имеет место в измерительных трансформаторах тока при протекании по их первичным обмоткам больших токов короткого замыкания (или перегрузки). Здесь ток во вторичной обмотке сильно зависит от насыщения магнитопровода. Последний вопрос представляет предмет специального исследования.

Указанное допущение также не пригодно, когда рассматривается переходный процесс при включении силовых трансформаторов и автотрансформаторов и при внезапном сбросе их нагрузки. Правильное представление о протекании такого переходного процесса можно получить только при учете изменения насыщения их магнитопроводов (см. § 4-6).

Характер изменения свободных токов, как известно, определяется параметрами элементов рассматриваемой схемы и соотношениями между ними. Поэтому полученные ниже закономерности изменения свободных токов справедливы при любых э. д. с. источников питания. От величины э. д. с., естественно, зависят начальные значения свободных токов

4-2. Основные уравнения и соотношения

Рассмотрим переходный процесс при включении на некоторое напряжение $u(t)$ контура с L_1 и r_1 , связанного взаимной индуктивностью M с другим контуром, индуктивность и активное сопротивление которого L_2 и r_2 . По существу это является процессом включения

воздушного трансформатора с закороченной вторичной обмоткой (рис. 4-1). Условимся, что все параметры и величины второго контура приведены к стороне первого контура.

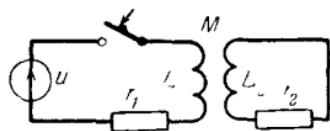


Рис. 4-1 Простейшая цепь с магнитной связью.

Для каждого контура соответственно имеем:

постоянные времени

$$T_{10} = \frac{L_1}{r_1}, \text{ сек}$$

и

$$T_{20} = \frac{L_2}{r_2}, \text{ сек}$$

(индекс 0 у постоянной времени указывает, что она определена при всех разомкнутых контурах, с которыми данный контур имеет магнитную связь);

коэффициенты рассеяния

$$\sigma_1 = \frac{L_1 - M}{L_1}$$

и

$$\sigma_2 = \frac{L_2 - M}{L_2}.$$

Коэффициент магнитной связи между контурами

$$k = \frac{M}{\sqrt{L_1 L_2}}$$

и общий коэффициент рассеяния

$$\sigma = 1 - k^2 = 1 - \frac{M^2}{L_1 L_2} = \sigma_1 + \sigma_2 - \sigma_1 \sigma_2; \quad (4-1)$$

при малых значениях σ_1 и σ_2 можно принимать

$$\sigma \approx \sigma_1 + \sigma_2. \quad (4-2)$$

Считая, что при принятых положительных направлениях токов магнитные потоки самоиндукции и взаимной индукции в каждой катушке совпадают, имеем:

$$\left. \begin{aligned} u(t) &= i_1 r_1 + L_1 \frac{di_1}{dt} + M \frac{di_2}{dt}; \\ 0 &= i_2 r_2 + L_2 \frac{di_2}{dt} + M \frac{di_1}{dt} \end{aligned} \right\} \quad (4-3)$$

или в операторной форме (при нулевых начальных условиях)

$$\left. \begin{aligned} u(p) &= r_1 I_1(p) + L_1 p I_1(p) + M p I_2(p); \\ 0 &= r_2 I_2(p) + L_2 p I_2(p) + M p I_1(p). \end{aligned} \right\} \quad (4-4)$$

Решение системы (4-4) легко получить простой подстановкой. Из второго уравнения имеем:

$$I_2(p) = -\frac{M p}{r_2 + L_2 p} I_1(p); \quad (4-5)$$

после подстановки (4-5) в первое уравнение (4-4) найдем:

$$I_1(p) = \frac{u(p)}{z_1(p)}, \quad (4-6)$$

где

$$\begin{aligned} z_1(p) &= r_1 + \left(L_1 - \frac{M^2 p}{r_2 + L_2 p} \right) p = r_1 + \left(\frac{1 + \sigma T_{20} p}{1 + T_{20} p} \right) L_1 p = \\ &= \frac{\sigma T_{10} T_{20} p^2 + (T_{10} + T_{20}) p + 1}{(1 + T_{20} p)} r_1 \end{aligned} \quad (4-7)$$

— операторное сопротивление первого контура с учетом магнитносвязанного с ним короткозамкнутого второго контура.

Из (4-7) следует, что влияние короткозамкнутого контура оказывается в снижении L_1 , причем оно тем сильнее, чем меньше рассеяние и больше постоянная времени T_{20} . Напротив, в пределе, когда $\sigma=1$, т. е. при отсутствии магнитной связи, индуктивность L_1 неизменна.

Из характеристического уравнения $z_1(p)=0$ находим его корни:

$$p_{1,2} = -\frac{(T_{10} + T_{20}) \pm \sqrt{(T_{10} + T_{20})^2 - 4\sigma T_{10} T_{20}}}{2\sigma T_{10} T_{20}} = -\frac{(T_{10} + T_{20})}{2\sigma T_{10} T_{20}} \times \times (1 \mp q), \quad (4-8)$$

где

$$q = \sqrt{1 - \frac{4\sigma T_{10} T_{20}}{(T_{10} + T_{20})^2}}. \quad (4-9)$$

Поскольку всегда $(T_{10} + T_{20})^2 > 4\sigma T_{10} T_{20}$, оба корня являются действительными, меньшими нуля.

Следовательно, свободный ток каждого контура представляет собой сумму двух свободных токов, один

из которых затухает по экспоненте с постоянной времени¹

$$T' = -\frac{1}{p_1} = \frac{2}{(1-q)} \frac{\sigma T_{10} T_{20}}{(T_{10} + T_{20})} = \\ = \frac{1+q}{2} (T_{10} + T_{20}), \quad (4-10)$$

а другой — с постоянной времени

$$T'' = -\frac{1}{p_2} = \frac{2}{(1+q)} \frac{\sigma T_{10} T_{20}}{(T_{10} + T_{20})} = \\ = \frac{1-q}{2} (T_{10} + T_{20}), \quad (4-11)$$

отношение между которыми

$$\frac{T'}{T''} = \frac{1+q}{1-q}. \quad (4-12)$$

Как видно, T' всегда больше T'' , причем различие между ними возрастает с уменьшением рассеяния. В пределе при $\sigma=0$ имеем: $T'=T_{10}+T_{20}$ и $T''=0$.

При включении контура на постоянное напряжение $U = U(p) = U/p$ для изображения тока первого контура имеем:

$$I_1(p) = \frac{U}{pz_1(p)}.$$

Используя известную формулу разложения (или ее видоизменение, так называемую формулу включения) и произведя ряд преобразований, получим временную функцию тока этого контура:

$$i_1(t) = i_1 + i'_1 + i''_1 = \frac{U}{r_1} - \frac{U(T_{10} - T'')}{r_1(T' - T'')} e^{-t/T'} - \\ - \frac{U(T_{20} - T'')}{r_1(T' - T'')} e^{-t/T''}, \quad (4-13)$$

где i_1 — принужденный или установившийся ток;
 i'_1 — медленно затухающий свободный ток;
 i''_1 — быстро затухающий свободный ток.

¹ Индексация постоянных времени умышленно принята отличной от обозначения рассматриваемых контуров, чтобы исключить ошибочное представление, что каждая из этих постоянных времени характеризуется параметрами якобы только одного из данных контуров.

Соотношение между начальными значениями этих свободных токов определяется постоянными времени:

$$\frac{i''_{1|0|}}{i'_{1|0|}} = \frac{T_{20} - T''}{T_{10} - T''}. \quad (4-14)$$

Аналогично находим выражение для тока во втором контуре:

$$i_2(t) = i'_{2|0|} + i''_{2|0|} = -\frac{MU}{L_1 L_2} \frac{T_{10} T_{20}}{(T' - T'')} (e^{-t/T'} - e^{-t/T''}), \quad (4-15)$$

из которого видно, что при включении контура на постоянное напряжение принужденный ток во втором контуре, естественно, отсутствует, а начальные значения свободных токов равны и взаимно противоположны:

$$i''_{2|0|} = -i'_{2|0|}. \quad (4-16)$$

Их связь с одноименными свободными токами первого контура выражается соотношениями:

$$i'_{2|0|} = \frac{M}{L_2} \frac{T_{20}}{(T_{10} - T'')} i'_{1|0|}; \quad (4-17)$$

$$i''_{2|0|} = -\frac{M}{L_2} \frac{T_{20}}{(T_{20} - T'')} i''_{1|0|}. \quad (4-18)$$

Для рассматриваемого переходного процесса на рис. 4-2,а приведены кривые изменения токов и их отдельных слагающих, причем откладываемое по оси абсцисс время выражено в долях от T_{10} . Ток $i_1(t)$ стремится к своему принужденному значению, а ток $i_2(t)$ сначала возрастает до своего максимума, а затем затухает, стремясь к нулю. Момент наступления максимума легко найти из уравнения $di_2/dt=0$:

$$t_m = \frac{T' T''}{T' - T''} \ln \frac{T'}{T''}. \quad (4-19)$$

Подставив (4-19) в (4-15), получим:

$$i_{2m} = -\frac{MU}{L_1 L_2} \frac{T_{10} T_{20}}{(T' - T'')} (e^{-t_m/T'} - e^{-t_m/T''}). \quad (4-20)$$

Для сопоставления на рис. 4-2,б показаны кривые изменения токов при закорачивании первого контура,

после того как в нем наступил установившийся режим. В этом случае все величины свободных токов остаются такими же, как и при рассмотренном выше процессе включения, но их знаки меняются на обратные. При этом, разумеется, принужденные токи в обоих контурах отсутствуют.

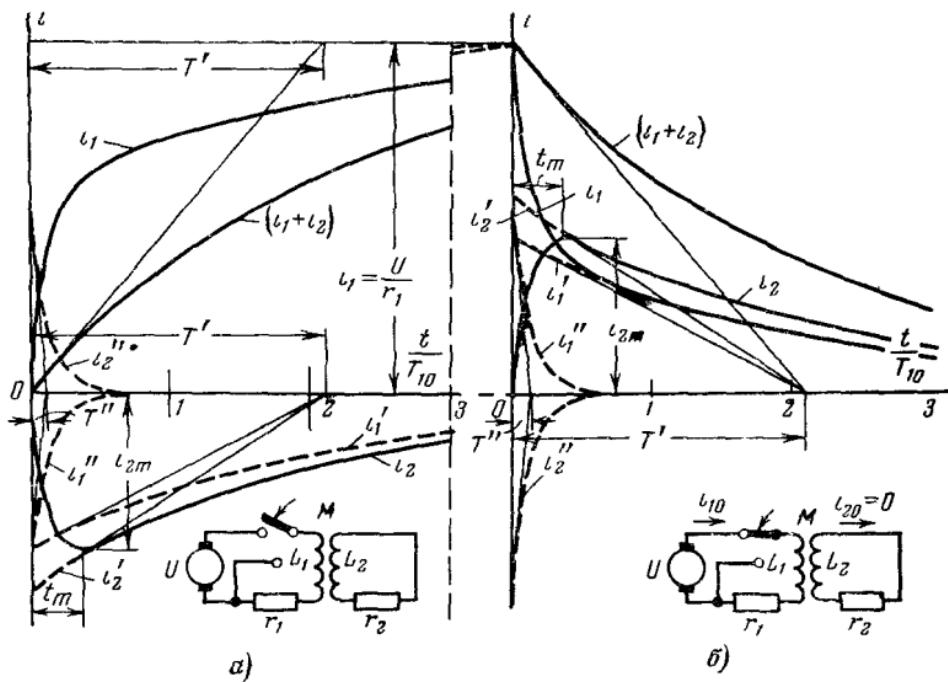


Рис 4.2 Кривые изменения токов и их отдельных слагающих в контурах схемы рис 4.1

а — при включении на постоянное напряжение *б* — при закорачивании первого контура, предварительно питающегося от источника постоянного напряжения

По характеру кривых изменения токов i_1 и i_2 (рис 4-2) видно, что в начальной стадии переходного процесса изменение токов обусловливается главным образом быстро затухающими свободными токами, а в последующей — практически только медленно затухающими свободными токами. Ток намагничивания, определяемый суммой токов $(i_1 + i_2)$, практически изменяется экспоненциально с постоянной времени T' , так как сумма быстро затухающих токов $(i_1'' + i_2'')$ очень мала. Последняя равна нулю при $\sigma=0$.

Медленно затухающие свободные токи практически связаны с изменением только общего магнитного потока

или потока взаимоиндукции между контурами, а быстро затухающие — с изменением только постоков рассеяния контуров.

Таким образом, магнитная связь между контурами вначале убыстряет переходный процесс, а затем, напротив, замедляет его. При постоянном коэффициенте рассеяния σ это проявляется тем интенсивнее, чем больше постоян-

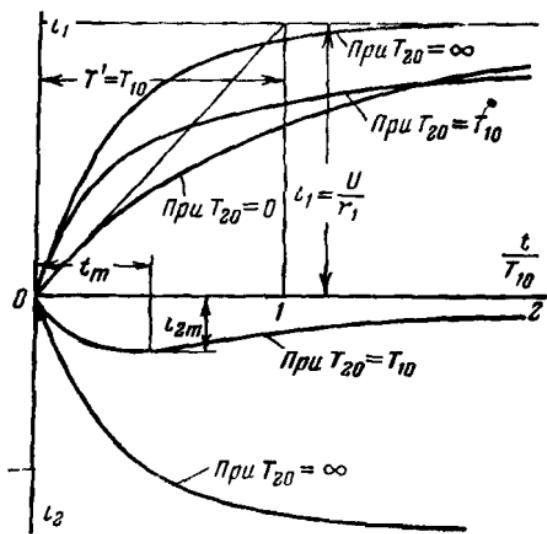


Рис. 4-3 Кривые изменения токов в обоих контурах схемы рис. 4-1 при разных значениях постоянной времени T_{20}

ная времени влияющего контура (T_{20}). Это хорошо видно на рис. 4-3, где приведены для нескольких значений T_{20} кривые изменения токов i_1 и i_2 . Кривые при $T_{20}=0$ соответствуют условию, при котором влияющий контур отсутствует (или разомкнут); соответственно при $T_{20}=\infty$ — когда он является сверхпроводящим. В последнем случае наведенный свободный ток i_2 стремится к своему наибольшему значению, а затем остается неизменным, поскольку потерю в этом контуре нет.

4-3. Влияние рассеяния

Выясним теперь, как влияет рассеяние на соотношения между постоянными времени затухания свободных токов, а также между начальными значениями этих токов. Для этого установим вначале дополнительные со-

отношения, которые вытекают из известных свойств корней квадратного уравнения¹. Из них имеем:

$$p_1 + p_2 = -\left(\frac{1}{T'} + \frac{1}{T''}\right) = -\frac{T_{10} + T_{20}}{\sigma T_{10} T_{20}}, \quad (4-21)$$

или

$$\frac{T' + T''}{T'T''} = \frac{T_{10} + T_{20}}{\sigma T_{10} T_{20}};$$

ПОМИМО ТОГО,

$$p_1 p_2 = \frac{1}{T'T''} = \frac{1}{\sigma T_{10} T_{20}},$$

т. е.

$$T'T'' = \sigma T_{10} T_{20} \quad (4-21a)$$

или

$$\sigma = \frac{T'T''}{T_{10} T_{20}}. \quad (4-21b)$$

Используя (4-21a), из (4-21) находим весьма важное соотношение:

$$T' + T'' = T_{10} + T_{20}. \quad (4-22)$$

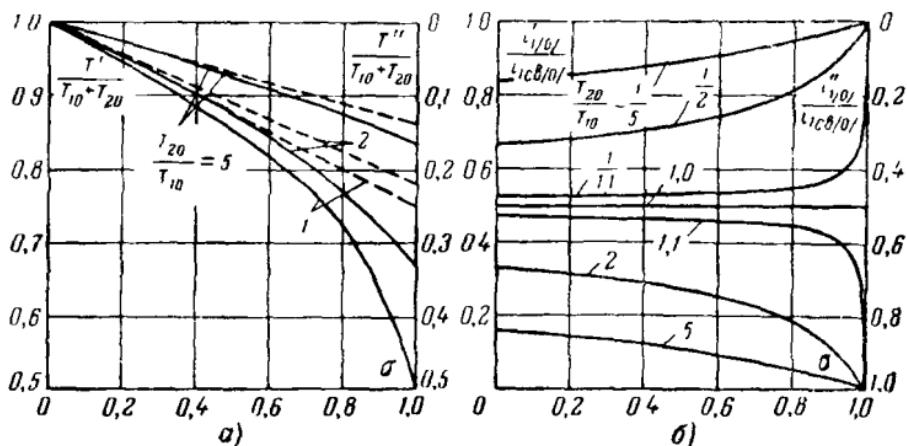


Рис. 4-4. Кривые изменения отношений.

а—постоянных времени $T'/T_{10} + T_{20}$ и $T''/(T_{10} + T_{20})$; б—токов I'_{10}/I_{10} и I''_{10}/I_{10} в функции коэффициента рассеяния σ при разных величинах T_{20}/T_{10} .

На рис. 4-4, а сплошные кривые иллюстрируют для нескольких значений T_{20}/T_{10} изменение отношений

¹ Корни уравнения $ax^2 + bx + c = 0$ связаны между собой соотношениями: $x_1 + x_2 = -\frac{b}{a}$ и $x_1 x_2 = \frac{c}{a}$.

$T'/(T_{10}+T_{20})$ и $T''/(T_{10}+T_{20})$ в зависимости от коэффициента рассеяния. Каждая кривая характеризует оба отношения, но для $T'/(T_{10}+T_{20})$ шкала расположена слева, а для $T''/(T_{10}+T_{20})$ — справа. Как видно, влияние рассеяния сильнее сказывается при симметричных контурах, т. е. когда их постоянные времени одинаковы ($T_{20}/T_{10}=1$).

Аналогично приведенные на рис. 4-4,б кривые иллюстрируют для ряда значений T_{20}/T_{10} изменение отношений начальных свободных токов $i'_{1|0|}/i_{1\text{св}|0|}$ и $i''_{1|0|}/i_{1\text{св}|0|}$ в функции σ , причем, как и на рис. 4-4,а, использовано двустороннее расположение шкал. При $T_{20}/T_{10}>1$ рост σ приводит к снижению $i'_{1|0|}$ и, наоборот, при $T_{20}/T_{10}<1$ — к увеличению $i'_{1|0|}$. Соответственно для $i''_{1|0|}$ получаются обратные соотношения. Достаточно заметное влияние изменения σ сказывается лишь при относительно больших значениях σ (свыше 0,5). При симметричных контурах $i'_{1|0|}=i''_{1|0|}$, причем это равенство сохраняется вне зависимости от σ .

Пример 4-1. Для схемы рис. 4-1 известны $\sigma=0,21$ и $T_{20}/T_{10}=1,22$. Переходный процесс вызывается включением первого контура на постоянное напряжение. Построить кривые изменения токов в обоих контурах, выразив токи в долях принужденного тока первого контура, а время — в долях от T_{10} .

По (4-9) находим:

$$q = \sqrt{1 - \frac{4 \cdot 0,21 \cdot 1,22}{(1 + 1,22)^2}} = 0,89$$

и по (4-10)

$$\frac{T'}{T_{10}} = \frac{2}{1 - 0,89} \frac{0,21 \cdot 1,22}{(1 + 1,22)} = 2,1.$$

По выражению (4-11) или, проще, из (4-22) имеем:

$$\frac{T''}{T_{10}} = 1 + 1,22 - 2,1 = 0,12.$$

В соответствии с (4-14)

$$\frac{i''_{1|0|}}{i'_{1|0|}} = \frac{1,22 - 0,12}{1 - 0,12} = 1,25.$$

При заданных начальных условиях $i_{1\text{св}|0|} = -i_1$, поэтому свободные токи первого контура будут:

$$\frac{i'_{1|0|}}{i_1} = \frac{-1}{1 + 1,25} = -0,445;$$

$$\frac{i''_{1|0|}}{i_1} = \frac{-1,25}{1 + 1,25} = -0,555.$$

Уравнение для тока в первом контуре будет:

$$\frac{i_1(t)}{i_1} = 1 - 0,445 e^{-\frac{t'}{2,1}} - 0,555 e^{-\frac{t'}{0,12}},$$

где

$$t' = t/T_{10}.$$

Примем, что коэффициент рассеяния $\sigma = 0,21$ состоит из $\sigma_1 = 0,11$ и $\sigma_2 = 0,1$. Тогда $M/L_2 = 1 - 0,1 = 0,9$ и с учетом полученных значений $i'_{1|0|}/i_1$ и $i''_{1|0|}/i_1$ по (4-17) и (4-18) имеем:

$$\frac{i'_{2|0|}}{i_1} - \frac{i''_{2|0|}}{i_1} = -0,555.$$

По (4-15) уравнение для тока во втором контуре будет:

$$\frac{i_2(t)}{i_1} = -0,555 \left(e^{-\frac{t'}{2,1}} - e^{-\frac{t'}{0,12}} \right).$$

По (4-19) и (4-20) находим, что максимум тока во втором контуре наступает при

$$t'_{2m} = \frac{t_m}{T_{10}} = \frac{2,1 \cdot 0,12}{2,1 - 0,12} \ln \frac{2,1}{0,12} = 0,363$$

и составляет

$$\frac{i_{2m}}{i_1} = -0,44.$$

Представленные на рис. 4-2,а кривые построены по найденным здесь уравнениям.

4-4. Приближенное решение

При сильной магнитной связи между контурами, т. е. при малом значении коэффициента рассеяния σ математические выкладки и соотношения для рассматриваемого переходного процесса могут быть значительно упрощены, если ввести некоторые дополнительные допущения. Получаемые при этом результаты по своей точности обычно удовлетворяют требованиям практики.

Сущность такого приближенного решения заключается в следующем. При малом значении σ можно пренебречь вычитаемым под радикалом в (4-9); это приводит к соотношениям:

$$T'' \approx \frac{\sigma T_{10} T_{20}}{T_{10} + T_{20}} \quad (4-23)$$

$$T' \approx T_{10} + T_{20}. \quad (4-24)$$

Однако, поскольку приближенное значение T'' по (4-23) уже найдено, величину T' можно определить несколько точнее, используя (4-22), т. е.

$$T' = T_{10} + T_{20} - T''. \quad (4-25)$$

Таким образом, приближенные значения T' и T'' пропорциональны σ ; на рис. 4-4,а это иллюстрируют прямые, проведенные пунктиром. Ошибка в приближенной оценке T' и T'' увеличивается с ростом σ и уменьшением несимметрии контуров. При этом приближенные значения T' весьма преувеличены, а T'' , напротив, преуменьшены. При $\sigma \leq 0,4$ эти погрешности очень малы и ими можно пренебречь.

Обратимся теперь к оценке приближенных соотношений между начальными значениями свободных токов. Постоянная времени T'' при малых σ всегда много меньше T_{10} и T_{20} . Если в (4-14) ее пренебречь, то

$$\frac{i''_{1/0/}}{i'_{1/0/}} \approx \frac{T_{20}}{T_{10}} \quad (4-26)$$

и из (4-17) и (4-18) с учетом (4-26)

$$i'_{2/0/} \approx \frac{M}{L_2} \frac{T_{20}}{T_{10}} i'_{1/0/} = \frac{M}{L_2} i''_{1/0/} \quad (4-27)$$

и

$$i''_{2/0/} = -\frac{M}{L_2} i''_{1/0/} = -i'_{2/0/}. \quad (4-28)$$

При $T_{20} > T_{10}$ приближенное решение дает преуменьшение тока $i''_{1/0/}$ и, следовательно, преувеличение тока $i'_{1/0/}$. При $T_{20} < T_{10}$ имеет место обратная картина. Что касается погрешностей в токах $i'_{2/0/}$ и $i''_{2/0/}$ при приближенном определении, то они всегда получаются отрицательными (т. е. токи преуменьшены). Однако при достаточно малых σ все эти погрешности вполне допустимы.

Следует особо подчеркнуть, что при отсутствии рассения ($\sigma=0$) возможно изменение токов в контурах скачком, причем это не противоречит неизменности

результатирующего потокосцепления, так как последнее определяется намагничивающим током, величина которого не претерпевает внезапных изменений. Рассеяние сглаживает изменение токов в контурах при внезапном изменении режима, при этом чем оно больше, тем плавнее происходит переход от одного режима к другому.

Пример 4-2. Для условий примера 4-1 найти приближенные значения постоянных времени и начальных свободных токов.

По (4-23) имеем:

$$\frac{T''}{T_{10}} = \frac{0,21 \cdot 1,22}{1 + 1,22} = 0,115 \text{ (вместо } 0,12)$$

и по (4-25)

$$\frac{T'}{T_{10}} = 1 + 1,22 - 0,115 = 2,105 \text{ (вместо } 2,1).$$

Соотношения между начальными значениями свободных токов по (4-26)

$$\frac{i''_{1|0|}}{i'_{1|0|}} = \frac{T_{20}}{T_{10}} = 1,22 \text{ (вместо } 1,25).$$

Начальные свободные токи в долях принужденного тока первого контура равны:

$$\frac{i'_{1|0|}}{i_1} = \frac{-i'_{1|0|}}{i'_{1|0|} + i''_{1|0|}} = \frac{-1}{1 + 1,22} = -0,45 \text{ (вместо } -0,445)$$

и

$$\frac{i''_{1|0|}}{i_1} = \frac{-i''_{1|0|}}{i'_{1|0|} + i''_{1|0|}} = \frac{-1,22}{1 + 1,22} = -0,55 \text{ (вместо } -0,555);$$

соответственно в другом контуре

$$\frac{i'_{2|0|}}{i_1} = -\frac{i''_{2|0|}}{i_1} = -0,55 \text{ (вместо } -0,555).$$

Максимум тока i_2 наступает при $t_m/T_{10}=0,355$ (вместо 0,363) и его величина составляет:

$$i_{2m}/i_1 = -0,441,$$

т. е. практически та же, что и при точном решении.

4-5. Внезапное короткое замыкание трансформатора

Переходный процесс при внезапном коротком замыкании за трансформатором при отсутствии насыщения его магнитопровода, вообще говоря, идентичен рассмотренному в § 4-2, с той лишь разницей, что здесь включение производится не на постоянное, а на синусо-

идальное напряжение. Полученные выше выражения для постоянных времени затухания свободных токов, конечно, полностью справедливы и в данном случае, причем, поскольку в трансформаторах потоки рассеяния ничтожно малы по сравнению с общим потоком взаимоиндукции, применение приближенных выражений (4-23) и (4-24) для оценки T'' и T' практически не вносит никакой погрешности.

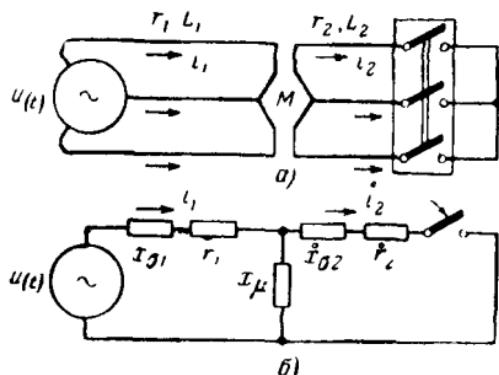


Рис. 4-5. Включение трансформатора на короткое замыкание.

а — трехлинейная схема; *б* — схема замещения.

Применяя к схеме рис. 4-5,*а* формулу включения контура на синусоидальное напряжение, можно найти общие выражения для токов в цепи каждой обмотки трансформатора.

В схеме замещения двухобмоточного трансформатора (рис. 4-5, *б*) обычно $r_1 \approx r_2$ и $x_{g1} = \dot{x}_{g2}$, поэтому $T_{10} \approx T_{20}$. При этом условии соотношение между начальными свободными токами в обмотке с параметрами r_1 , L_1 получается следующим:

$$\frac{i''_{1/01}}{i'_{1/01}} = \frac{(1 + j\omega^2 T'^2) T''}{(1 + j\omega^2 T'^2) T'}; \quad (4-29)$$

его можно привести к еще более простому виду, если пренебречь в числите и знаменателе весьма малыми действительными частями по сравнению с мнимыми:

$$\frac{i''_{1/01}}{i'_{1/01}} \approx \frac{T'}{T''}. \quad (4-30)$$

Наконец, учитывая (4-23), (4-24) и принятное равенство $T_{10} = T_{20}$, выражение (4-30) можно записать как

$$\frac{i''_{1/0/}}{i'_{1/0/}} = \frac{4}{\sigma}. \quad (4-30a)$$

В таких же соотношениях, но лишь с обратным знаком, находятся начальные свободные токи другой обмотки, т. е. $i''_{2/0/}$ и $i'_{2/0/}$.

Коэффициент рассеяния σ трансформатора очень мал, вследствие чего медленно затухающие свободные токи i'_1 и i'_2 значительно меньше соответствующих быстро затухающих свободных токов i''_1 и i''_2 . По своей природе токи i'_1 и i'_2 обусловлены изменением общего магнитного потока трансформатора, который создается током намагничивания. При пренебрежении последним, как это делают в большинстве практических расчетов (§ 2-1), одновременно отпадает учет и этих токов. В этом случае, полагая в схеме замещения трансформатора $x_\mu = \infty$, что приводит к уменьшению числа контуров этой схемы, каждую обмотку трансформатора можно рассматривать как элемент с активным и индуктивным (от потока рассеяния) сопротивлениями, приведенными к одной ступени напряжения и определяемыми по известным для данного трансформатора потерям и напряжению короткого замыкания (p_k и u_k). При этом для двухобмоточного трансформатора отпадает необходимость определения параметров отдельно каждой обмотки; такой трансформатор характеризуют суммарными активным и индуктивным сопротивлениями, приведенными к одной из его сторон.¹ Постоянная времени затухания свободного тока в цепи, состоящей только из одного трансформатора, при этом будет:

$$T = T'' = \frac{x}{\omega_r}. \quad (4-31)$$

Изложенное выше в равной мере относится и к автотрансформаторам.

Пример 4-3. Двухобмоточный трансформатор 240 МвА, 242/13,8 кВ, $u_k = 12,7\%$, $I_\mu = 3\%$, $p_k = 950$ кВт приключен к источнику бесконечной мощности. При внезапном коротком замыкании за трансформатором определить постоянные времени затухания свободных токов и соотношение между начальными значениями этих токов.

¹ При выражении сопротивлений в именованных единицах.

Все величины выражаем в процентах, за исключением постоянных времени, которые выражаем в секундах.

По заданным потерям в меди находим активное сопротивление трансформатора:

$$r = p_k = \frac{950 \cdot 10^{-3}}{240} \cdot 100 = 0,4\%.$$

Практически можно считать

$$x \approx z = 12,7\%.$$

Полная реактивность каждой из обмоток будет:

$$x_1 = x_{\sigma 1} + x_{\mu} = x_2 = \frac{100}{3} \cdot 100 = 3333\%.$$

Принимая для обмоток трансформатора

$$x_{\sigma 1} = x_{\sigma 2} = \frac{12,7}{2} = 6,35\% \text{ и } r_1 = r_2 = \frac{0,4}{2} = 0,2\%,$$

находим постоянные времени каждой из них (при другой разомкнутой):

$$T_{10} = T_{20} = \frac{3333}{314 \cdot 0,2} = 53 \text{ сек.}$$

Постоянную времени T'' проще всего найти по (4-31):

$$T'' = \frac{12,7}{314 \cdot 0,4} = 0,1 \text{ сек.}$$

Соответственно для T' по (4-24) имеем:

$$T' = 53 + 53 = 106 \text{ сек.}$$

Отношение начальных свободных токов по (4-30) составляет:

$$\frac{i''_{1[0]}}{i'_{1[0]}} = \frac{106}{0,1} = 1060,$$

что наглядно показывает ничтожную роль свободного тока $i'_{1[0]}$.

4-6. Включение холостого трансформатора

В заключение настоящей главы остановимся на одном из наиболее ярких примеров, когда насыщение магнитной системы играет решающую роль в характере протекания электромагнитного переходного процесса.

Рассмотрим переходный процесс, возникающий при включении холостого трансформатора на синусоидальное напряжение постоянной амплитуды и неизменной частоты. По существу это равноценно включению дросселя с магнитным сердечником, в котором проявляется насыщение.

В § 3-2 было установлено, что при замыкании предварительно ненагруженной цепи с L и r наибольшая величина тока возникает при условии, когда подведенное

напряжение в момент замыкания проходит через нуль. Из этого условия как наиболее неблагоприятного исходим и в данном случае. Если пренебречь малым активным сопротивлением обмотки трансформатора, то условие равновесия напряжения после включения трансформатора будет:

$$U_m \sin \omega t = \omega \frac{d\Phi}{dt}, \quad (4-32)$$

где ω — число витков подключенной обмотки трансформатора.

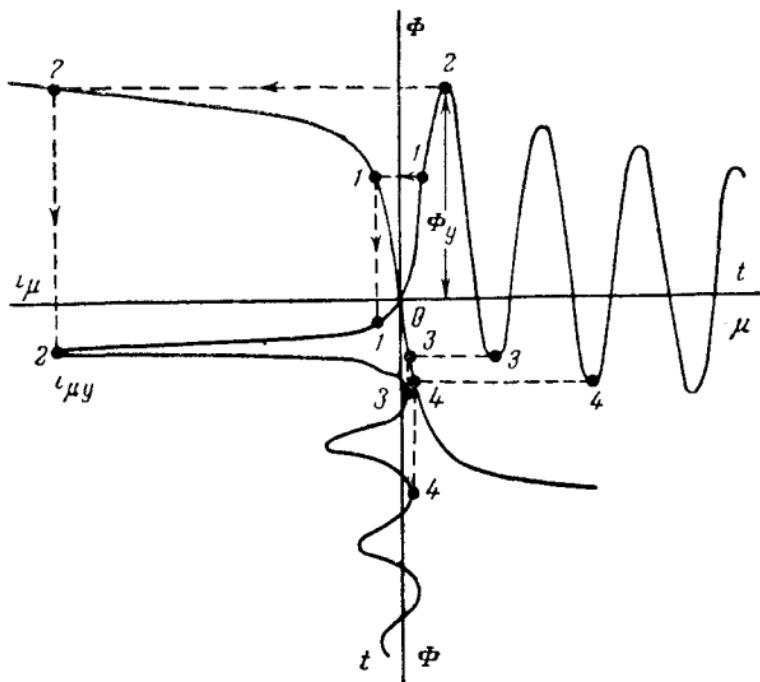


Рис. 4-6. Построение кривой $i_\mu = f(t)$ при включении холостого трансформатора.

Интегрирование выражения (4-32) с учетом того, что начальный магнитный поток $\Phi_0=0$, приводит к очевидной закономерности изменения магнитного потока:

$$\Phi = \Phi_m (1 - \cos \omega t). \quad (4-33)$$

При учете активного сопротивления обмотки постоянная составляющая в (4-33) будет затухать с постоянной времени $T_a=L/r$ и это выражение примет вид:

$$\Phi = \Phi_m (e^{-t/T_a} - \cos \omega t). \quad (4-34)$$

Связь между потоком Φ и током намагничивания i_μ выражается магнитной характеристикой. Используя последнюю, можно графическим построением, как показано на рис. 4-6, найти кривую изменения тока намагничивания i_μ в переходном процессе включения трансформатора. Как видно, благодаря насыщению магнитной системы бросок тока намагничивания при включении достигает очень больших величин, которые могут превышать даже номинальный ток трансформатора, что при отсутствии специальных средств может вызвать отключение трансформатора.

В действительности трансформатор обладает остаточным магнетизмом, и это обстоятельство приводит к еще большим броскам тока намагничивания при включении холостого трансформатора. Непосредственно из рис. 4-6 видно, что даже малый добавок к потоку Φ_0 создает резкое увеличение броска тока намагничивания.

Кривая изменения $i_\mu = f(t)$ в своей начальной стадии сильно отличается от синусоиды, что обусловлено нелинейной частью характеристики намагничивания.

Глава пятая

УСТАНОВИВШИЙСЯ РЕЖИМ КОРОТКОГО ЗАМЫКАНИЯ

5-1. Общие замечания

В двух предыдущих главах предполагалось, что рассматриваемая цепь присоединена к источнику синусоидального напряжения, амплитуда которого постоянна. При таких условиях переходный процесс в цепи характеризуется затуханием лишь свободных апериодических слагающих тока, в то время как периодическая слагающая тока представляет собой синусоидальный принужденный или установившийся ток в этой цепи при изменившемся ее состоянии.

По мере приближения короткого замыкания к генератору такое предположение становится, естественно, все менее и менее приемлемым. Увеличение реакции статора при коротком замыкании приводит к размагничива-

ванию генератора и, следовательно, к снижению его напряжения до некоторого уровня, зависящего от параметров генератора и удаленности (разумеется, электрической) короткого замыкания. При наличии автоматического регулирования возбуждения (АРВ) возможна частичная или даже полная компенсация этого снижения напряжения путем увеличения тока возбуждения.

Под установившимся режимом понимают ту стадию процесса короткого замыкания, когда все возникшие в начальный момент короткого замыкания свободные токи практически затухли и полностью закончен подъем тока возбуждения под действием АРВ.

Обычно считают, что этот режим наступает уже через несколько секунд после возникновения короткого замыкания. При этом в соответствии с принятым допущением (см. § 2-1) предполагается, что скорость вращения генератора сохраняется без изменения.

Приведенное определение установившегося режима соответствует упрощенному представлению о протекании процесса короткого замыкания, которое в достаточной мере соблюдается лишь для отдельно работающего генератора. В условиях же мало-мальски сложной электрической системы протекание процесса короткого замыкания, как отмечалось выше, имеет значительно более сложный характер. Это обусловливается рядом факторов, из которых в первую очередь необходимо отметить возникновение качаний генераторов, что может иногда привести к выпадению генераторов из синхронизма и переходу их в асинхронный режим.

Поэтому для современных электрических систем оценка установившегося режима короткого замыкания в указанном выше смысле является весьма условной. Тем не менее знакомство с ним очень полезно, так как здесь можно получить в наглядной форме ряд практически важных представлений и соотношений. К расчету таких режимов, в частности, прибегают при подготовке проводимых испытаний в условиях эксплуатации, когда для их осуществления выделяют один или несколько генераторов. Помимо того, подобные расчеты проводят для настройки устройств некоторых видов релейной защиты (например, токовые защиты генератора и др.).

Отметим еще одно обстоятельство. Тепловой эффект тока короткого замыкания до сих пор часто определяют

как эквивалентный нагрев установившимся током короткого замыкания в течение так называемого фиктивного времени, для нахождения которого служат специальные кривые. Возникновение такого искусственного приема связано с прошлым, когда установившийся ток считался одной из основных величин, характеризующих процесс короткого замыкания. Можно с уверенностью полагать, что в ближайшее время этот устаревший прием будет заменен более современным способом определения нагрева при коротком замыкании, не связанным с необходимостью определения установившегося тока.

5-2. Основные характеристики и параметры

Основными характеристиками и параметрами синхронной машины, определяющими ее поведение при симметричном установившемся режиме, как известно, являются:

- характеристика холостого хода (рис. 5-1);
- синхронные ненасыщенные реактивности по продольной оси x_d и по поперечной оси x_q ;
- реактивность рассеяния статора x_s^* ;
- пределный ток возбуждения $I_{\text{пр}}$ (или «потолок» возбуждения).

Вместо x_d может быть задано отношение короткого замыкания K_c , которое представляет собой относительный установившийся ток при трехфазном коротком замыкании на выводах генератора и относительном токе возбуждения, равном единице. Величина K_c определяет ординату второй точки F , через которую проходит прямая OF , представляющая характеристику трехфазного короткого замыкания машины (рис. 5-1). Отсюда, в частности, следует, что

$$K_c = \frac{I_{f=1}}{I_{\text{н}}} = \frac{OD}{OH} = \frac{1}{I_{fk}}, \quad (5-1)$$

где I_{fk} — относительный ток возбуждения, при котором ток трехфазного короткого замыкания равен номинальному току.

* Для определения рабочего возбуждения машины по характеристике холостого хода используют так называемую реактивность Потье, которая несколько больше x_s .

Связь между K_c и x_d вытекает из условия короткого замыкания на выводах машины, а также из подобия ΔOBC и ΔOGH , т. е.

$$x_d = \frac{c}{K_c}, \quad (5-2)$$

где $c = JD/ED$ — относительное значение э. д. с. по ненасыщенной характеристике холостого хода при $I_f = 1$; обычно $c = 1,05 \div 1,2$.

У явнополюсной машины x_q мало зависит от насыщения, что позволяет считать эту реактивность практически постоянной. Напротив, весьма существенно насыщение проявляется в продольной оси, что вызывает изменение продольной реакции статора x_{ad} , а вместе с нею и

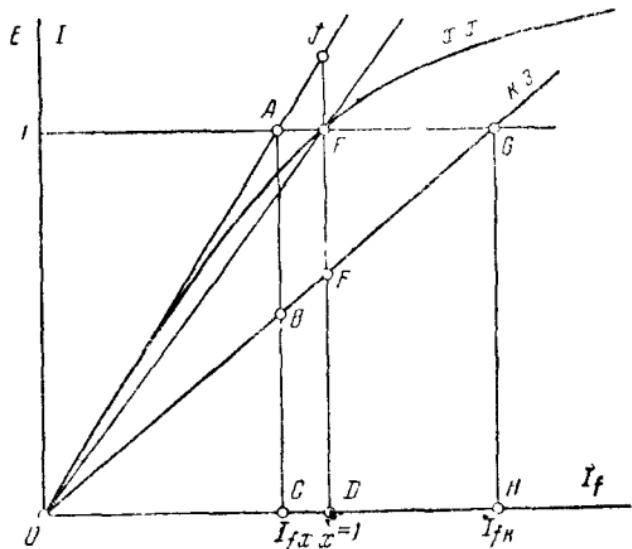


Рис. 5-1. Характеристики холостого хода и короткого замыкания.

реактивности $x_d = x_q + x_{ad}$. Тем не менее, имея в виду небольшое насыщение машины и приближенность расчета установившегося режима короткого замыкания, примем, что эта реактивность также постоянна и отвечает магнитному состоянию машины, которое имеет место при работе на холостом ходу с номинальным напряжением. Другими словами, действительную характеристику холостого хода заменим прямой, проходящей через начало координат и точку с координатами $(1, 1)$ (прямая OE на рис. 5-1). При этом, очевидно,

$$E_q = I_f, \quad (5-3)$$

т. е. относительные значения э. д. с. и тока возбуждения численно одинаковы¹.

Соответственно для определения x_d при таком спрямлении характеристики холостого хода имеем:

$$x_d = \frac{1}{K_e}; \quad (5-4)$$

эта реактивность несколько меньше ненасыщенной реактивности, которая определяется по (5-2) и значение которой обычно приводится в паспортных данных синхронной машины.

Если ток возбуждения машины при рассматриваемой ее нагрузке не задан, то его можно определить известными графическими построениями (диаграмма Потье, шведская диаграмма и др.). В первом приближении его относительную величину можно оценить из выражения:

$$I_f = E_q = \sqrt{(U \cos \varphi)^2 + (U \sin \varphi + I x_d)^2}, \quad (5-5)$$

где U , I и $\cos \varphi$ — соответственно напряжение, ток и коэффициент мощности, при которых работает машина.

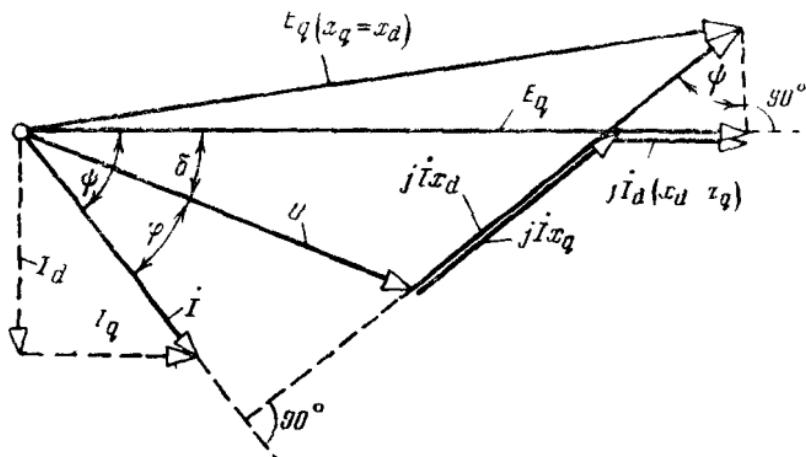


Рис 5-2. Векторная диаграмма генератора, работающего с струящим током.

Это выражение вытекает из векторной диаграммы синхронной машины с неизменными реактивностями $x_q = x_d$ и при пренебрежении активным сопротивлением обмотки статора (рис. 5-2). Для явнополюсной машины

¹ Разумеется, такая замена совершенно непригодна для определения повышения напряжения машины при сбросе нагрузки.

$x_q < x_d$ (обычно $x_q \approx 0,6 x_d$); ее э. д. с. E_q при тех же прочих исходных данных, как видно из приведенного на рис. 5-2 построения, несколько меньше. Однако, поскольку при $\cos \varphi \geq 0,8$ это различие составляет лишь несколько процентов, выражением (5-5) практически можно пользоваться и для явнополюсных машин.

Величина предельного тока возбуждения $I_{f\text{пр}}$ зависит от системы возбуждения и ее параметров, а также типа генератора. При электромашинном возбуждении относительная величина этого тока находится в пределах $I_{f\text{пр}} = 3 \div 5$, что примерно в 2 раза больше тока возбуждения машины при ее номинальной нагрузке.

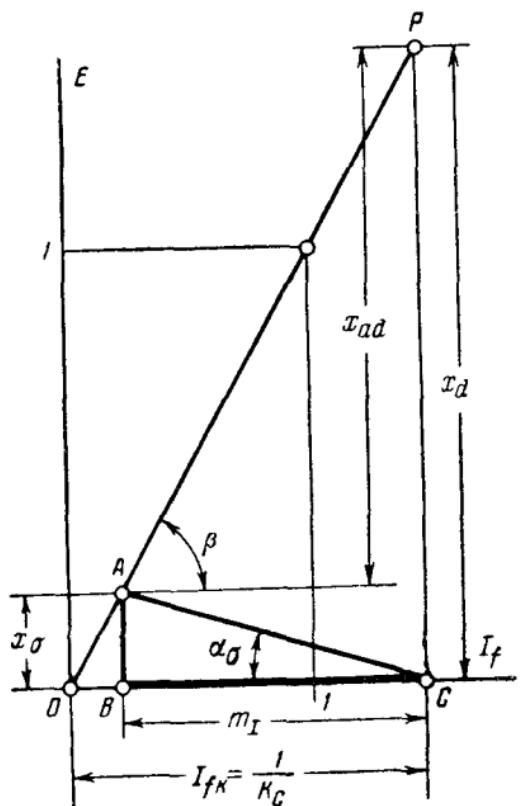


Рис. 5-3. Основной реактивный треугольник.

данные ротора и статора. Однако значительно проще и нагляднее его можно произвести, используя известные паспортные параметры машины.

Обратимся к рис. 5-3, где показан основной реактивный треугольник (или треугольник Потье), построенный в относительной системе координат с принятыми для нее масштабами: для единицы тока возбуждения m_f , $мм$, и единицы э. д. с. m_E , $мм$. Горизонтальный катет BC треугольника определяет продольную реакцию статора,

5-3. Приведение цепи ротора к статору

Рассмотрим, как осуществить приведение цепи ротора к статору. Это позволит освободиться от магнитной связи между ними и представить синхронную машину соответствующей схемой замещения. Для приведения, вообще говоря, могут быть использованы обмоточные

созданную его трехфазным номинальным током. Следовательно, отсюда можно установить масштаб тока статора:

$$m_I = BC/I_n. \quad (5-6)$$

Ток возбуждения, выраженный в масштабе m_I , т. е.

$$\dot{I}_f = \frac{m_f}{m_I} I_f, \quad (5-7)$$

является приведенным к статору током возбуждения.

Масштаб для относительной единицы реактивности при построениях, приведенных на рис. 5-3, составляет $m_x = m_E/m_I$, мМ, в котором

$$\operatorname{tg} \alpha_* = m_x x_* \quad (5-8)$$

и

$$\operatorname{tg} \beta = m_x x_{ad}. \quad (5-9)$$

Далее, из очевидных соотношений

$$PC = m_E E_q = OC \operatorname{tg} \beta = m_I \dot{I}_f m_x x_{ad} = m_E \dot{I}_f x_{ad}$$

имеем:

$$E_q = \dot{I}_f x_{ad} \quad (5-10)$$

или в соответствии с принятым спрямлением характеристики холостого хода [т. е. с учетом (5-3)]

$$\dot{I}_f = \dot{I}_f x_{ad}, \quad (5-11)$$

т. е. истинное и приведенное к статору значения тока возбуждения связаны постоянным (при принятом допущении) коэффициентом пропорциональности, равным x_{ad} .

* Чтобы обеспечить обратимость взаимоиндукции между трехфазной обмоткой статора и одноосной обмоткой возбуждения при выражении величин в системе относительных единиц¹, следует принимать на стороне обмотки возбуждения в качестве базисных условий: $S_{fb} = S_b$, т. е. ту же базисную мощность, что и на стороне статора;

¹ Подробнее — см. [Л. 4].

базисный ток (в амперах или килоамперах) $I_{f6} = I_{fx} x_{ad}^*$ и соответственно базисное напряжение (в вольтах или киловольтах) $U_{f6} = S_{f6}/I_{f6}$.

После того как все величины цепи обмотки возбуждения выражены в относительных единицах при таких базисных условиях, они одновременно становятся приведенными к статору. Согласованную указанным образом систему относительных единиц статора и ротора называют взаимной системой относительных единиц.

Пример 5-1. Для турбогенератора типа ТВФ-100-2 известны следующие параметры: 100 Мвт; 10,5 кв; $x_\sigma = 0,15$; $K_e = 0,67$; токи возбуждения при холостом ходе $I_{fx} = 640$ а, номинальной нагрузке $I_{fb} = 1600$ а; напряжение на кольцах ротора при номинальной нагрузке $U_{fb} = 270$ в.

Приведем цель обмотки возбуждения к статору, выразив все величины во взаимной системе относительных единиц.

При принятом спрямлении характеристики холостого хода продольная синхронная реактивность будет

$$x_d = \frac{1}{K_e} = \frac{1}{0,67} = 1,49$$

и продольная реактивность реакции статора

$$x_{ad} = x_d - x_\sigma = 1,49 - 0,15 = 1,34.$$

За базисные единицы статора примем его номинальные величины, т. е.

$$S_6 = P_b / \cos \varphi = 100 / 0,85 = 117,5 \text{ Мва} \text{ и } U_6 = U_b = 10,5 \text{ кв.}$$

Тогда базисные единицы ротора будут:

$$S_{f6} = S_b = 117,5 \text{ Мва}, \quad I_{f6} = I_{fx} x_{ad} = 640 \cdot 1,34 = 860 \text{ а и} \\ U_{f6} = 117,5 / 0,86 = 137 \text{ кв.}$$

Следовательно, приведенные к статору относительные величины токов возбуждения будут:

$$I_{fx} = \frac{640}{860} = \frac{1}{1,34} = 0,746 \text{ и } I_{fb} = \frac{1600}{860} = 1,86.$$

Аналогично для приведенных к статору относительных величин напряжения

$$\dot{U}_{fb} = \frac{270}{137} \cdot 10^{-3} = 1,97 \cdot 10^{-3}$$

$$\dot{r}_f = \frac{\dot{U}_{fB}}{\dot{i}_{fB}} = \frac{1,97 \cdot 10^{-3}}{1,86} = 1,06 \cdot 10^{-3}$$

или, иначе,

$$\dot{r}_f = r_f \frac{S_{f6}}{U_{f6}^2} = \frac{270}{1600} \cdot \frac{117,5}{137^2} = 1,06 \cdot 10^{-3}.$$

5-4. Влияние и учет нагрузки

При установившемся режиме короткого замыкания влияние нагрузки проявляется, с одной стороны, в том, что предварительно нагруженный генератор (с отстающим $\cos \phi$) имеет большее возбуждение, чем генератор, работающий на холостом ходу, и, с другой — в том, что, оставаясь присоединенной к сети, она может существенно изменить величины и распределение токов в схеме.

Из простейшей схемы рис. 5-4 видно, что нагрузка шунтирует поврежденную ветвь и тем уменьшает внешнее сопротивление цепи статора. Это приводит к увеличению тока генератора, уменьшению его напряжения и соответственно пропорциональному уменьшению тока в месте короткого замыкания. С увеличением удаленности короткого замыкания влияние нагрузки оказывается сильнее. Напротив, при коротком замыкании на выводах генератора присоединенная нагрузка в установившемся режиме, очевидно, не играет никакой роли.

Перейдем теперь к оценке сопротивления нагрузки. Если бы она состояла из приемников с постоянными сопротивлениями, то ее учет не представлял каких-либо принципиальных трудностей. Однако промышленная нагрузка состоит преимущественно из асинхронных двигателей, сопротивление которых, как известно, резко зависит от скольжения; последнее в свою очередь определяется напряжением у двигателя в рассматриваемом

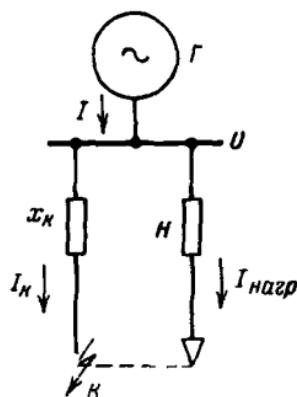


Рис. 5-4. Простейшая схема к оценке влияния нагрузки при трехфазном коротком замыкании.

аварийном режиме. Эти зависимости нелинейны, что сильно усложняет достаточно точный учет нагрузки.

Поэтому для упрощения практических расчетов нагрузку учитывают приближенно, характеризуя ее некоторой постоянной реактивностью. Полный отказ от учета нагрузок приводит к столь большим искажениям результатов расчета, что даже такой приближенный их учет следует признать обязательным.

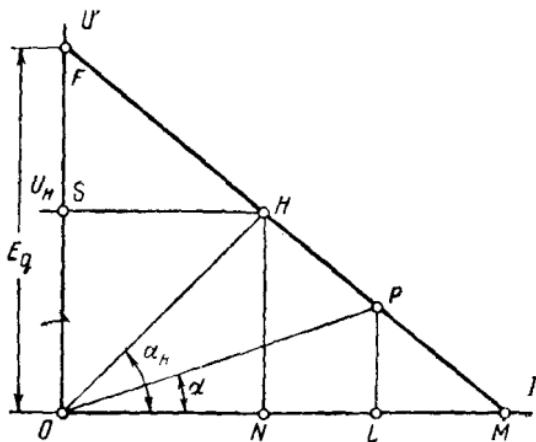


Рис 5-5 К определению сопротивления нагрузки и иллюстрации расчета установленногося режима короткого замыкания при отсутствии АРВ.

Представим, что генератор с э. д. с. E_g и реактивностью x_d работает на чисто индуктивную цепь, реактивность которой $x_{\text{вн}}$. Для его напряжения можно написать, с одной стороны

$$U = E_g - Ix_d, \quad (5-12)$$

а с другой,

$$U = Ix_{\text{вн}}. \quad (5-13)$$

Выражение (5-12) представляет внешнюю характеристику генератора, которой на рис. 5-5 соответствует прямая FM^* ; соответственно (5-13) отвечает прямая OP , наклон которой пропорционален внешней реактивности цепи статора т. е.

$$\operatorname{tg} \alpha = x_{\text{вн}}.$$

Координаты точки пересечения этих прямых (точки P) дают значения тока (OL) и напряжения (PL) гене-

* Это является следствием принятой прямолинейной характеристики холостого хода.

ратора при рассматриваемых условиях. С изменением $x_{\text{вн}}$ точка пересечения перемещается по прямой FM . Ее нижнее положение (точка M) соответствует короткому замыканию на выводах генератора, когда установившийся ток достигает наибольшей величины (при данном возбуждении или э. д. с. E_q), а напряжение падает до нуля. Если точку H , где напряжение равно номинальному, считать отвечающей нагрузочному режиму, то реактивность нагрузки, очевидно, будет характеризоваться наклоном прямой OH , т. е. углом a_H . Эту реактивность также легко определить из совместного решения (5-12) и (5-13), положив $x_{\text{вн}} = x_{\text{нагр}}$ и $U = U_H$, что приводит к выражению

$$x_{\text{нагр}} = x_d \frac{U_H}{E_q - U_H}. \quad (5-14)$$

Как видно, величина $x_{\text{нагр}}$ определяется параметрами генератора, причем влияние коэффициента мощности нагрузки оказывается в скрытом виде — через значение E_q . При средних значениях параметров типовых генераторов, работающих с полной нагрузкой при $\cos \phi = 0,8$, относительная величина реактивности нагрузки после округления результатов подсчета по (5-14) составляет

$$x_{\text{нагр}} = 1,2. \quad (5-14a)$$

Эта средняя величина используется в практических расчетах. Она отнесена к полной (в мегавольтамперах) рабочей мощности нагрузки и среднему номинальному напряжению ступени, где присоединена данная нагрузка.

Следует дополнительно подчеркнуть, что поскольку короткое замыкание в любой точке сети уменьшает внешнюю (по отношению к генератору) реактивность, величины токов и напряжений генератора при коротком замыкании определяются на рис. 5-5 соответствующими координатами точек, лежащих только на участке HM внешней характеристики, где насыщение проявляется слабо; это, собственно, и позволило действительную характеристику заменить прямолинейной. Перемещение по прямой FM выше точки H отвечает уменьшению нагрузки генератора при сохранении прежнего возбуждения. Здесь насыщение уже оказывается существенно и поэтому принятное спрямление характеристики непригодно.

5-5. Расчет при отсутствии автоматического регулирования возбуждения

Когда генераторы не имеют автоматического регулирования возбуждения (или регуляторы хотя бы временно отключены), расчет установившегося режима трехфазного короткого замыкания при указанных выше предпосылках и допущениях по существу сводится к решению простой задачи определения токов и напряжений в линейной схеме, для которой известны все сопротивления и э. д. с.

При составлении расчетной схемы отдельные нагрузки следует объединять, т. е. рассматривать только, например, нагрузку целого района, нагрузку мощной подстанции и т. п., считая их присоединенными к крупным узлам системы. При аналитическом решении, как отмечалось в § 2-5, нагрузки целесообразно учитывать подобно генераторным ветвям с $E=0$.

По полученным после преобразования схемы результирующим э. д. с. E_{Σ} и реактивности x_{Σ} относительно места короткого замыкания легко найти ток в месте короткого:

$$I_k = E_{\Sigma} / x_{\Sigma}. \quad (5-15)$$

Поскольку реактивности нагрузок оценены из условия сохранения в схеме приблизительно предшествовавших напряжений при отсутствии в ней короткого замыкания, то результирующая э. д. с. E_{Σ} получается близкой к напряжению U_{k0} , которое известно или которым с достаточной точностью можно задаться (§ 2-6). Поэтому когда задача ограничена нахождением тока в месте короткого замыкания, достаточно определить лишь x_{Σ} схемы, в которой начала генераторных ветвей с реактивностями x_d и концы нагрузочных ветвей с реактивностями $x_{\text{нагр}}$ объединены в общий узел. Искомый ток в месте короткого замыкания при этом будет:

$$I_k = U_{k0} / x_{\Sigma}. \quad (5-15a)$$

Пример 5-2. Для схемы рис. 5-4 известно, что генератор, у которого $K_c=0,65$, предварительно работает с номинальным напряжением и нагрузкой, равной 75% его номинальной мощности при $\cos \varphi=0,8$; отнесенная к номинальным условиям генератора реактивность $x_k=0,58$.

При трехфазном коротком замыкании за реактивностью x_{Σ} определить токи генератора и в месте короткого замыкания. Оценить

влияние приключенной нагрузки, учитывая ее рекомендуемой средней реактивностью.

Реактивность генератора $x_d = 1/0,65 = 1,54$; его возбуждение (или э. д. с.) по (5-5) составляет:

$$I_f = E_q = \sqrt{1 \cdot 0,8^2 + (1 \cdot 0,6 + 1,54 \cdot 0,75)^2} = 1,94.$$

Реактивность нагрузки, приведенная к мощности генератора,

$$x_{\text{нагр}} = 1,2 \cdot \frac{1}{0,75} = 1,6.$$

Результирующая реактивность

$$x_{\Sigma} = (1,54 //,6) + 0,58 = 0,79 + 0,58 = 1,37$$

и результирующая э. д. с.

$E_{\Sigma} = \frac{1,94 \cdot 1,6}{1,54 + 1,6} = 0,99$ (т. е. лишь на 1% меньше предшествовавшего напряжения).

Искомый ток в месте короткого замыкания будет:

$$I_k = 0,99 / 1,37 = 0,72.$$

Напряжение генератора

$$U = 0,72 \cdot 0,58 = 0,42$$

и его ток

$$I = \frac{1,94 - 0,42}{1,54} = 0,98.$$

Если исключить нагрузку, но сохранить предшествующую э. д. с., то

$$I_k = I = \frac{1,94}{1,54 + 0,58} = 0,91,$$

т. е. в месте короткого замыкания ток преувеличен на 26%, а в генераторе — преуменьшен на 7%.

Наконец, если бы генератор предварительно работал на холостом ходу с номинальным напряжением, то

$$I_k = I = \frac{1}{1,54 + 0,58} = 0,47,$$

что составляет 65% от ранее найденного тока в месте короткого замыкания и 48% тока генератора.

Пример 5-3. Для проведения испытания релейной защиты на отключенной линии 110 кв на расстоянии 65 км от станции поставлена трехфазная закоротка. Ток в этой линии должен быть доведен до 250 а. В качестве источника предполагается использовать генератор 10,5 кв, подключаемый к испытуемой линии через трансформатор 40 Мва, 121/10,5 кв, $u_k = 10,5\%$.

Требуется определить наименьшую номинальную мощность генератора и его относительное возбуждение, имея в виду, что его

$K_c = 1,06$ и во время испытания он может быть перегружен по току статора на 10%.

Найдем вначале реактивность внешней цепи статора. Она складывается из реактивностей линии и трансформатора, т. е.

$$x = 0,4 \cdot 65 + 0,105 \cdot \frac{121^2}{40} = 64,4 \text{ ом.}$$

Напряжение генератора при испытании, очевидно, должно быть доведено до

$$U = \sqrt{3} \cdot 0,25 \cdot 64,4 \cdot \frac{10,5}{121} = 2,42 \text{ кв или } U = \frac{2,42}{10,5} = 0,23.$$

Поскольку допустимый ток генератора при испытании составляет $1,1I_{\text{н}}$, то искомый относительный ток возбуждения, очевидно, будет:

$$I_f = E_q = U + Ix_d = 0,23 + 1,1 \cdot \frac{1}{1,06} = 1,27,$$

а наименьшая номинальная мощность генератора

$$S_{\text{н}} = \sqrt{3} \left(\frac{0,25}{1,1} \cdot \frac{121}{10,5} \right) \cdot 10,5 = 48 \text{ Мва.}$$

5-6. Влияние автоматического регулирования возбуждения

Снижение напряжения, вызванное коротким замыканием, приводит в действие АРВ генераторов, и их возбуждение соответственно возрастает. Поэтому можно заранее предвидеть, что токи и напряжения при этих условиях всегда больше, чем при отсутствии АРВ. Степень такого увеличения зависит от удаленности короткого замыкания и параметров самих генераторов.

В самом деле, если при относительно удаленном коротком замыкании для восстановления напряжения генератора до нормального достаточно лишь немного увеличить возбуждение, то по мере уменьшения удаленности для этого, очевидно, требуется все большее возбуждение. Однако рост последнего у генератора ограничен известным пределом $I_{f\text{пр}}$.

Следовательно, для каждого генератора можно установить наименьшую величину внешней реактивности, при коротком замыкании за которой генератор при предельном возбуждении обеспечивает нормальное напряжение на своих выводах. Такую реактивность назовем

критической реактивностью x_{kp} , а связанный с ней очевидным равенством ток

$$I_{kp} = \frac{U_n}{x_{kp}} \quad (5-16)$$

— критическим током.

Если внешняя реактивность меньше критической, то, несмотря на работу генератора с предельным возбуждением, его напряжение все равно остается ниже нормального. Когда же внешняя реактивность больше критической, то напряжение генератора достигает нормального значения при возбуждении, меньшем предельного.

Таким образом, при коротком замыкании генератор с АРВ в зависимости от внешней реактивности может работать только в одном из двух режимов — предельного возбуждения или нормального напряжения. Лишь в частном случае, когда $x_{vn}=x_{kp}$, оба режима существуют одновременно. Критерием для оценки возможности того или иного режима служит критическая реактивность, величина которой может быть определена по (5-14), где следует положить $E_q=E_{q\text{пр}}$, т. е.

$$x_{kp} = x_d \frac{U_n}{E_{q\text{пр}} - U_n}. \quad (5-17)$$

В табл. 5-1 сведены все соотношения, характеризующие указанные выше возможные режимы генератора при коротком замыкании.

Таблица 5-1

Соотношения, характеризующие режимы генератора с АРВ

Режим предельного возбуждения	Режим нормального напряжения
$x_{vn} \leq x_{kp}$ $I_f = I_{f\text{ пр}}$ $U \leq U_n$ $I = \frac{E_{q\text{ пр}}}{x_d + x_{vn}} \geq I_{kp}$	$x_{vn} \geq x_{kp}$ $I_f \leq I_{f\text{ пр}}$ $U = U_n$ $I = \frac{U_n}{x_{vn}} \leq I_{kp}$

Для большей наглядности иллюстрируем высказанные соображения построениями, приведенными на рис. 5-6. Пусть прямая $F_n M_n$ соответствует внешней ха-

рактеристике генератора при его предельном возбуждении. Положение точки K отвечает одновременно условиям режима предельного возбуждения и режима нормального напряжения. При этом очевидно, что $\operatorname{tg} \alpha_{\text{кр}}$ пропорционален $x_{\text{кр}}$, а отрезок SK — критическому току $I_{\text{кр}}$.

Как видно, у генератора с АРВ внешняя характеристика состоит из двух отрезков: наклонного $KM_{\text{п}}$, который соответствует режиму предельного возбуждения, и горизонтального SK , соответствующего режиму нормального напряжения. Следовательно, при $x < x_{\text{кр}}$ ток характеризуется, например, отрезком $OL_{\text{п}}$ и напряжение — отрезком $P_{\text{п}}L_{\text{п}}$; при $x > x_{\text{кр}}$ напряжение сохраняется нормальным, а ток выражается, например, отрезком SD . Величину э. д. с. E_q , которую при этом имеет генератор,

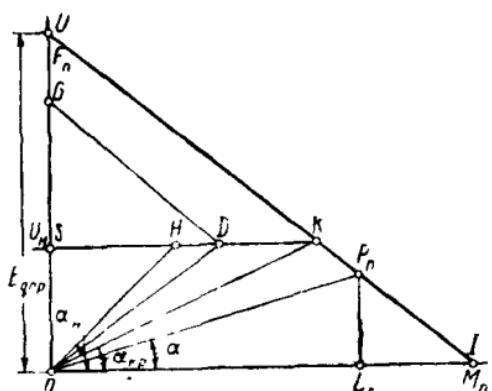


Рис. 5-6. К определению критической реактивности и иллюстрации расчета установившегося режима короткого замыкания при наличии АРВ.

легко найти, суммируя $U_{\text{п}}$ и Ix_d , или графически, проведя $GD//F_{\text{п}}M_{\text{п}}$ до пересечения с осью ординат. Наибольшее значение α , как и ранее, определяется $x_{\text{нагр}}$.

Чтобы иметь представление о количественном влиянии АРВ, на рис. 5-7 приведены кривые изменения токов статора и ротора и напряжения статора в зависимости от $x_{\text{вн}}$. Там же для сравнения приведены аналогичные кривые при отсутствии АРВ¹. Все кривые при наличии АРВ имеют характерный перелом при $x_{\text{вн}} = x_{\text{кр}}$; на этой границе генератор из одного режима переходит в другой. Наибольшее относительное различие величин за счет АРВ имеет место при $x_{\text{кр}}$. В данном случае оно составляет около 80 %.

Пример 5-4. Для условий примера 5-2 определить те же величины, считая, что генератор снабжен АРВ и его $I_{\text{нагр}} = 3,8$.

¹ Кривые построены по данным типового турбогенератора мощностью до 100 Мвт.

Критическая реактивность по (5-17) составляет:

$$x_{kp} = 1,54 \cdot \frac{1}{3,8 - 1} = 0,55.$$

Внешняя реактивность по отношению к генератору при наличии нагрузки

$$x_{vh} = 0,58 / 1,6 = 0,43$$

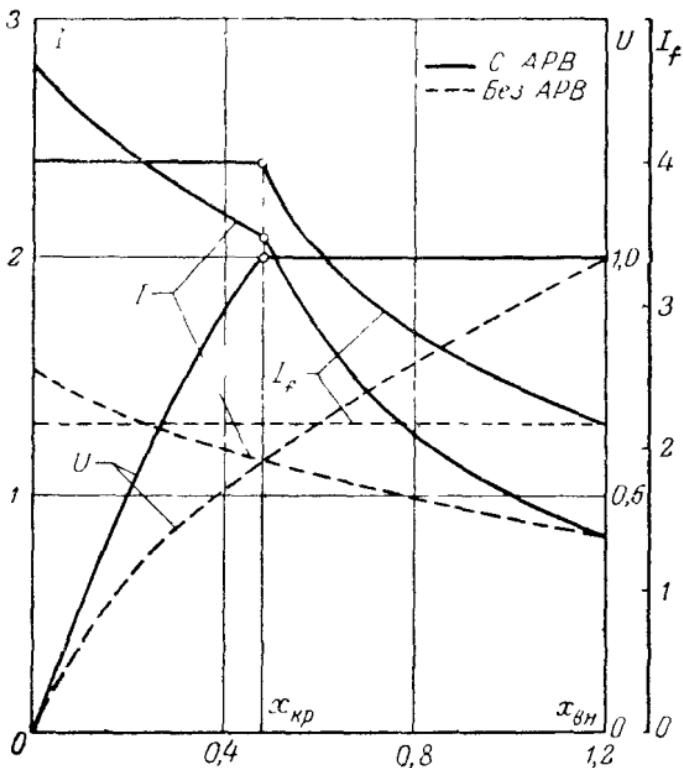


Рис. 5-7. Кривые изменения токов и напряжения в зависимости от внешней реактивности при наличии и отсутствии АРВ.

Поскольку $x_{vh} < x_{kp}$, генератор работает в режиме предельного возбуждения и его ток

$$I = \frac{3,8}{1,54 + 0,43} = 1,93, \text{ т. е. больше почти в 2 раза.}$$

Напряжение генератора

$$U = 1,93 \cdot 0,43 = 0,82$$

и ток в месте короткого замыкания

$$I_k = 0,82 / 0,58 = 1,42$$

или, иначе,

$$I_k = 1,93 \cdot \frac{1,6}{1,6 + 0,58} = 1,42,$$

т. е. увеличен во столько же раз, что и ток генератора.

Если бы нагрузка отсутствовала, то $x_{\text{вн}}=0,58 < x_{\text{кр}}$ и генератор работал бы в режиме нормального напряжения; при этом его ток и э.д.с. (или относительное возбуждение) составляли бы соответственно

$$I = I_{\text{к}} = \frac{1}{0,58} = 1,73 \text{ и } E_q = I_f = 1 + 1,73 \cdot 1,54 = 3,66.$$

При наличии указанной нагрузки для восстановления нормального напряжения генератора предельный ток возбуждения должен быть поднят до

$$I_{f,\text{пр}} = E_{q,\text{пр}} = 1 + \left(1,73 + \frac{1}{1,6} \right) 1,54 = 4,66.$$

5-7. Расчет при наличии автоматического регулирования возбуждения

В схеме с несколькими генераторами, ток от которых поступает по общим для них ветвям, понятие внешней реактивности по отношению к каждому из них уже теряет смысла. Поэтому здесь нельзя непосредственно использовать установленный в предыдущем параграфе критерий для однозначного определения возможного режима работы каждого генератора при рассматриваемом коротком замыкании. В данном случае расчет приходится вести путем последовательного приближения, задаваясь для генераторов с АРВ в зависимости от положения каждого из них относительно места короткого замыкания либо режимом предельного возбуждения (т. е. вводя такой генератор в схему своими $E_{q,\text{пр}}$ и x_d), либо режимом нормального напряжения (т. е. принимая для такого генератора $E=U_n$ и $x=0$) и делая затем проверку выбранных режимов. Последняя заключается в сопоставлении найденных для этих генераторов токов с их критическими токами. Для режима предельного возбуждения должно быть $I \geq I_{\text{кр}}$ (или, иначе, $U \leq U_n$), а для режима нормального напряжения $I \leq I_{\text{кр}}$.

Если в результате проверки оказалось, что режимы некоторых генераторов выбраны неверно, то после их замены нужно сделать повторный расчет с последующей проверкой. При использовании расчетной модели такие пробы выполняются очень быстро. Однако и при аналитическом расчете в большинстве случаев удается с первого раза правильно выбрать режимы генераторов с АРВ. Для этого нужно внимательно проанализировать условия работы отдельных генераторов при рассматри-

ваемом коротком замыкании. В первую очередь нужно установить возможный режим ближайшего к месту короткого замыкания генератора, и если оказывается, что для него должен быть принят режим предельного возбуждения, то следует перейти к оценке возможных режимов других генераторов (или станций), рассматривая их поочередно в порядке увеличения их удаленности. Как только выявлен генератор (или станция), находящийся в режиме нормального напряжения, все приключенные к нему элементы, которые не образуют пути для тока к месту короткого, могут быть отброшены. Это может существенно упростить схему.

Нагрузки увеличивают проводимость приключенной к генератору цепи и, как показано в примере 5-4, могут влиять на режим его работы в условиях короткого замыкания. Это обстоятельство нужно учитывать при оценке возможного режима генераторов с АРВ.

Генераторы без АРВ вводят в схему, как обычно, своими реактивностями x_d и э. д. с. E_q , которые у них были в предшествующем режиме. Наличие таких генераторов, вообще говоря, также может повлиять на режим работы генераторов с АРВ.

Все высказанные соображения наглядно иллюстрированы в приводимом ниже конкретном примере.

Пример 5-5. Элементы схемы на рис. 5-8, а характеризуются следующими данными. Генераторы Г-1 и Г-2 одинаковые, каждый 62,5 Мвт, 10,5 кв; $x_{d\text{ненас}} = 1,84$; $I_{f\text{пр}} = 4$. Трансформатор Т 80 Мвт;

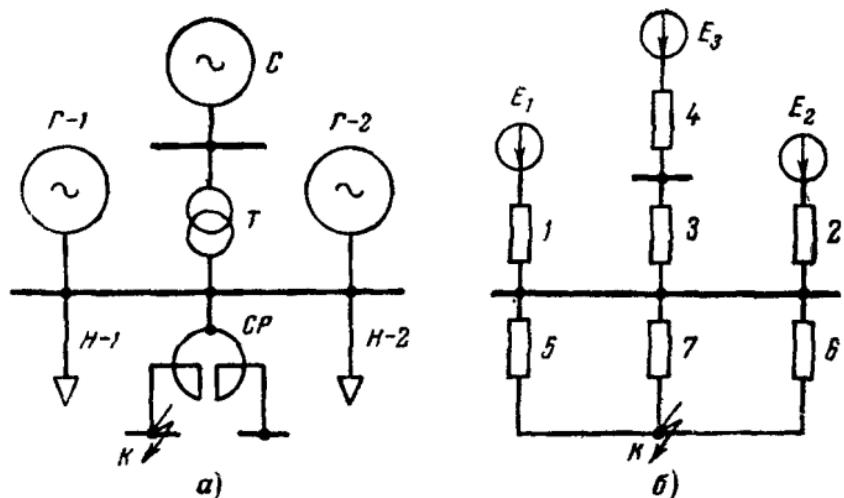


Рис. 5-8. К примеру 5-5.
а — исходная схема; б — схема замещения

$115/10,5$ кв; $x_{\text{вн}} = 17\%$. Система C имеет эквивалентную реактивность $x = 48$ ом, за которой приложено неизменное напряжение 110 кв. Нагрузки $H-1$ и $H-2$ одинаковые, каждая 20 Мвт. Сдвоенный реактор CP 10 кв; 2×1000 а; $x = 10\%$ (одной ветви при отсутствии тока в другой).

При установленном режиме трехфазного короткого замыкания в точке K определить токи в каждом генераторе и в трансформаторе (на стороне 10,5 кв). Решение провести для случаев, когда: а) у обоих генераторов включены АРВ и б) только у генератора $G-1$ включен АРВ, а у генератора $G-2$ неизменное возбуждение $I_f = 1,2$.

Примем за базисные условия номинальные данные генератора, т. е. $S_6 = 62,5$ Мвт; $U_6 = 10,5$ кв и соответственно $I_6 = \frac{62,5}{\sqrt{3} \cdot 10,5} = 3,43$ кв.

Реактивности генераторов, соответствующие спрямлению характеристики холостого хода через точку с координатами I , I , будут:

$$x_1 = x_2 = \frac{x_{\text{дненас}}}{c} = \frac{1,84}{1,2} = 1,53$$

(где принято $c \approx 1,2$, как для типового турбогенератора).

Для остальных элементов схемы замещения (рис. 5-8,б) относительные реактивности при базисных условиях составляют:

$$\begin{aligned} x_3 &= 0,17 \cdot \frac{62,5}{80} = 0,133; \quad x_4 = 48 \cdot \frac{62,5}{115^2} = 0,227; \quad x_5 = x_6 = \\ &= 1,2 \cdot \frac{62,5}{20} = 3,76; \quad x_7 = 0,1 \cdot \frac{3,43}{1} \cdot \frac{10}{10,5} = 0,33. \end{aligned}$$

Внешняя реактивность по отношению ко всем источникам, очевидно, составляет:

$$x_8 = \frac{3,76}{2} // 0,33 = 0,28.$$

Критическая реактивность каждого генератора по (5-17)

$$x_{kp} = 1,53 \cdot \frac{1}{4-1} = 0,51.$$

Относительная величина напряжения системы

$$U_c = E_3 = 110/115 = 0,96.$$

Теперь рассмотрим поочередно каждый из указанных случаев.

а) В данном случае оба генератора можно объединить в один, у которого $x_{kp} = 0,51/2 = 0,255$.

При отсутствии системы у генераторов будет режим нормально-го напряжения, так как $x_{\text{вн}} = 0,28 > x_{kp} = 0,255$.

Этот режим, по-видимому, сохранится и при наличии системы, так как ток, посылаемый в систему, очень мал. В самом деле, в режиме нормального напряжения ток каждого генератора будет:

$$I = 0,5 \left(\frac{1}{0,28} + \frac{1 - 0,96}{0,133 + 0,227} \right) = 1,85,$$

т. е. он меньше $I_{kp} = 1/0,51 = 1,96$, что подтверждает правильность решения. Поступающий от генераторов в систему ток составляет $I = 0,11$.

б) Когда у генератора Г-2 отключен АРВ, его э. д. с. по условию $E_2 = 1,2$. В этом случае генератор Г-1, очевидно, работает в режиме предельного возбуждения, т. е. его э. д. с. $E_1 = 4$.

Найдем эквивалентные реактивности и э. д. с. обоих генераторов и системы:

$$x_3 = \frac{1,53}{2} // (0,133 + 0,227) = 0,245$$

и

$$E_4 = E_1 // E_2 // E_3 = 4 // 1,2 // 0,96 = 1,49.$$

Ток от всех этих источников будет:

$$I = \frac{1,49}{0,245 + 0,28} = 2,84;$$

напряжение на шинах $U = 2,84 \cdot 0,28 = 0,79 < 1$, т. е. режим выбран правильно.

Искомые токи составляют:

генератора Г-1

$$I = \frac{4 - 0,79}{1,53} = 2,1;$$

генератора Г-2

$$I = \frac{1,2 - 0,79}{1,53} = 0,27;$$

системы С

$$I = \frac{0,96 - 0,79}{0,133 + 0,227} = 0,47.$$

Для выражения токов в именованных единицах достаточно найденные их величины умножить на базисный ток $I_b = 3,43$ ка.

Попутно оценим, во сколько раз нужно увеличить номинальную мощность генератора Г-2 при сохранении его возбуждения $I_f = 1,2$, чтобы генератор Г-1 при $I_{f,pr} = 4$ обеспечил все же режим нормального напряжения. В этом случае ток генератора Г-2, очевидно, должен быть

$$I = 2 \cdot 1,85 - 1,96 = 1,74,$$

для чего его реактивность должна быть не более

$$x_3 = \frac{1,2 - 1}{1,74} = 0,115,$$

т. е. номинальная мощность генератора $G\text{-}2$ должна быть увеличена в $1,53/0,115=13,3$ раза. Если бы этот генератор работал с $I_f=2$, то для соблюдения поставленного условия достаточно увеличить его номинальную мощность только в 2,7 раза.

Глава шестая

НАЧАЛЬНЫЙ МОМЕНТ ВНЕЗАПНОГО НАРУШЕНИЯ РЕЖИМА

6-1. Общие замечания

Прежде чем перейти к знакомству с общими уравнениями электромагнитного переходного процесса синхронной машины, рассмотрим сначала начальный момент такого процесса. Разумеется, все величины в начальный момент внезапного нарушения режима можно получить из упомянутых уравнений как их частное решение для $t=0$. Более того, поскольку индуктивности цепей исключают внезапное изменение тока, то значение последнего в начальный момент переходного процесса, вообще говоря, является известным: оно сохраняется таким, что и в конце заданного предшествующего режима. Однако при изменившихся условиях этот ток состоит уже из новых слагающих, которые возникают в данном переходном процессе.

Поскольку поставленная задача ограничена рассмотрением лишь начального момента, вращение ротора и обусловленное этим изменение индуктивностей машины, очевидно, не играют никакой роли. Другими словами, в данном случае машину можно рассматривать как трансформатор.

Исследование начального момента переходного процесса проще и нагляднее вести на основе принципа сохранения первоначального потокосцепления. В самом деле, коль скоро магнитный поток, сцепленный с ротором, в момент внезапного нарушения режима сохраняется неизменным, то соответствующая ему э. д. с., наведенная в статоре, в тот же момент также остается неизменной. Следовательно, для синхронной машины условия в начальный момент переходного процесса аналогичны тем же условиям для трансформатора, питаемого источником синусоидального напряжения.

Таким образом, можно предвидеть, что при переходном процессе ток статора синхронной машины состоит из двух слагающих, а именно: периодической, которая вызывается э. д. с., наводимой потоком ротора, и апериодической, обусловленной изменением потока статора.

Часто рассматривают внезапное изменение тока, имея в виду изменение лишь одной из его слагающих. При этом другие слагающие обеспечивают в момент нарушения режима сохранение предшествующего мгновенно-значения тока.

Во всех дальнейших выкладках (как в данной главе, так и в последующих главах) условимся считать:

а) продольную составляющую тока статора положительной, когда создаваемая ею н. с. совпадает по направлению с н. с. тока возбуждения;

б) поперечную составляющую тока статора положительной, когда создаваемая ею н. с. отстает на 90° (электрических) от н. с. тока возбуждения; при наличии на роторе поперечного контура это же направление принимается положительным для его магнитной оси;

в) все величины ротора приведенными к статору, причем они, как и все величины статора, выражены в относительных единицах.

Установим теперь, какими э. д. с. и реактивностями можно характеризовать синхронную машину в начальный момент переходного процесса.

6-2. Переходные э. д. с. и реактивности синхронной машины

Обратимся к балансу магнитных потоков в продольной оси ротора синхронной машины при установившемся симметричном режиме ее работы с отстающим по фазе током (рис. 6-1, а). При отсутствии насыщения каждый из потоков и их отдельные составляющие можно рассматривать независимо один от другого. Так, полный поток обмотки возбуждения $\dot{\Phi}_f$, который был бы при холостом ходе машины, состоит из полезного потока $\dot{\Phi}_{fad}$ и потока рассеяния $\dot{\Phi}_{sf}$. В свою очередь полезный поток $\dot{\Phi}_{fad}$ является геометрической разностью продольного потока в воздушном

зазоре $\dot{\Phi}_{\delta d}$ и потока продольной реакции статора $\dot{\Phi}_{ad}$. Результирующий магнитный поток $\dot{\Phi}_f$, сцепленный с обмоткой возбуждения, складывается из потока $\dot{\Phi}_{\delta d}$ и потока рассеяния $\dot{\Phi}_{sf}$.

Рассмотрим, как изменится этот баланс, если предположить внезапное изменение, например увеличение потока продольной реакции статора на $\Delta \dot{\Phi}_{ad/0I}$. При этом будем

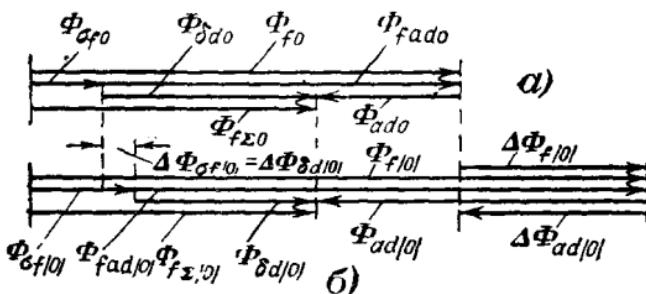


Рис. 6-1. Баланс магнитных потоков в продольной оси ротора.

а — в предшествующем режиме; *б* — в момент внезапного изменения режима.

считать, что кроме обмотки возбуждения никаких других контуров в продольной оси ротора не имеется.

В соответствии с законом Ленца приращение потока $\Delta \dot{\Phi}_{ad/0I}$ вызовет ответную реакцию обмотки возбуждения $\Delta \dot{\Psi}_{f/0I}$, причем приращения потокосцеплений $\Delta \dot{\Psi}_{ad/0I}$ и $\Delta \dot{\Psi}_{f/0I}$ должны компенсировать друг друга, т. е.

$$\Delta \dot{\Psi}_{ad/0I} + \Delta \dot{\Psi}_{f/0I} = 0 \quad (6-1)$$

или (см. § 2-3)

$$\Delta \dot{I}_{d/0I} x_{ad} + \Delta \dot{I}_{f/0I} (x_{sf} + x_{ad}) = 0, \quad (6-2)$$

откуда видно, что приращения токов статора $\Delta \dot{I}_{d/0I}$ и ротора $\Delta \dot{I}_{f/0I}$ связаны между собой простым соотношением и различие в их величинах обусловлено только рассеянием обмотки возбуждения.

В ненасыщенной машине поток $\dot{\Phi}_{\sigma f}$ составляет некоторую постоянную долю потока $\dot{\Phi}_f$, которая характеризуется коэффициентом рассеяния обмотки возбуждения

$$\sigma_f = \frac{\dot{\Phi}_{\sigma f}}{\dot{\Phi}_f} = \frac{x_{\sigma f}}{x_{\sigma f} + x_{ad}} = \frac{x_{\sigma f}}{x_f}. \quad (6-3)$$

С увеличением потока $\dot{\Phi}_f$ от $\dot{\Phi}_{f0}$ до $\dot{\Phi}_{f10}$ пропорционально ему увеличивается поток $\dot{\Phi}_{\sigma f0}$ до $\dot{\Phi}_{\sigma f10}$, что приводит к уменьшению потока $\dot{\Phi}_{\delta d0}$ до $\dot{\Phi}_{\delta d10}$. Однако результирующий поток $\dot{\Phi}_{f\Sigma 0}$, сцепленный с обмоткой возбуждения, как видно из рис. 6-1, б, сохраняет свое предшествующее значение $\dot{\Phi}_{f\Sigma 0}$.

Таким образом, рассеяние у обмотки возбуждения не позволяет характеризовать машину в начальный момент переходного процесса реактивностью рассеяния статора x_σ и э. д. с. $\dot{E}_{\delta q0}$, наводимой потоком $\dot{\Phi}_{\delta d0}$, так как последний претерпевает изменение от приращения тока $\Delta \dot{I}_{d0}$, величина которого еще подлежит определению. Для решения задачи, очевидно, следует использовать неизменность потока $\dot{\Phi}_{f\Sigma 0}$, сцепленного с обмоткой возбуждения, или, иными словами, результирующего потокосцепления этой обмотки $\dot{\Psi}_{f\Sigma 0}$. Если последнее рассматривать как потокосцепление на холостом ходу машины, то его часть, связанная со статором, будет:

$$\dot{\Psi}'_d = (1 - \sigma_f) \dot{\Psi}_{f\Sigma}, \quad (6-4)$$

причем именно этим потокосцеплением обусловливается в статоре та э. д. с. \dot{E}'_q , которая в начальный момент переходного процесса сохраняет свое предшествующее значение.

Придадим выражению (6-4) более наглядный вид:

$$\begin{aligned}\dot{\Psi}'_d &= (1 - \sigma_f) \Psi_{f\perp} = (1 - \sigma_f) (\dot{\Psi}_f + \dot{\Psi}_{ad}) = \\ &= \frac{x_{ad}}{x_{\sigma_f} + x_{ad}} [\dot{I}_f (x_{\sigma_f} + x_{ad}) + \dot{I}_d x_{ad}] = \\ &= \dot{I}_f x_{ad} + \dot{I}_d \frac{x_{ad}^2}{x_{\sigma_f} + x_{ad}}.\end{aligned}$$

Этому потокосцеплению соответствует э. д. с.

$$\dot{E}'_q = \dot{E}_q - j \dot{I}_d \frac{x_{ad}^2}{x_{\sigma_f} + x_{ad}} = \dot{U}_q + j \dot{I}_d \left(x_d - \frac{x_{ad}^2}{x_{\sigma_f} + x_{ad}} \right) = \dot{U}_q + j \dot{I}_d x'_d, \quad (6-5)$$

которую называют поперечной переходной э. д. с. Реактивность

$$x'_d = x_d - \frac{x_{ad}^2}{x_{\sigma_f} + x_{ad}} = x_d - \frac{x_{ad}^2}{x_f} \quad (6-6)$$

называют продольной переходной реактивностью; она является характерным параметром синхронной машины и ее величина указывается в паспортных данных машины.

Начальное значение \dot{E}_{qf0} легко определить из (6-5), подставив в него те величины \dot{U}_{q0} и \dot{I}_{d0} , с которыми машина работала до нарушения режима.

На рис. 6-2 показана векторная диаграмма явнополюсной машины при нагрузке ее с отстающим током. Вектор \dot{E}'_q совпадает с вектором \dot{E}_q и по величине меньше его на $I_d (x_d - x'_d)$. Оставаясь неизменной в начальный момент внезапного нарушения режима, переходная э. д. с. \dot{E}'_q позволяет связать предшествующий режим с новым (от внезапного изменения) режимом машины, в чем собственно и заключается ее особая практическая ценность. С этой точки зрения сам термин «переходная» нужно относить к тому, что эта э. д. с. вместе с x'_d позволяют

дцениТЬ внезапный переход от одного режима к другому. Ошибочно думать, что E'_q возникает в момент нарушения режима. Из предыдущего ясно, что ее можно представить в любой момент произвольного режима или процесса. Повторим, что ее главной особенностью является то, что она не претерпевает никаких внезапных (скачком) изменений.

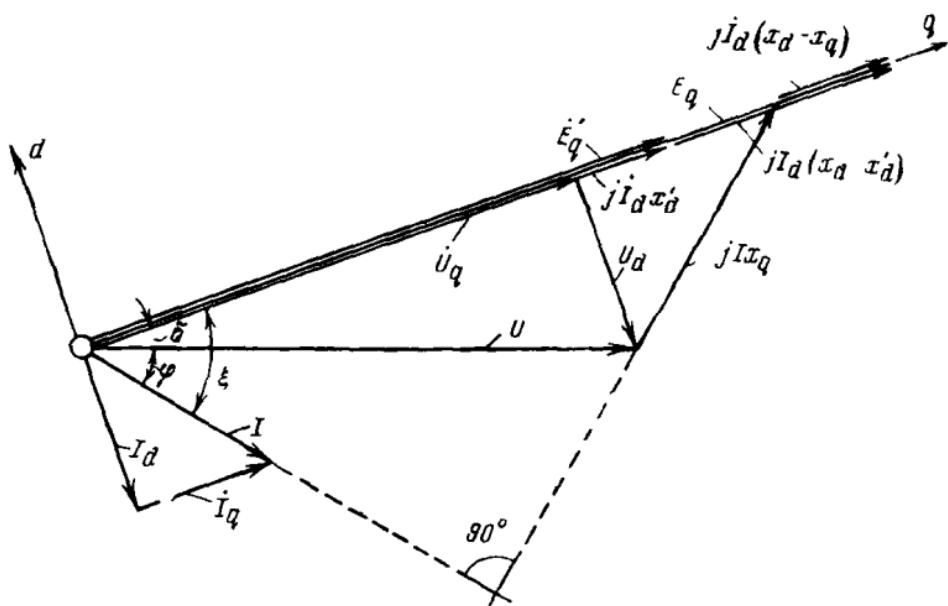


Рис. 6-2. Векторная диаграмма явнополюсной синхронной машины, работающей с отстающим током.

Поскольку E'_q в общем случае измерить нельзя, ее иногда называют расчетной или условной э. д. с.

Выражению (6-6) можно придать иной вид:

$$x'_d = x_d - \frac{x_{ad}^2}{x_f} = x_o + \frac{x_{af}x_{ad}}{x_{af} + x_{ad}}. \quad (6-7)$$

Непосредственно из структуры (6-7) следует, что x'_d представляет собой результирующую реактивность статорной обмотки при закороченной обмотке возбуждения.

На рис. 6-3, а приведена принципиальная схема машины с магнитной связью между статором и обмоткой возбуждения; в цепь последней введена э. д. с. \dot{E}_{qf} , отвечающая результирующему потокосцеплению $\dot{\Psi}_\Sigma$. Схема замещения машины (рис. 6-3, б) аналогична схеме замещения

двухобмоточного трансформатора. После замены ветвей с $x_{\sigma f}$ и x_{ad} одной эквивалентной, получим схему рис. 6-3, в, где, как и следовало ожидать, машина представлена своими E'_q и x'_d .

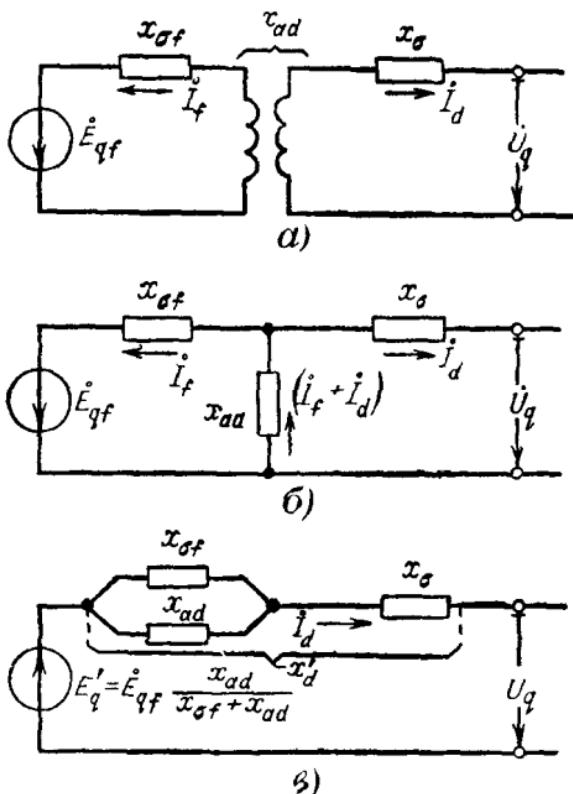


Рис. 6-3 К определению переходной реактивности машины в продольной оси
а — исходная принципиальная схема, б и в — схемы замещения

При отсутствии в поперечной оси ротора каких-либо замкнутых контуров, очевидно¹,

$$E'_d = 0$$

и

$$x'_q = x_q.$$

Таким образом, если у явнополюсной синхронной машины без демпферных обмоток (и других аналогичных контуров) внезапно произошло изменение сопротив-

¹ Для турбогенераторов, строго говоря, $x'_q < x_q$, поскольку стальной массив (бочка) ротора играет роль замкнутой обмотки. Оценка величины x'_q таких машин находится еще в стадии исследования.

ления цепи статора, при этом внешнее сопротивление является чисто индуктивным $x_{\text{вн}}$, то начальное значение периодической слагающей тока возникшего переходного процесса или так называемый начальный переходный ток будет только продольным и составляет:

$$I'_{d/0} = \frac{E'_{q_0}}{x'_d + x_{\text{вн}}} = I'_{f/0}. \quad (6-8)$$

Пример 6-1. Синхронный генератор, реактивности которого: $x_\sigma = 0,12$, $x'_d = 0,3$, $x_d = 1$, $x_q = 0,65$, работает с номинальным током и напряжением при $\cos \varphi = 0,85$. Происходит внезапный сброс активной нагрузки путем закорачивания активного сопротивления внешней цепи генератора.

Определить начальные величины переходного тока и напряжения генератора, а также наведенного тока в обмотке возбуждения.

Решение проводим в относительных единицах, принимая номинальные условия генератора за базисные.

При заданных условиях составляющие внешнего сопротивления, очевидно, будут

$$r = z \cos \varphi_0 = 1 \cdot 0,85 = 0,85;$$

$$x = z \sin \varphi_0 = \sqrt{1 - 0,85^2} = 0,53$$

и

$$\varphi_0 = \arccos 0,85 = 32^\circ.$$

В соответствии с рис. 6-2 находим:

$$\xi_0 = \operatorname{arctg} \frac{x_q + x}{r} = \operatorname{arctg} \frac{0,65 + 0,53}{0,85} = 54^\circ;$$

следовательно, $\delta_0 = 54^\circ - 32^\circ = 22^\circ$; при этом скалярные величины составляющих тока и напряжения будут равны

$$I_{d0} = I_0 \sin 54^\circ = 1 \cdot 0,81 = 0,81; \quad I_{q0} = I_0 \cos 54^\circ = 1 \cdot 0,58 = 0,58;$$

$$U_{d0} = U_0 \sin 22^\circ = 1 \cdot 0,38 = 0,38 \text{ (или } U_{d0} = 0,58 \cdot 0,65 = 0,38);$$

$$U_{q0} = U_0 \cos 22^\circ = 1 \cdot 0,93 = 0,93.$$

Значения э. д. с.:

$$E'_{q0} = 0,93 + 0,81 \cdot 0,3 = 1,17$$

и

$$E_{f0} = 0,93 + 0,81 \cdot 1 = 1,74 = I_{f0}.$$

Для большей наглядности составим схему замещения (рис. 6-4), где

$$x_{ad} = x_d - x_\sigma = 1 - 0,12 = 0,88,$$

$$x_f = \frac{x_{ad}^2}{x_d - x'_d} = \frac{0,88^2}{1 - 0,3} = 1,11$$

и

$$x_{af} = 1,11 - 0,88 = 0,23.$$

Приведенный к статору ток возбуждения будет:

$$\dot{I}_{f0} = \frac{I_{f0}}{x_{ad}} = \frac{1,74}{0,88} = 1,98;$$

следовательно, э. д. с., соответствующая результирующему потоко-сцеплению обмотки возбуждения,

$$\dot{E}_{qf0} = \dot{I}_{f0} x_f + I_{d0} x_{ad} = 1,98 \cdot 1,11 - 0,81 \cdot 0,88 = 1,48.$$

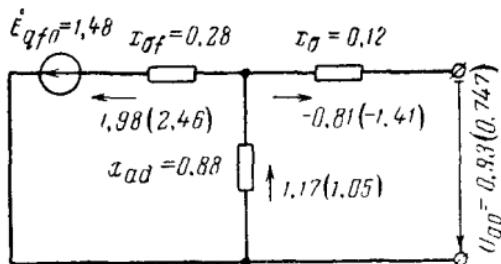


Рис. 6-4. К примеру 6-1. Схема замещения синхронного генератора в продольной оси ротора.

В начальный момент рассматриваемого переходного процесса имеем:
по (6-8)

$$I'_{d|0|} = I'_{|0|} = \frac{1,17}{0,3 + 0,53} = 1,41;$$

$$U_{q|0|} = 1,41 \cdot 0,53 = 0,75;$$

$$E_{q|0|} = 0,75 + 1,41 \cdot 1 = 2,16 = I_{f|0|}.$$

Таким образом, начальное значение паведенного тока в обмотке возбуждения

$$\Delta I_{f|0|} = 2,16 - 1,74 = 0,42,$$

а его приведенная к статору величина составляет:

$$\Delta \dot{I}_{f|0|} = 0,42 / 0,88 = 0,48.$$

Начальное значение приведенного к статору тока возбуждения

$$\dot{I}_{f|0|} = 1,98 + 0,48 = 2,46.$$

На рис. 6-4 предшествующие токи, а также начальные токи (приведены в скобках) показаны с учетом принятых положительных направлений осей d и q .

6-3. Сверхпереходные э. д. с. и реактивности синхронной машины

Наличие демпферных обмоток на роторе в общем случае еще не обеспечивает электромагнитной симметрии ротора, что вынуждает определять параметры машины отдельно в продольной и поперечной осях.

Представим, что помимо обмотки возбуждения на роторе имеется по одной демпферной обмотке в продольной и поперечной осях. При этом для простоты примем, что обмотка статора и обе обмотки ротора в его продольной оси связаны между собой общим потоком взаимоиндукции $\dot{\Phi}_{ad}$, который определяет реактивность продольной реакции x_{ad} .

В такой машине внезапное приращение потока $\dot{\Phi}_{ad/0I}$ вызовет ответную реакцию ротора, которая образуется из приращений потока обмотки возбуждения $\dot{\Phi}_{f/0I}$ и потока продольной демпферной обмотки $\dot{\Phi}_{1d/0I}$. Баланс результирующих потокосцеплений должен сохраняться неизменным, т. е. должны быть соблюдены следующие равенства:

для обмотки возбуждения

$$\dot{\Delta I}_{f/0I} (x_{sf} + x_{ad}) + \dot{\Delta I}_{1d/0I} x_{ad} + \dot{\Delta I}_{d/0I} x_{ad} = 0; \quad (6-9)$$

для продольной демпферной обмотки

$$\dot{\Delta I}_{1d/0I} (x_{sd} + x_{ad}) + \dot{\Delta I}_{f/0I} x_{ad} + \dot{\Delta I}_{d/0I} x_{ad} = 0, \quad (6-10)$$

где $\dot{\Delta I}_{1d/0I}$ и x_{sd} — начальный ток, наведенный в продольной демпферной обмотке, и ее реактивность рассеяния.

Приравняв левые части (6-9) и (6-10), получим простую связь между наведенными токами $\dot{\Delta I}_{f/0I}$ и $\dot{\Delta I}_{1d/0I}$, т. е.

$$\dot{\Delta I}_{f/0I} x_{sf} = \dot{\Delta I}_{1d/0I} x_{sd}, \quad (6-11)$$

откуда следует, что чем меньше рассеяние обмотки, тем больше наведенный в ней ток и тем соответственно больше ее участие в создании ответной реакции ротора.

Совместную ответную реакцию двух обмоток в начальный момент переходного процесса можно заменить аналогичной реакцией от суммарного тока ($\Delta \dot{I}_{f/0} + \Delta \dot{I}_{1d/0} = \Delta \dot{I}_{rd/0}$) в одной эквивалентной обмотке по продольной оси ротора с реактивностью рассеяния x_{ord} . При этом

$$\Delta \dot{I}_{rd/0} (x_{ord} + x_{ad}) = (\Delta \dot{I}_{f/0} + \Delta \dot{I}_{1d/0}) (x_{ord} + x_{ad}) = -\Delta \dot{I}_{d/0} x_{ad}. \quad (6-12)$$

Используя (6-11) и (6-9), нетрудно преобразовать последнее равенство и получить из него выражение для искомой реактивности рассеяния

$$x_{ord} = \frac{x_{sf} x_{sd}}{x_{sf} + x_{sd}}, \quad (6-13)$$

которое показывает, что эта реактивность определяется как эквивалентная реактивность двух параллельных ветвей с x_{sf} и x_{sd} .

Произведенная замена в сущности позволила рассматриваемую задачу свести к той, которая уже решена в предыдущем параграфе.

Следовательно, для получения реактивности, которой характеризуется такая машина в продольной оси при внезапном нарушении режима, достаточно в (6-6) вместо x_{sf} ввести x_{ord} . Сделав такую подстановку и произведя преобразования, найдем так называемую продольную сверхпереходную реактивность

$$x''_d = x_d - \frac{x_{ad}^2}{x_{ord} + x_{ad}} = x_a + \frac{x_{ord} x_{ad}}{x_{ord} + x_{ad}} = x_a + \frac{1}{\frac{1}{x_{ad}} + \frac{1}{x_{sf}} + \frac{1}{x_{sd}}}. \quad (6-14)$$

В поперечной оси ротора, где имеется только демпферная обмотка, по аналогии с выкладками § 6-2 легко

найти так называемую поперечную сверхпереходную реактивность

$$x''_{q} = x_q - \frac{x_{aq}^2}{x_{1q}} = x_q + \frac{x_{\sigma 1q} x_{aq}}{x_{\sigma 1q} + x_{aq}}. \quad (6-15)$$

Электродвижущие силы за этими реактивностями или так называемые сверхпереходные э. д. с. E''_d и E''_q соответственно в продольной и поперечной осях сохраняют свои значения неизменными в на-

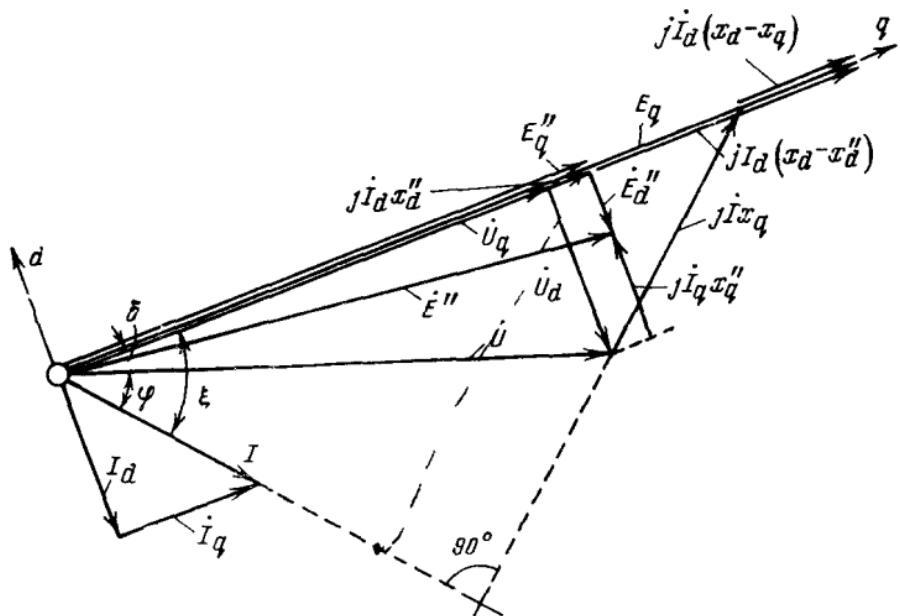


Рис 6-5 Векторная диаграмма явнополюсной синхронной машины с демпферными обмотками в обеих осях ротора при работе ее с отстающим током.

чальный момент внезапного нарушения режима. Их величины находят из следующих очевидных равенств:

$$\dot{E}_{d10}'' = \dot{E}_{d0}'' = \dot{U}_{d0} + j\dot{I}_{q0}x''_{d0}; \quad (6-16)$$

$$\dot{E}_{q10}'' = \dot{E}_{q0}'' = \dot{U}_{q0} + j\dot{I}_{d0}x''_{q0}, \quad (6-17)$$

где \dot{U}_{d0} , \dot{U}_{q0} , \dot{I}_{d0} , \dot{I}_{q0} — составляющие напряжения и тока предшествующего режима машины.

Таким образом, в начальный момент внезапного нарушения режима машину с демпферными обмотками

(или демпферными контурами) полностью характеризуют реактивности x''_d и x''_q и э. д. с. E''_{q0} и E''_{d0} . Приставка «сверх» в термине «сверхпереходные» подчеркивает, что данные параметры и величины учитывают влияние демпферных обмоток (или эквивалентных им контуров).

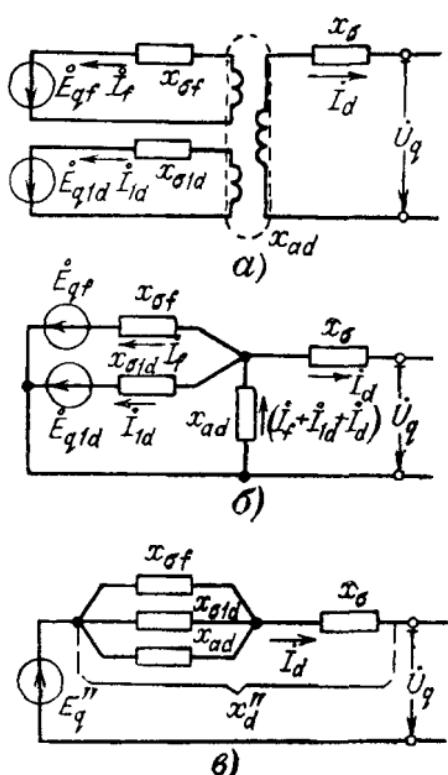


Рис. 6-6. К определению сверхпереходной реактивности в продольной оси.

a — исходная принципиальная схема; *б* и *в* — схемы замещения

Реактивности x''_d и x''_q являются характерными параметрами машины и наряду с другими реактивностями приводятся в ее паспортных данных.

Для явнополюсной машины, работающей с отстающим током, на рис. 6-5 приведена векторная диаграмма, где указаны продольная и поперечная сверхпереходные э. д. с. и полная величина этой э. д. с. Подобно переходной э. д. с., сверхпереходные э. д. с. являются расчетными условиями величинами.

Три магнитно связанные обмотки в продольной оси ротора (рис. 6-6,*a*) могут быть представлены эквивалентной схемой замещения (рис. 6-6,*б*), как для трехобмоточного трансформатора. Здесь \dot{E}_{qf} и \dot{E}_{q1d} — э. д. с., которые отвечают результирующим потокосцеплениям соответственно обмотки возбуждения и продольной демпферной обмотки. Упрощение этой схемы (рис. 6-6,*в*) приводит к E''_q и x''_d .

В поперечной оси ротора схема замещения машины имеет тот же вид, что и для двухобмоточного трансформатора (рис. 6-7,*а* и *б*). После упрощения (рис. 6-7,*в*) она дает E''_q и x''_q .

Нетрудно убедиться, что при отсутствии демпферных обмоток, т. е. при $x_{\sigma f d} = x_{\sigma f q} = \infty$, полученные выражения

для x''_d и x''_q и схемы замещения переходят в те, которые были установлены в § 6-2.

При чисто индуктивной цепи статора продольная и поперечная составляющие начального значения периодической слагающей тока возникшего переходного процесса или так называемого начального сверхпереходного тока будут:

$$I''_{d|0|} = \frac{E''_{d0}}{x''_d + x_{\text{вн}}}; \quad (6-18)$$

$$I''_{q|0|} = \frac{E''_{q0}}{x''_q + x_{\text{вн}}} \quad (6-19)$$

и его полная величина

$$I''_{|0|} = \sqrt{I''_{d|0|}^2 + I''_{q|0|}^2}. \quad (6-20)$$

Следует отметить, что даже в чисто индуктивной цепи благодаря $x''_q \neq x''_d$ угол между полным током $I''_{|0|}$ и полной э. д. с. E''_0 в общем случае не равен 90° .

Пример 6-2. Для условий предыдущего примера, лишь дополнительно считая, что генератор снабжен демпферными обмотками и его $x''_d = 0,2$ и $x''_q = 0,35$, определить начальные величины сверхпереходного тока, напряжения генератора и свободных токов, наведенных в обмотках ротора.

Используя ранее найденные величины для предшествовавшего режима, определяем в соответствии с (6-16) и (6-17) абсолютные значения э. д. с.:

$$E''_{d0} = 0,38 - 0,58 \cdot 0,35 = 0,18;$$

$$E''_{q0} = 0,93 + 0,81 \cdot 0,2 = 1,09.$$

Составляющие начального сверхпереходного тока находим по (6-18) и (6-19):

$$I''_{d|0|} = \frac{1,09}{0,2 + 0,53} = 1,49$$

и

$$I''_{q|0|} = \frac{0,18}{0,35 + 0,53} = 0,2.$$

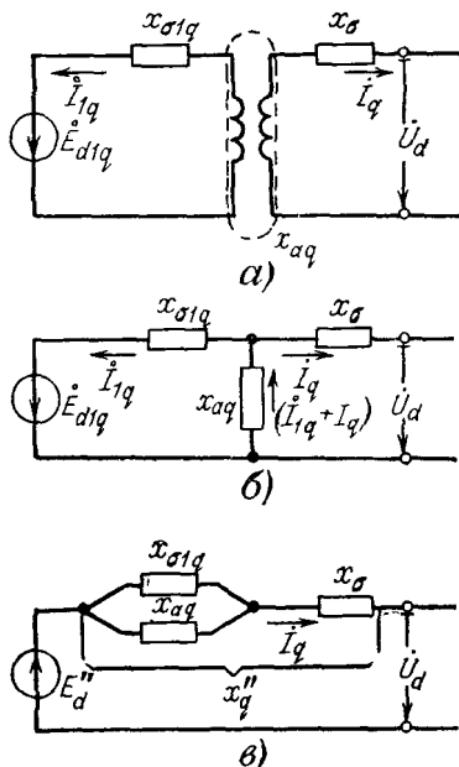


Рис. 6-7. К определению сверхпереходной реактивности в поперечной оси.

а — исходная принципиальная схема, б и в — схемы замещения

По (6-20) полная величина этого тока

$$I''_{101} = \sqrt{1,49^2 + 0,2^2} = 1,5.$$

Напряжение генератора $U_{101} = 1,5 \cdot 0,53 = 0,8$.

Для наглядности составим схемы замещения генератора в обеих осях ротора. Реактивность рассеяния продольной демпферной обмотки находим, используя (6-14):

$$0,2 = 0,12 + \frac{1}{\frac{1}{0,88} + \frac{1}{0,23} + \frac{1}{x_{\sigma 1d}}},$$

откуда

$$x_{\sigma 1d} = 0,15;$$

аналогично, подстановка в (6-15) известных величин дает:

$$0,35 = 0,12 + \frac{1}{\frac{1}{0,88} + \frac{1}{x_{\sigma 1q}}},$$

откуда

$$x_{\sigma 1q} = 0,41.$$

На рис. 6-8, а показана схема замещения синхронной машины в продольной оси, где э. д. с., наводимая в статоре потоком $\Phi_{\delta d0}$, она же э. д. с. \dot{E}_{q1d0} , соответствующая результирующему потокосцеплению продольной демпферной обмотки в предшествующем режиме

$$E_{\delta q0} = \dot{E}_{q1d0} = 0,93 + 0,81 \cdot 0,12 = 1,03.$$

В поперечной оси имеем:

$$x_{aq} = x_q - x_\sigma = 0,65 - 0,12 = 0,53;$$

по (6-15)

$$0,35 = 0,65 - \frac{0,53^2}{x_{1q}},$$

откуда

$$x_{1q} = 0,94$$

и, следовательно,

$$x_{\sigma 1q} = 0,94 - 0,53 = 0,41.$$

На рис. 6-8, б приведена схема замещения синхронной машины в поперечной оси; э. д. с. $E_{\delta d0}$, которая одновременно является э. д. с. \dot{E}_{d1q0} , в предшествующем режиме составляет:

$$E_{\delta d0} = \dot{E}_{d1q0} = 0,38 - 0,58 \cdot 0,12 = 0,31.$$

Приращения составляющих тока статора в момент возникновения переходного процесса равны:

$$\Delta \dot{i}_{d/0I} = -1,49 - (-0,81) = -0,68$$

и

$$\Delta \dot{i}_{q/0I} = -0,2 - 0,58 = -0,78.$$

В соответствии со схемами рис. 6-8 начальные свободные токи в цепях ротора (приведенные к статору) будут:

$$\Delta \dot{i}_{f/0I} = -\Delta i_{d/0I} \frac{x''_d - x_\sigma}{x_{\sigma f}} = 0,68 \frac{0,2 - 0,12}{0,23} = 0,24$$

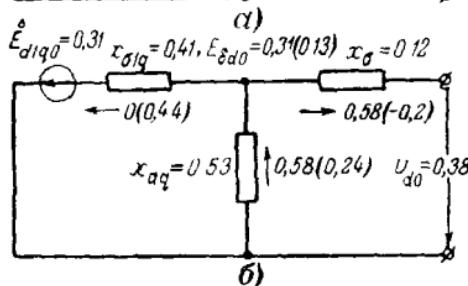
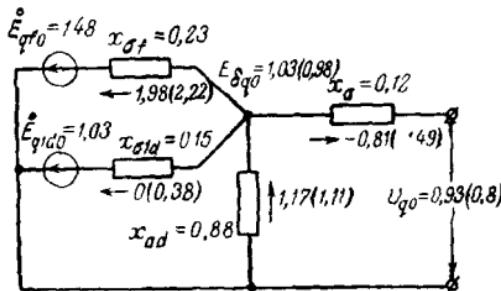


Рис. 6-8. К примеру 6-2. Схема замещения синхронного генератора.
а — в продольной оси; б — в поперечной оси.

(в 2 раза меньше, чем при отсутствии продольной демпферной обмотки);

$$\Delta \dot{i}_{1d/0I} = -\Delta i_{d/0I} \frac{x''_d - x_\sigma}{x_{\sigma 1d}} = 0,68 \frac{0,2 - 0,12}{0,15} = 0,38;$$

$$\Delta \dot{i}_{1q/0I} = -\Delta i_{q/0I} \frac{x''_q - x_\sigma}{x_{\sigma 1q}} = 0,78 \frac{0,35 - 0,12}{0,41} = 0,44.$$

В демпферных обмотках предшествовавших токов не было, поэтому

$$i_{1d/0I} = \Delta \dot{i}_{1d/0I} \text{ и } i_{1q/0I} = \Delta \dot{i}_{1q/0I}.$$

Ток в обмотке возбуждения $\dot{I}_{f/0} = 1,98 + 0,24 = 2,22$ (вместо 2,46 при отсутствии продольной демпферной обмотки). Начальные значения величин для рассматриваемого процесса указаны на рис. 6-8 в скобках.

6-4. Сравнение реактивностей синхронной машины

Из полученных в § 6-2 и 6-3 выражений и схем замещения для синхронной машины видно, что сверхпереходная реактивность всегда меньше переходной, а последняя меньше синхронной реактивности. Дополнительно поясним это чисто физическими соображениями.

В стационарном режиме создаваемый током статора магнитный поток частично замыкается по путям рассеяния статорной обмотки, а основная его часть, пройдя воздушный зазор, свободно замыкается через полюсы и массив ротора (рис. 6-9, а). Поскольку сопротивление для магнитного потока в данных условиях относительно мало, то индуктивность, представляющая в сущности величину магнитного потока на единицу намагничивающей силы, получается большой. В продольной оси ротора она определяет известную синхронную реактивность x_d .

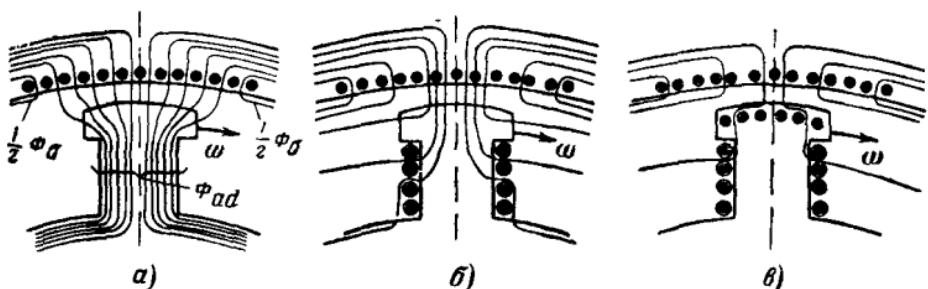


Рис. 6-9. Магнитные потоки в продольной оси ротора, определяющие синхронную реактивность (а), переходную реактивность (б) и сверхпереходную реактивность (в).

При внезапном изменении магнитного потока статора в обмотке возбуждения наводится ток, который создает магнитный поток, направленный навстречу потоку статора, т. е. последний встречает большее сопротивление и известная часть его вытесняется на пути рассеяния обмотки возбуждения. Та же намагничивающая сила

статора в этих условиях создает меньший магнитный поток, что и обуславливает соответственно меньшую величину переходной продольной реактивности x'_d по сравнению с реактивностью x_d (рис. 6-9,б).

При наличии демпферной обмотки в продольной оси ротора вытеснение внезапно изменившегося магнитного потока статора получается более интенсивным, поскольку в этом участвуют совместно обмотка возбуждения и продольная демпферная обмотка. Сопротивление потоку статора в этом случае еще больше возрастает и, следовательно, величина этого потока при той же намагничивающей силе становится меньше, чем и объясняется меньшее значение продольной сверхпереходной реактивности x''_d по сравнению с реактивностью x'_d (рис. 6-9,в).

Чем большие замкнутых контуров на роторе, тем меньшая часть магнитного потока статора в переходном процессе может проникнуть в ротор. Очевидно, в пределе, когда магнитный поток статора совсем не проникает в ротор, реактивность статора определяется только ее потоком рассеяния и величина этой реактивности x_s является наименьшей возможной.

Аналогично можно объяснить различие в реактивностях машины по поперечной оси ротора.

Следует отметить, что в машинах без специальных демпферных обмоток все же проявляется естественное демпфирование роторов (массив полюсов, клинья пазов и т. п.). Последнее приближенно учитывают некоторым снижением реактивности x'_d , т. е. для таких машин принимают $x''_d = (0,75 \div 0,9) x'_d$.

6-5. Характеристики двигателей и нагрузки

Изложенное выше в равной мере относится как к синхронным генераторам, так и к синхронным двигателям и компенсаторам. Различие в их поведении в начальный момент переходного процесса определяется в сущности величинами их сверхпереходных э. д. с. У перевозбужденного синхронного двигателя (или компенсатора) сверхпереходная э. д. с. выше подведенного напряжения. Поэтому при любом резком снижении напряжения посыпаемый двигателем реактивный ток непременно возрастает. Этого нельзя сказать в отношении синхронного двигателя, работавшего с недовозбуждени-

ем, поскольку при таком режиме его сверхпереходная э. д. с. ниже подведенного напряжения. Здесь в зависимости от степени снижения напряжения возможно как продолжение потребления реактивного тока из сети (при $E''_0 < U_{0'}$), так и генерирование реактивного тока (при $E''_0 > U_{0'}$). Очевидно, в частном случае, когда $E''_0 = U_{0'}$, этот ток будет отсутствовать в начальный момент переходного процесса.

Обратимся теперь к асинхронным двигателям, которые обычно составляют основную часть промышленной нагрузки. В нормальном режиме они работают с малым скольжением, порядка 2—5%. Проведенный Н. Н. Щедриным [Л. 2] анализ показал, что практически можно

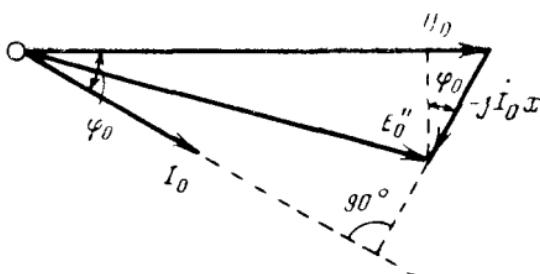


Рис. 6-10. Векторная диаграмма асинхронного двигателя.

пренебречь столь малым скольжением и асинхронный двигатель в начале переходного процесса рассматривать как недовозбужденный синхронный двигатель.

Исходя из неизменности потокосцепления с обмотками ротора (имея в виду в общем случае двигатель с двойной обмоткой на роторе) в начальный момент внезапного нарушения режима, для асинхронного двигателя можно установить сверхпереходные реактивность и э. д. с. Благодаря полной симметрии ротора здесь отпадает необходимость разложения величин по отдельным осям. Сверхпереходная реактивность двигателя может быть получена из его схемы замещения, которая аналогична схеме рис. 6-6,в. Непосредственно из такой схемы замещения следует, что сверхпереходная реактивность асинхронного двигателя x'' представляет собой реактивность короткого замыкания (т. е. когда двигатель заторможен, $s=100\%$). Относительную величину этой реактивности практически можно определять как

$$x'' = 1/I_{\text{пуск}}, \quad (6-21)$$

где $I_{\text{пуск}}$ — относительный пусковой ток двигателя (при пуске без реостата).

Начальное значение сверхпереходной э. д. с. $E''/\%$ двигателя определяется из его предшествующего режима. В соответствии с векторной диаграммой рис. 6-10, построенной для этого режима,

$$E''_{1,0} = E''_0 = \sqrt{(U_0 \cos \varphi_0)^2 + (U_0 \sin \varphi_0 - I_0 x'')^2} \quad (6-22)$$

или приближенно, принимая э. д. с. E''_0 равной проекции вектора этой э. д. с. на вектор \dot{U}_0 ,

$$E''_0 \approx U_0 - I_0 x'' \sin \varphi_0, \quad (6-23)$$

где U_0 , I_0 , φ_0 — предшествующие напряжение, ток и угол сдвига между их векторами.

В практических расчетах начального момента переходного процесса обычно учитывают отдельно лишь крупные двигатели, которые могут оказать существенное влияние. Все остальные двигатели вместе с другими токоприемниками целесообразно учитывать в виде обобщенных нагрузок крупных узлов энергосистемы, характеризуя такие нагрузки средними параметрами, полученными для типового состава потребителей промышленного района и типовой схемы питающей его сети.

Исходя из указанных соображений установлено, что в начальный момент переходного процесса обобщенную нагрузку можно приближенно характеризовать следующими величинами:

$$x''_{\text{нагр}} = 0,35$$

и

$$E''_{\text{нагр}} = 0,85,$$

считая их выражеными в относительных единицах при полной рабочей мощности (Mva) нагрузки и среднем номинальном напряжении той ступени, где она присоединена.

6-6. Практический расчет начального сверхпереходного и ударного токов

После того как установлены параметры, которыми характеризуются все элементы электрической системы в момент внезапного нарушения режима, вычисление начального сверхпереходного тока при этом принципиальных трудностей, вообще говоря, уже не представляется

ет¹. Однако для упрощения самих расчетов практически принимают $x''_q = x''_d$, что исключает необходимость разложения величин на составляющие по осям симметрии ротора; при этом величину сверхпереходной э. д. с. E''_0 определяют по (6-22) или еще более приближенно по (6-23), где для синхронных машин, работающих с перевозбуждением, вместо разности должна быть взята сумма тех же членов этих выражений.

Такое допущение при определении токов в цепи статора вносит погрешность, лежащую обычно в пределах всего лишь $\pm 5\%$. Но оно, конечно, непригодно, если требуется определить токи в цепях ротора.

Таким образом, для расчета начального сверхпереходного тока, возникающего при рассматриваемом внезапном нарушении режима, нужно составить схему замещения, введя в нее все генераторы, крупные синхронные и асинхронные двигатели, компенсаторы, а также обобщенные нагрузки отдельных достаточно мощных узлов своими приведенными² значениями x'' и E''_0 . При отсутствии необходимых данных и во всех приближенных расчетах можно принимать средние значения x'' и E''_0 , указанные в табл. 6-1. Дальнейшее решение такой схемы производится согласно указаниям гл. 2. В частности, абсолютная величина начального сверхпереходного тока в месте трехфазного короткого замыкания может быть определена как

$$I''_k = U_{k0} / x''_\Sigma, \quad (6-24)$$

где U_{k0} — предшествующее напряжение в месте короткого замыкания;

x''_Σ — результирующая реактивность схемы относительно точки короткого замыкания.

Пуск двигателя по существу можно рассматривать как возникновение короткого замыкания за реактивностью x'' данного двигателя. Соответственно величина пускового тока может быть найдена по (6-24), где под U_{k0} следует понимать предшествующее напряжение в той точке сети, к которой присоединяется двигатель, а в x''_Σ должна входить реактивность x'' двигателя.

¹ Имея в виду, что соответствующие оси всех участвующих машин совпадают

² В относительных или в именованных единицах (см. § 2-4).

Средние значения x'' и E_0'' (в относительных единицах при номинальных условиях)

Наименование элемента	x''	E_0''
Турбогенератор мощностью до 100 Mwt	0,125	1,08
То же мощностью 100—500 Mwt	0,20	1,13
Гидрогенератор с демпферными обмотками	0,20	1,13
То же без демпферных обмоток	0,27	1,18
Синхронный двигатель	0,20	1,10
Синхронный компенсатор	0,20	1,20
Асинхронный двигатель	0,20	0,90
Обобщенная нагрузка	0,35	0,85

Когда задан предшествующий режим, часто используют известный принцип наложения (см. § 2-6), в соответствии с которым режим в начальный момент переходного процесса может быть получен наложением собственно аварийного режима на предшествующий режим. При этом для упрощения расчета собственно аварийного режима производят приближенно, учитывая только индуктивные сопротивления элементов; при известных условиях отбрасывают также нагрузочные ветви.

Поведение нагрузки в начальный момент переходного процесса зависит от величины остаточного напряжения в точке ее присоединения. Чтобы иметь наглядное представление о влиянии нагрузки в начальный момент трехфазного короткого замыкания, на рис. 6-11,*a* показаны элементарная схема и построенные для нее кривые изменения начальных сверхпереходных токов отдельных ветвей и остаточного напряжения генератора в функции относительной реактивности x_k . Кривые построены при условии, что мощность нагрузки равна номинальной мощности генератора.

Как видно, при $x_k < 0,46$ нагрузка проявляет себя как дополнительный источник, причем достаточно заметное влияние ее оказывается лишь при малых значениях x_k . Далее, при $x_k > 0,46$ нагрузка продолжает потреблять ток от генератора, снижая тем самым ток в ветви короткого замыкания. Чем больше генератор удален от места короткого замыкания и, напротив, чем ближе нагрузка к короткому замыканию, тем сильнее оказывается ее

относительное участие в питании короткого замыкания.

В качестве дополнительной иллюстрации к рассматриваемому вопросу на рис. 6-11,б приведена схема, где от генератора питаются несколько асинхронных двигателей, присоединенных в разных точках сети. Эпюра напряжений предшествующего режима показана на рис. 6-11,в ломаной линией (U_0). Там же проведена

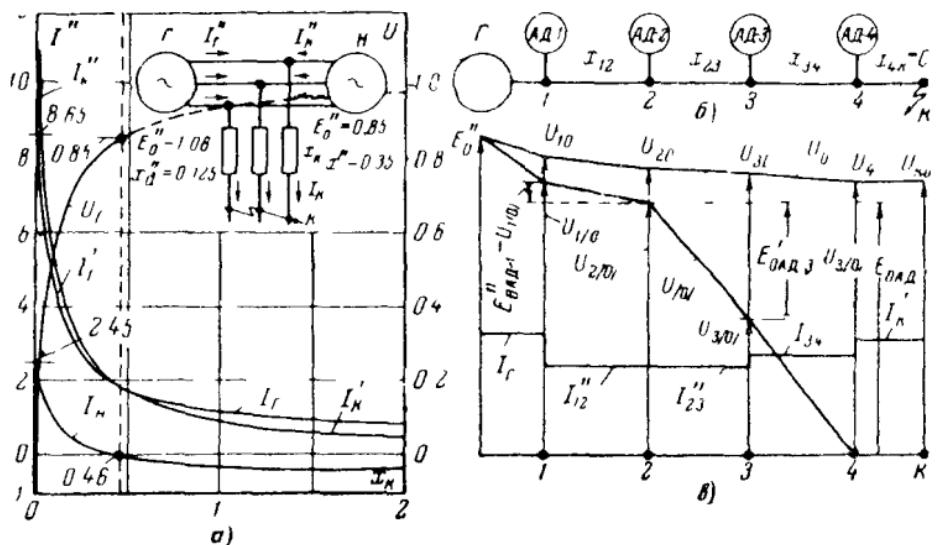


Рис 6 11 Влияние нагрузки в начальный момент трехфазного короткого замыкания

а — изменение сверхпереходных токов и напряжения на выводах генератора в зависимости от удаленности короткого замыкания, *б* — схема с двигателями, имеющими разную удаленность относительно короткого замыкания, *в* — эпюры напряжений и токов

пунктирная прямая, которая отвечает э. д. с. двигателей $E''_{0\text{ад}}$ (условно считая, что эти э. д. с. одинаковы). При трехфазном коротком замыкании в точке K напряжения во всех точках сети понижаются. Допустим, что эпюрай этих напряжений в начальный момент короткого будет другая ломаная линия U_{10} . Как видно из рис. 6-11,в, только два двигателя $AD-3$ и $AD-4$, находящиеся ближе к короткому замыканию, являются источниками питания, в то время как у двигателя $AD-2$ случайно оказалось $U_{10} = E''_{0\text{ад}}$ и, следовательно, ток в нем в этот момент отсутствует. Наконец, двигатель $AD-1$ продолжает потреблять ток из сети при несколько пониженном напряжении. Ступенчатая линия показывает

примерное соотношение между начальными сверхпереходными токами отдельных участков схемы.

При выполнении практических расчетов начального сверхпереходного тока в месте короткого замыкания и ближайших к нему ветвях обычно учитывают только те нагрузки и отдельные двигатели, которые непосредственно связаны с точкой короткого замыкания или находятся в зоне малой электрической удаленности от нее.

Остановимся еще на вопросе несинхронного включения генератора. Пусть система, к которой подключается генератор, характеризуется напряжением U_c и реактивностью x_c . Определим, при каких условиях начальное значение сверхпереходного тока при несинхронном включении не превзойдет начального значения сверхпереходного тока генератора при трехфазном коротком замыкании на его выводах. Для этого, очевидно, должно быть соблюдено следующее неравенство:

$$\frac{\sqrt{U_r^2 + U_c^2 - 2U_r U_c \cos \delta}}{x''_d + x_c} \leq \frac{E''_0}{x''_d}, \quad (6-25)$$

где U_r и δ — напряжение генератора и угол сдвига вектора этого напряжения относительно вектора напряжения системы;

x''_d и E''_0 — сверхпереходные реактивность и э. д. с. генератора.

При равенстве модулей $U_r = U_c = U$ поставленное условие будет выполнено, если

$$\delta \leq \arccos \left[1 - \frac{E''_0}{2U} \left(1 + \frac{x_c}{x''_d} \right)^2 \right]. \quad (6-26)$$

Эта зависимость при $E''_0/U = 1$ представлена на рис. 6-12. Разумеется, при $x_c/x''_d > 1$ начальный ток несинхронного включения при любом угле δ всегда меньше начального тока короткого замыкания на выводах генератора.

Следует, однако, подчеркнуть, что рассмотренное условие допустимости несинхронного включения по току генератора является необходимым, но еще недостаточным. Другим критерием допустимости такого включения генератора является величина возникающего электромагнитного момента, который создает механическое воздействие на вал генератора, на крепление активного же-

леза статора, на фундаментные болты и т. п. Именно этот критерий в подавляющем числе случаев является определяющим допустимость несинхронного включения¹. Помимо того, нужно иметь в виду, что ограничение в несинхронном включении может быть и по допустимому току для трансформатора, через который генератор связывается с другими источниками. Допустимым для трансформатора является ток, ограниченный только реактивностью самого трансформатора при питании его с одной из сторон номинальным напряжением.

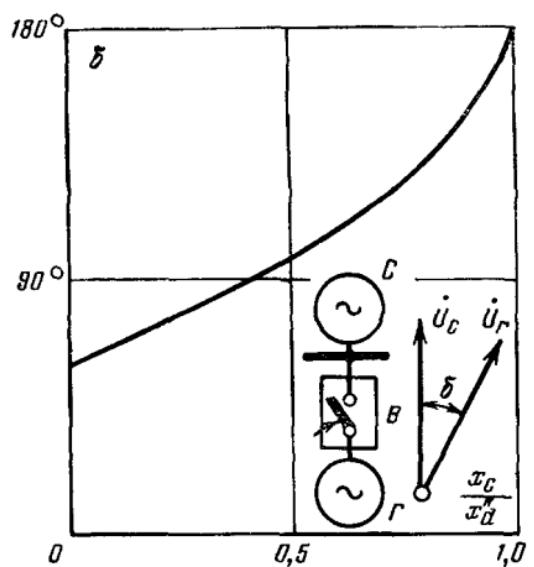


Рис. 6-12. Зависимость допустимого угла включения δ по току генератора при $E''_0 = U$.

что амплитуда сверхпереходного тока за полпериода практически сохраняет свое начальное значение. При этом в соответствии с § 3-2 ударный ток, определяемый для наиболее тяжелых условий, будет:

$$i_y = k_y \sqrt{2} I'', \quad (6-27)$$

где k_y — ударный коэффициент, определяемый по (3-7).

Ударный коэффициент, как было показано в гл. 3, зависит от постоянной времени T_a или от отношения x/r . Эта зависимость представлена кривой на рис. 6-13.

При отсутствии необходимых данных для оценки величины отношения x/r у отдельных элементов системы можно ориентироваться на указанные в табл. 6-2 пределы этого отношения.

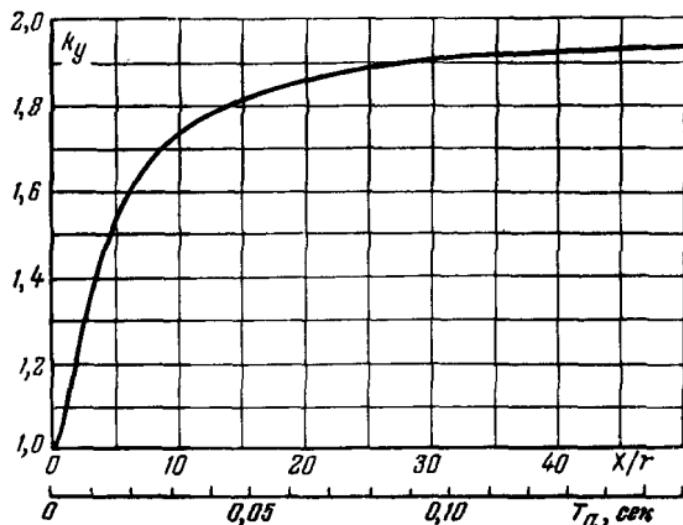
¹ Данный вопрос подробно рассматривается во второй части курса — «Электромеханические переходные процессы».

Таблица 6-2

Значения x/r для элементов электрической системы

Наименование элемента	Отношение x/r
Турбогенераторы мощностью до 100 Mwt	15—85
То же мощностью 100—500 Mwt	100—140
Гидрогенераторы с демпферными обмотками	40—60
То же без демпферных обмоток	60—90
Трансформаторы мощностью 5—30 Mva	7—17
То же мощностью 60—500 Mva	20—50
Реакторы 6—10 kva до 1 000 a	15—70
То же 1 500 a и выше	40—80
Воздушные линии	2—8
Трехжильные кабели 6—10 kva с медными и алюминиевыми жилами сечением $3 \times 95 - 3 \times 185 \text{ mm}^2$	0,2—0,8
Обобщенная нагрузка	2,5

Для разветвленной схемы значение эквивалентной постоянной времени $T_{a.z}$ (или отношения x_z/r_z) находят согласно указаниям § 3-5. При этом отметим, что использование здесь для синхронных машин реактивностей x''_d вместо x_d , как это следовало бы для определения T_a (см. § 9-2), не имеет существенного значения, так как

Рис. 6-13. Зависимость ударного коэффициента от постоянной времени T_a (или отношения x/r).

величины этих реактивностей достаточно близки друг к другу.

Если при коротком замыкании вблизи крупных генераторов ударный коэффициент очень близок к 2, то по мере увеличения удаленности короткого замыкания он, как правило, падает, причем тем интенсивнее, чем больше доля воздушных и особенно кабельных линий.

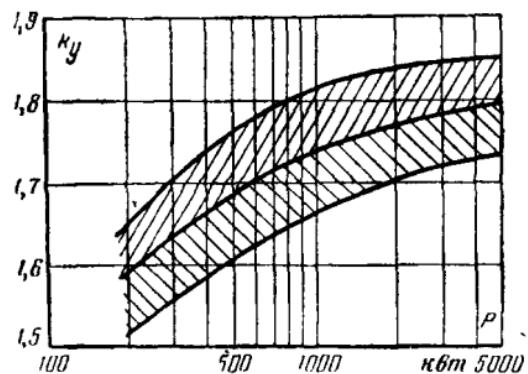


Рис. 6-14. Значения ударного коэффициента для асинхронных двигателей.

При учете асинхронных двигателей в качестве дополнительных источников питания нужно иметь в виду, что затухание периодической и апериодической слагающих посылаемых ими тока происходит примерно с одинаковыми постоянными времени. Поэтому в ударном коэффициенте для асинхронных двигателей обычно учитывают одновременное затухание обеих слагающих тока. Проведенные испытания в этом направлении позволили выявить примерный диапазон величин ударного коэффициента асинхронных двигателей в зависимости от их номинальной мощности. Такая зависимость представлена на рис. 6-14, где заштрихованная зона указывает диапазон отклонения этого коэффициента от среднего значения (средняя кривая). Для мелких двигателей, а также для обобщенной нагрузки практически $k_y \approx 1$.

Таким образом, при отдельном учете асинхронных двигателей ударный ток в месте короткого замыкания составляет:

$$i_y = k_y \sqrt{2} I'' + k_{y,d} \sqrt{2} I''_d, \quad (6-28)$$

где I''_d и $k_{y,d}$ — начальный сверхпереходный ток и ударный коэффициент асинхронных двигателей.

У синхронных двигателей величина ударного коэффициента примерно та же, что и у синхронных генераторов равновеликой мощности.

Пример 6-3. При трехфазном коротком замыкании в точке K схемы рис. 6-15,а вычислить ударный ток в месте короткого замыкания.

Произведем спачала расчет с учетом всех присоединенных нагрузок. В этом случае схема замещения имеет вид, показанный на рис. 6-15,б, где все реактивности выражены в относительных единицах при $S_0 = 100 \text{ Mva}$ и $U_0 = U_{ep}$, а относительные значения э. д. с. приняты по данным табл. 6-1.

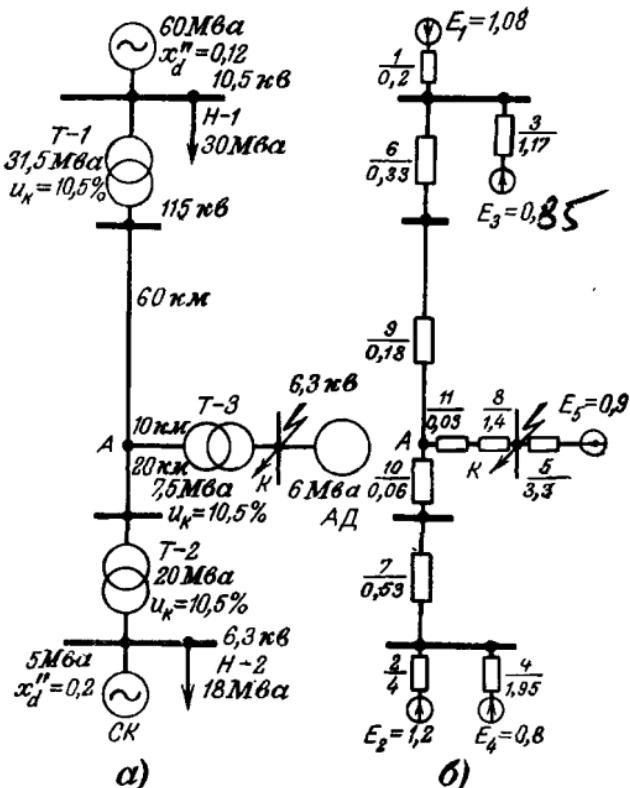


Рис. 6-15. К примерам 6-3 и 6-4.

а — исходная схема; б — схема замещения.

Постепенным преобразованием схемы находим:

$$\begin{aligned}x_{12} &= 0.2 / 1.17 = 0.17; \quad E_6 = E_1 / E_3 = 1.04; \\x_{13} &= 0.17 + 0.33 + 0.18 = 0.68; \quad x_{14} = 1.95 / 4 = 1.31; \\E_7 &= E_2 / E_4 = 0.93; \quad x_{15} = 1.31 + 0.53 + 0.06 = 1.9; \\x_{16} &= 1.9 / 0.68 = 0.5; \quad E_8 = E_6 / E_7 = 1.01; \\x_{17} &= 0.5 + 0.03 + 1.4 = 1.93.\end{aligned}$$

Начальный сверхпереходный ток со стороны трансформатора $T-3$ в относительных единицах

$$I'' = \frac{1.01}{1.93} = 0.524.$$

Поскольку остаточное напряжение в точке A

$$U = 0.524(1.4 + 0.03) = 0.75,$$

это уже указывает, что нагрузки $H-1$ и $H-2$ вряд ли будут являться источниками питания и во всяком случае их влияние очень незначительно.

Теперь по данным табл. 6-2 оценим величины активных сопротивлений элементов схемы:

$$r_1 = \frac{0,2}{80} = 2,5 \cdot 10^{-3}; \quad r_2 = \frac{4}{40} = 100 \cdot 10^{-3};$$

$$r_3 = \frac{1,17}{2,4} = 488 \cdot 10^{-3}; \quad r_4 = \frac{1,95}{2,4} = 812 \cdot 10^{-3};$$

$$r_6 = \frac{0,33}{17} = 19,4 \cdot 10^{-3}; \quad r_7 = \frac{0,53}{15} = 35,3 \cdot 10^{-3};$$

$$r_8 = \frac{1,4}{10} = 140 \cdot 10^{-3}; \quad r_9 = \frac{0,18}{3} = 60 \cdot 10^{-3};$$

$$r_{10} = \frac{0,06}{2,5} = 24 \cdot 10^{-3}; \quad r_{11} = 12 \cdot 10^{-3}.$$

Сопротивления r_3 и r_4 несоизмеримо велики по сравнению с параллельными им сопротивлениями (соответственно r_1 и r_2), что позволяет принять $r_3=r_4=\infty$. Тогда активное сопротивление схемы до места короткого замыкания со стороны трансформатора $T-3$ будет:

$$r = \{(2,5 + 19,4 + 60) // (100 + 35,3 + 24)\} + 12 + 140 \cdot 10^{-3} = \\ = 0,206.$$

Отношение $x/r = 1,93/0,206 = 9,4$; по кривой рис. 6-13 находим $k_y = 1,72$.

Таким образом, с учетом подпитки от асинхронного двигателя AD , для которого по кривой рис. 6-14 принимаем $k_{y,d} = 1,8$, искомый ток будет¹:

$$i_y = \left(1,72 \sqrt{2} \cdot 0,524 + 1,8 \sqrt{2} \cdot \frac{0,9}{3,33} \right) 9,2 = 11,7 + 6,3 = 18 \text{ ka},$$

где

$$I_6 = \frac{100}{\sqrt{3} \cdot 6,3} = 9,2 \text{ ka}.$$

В данном случае участие асинхронного двигателя составляет $\sim 35\%$.

При более упрощенном расчете, если пренебречь нагрузками $H-1$ и $H-2$ и считать $E''_0 = 1$, общая реактивность схемы (без асинхронного двигателя) $x = 2,04$, и, следовательно,

$$I'' = 1/2,04 = 0,49,$$

¹ Посылаемый асинхронным двигателем ток можно определить также как

$$i_{y,d} = 1,8 \sqrt{2} \cdot \frac{0,9}{0,2} \cdot \frac{6}{\sqrt{3} \cdot 6,3} = 6,3 \text{ ka}.$$

т. е. эта составляющая тока была бы меньше вычисленной ранее на 6,5%.

Пример 6-4. Для схемы и при данных предыдущего примера рассмотрим начальный момент пуска асинхронного двигателя АД (рис. 6-15).

Суммарные сопротивления схемы до места присоединения этого двигателя, найденные ранее, составляют:

$$x = 1,93 \text{ и } r = 0,206;$$

они выражены в относительных единицах при $S_6 = 100 \text{ Mva}$ и $U_6 = U_{\text{ср.}}$

Для двигателя АД в соответствии с кривой рис. 6-14 принято значение $k_y d = 1,8$; ему по кривой рис. 6-13 соответствует $x/r = 14$. Следовательно, если базисная относительная реактивность двигателя $x_5 = 3,33$, то его $r_5 = 3,33/14 = 0,238$.

Сопротивления схемы после включения двигателя АД будут:

$$x''_{\Sigma} = 1,93 + 3,33 = 5,26 \text{ и } r_{\Sigma} = 0,206 + 0,238 = 0,444.$$

При определении начального сверхпереходного тока при пуске можно пренебречь r_{Σ} ; тогда

$$I_{\text{пуск}} = 1,01/5,26 = 0,192;$$

при этом напряжение у двигателя $U = 0,192 \cdot 3,33 = 0,64$ и развивающий двигателем пусковой момент составит:

$$M_{\text{пуск}} = 0,64^2 M_{\text{пуск.н}} = 0,41 M_{\text{пуск.н}},$$

где $M_{\text{пуск.н}}$ — номинальный пусковой момент двигателя.

Найдем еще максимальное мгновенное значение тока (т. е. ударный ток) при пуске.

Отношение $x''_{\Sigma}/r_{\Sigma} = 5,26/0,444 = 11,8$; ему соответствует постоянная времени $T_a = 11,8/314 = 0,038$ сек. Следовательно, ударный коэффициент по (3-7) будет:

$$k_y = 1 + e^{-0,01/0,038} = 1 + e^{-0,26} = 1,77;$$

менее точно его можно определить по кривой рис. 6-13.

Искомый ток составляет:

$$i_y = 1,77 \cdot \sqrt{2} \cdot 0,192 \cdot 9,2 = 4,4 \text{ ka.}$$

Пример 6-5. При трехфазном коротком замыкании в точке К схемы рис. 6-16,а вычислить начальный сверхпереходный ток в линии Л-1. Величины токов предшествующего режима указаны на схеме; они выражены в комплексной форме с учетом, что вектор напряжения системы направлен по оси действительных положительных величин комплексной плоскости. Элементы схемы характеризуются следующими данными:

генератор Г 353 Mva, 20 кв, $x''_d = 0,173$; система С — источник бесконечной мощности с неизменным напряжением 115 кв; трансформаторы: Т-1 360 Mva, 242/20 кв, $u_k = 14\%$; Т-2 240 Mva, 214,5/121 кв,

$u_k = 14\%$; $T-3$ 120 Mva, 209/11 кв, $u_k = 14\%$; линии $L-1$ и $L-2$ одинаковые, каждая 80 км, $x = 0,42 \text{ ом/км}$ одной цепи.

Расчет проведем в относительных единицах с учетом заданных коэффициентов трансформации трансформаторов. За базисные условия примем:

$$S_b = 500 \text{ Mva} \text{ и } U_{bII} = 115 \text{ кв};$$

тогда

$$U_{bII} = 115 \frac{214,5}{121} = 204 \text{ кв}; \quad U_{bI} = 204 \frac{20}{242} = 16,9 \text{ кв};$$

$$U_{bIV} = 204 \frac{11}{209} = 10,75 \text{ кв}; \quad I_{bII} = \frac{500}{\sqrt{3} \cdot 204} = 1,41 \text{ ка.}$$

Подсчитанные при этих условиях относительные величины реактивностей элементов указаны на схеме замещения рис. 6-16,б.

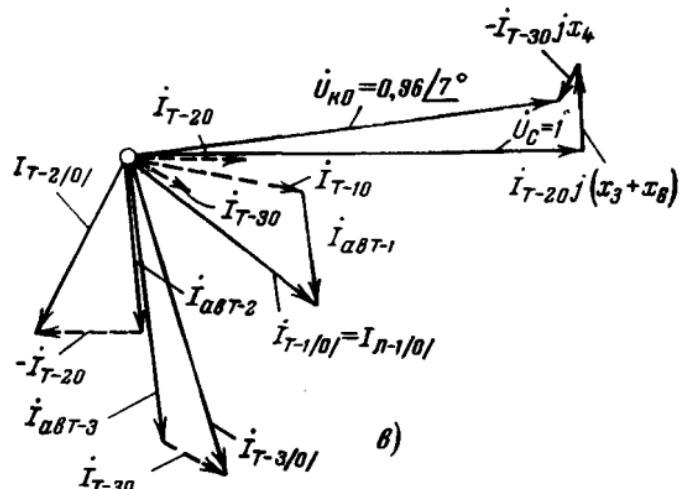
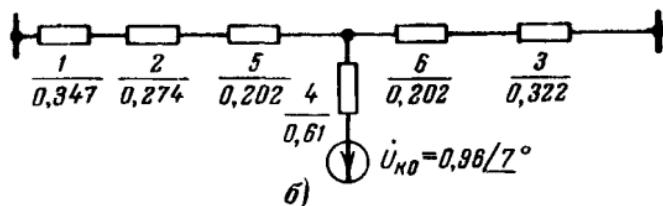
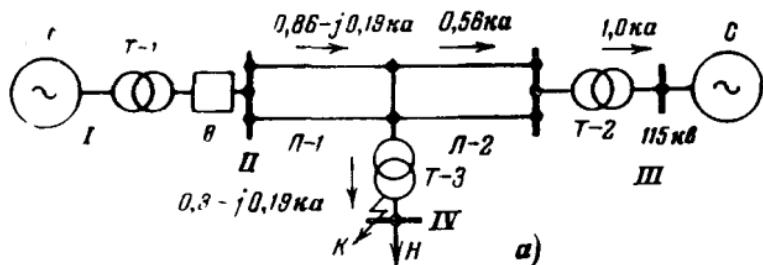


Рис. 6-16. К примерам 6-5 и 6-6.
а — исходная схема; б — схема замещения; в — векторная диаграмма.

Искомый ток найдем путем наложения собственно аварийного режима на заданный предшествующий режим. Для этого предварительно определим напряжение в точке K до возникновения в ней короткого замыкания. Это легко сделать построением векторной диаграммы, как показано на рис. 6-16,в, откуда $\dot{U}_{K0} = 0,96 \angle 7^\circ$.

Результирующая реактивность схемы относительно места короткого замыкания¹

$$x''_{\Sigma} = (0,347 + 0,274 + 0,202) / (0,322 + 0,202) + 0,61 = 0,93.$$

Аварийная составляющая тока в линии $L-1$

$$I_{ab} = \frac{0,96 \angle 7^\circ}{0,93 \angle 90^\circ} \cdot \frac{(0,93 - 0,61)}{(0,347 + 0,274 + 0,202)} = 0,4 \angle -83^\circ$$

и в именованных единицах

$$I_{ab} = 1,41 \cdot 0,4 \angle -83^\circ = 0,564 \angle -83^\circ = 0,07 - j0,56 \text{ ka.}$$

Искомый ток в обеих цепях линии $L-1$

$$I = 0,86 - j0,19 + 0,07 - j0,56 = 0,93 - j0,75 = 1,2 \angle -39^\circ \text{ ka.}$$

Аналогично нетрудно найти токи на других участках схемы. Они показаны на векторной диаграмме рис. 6-16,в.

Пример 6-6. Для схемы и при данных предыдущего примера оценим наибольшую величину сверхпереходного тока генератора при его несинхронном включении, считая, что такое включение производится выключателем B (рис. 6-16,а); до включения нагрузка H питалась от системы.

Расчет проведем в относительных единицах при тех же базисных условиях, которые приняты в решении примера 6-5.

Относительная величина полного тока нагрузки H составляет:

$$I_{\text{нагр}} = \frac{\sqrt{0,3^2 + 0,19^2}}{1,41} = \frac{0,355}{1,41} = 0,252.$$

Полная мощность этой нагрузки, приближенно считая, как и в предыдущем примере, относительное напряжение $U_{K0} = 0,96$,

$$S_{\text{нагр}} = 0,252 \cdot 0,96 \cdot 500 = 120 \text{ Mva.}$$

Для обобщенной нагрузки в начальный момент переходного процесса по данным табл. 6-1 имеем: $x''_{\text{нагр}} = 0,35$ и $E''_{\text{нагр}} = 0,85$. Произведем пересчет этих параметров к базисным условиям:

$$x_7 = 0,35 \cdot \frac{500}{120} \left(\frac{10,5}{10,75} \right)^2 = 1,39$$

и

$$E''_{\text{нагр}} = 0,85 \left(\frac{10,5}{10,75} \right) = 0,83.$$

¹ Нагрузка H за трансформатором $T-3$ отброшена, так как короткое замыкание в точке K отсекает ее.

Эквивалентные реактивность и э. д. с. схемы до выключателя B со стороны линии будут:

$$x = [(0,322 + 0,202) // (1,39 + 0,61)] + 0,202 = \\ = [(0,524 // 2)] + 0,202 = 0,413 + 0,202 = 0,615; \\ E = \frac{1 \cdot 2 + 0,83 \cdot 0,524}{2 + 0,524} = 0,965.$$

Если считать, что перед включением выключателя B напряжение генератора было установлено равным $U = 0,965$ $U_{61} = 0,965 \cdot 16,9 = 16,3$ кВ, то наибольшая величина сверхпереходного тока генератора при несинхронном включении, очевидно, будет:

$$I'' = \frac{2 \cdot 0,965}{0,347 + 0,274 + 0,615} = \frac{1,93}{1,236} = 1,56$$

или

$$I'' = 1,56 \cdot \frac{500}{\sqrt{3} \cdot 16,9} = 26,6 \text{ кА.}$$

Для сравнения укажем, что при трехфазном коротком замыкании на выводах генератора наибольшая величина сверхпереходного тока составляет:

$$I'' = \frac{E''_0}{x''_d} = \frac{1,1}{0,173} \cdot \frac{353}{\sqrt{3} \cdot 20} = 6,35 \cdot 10,2 = 64,8 \text{ кА,}$$

где сверхпереходная э. д. с. E''_0 определена по (6-22)* исходя из условия, что генератор предварительно работал с номинальной нагрузкой при $\cos \varphi = 0,85$:

$$E''_0 = \sqrt{0,85^2 + (0,53 + 1 \cdot 0,173)^2} \approx 1,1.$$

Хотя ток несинхронного включения в данном случае почти в 2,5 раза меньше тока при коротком замыкании, допустимость такого включения должна быть еще установлена по возникающему при этом электромагнитному моменту.

Глава седьмая

УРАВНЕНИЯ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОГО ПЕРЕХОДНОГО ПРОЦЕССА СИНХРОННОЙ МАШИНЫ

7-1. Общие замечания и допущения

Ранее уже отмечалось, что аналитическое исследование электромагнитного переходного процесса синхронной машины с учетом всех влияющих на него факторов представляет чрезвычайно сложную задачу. Чтобы не-

* С заменой знака минус на плюс.

сколько упростить ее, приходится вводить ряд допущений, придавая машине некоторые свойства и качества, которыми она в действительности не обладает, т. е. рассматривать в известной мере «идеализированную» машину. Несомненно, это вносит погрешности в оценку отдельных величин, однако, как показывает сопоставление получаемых величин с экспериментальными данными, обычно погрешности находятся в практически допустимых пределах. Следует особо подчеркнуть, что возможность использования тех или иных конкретных допущений зависит главным образом от характера и назначения решаемой задачи.

В § 2-1 были изложены основные допущения, обычно принимаемые в практических расчетах электромагнитных переходных процессов. Представляется полезным повторить некоторые из них и отметить часть дополнительных допущений, которые используются в дальнейшем. К таким допущениям нужно отнести следующие:

1. Магнитная система машины ненасыщена, в силу чего индуктивности машины не зависят от н. с. (или токов); величины самих индуктивностей при этом определяются для некоторого значения магнитной проницаемости стали магнитопровода.

2. Вместо действительных кривых распределения н. с. и индукции в воздушном зазоре по расточке статора принимают только их основные, первые гармонические, соответственно чему наведенные в статоре э. д. с. выражаются синусоидами основной частоты.

3. В магнитной системе машины отсутствуют какие-либо потери.

4. Конструктивное выполнение машины обеспечивает полную симметрию фазных обмоток статора. Равным образом ротор также симметричен относительно своих продольной и поперечной осей.

5. Предполагается, что как специально созданная продольная демпферная обмотка, так и все прочие естественные демпферные контуры, которые могут быть в продольной оси ротора, заменены одной эквивалентной продольной демпферной обмоткой; аналогично предполагается, что в поперечной оси ротора также имеется только одна эквивалентная поперечная демпферная обмотка¹.

¹ Для турбогенераторов при более точном анализе требуется учет нескольких демпферных контуров в каждой оси ротора.

6. Скорость вращения ротора машины в течение рассматриваемого переходного процесса постоянна и равна синхронной.

Даже для такой идеализированной машины анализ переходного процесса сопряжен со значительными трудностями, для преодоления которых приходится идти еще на некоторые упрощения. Сущность последних будет указана по ходу изложения.

Математические выкладки при учете демпферных обмоток значительно сложнее, и за громоздкостью получающихся выражений труднее понять их физический смысл. Поэтому вначале ограничимся рассмотрением машины без демпферных обмоток. Учет последних сделаем позднее, при этом для упрощения отступим от строгости самих выкладок и используем уже полученные в гл. 4 результаты.

7-2. Исходные уравнения

Принципиальная схема синхронной машины, ротор которой имеет явно выраженные полюсы, представлена на рис. 7-1, где стрелками указаны принятые положительные направления токов и напряжений в обмотках статора и ротора. Соответственно этому, когда ток в обмотке статора или ротора положителен, создаваемый им магнитный поток также считается положительным. Положительные направления магнитных осей фазных обмоток статора (A, B, C) и магнитных осей ротора (d, q) на рис. 7-1 также отмечены стрелками.

Дифференциальные уравнения равновесия э. д. с. и падений напряжений в каждой из обмоток будут:

$$\left. \begin{aligned} u_{\eta} &= -\frac{d\Psi_{\eta}}{dt} - ri_{\eta} \quad (\eta = A, B, C); \\ u_f &= \frac{d\Psi_f}{dt} + r_f i_f, \end{aligned} \right\} \quad (7-1)$$

где r и r_f — активные сопротивления соответственно контуров каждой фазы и цепи возбуждения; Ψ_{η} и Ψ_f — результирующие потокосцепления соответствующих обмоток (включая их потокосцепления рассеяния).

Раскроем выражения для потокосцеплений, которые при принятых допущениях представляют собой линей-

ные зависимости от тока данного контура и токов магнитно связанных с ним других контуров. Коэффициентами пропорциональности при этом будут индуктивность L рассматриваемого контура и его взаимоиндуктивности M с другими контурами. Введя у L и M индексы соответствующих обмоток, можно написать:

$$\left. \begin{aligned} \Psi_A &= L_A i_A + M_{AB} i_B + M_{AC} i_C + M_{Af} i_f; \\ \Psi_B &= M_{BA} i_A + L_B i_B + M_{BC} i_C + M_{Bf} i_f; \\ \Psi_C &= M_{CA} i_A + M_{CB} i_B + L_C i_C + M_{Cf} i_f; \\ \Psi_f &= M_{fA} i_A + M_{fB} i_B + M_{fC} i_C + L_f i_f. \end{aligned} \right\} \quad (7-2)$$

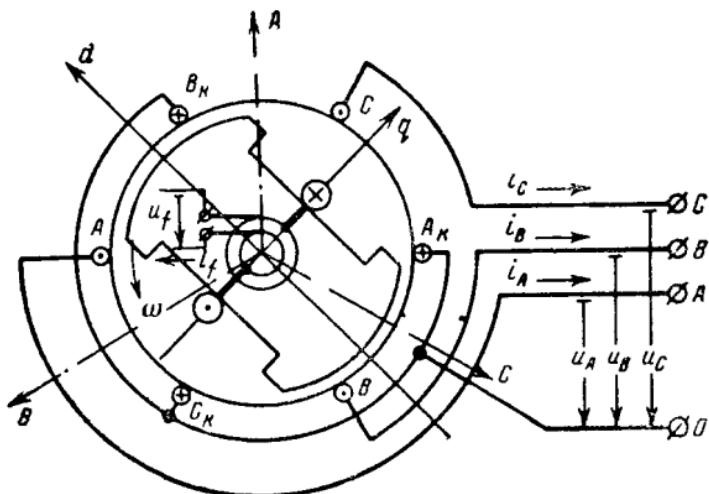


Рис. 7-1. Принципиальная схема явнополюсной синхронной машины.

Число различных значений M в действительности в 2 раза меньше, так как по принципу взаимности $M_{AB} = M_{BA}$, $M_{Bf} = M_{fB}$ и т. д.

Если бы все L и M оставались неизменными, то система (7-1) состояла бы из линейных дифференциальных уравнений с постоянными коэффициентами и решение ее не представляло бы принципиальных трудностей. Однако во вращающейся машине это не имеет места. Только индуктивность L_f можно считать неизменной. Все же остальные L и M зависят от положения ротора относительно обмоток статора и, следовательно, являются функциями времени.

Таким образом, коэффициенты уравнений системы (7-1) являются переменными, что резко усложняет решение этой системы.

Обратимся к выяснению закономерностей изменения индуктивностей обмоток синхронной машины.

7-3. Индуктивности обмоток синхронной машины

Условимся фиксировать положение ротора углом $\gamma = f(t)$ между магнитной осью фазы *A* и продольной осью ротора *d* (рис. 7-2).

Синусоидальность наводимых в статоре э. д. с. холостого хода уже указывает на закон изменения взаимных

индуктивностей между обмоткой возбуждения и каждой фазной обмоткой статора. Очевидно, он выражается синусоидальной функцией с периодом 2π (для двухполюсной машины это соответствует одному обороту ротора), максимум которой M_d наступает при совпадении магнитных осей этих обмоток. Так, например, для фазы *A* имеем:

$$M_{Af} = M_{fA} = M_d \cos \gamma. \quad (7-3)$$

Изменение индуктивностей фазных обмоток и взаимных

Рис. 7-2. К определению про-

странственного положения ро-

тора.

и взаимную индуктивность между обмотками, например, фаз *A* и *B*

$$M_{AB} = m_0 + m_2 \cos 2 \left(\gamma - \frac{\pi}{3} \right), \quad (7-5)$$

где l_0 и m_0 — постоянные составляющие соответствующих индуктивностей;

l_2 и m_2 — амплитуды вторых гармоник тех же индуктивностей.

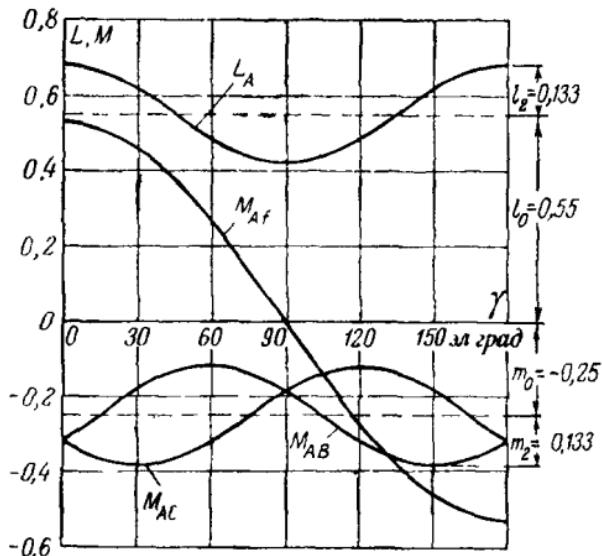


Рис. 7-3. Кривые изменения индуктивностей машины в зависимости от положения ротора.

Выражения (7-3) — (7-5) легко распространить на другие фазы, для чего согласно рис. 7-2 в качестве аргумента в них нужно ввести соответствующие значения угла.

Коэффициенты в (7-4) и (7-5) можно выразить через индуктивности, которыми обычно характеризуется синхронная машина¹:

$$l_0 = \frac{1}{3} (L_d + L_q + L_0); \quad (7-6)$$

$$l_2 = m_2 = \frac{1}{3} (L_d - L_q); \quad (7-7)$$

$$m_0 = \frac{1}{3} \left(L_0 - \frac{L_d + L_q}{2} \right). \quad (7-8)$$

¹ Вывод выражений — см., например, [Л. 4]

Напомним, что в системе относительных единиц индуктивности и индуктивные сопротивления численно одинаковы, т. е. $L = x$.

Для иллюстрации на рис. 7-3 приведены кривые изменения индуктивностей синхронной машины в зависимости от положения ротора. Они построены для машины, у которой $x_d = 1,0$; $x_q = 0,6$ и $x_0 = 0,05$.

Систему дифференциальных уравнений (7-1) с коэффициентами, выражения для которых здесь получены,

решить невозможно. Поэтому приходится искать иной путь для ее решения. С этой целью перейдем к выяснению некоторых дополнительных представлений, которыми может характеризоваться трехфазная система.

7-4. Обобщенный вектор трехфазной системы

Вместо обычного представления каких-либо величин трехфазной системы симметричной звездой векторов, проекции которых на ось времени t дают мгновенные значения этих величин в фазах (рис. 7-4, а), те же мгновенные значения можно получить, проектируя единый вектор на три оси времени, каждая из которых совпадает с магнитной осью соответствующей фазы (рис. 7-4, б). Такой вектор называется обобщенным (или изображающим) вектором трехфазной системы. При его вращении в ту же сторону, что и системы трех векторов, чередование осей времени фаз нужно изменить на противоположное. При симметричном установившемся режиме конец обобщенного вектора описывает с постоянной скоростью окружность, а его величина равна амплитуде рассматриваемой величины.

Представление об обобщенном векторе можно в значительной мере расширить. Таким вектором, оказывает-

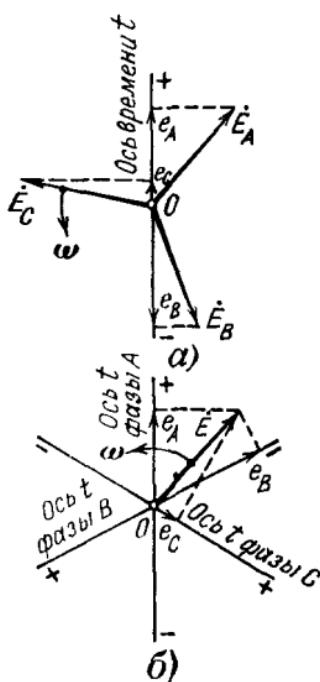


Рис. 7-4. Определение мгновенных значений фазных э. д. с. в трехфазной системе.

а — через векторы э. д. с. каждой фазы; б — через обобщенный вектор э. д. с.

дование осей времени фаз нужно изменить на противоположное. При симметричном установившемся режиме конец обобщенного вектора описывает с постоянной скоростью окружность, а его величина равна амплитуде рассматриваемой величины.

Представление об обобщенном векторе можно в значительной мере расширить. Таким вектором, оказывает-

ся, можно характеризовать любые фазные переменные величины f_A , f_B , f_C , изменяющиеся в общем случае по произвольному закону, лишь бы соблюдалось единственное условие, а именно:

$$f_A + f_B + f_C = 0. \quad (7-9)$$

Величина искомого обобщенного вектора \bar{f} может быть определена, исходя из следующих очевидных равенств (рис. 7-5):

$$\left. \begin{aligned} f_A &= f \cos \alpha; \\ f_B &= f \cos \left(\alpha - \frac{2\pi}{3} \right); \\ f_C &= f \cos \left(\alpha + \frac{2\pi}{3} \right), \end{aligned} \right\} \quad (7-10)$$

для чего достаточно возвести их в квадрат и просуммировать:

$$f_A^2 + f_B^2 + f_C^2 = \frac{3}{2} f^2,$$

откуда

$$f = \sqrt{\frac{2}{3} (f_A^2 + f_B^2 + f_C^2)}. \quad (7-11)$$

Исходное положение этого вектора относительно любой из фазных осей определяется соответствующим равенством из (7-10). Так, угол сдвига относительно оси фазы A (рис. 7-5)

$$\alpha = \arccos \frac{f_A}{f}. \quad (7-12)$$

Конец такого вектора описывает в общем случае сложную кривую, и при возникновении качаний синхронной машины скорость вращения его относительно полюса вращения переменна.

Возможность представления трехфазной системы векторов обобщенным вектором существенно упрощает выражение связи между статором и ротором, что в свою очередь позволяет в дифференциальных уравнениях

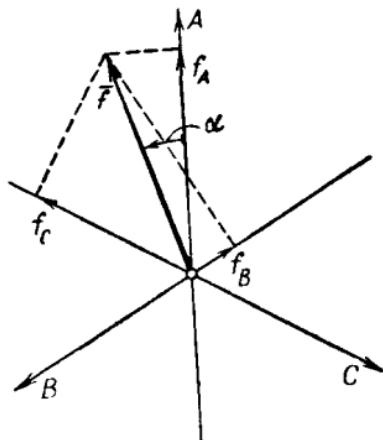


Рис. 7-5. Обобщенный вектор трехфазной системы.

переходного процесса освободиться от переменных коэффициентов. При этом заметим, что ограничение, выраженное равенством (7-9), как будет показано далее, не влияет на общность решения.

7-5. Замена переменных

При решении сложных математических задач часто используют известный способ замены переменных некоторыми другими, обычно связанными с ними линейными

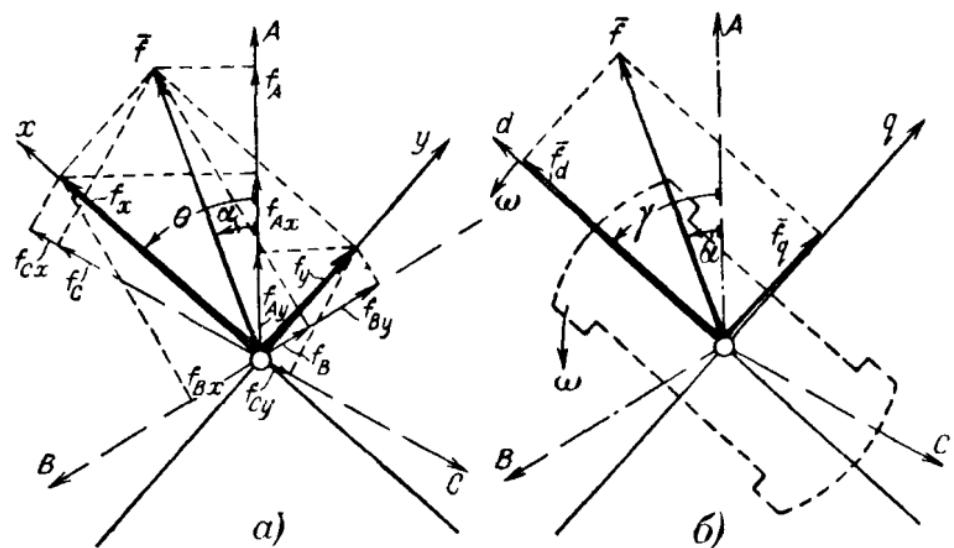


Рис. 7-6. Преобразование координат.

а — неподвижные в пространстве координаты x , y ; **б** — координаты d , q , жестко связанные с ротором.

зависимостями. При удачном выборе такой замены решение в новых переменных может быть выполнено проще. Равным образом и обратный переход к исходным переменным не встречает трудностей. Очевидно, именно в этом направлении следует искать более простое решение системы уравнений (7-1).

На рис. 7-5 обобщенный вектор \bar{f} определен в трехосной системе координат (фазные оси времени). Тот же вектор можно выразить также в произвольной двухосной системе координат. В качестве последней удобнее всего выбрать декартовые ортогональные координаты, например x , y , как показано на рис. 7-6, а. Такое преобразование координат с точки зрения математических операций соответствует замене переменных.

Новые переменные, т. е. проекции \vec{f} на оси x , y , будут:

$$\left. \begin{array}{l} f_x = f \cos(\theta - \alpha); \\ f_y = f \sin(\theta - \alpha); \end{array} \right\} \quad (7-13)$$

и их связь с фазными переменными определяется равенствами:

$$\left. \begin{array}{l} f_A = f_x \cos \theta + f_y \sin \theta; \\ f_B = f_x \cos \left(\theta - \frac{2\pi}{3} \right) + f_y \sin \left(\theta - \frac{2\pi}{3} \right); \\ f_C = f_x \cos \left(\theta + \frac{2\pi}{3} \right) + f_y \sin \left(\theta + \frac{2\pi}{3} \right). \end{array} \right\} \quad (7-14)$$

Определитель этой системы не равен нулю и вне зависимости от θ остается постоянным и равным — $3/2$, что указывает на однозначность выражения одних переменных через другие.

Решив (7-14) относительно новых переменных, найдем:

$$\begin{aligned} f_x &= \frac{2}{3} \left[f_A \cos \theta + f_B \cos \left(\theta - \frac{2\pi}{3} \right) + \right. \\ &\quad \left. + f_C \cos \left(\theta + \frac{2\pi}{3} \right) \right]; \end{aligned} \quad (7-15)$$

$$\begin{aligned} f_y &= \frac{2}{3} \left[f_A \sin \theta + f_B \sin \left(\theta - \frac{2\pi}{3} \right) + \right. \\ &\quad \left. + f_C \sin \left(\theta + \frac{2\pi}{3} \right) \right]. \end{aligned} \quad (7-16)$$

До сих пор предполагалось, что трехфазная система удовлетворяет условию (7-9). Естественно возникает вопрос: возможны ли подобные преобразования, когда это условие не соблюдено?

Если сумма фазных переменных не равна нулю, то ее целесообразно выразить через третью, новое переменное f_0 следующим образом:

$$f_A + f_B + f_C = 3f_0,$$

откуда

$$f_0 = \frac{1}{3} (f_A + f_B + f_C). \quad (7-17)$$

Назовем f_0 нулевой составляющей, которая в известной мере тождественна составляющей нулевой последовательности метода симметричных составляющих, за исключением того, что она представляет мгновенное (а не векторное) значение, определяемое по мгновенным фазным значениям данной физической величины, изменение которой во времени может происходить по любому закону. Поскольку нулевая составляющая f_0 во всех фазах одинакова, естественно, она не влияет ни на обобщенный вектор \vec{f} , ни на его составляющие f_x и f_y независимо от того, как ориентированы оси x , y относительно фазных осей. В этом легко убедиться, подставив в (7-15) и (7-16) вместо f_A , f_B , f_C соответственно $(f_A - f_0)$, $(f_B - f_0)$, $(f_C - f_0)$, которые удовлетворяют условию (7-9).

Таким образом, три переменные в координатах A , B , C можно однозначно заменить другими тремя переменными в координатах x , y , 0 . При этом в общем случае при переходе к фазным переменным необходимо в каждом из равенств (7-14) прибавить нулевую составляющую, т. е.

$$\left. \begin{aligned} f_A &= f_x \cos \theta + f_y \sin \theta + f_0; \\ f_B &= f_x \cos \left(\theta - \frac{2\pi}{3} \right) + f_y \sin \left(\theta - \frac{2\pi}{3} \right) + f_0; \\ f_C &= f_x \cos \left(\theta + \frac{2\pi}{3} \right) + f_y \sin \left(\theta + \frac{2\pi}{3} \right) + f_0. \end{aligned} \right\} \quad (7-18)$$

Переход от трехосной к двухосной системе координат по существу соответствует тому, что трехфазная машина заменена эквивалентной двухфазной. Угол θ (рис. 7-6, а) определяет пространственное положение магнитных осей обеих обмоток такой машины. В частности, при $\theta = 0$ получается система координат, которую принято называть системой α , β и применение которой вносит известные упрощения при решении некоторых задач.

Хотя применение новой, но все же неподвижной системы координат и сокращает число коэффициентов в уравнениях вида (7-1), тем не менее главные трудности решения при этом все еще остаются, так как указанные уравнения по-прежнему содержат переменные коэффициенты. Значительного упрощения можно достичь, используя преобразование, впервые предложен-

ное Блонделем для установившегося режима явнополюсной синхронной машины и впоследствии развитое Р. Х. Парком и А. А. Горевым [Л. 1] для условий переходного процесса.

Сущность такого преобразования состоит в том, что двухосная система координат предполагается жестко связанный с ротором. При этом, чтобы ротор был расположен симметрично относительно обмоток этих двух фаз, их оси совмещают соответственно с продольной и поперечной осями ротора. Эту систему координат сокращенно называют и обозначают d, q (рис. 7-6,б). Здесь угол $\gamma = \omega t + \gamma_0$ является функцией времени и отражает вращение ротора с угловой скоростью ω , которая в общем случае может быть переменной. Когда условие (7-9) не соблюдено, к координатам d, q должна быть добавлена третья координата O , которая определяет нулевую составляющую переменных величин.

Поскольку фазные обмотки, расположенные в осях d и q , неподвижны относительно ротора, все индуктивности такой машины постоянны. Именно по этой причине выгодно перейти от переменных в координатах A, B, C к переменным в координатах d, q, O . Это позволяет уравнения (7-1) преобразовать в соответствующие уравнения с постоянными коэффициентами. Все соотношения между исходными и новыми переменными определяются выражениями (7-14) — (7-17), в которых для рассматриваемого преобразования нужно только заменить индексы x и y соответственно индексами d и q , а угол θ — углом $\gamma = \omega t + \gamma_0$.

Пример 7-1. В координатах A, B, C фазные переменные величины заданы:

а) синусоидальными функциями

$$f_A = f_m \cos(\omega t + \alpha_0);$$

$$f_B = f_m \cos\left(\omega t + \alpha_0 - \frac{2\pi}{3}\right); \quad f_C = f_m \cos\left(\omega t + \alpha_0 + \frac{2\pi}{3}\right);$$

б) неизменными значениями

$$f_A = f; \quad f_B = f_C = -0.5f.$$

Для обоих случаев определим закономерности изменения соответствующих им переменных величин в координатах d, q .

Подставив в (7-15) и (7-16) заданные синусоидальные функции, после ряда тригонометрических преобразований найдем:

$$f_d = f_m \cos(\gamma_0 - \alpha_0)$$

и

$$f_q = f_m \sin(\gamma_0 - \alpha_0),$$

т. е. синусоидально изменяющиеся в координатах A, B, C величины при переходе к вращающимся координатам d, q становятся соответствующими постоянными величинами.

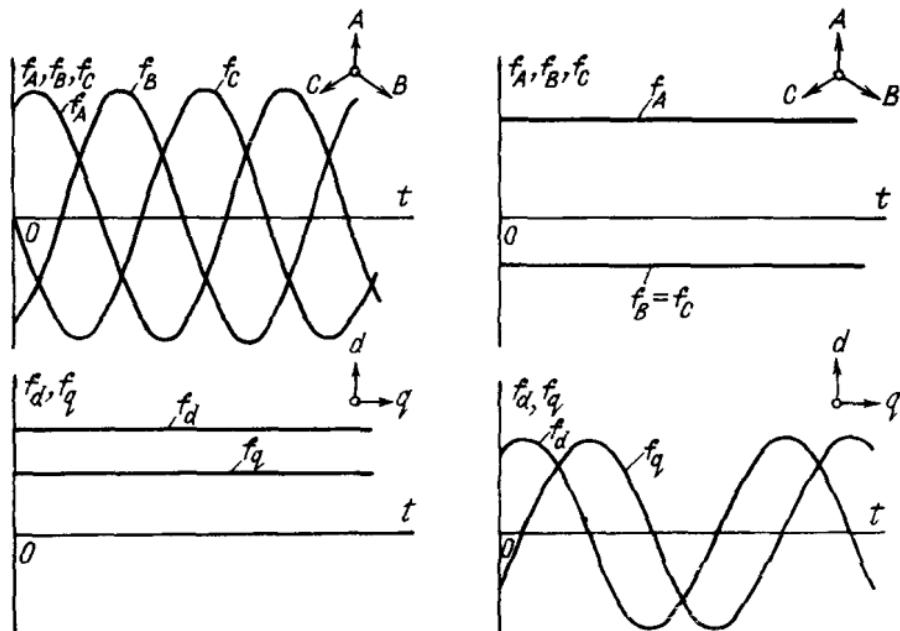


Рис 7-7 К примеру 7-1. Преобразование синусоидально изменяющихся и постоянных величин в координатах A, B, C к эквивалентным величинам в координатах d, q .

Аналогично после подстановки в (7-15) и (7-16) заданных неизменных величин получим:

$$f_d = f \cos \gamma = f \cos(\omega t + \gamma_0)$$

и

$$f_q = f \sin \gamma = f \sin(\omega t + \gamma_0),$$

т. е. неизменные в координатах A, B, C величины при переходе к координатам d, q превращаются в соответствующие синусоидально изменяющиеся величины.

Произведенное преобразование иллюстрируют кривые рис. 7-7.

7-6. Преобразование уравнений

Произведем теперь преобразование дифференциальных уравнений (7-1) путем замены фазных переменных их составляющими в координатах $d, q, 0$.

В соответствии с (7-18) выразим ток, напряжение и потокосцепление фазы A через новые переменные:

$$\begin{aligned} i_A &= i_d \cos \gamma + i_q \sin \gamma + i_0; \\ u_A &= u_d \cos \gamma + u_q \sin \gamma + u_0; \\ \Psi_A &= \Psi_d \cos \gamma + \Psi_q \sin \gamma + \Psi_0. \end{aligned}$$

Подставив их в первое уравнение (7-1) и имея в виду при дифференцировании, что Ψ_d , Ψ_q и γ являются функциями времени t , получим:

$$\begin{aligned} u_1 \cos \gamma + u_q \sin \gamma + u_0 &= -\frac{d}{dt} (\Psi_d \cos \gamma + \Psi_q \sin \gamma + \Psi_0) - \\ &- r (i_d \cos \gamma + i_q \sin \gamma + i_0) = -\frac{d\Psi_d}{dt} \cos \gamma + \\ &+ \Psi_d \sin \gamma \frac{d\gamma}{dt} - \frac{d\Psi_q}{dt} \sin \gamma - \\ &- \Psi_q \cos \gamma \frac{d\gamma}{dt} - \frac{d\Psi_0}{dt} - ri_d \cos \gamma - ri_q \sin \gamma - ri_0. \end{aligned}$$

После перегруппировки слагаемых это выражение можно представить в виде

$$\begin{aligned} &\left(u_d + \frac{d\Psi_d}{dt} + \Psi_q \frac{d\gamma}{dt} + ri_d \right) \cos \gamma + \\ &+ \left(u_q + \frac{d\Psi_q}{dt} - \Psi_d \frac{d\gamma}{dt} + ri_q \right) \sin \gamma + \\ &+ \left(u_0 + \frac{d\Psi_0}{dt} + ri_0 \right) = 0. \end{aligned} \quad (7-19)$$

Уравнение (7-19) должно быть удовлетворено при любом значении γ , что возможно только при условии, что каждое из выражений, заключенных в скобки, тождественно равно нулю. Таким образом, данное уравнение распадается на три уравнения:

$$u_d = -\frac{d\Psi_d}{dt} - \Psi_q \frac{d\gamma}{dt} - ri_d; \quad (7-20)$$

$$u_q = -\frac{d\Psi_q}{dt} + \Psi_d \frac{d\gamma}{dt} - ri_q; \quad (7-21)$$

$$u_0 = -\frac{d\Psi_0}{dt} - ri_0. \quad (7-22)$$

Разумеется, результат преобразования не изменится, если вместо фазы A рассматривать иную фазу.

Уравнение для обмотки возбуждения сохраняется таким же, что и в (7-1); поэтому оно здесь повторно не приведено.

В (7-20)–(7-22) при выражении величин в относительных единицах потокосцепления равны:

$$\Psi_d = M_d \dot{i}_f + L_d i_d = x_{ad} \dot{i}_f + x_d i_d; \quad (7-23)$$

$$\Psi_q = L_q i_q = x_q i_q; \quad (7-24)$$

$$\Psi_0 = L_0 i_0 = x_0 i_0, \quad (7-25)$$

где L_0 и x_0 — индуктивность и индуктивное сопротивление нулевой последовательности машины.

Подчеркнем еще раз, что в (7-20), (7-21), (7-23) и (7-24) токи i_d и i_q представляют собой соответствующие проекции обобщенного вектора тока статора \bar{i} , изменение которого может иметь произвольный характер.

Таким образом, переход к новым переменным в координатах d , q , 0 позволил преобразовать систему (7-1) в уравнения (7-20)–(7-22), где все коэффициенты постоянны, т. е. благодаря проведенному преобразованию указанные выше трудности решения устраниены.

Уравнения (7-20)–(7-22) выражают основу теории двух реакций синхронной машины при электромагнитном переходном процессе; их называют уравнениями Парка — Горева.

Если изменение угла γ , характеризующее движение ротора, выразить соответствующим уравнением, то вместе с ранее составленными уравнениями для цепей статора и ротора получим систему уравнений, которая отражает уже одновременное протекание электромагнитного и электромеханического процессов с учетом их взаимного влияния. Решение и анализ такой системы уравнений является одной из задач проблемы устойчивости параллельной работы электрической системы и отдельных ее звеньев.

В соответствии с принятым допущением (см. п. 6 в § 7-1) в дальнейшем считаем:

$$\gamma = \omega_c t + \gamma_0, \quad (7-26)$$

где ω_c — синхронная угловая скорость;

γ_0 — начальный угол.

Следовательно,

$$\frac{d\gamma}{dt} = \omega_c \quad (7-27)$$

и в относительных единицах при $\omega_0 = \omega_c$

$$\frac{d\gamma}{dt} = 1. \quad (7-28)$$

В (7-20) и (7-21) первые слагаемые представляют э. д. с. трансформации, поскольку они вызываются изменением величин соответствующих потокосцеплений, а вторые слагаемые — э. д. с. вращения. В стационарном режиме трансформаторные э. д. с., естественно, отсутствуют.

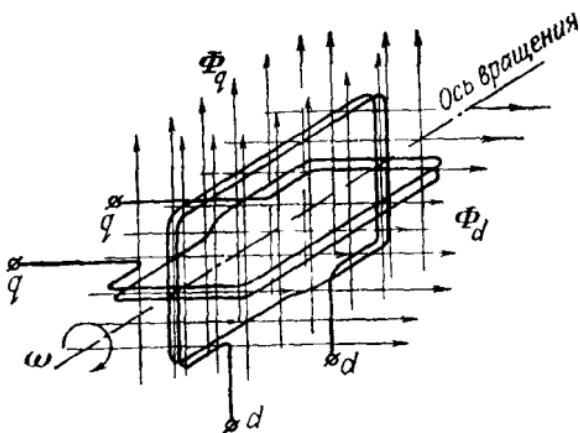


Рис 7-8 Принципиальная модель преобразованной синхронной машины

Для наглядного представления обратимся к условной модели преобразованной машины, которая изображена на рис. 7-8. Здесь две обмотки \$d-d\$ и \$q-q\$, сдвинутые относительно друг друга на \$90^\circ\$, жестко связаны между собой и имеют общую с ротором ось вращения. Каждая из этих обмоток пронизывается своим магнитным потоком, т. е. соответственно \$\Phi_d\$ и \$\Phi_q\$. При изменении величин этих потоков, что имеет место в переходном процессе, в обмотках наводятся э. д. с. трансформации, причем изменение \$\Phi_d\$ вызывает э. д. с. трансформации только в обмотке \$d-d\$, а изменение \$\Phi_q\$ — только в обмотке \$q-q\$, как это и отражено в (7-20) и (7-21).

Что касается э. д. с. вращения, то на такой модели ее можно показать лишь частично. Дело в том, что при синхронном вращении обмотки и магнитных потоков,

очевидно, никаких э. д. с. вращения в этих обмотках нет. Только при перемещении обмоток относительно вращающихся магнитных потоков, что в общем случае также имеет место при переходном процессе, в обмотках наводятся дополнительные э. д. с. вращения (или, точнее, э. д. с. скольжения): в обмотке $d - d$ $\Psi_q \frac{d\gamma}{dt}$ и в обмотке $q - q$ $\Psi_a \frac{d\gamma}{dt}$.

Полностью э. д. с. вращения можно отразить на модели, построенной по принципу коллекторной машины.

7-7. Выражения в операторной форме

Полученные в предыдущем параграфе уравнения выразим в операторной форме, используя преобразование Лапласа. При этом для упрощения записи операторных уравнений примем, что начальные условия являются нулевыми. Такие условия всегда возможны, так как по принципу наложения решение задачи можно свести к суммированию величин известного предшествующего режима с их приращениями, которые возникают от рассматриваемого возмущающего фактора, как-то: снижения или повышения напряжения, броска тока и т. п.; соответственно этому при записи в операторной форме в уравнения входят не полные величины, а только их приращения, предшествующие значения которых равны нулю.

Обозначая приращение знаком Δ перед соответствующей величиной, получаем уравнения электромагнитного переходного процесса в области изображения в виде [с учетом (7-28)]:

$$\Delta u_d(p) = -p\Delta\Psi_d(p) - \Delta\Psi_q(p) - r\Delta i_d(p); \quad (7-29)$$

$$\Delta u_q(p) = -p\Delta\Psi_q(p) + \Delta\Psi_d(p) - r\Delta i_q(p); \quad (7-30)$$

$$\Delta u_o(p) = -p\Delta\Psi_o(p) - r\Delta i_o(p); \quad (7-31)$$

$$\Delta u_f(p) = p\Delta\Psi_f(p) + r_f\Delta i_f(p), \quad (7-32)$$

где приращения потокосцеплений:

$$\Delta\Psi_d(p) = x_{ad}\Delta i_f(p) + x_d\Delta i_d(p); \quad (7-33)$$

$$\Delta\Psi_q(p) = x_q\Delta i_q(p); \quad (7-34)$$

$$\Delta\Psi_o(p) = x_o\Delta i_o(p); \quad (7-35)$$

$$\Delta\Psi_f(p) = x_f\Delta i_f(p) + x_{ad}\Delta i_d(p). \quad (7-36)$$

Как видно, при нулевых начальных условиях операторные уравнения сохраняют тот же вид, что и соответствующие дифференциальные; лишь знак производной d/dt заменен p , как это делается при обычной алгебраизации дифференциальных уравнений.

Выражения для приращений потокосцеплений и (7-32) позволяют найти в операторной форме реактивности машины.

Поскольку по оси q расположена только одна обмотка статора, то, как следует из (7-34),

$$x_q(p) = x_q. \quad (7-37)$$

Равным образом, коль скоро поток от i_0 не связан с ротором, то согласно (7-35)

$$x_0(p) = x_0. \quad (7-38)$$

Иное положение имеет место в продольной оси, где расположены две обмотки. Подставив (7-36) в (7-32), получим:

$$\begin{aligned} \Delta u_f(p) &= p \Delta \Psi_f(p) + r_f \Delta i_f(p) = \\ &= p [x_f \Delta i_f(p) + x_{ad} \Delta i_d(p)] + r_f \Delta i_f(p), \end{aligned}$$

откуда

$$\Delta i_f(p) = \frac{\Delta u_f(p) - p x_{ad} \Delta i_d(p)}{r_f + x_f p}. \quad (7-39)$$

Далее, подстановка (7-39) в (7-33) приводит к выражению:

$$\Delta \Psi_d(p) = A(p) \Delta u_f(p) + x_d(p) \Delta i_d(p), \quad (7-40)$$

где

$$A(p) = \frac{x_{ad}}{r_f + x_f p} = \frac{x_{ad}}{r_f (1 + T_{f0} p)} \quad (7-41)$$

и продольная операторная реактивность

$$\begin{aligned} x_d(p) &= x_d - \frac{x_{ad}^2 p}{r_f + x_f p} = \\ &= \frac{x_d + \frac{x_f}{r_f} \left(x_d - \frac{x_{ad}^2}{x_f} \right) p}{1 + \frac{x_f}{r_f} p} = \frac{x_d + T_{f0} x'_d p}{1 + T_{f0} p}, \end{aligned} \quad (7-42)$$

где x_d и x'_d — известные продольные синхронная и переходная реактивности машины;

T_{f0} — постоянная времени обмотки возбуждения при разомкнутом статоре, определяемая как

$$T_{f0} = x_f/r_f. \quad (7-43)$$

Выражение (7-42) можно представить еще в следующем виде:

$$x_d(p) = x_d \frac{1 + T'_{f0} p}{1 + T_{f0} p}, \quad (7-44)$$

где

$$T'_{f0} = T_{f0} \left(1 - \frac{x_{ad}^2}{x_f x_d} \right) = T_{f0} \frac{x'_d}{x_d} \quad (7-45)$$

— постоянная времени обмотки возбуждения при замкнутом статоре.

Если цепь статора замкнута через внешнюю реактивность x_{vn} , то во всех предыдущих выражениях под x_d , x_q и x'_d следует понимать сумму соответствующей реактивности машины и внешней реактивности x_{vn} .

В соответствии с преобразованием Лапласа $t \doteq 1/p^2$. Следовательно, предельные значения $x_d(p)$ будут:

при $p = \infty$, т. е. $t = 0$ реактивность $x_d(\infty) = x'_d$;

при $p = 0$, т. е. $t = \infty$ реактивность $x_d(0) = x_d$.

Такие же пределы $x_d(p)$ будут:

при $T_{f0} = \infty$ (обмотка возбуждения без потерь)
 $x_d(p) = x'_d$;

при $T_{f0} = 0$ (обмотка возбуждения разомкнута)
 $x_d(p) = x_d$.

Выражение для $x_d(p)$ можно также получить из известной схемы замещения для x'_d (рис. 6-3), где только в ветви обмотки возбуждения следует дополнительно ввести активное сопротивление r_f . В справедливости этого нетрудно убедиться, для чего достаточно найти в операторной форме результирующее сопротивление схемы рис. 7-9.

Для машины с демпферными обмотками операторные реактивности также можно получить из схем замещения¹ рис. 6-6 и 6-7, дополнив их соответствующими

¹ Возможность представления синхронной машины соответствующими схемами замещения позволила широко и достаточно просто воспроизводить на статических моделях различные электромагнитные переходные процессы.

активными сопротивлениями, как показано на рис. 7-10, а и б. Выражение для поперечной операторной реактивности совершенно аналогично (7-42); только вместо x_d , x'_d и T_{f0} нужно ввести соответственно x_q , x''_q и T_{1q0} (постоянная времени поперечной демпферной обмотки при разомкнутых цепях статора и обмотки возбуждения).

Выражение для продольной операторной реактивности имеет более сложный характер (см. [Л. 4]); в него входит оператор p не только первой, но и второй степени, как это, в частности, непосредственно следует из схемы рис. 7-10, а.

Для большинства явнополюсных машин $r_{1d} \gg r_f$. При этом можно практически принять $r_f = 0$, после чего выражение для $x_d(p)$ приобретает вид, аналогичный (7-42):

$$x_d(p) = \frac{x'_d + T_{1d}x''_dp}{1 + T_{1d}p}. \quad (7-46)$$

где

$$T_{1d} = \frac{x_{1d} - \frac{x_{ad}^2}{x_f}}{r_{1d}} = \Gamma_{1d0} \left(1 - \frac{x_{ad}^2}{x_{1d}x_f} \right) \quad (7-47)$$

— постоянная времени продольной демпферной обмотки при разомкнутом статоре, но замкнутой обмотке воз-

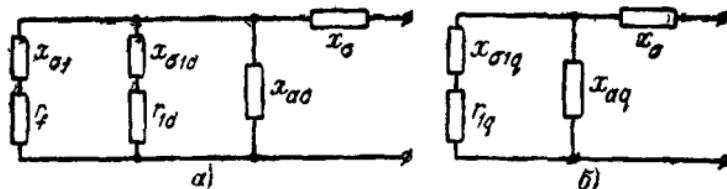


Рис. 7-9. Схема замещения, определяющая продольную операторную реактивность машины без демпферных обмоток.

а — в продольной оси ротора; б — в поперечной оси ротора.

буждения, которая в данном случае рассматривается как сверхпроводник ($r_f = 0$);

T_{1d0} — то же при всех разомкнутых цепях, с которыми продольная демпферная обмотка имеет магнитную связь.

Идентичность выражений (7-46) и (7-42) вполне естественна, так как при принятом условии обмотка возбуждения создает постоянный экранирующий эффект и тем снижает x_d до x'_d .

Приведем еще выражение для постоянной времени продольной демпферной обмотки при замкнутом статоре и разомкнутой обмотке возбуждения:

$$T'_{1d} = T_{1d0} \left(1 - \frac{x_{ad}^2}{x_{1d} x_d} \right); \quad (7-48)$$

оно используется в дальнейшем изложении; его структура аналогична (7-45).

Глава восьмая

ФОРСИРОВКА ВОЗБУЖДЕНИЯ И РАЗВОЗБУЖДЕНИЕ СИНХРОННОЙ МАШИНЫ

8-1. Общие замечания

Одной из наиболее эффективных и в то же время простых мер обеспечения надежности работы синхронных машин в большинстве аварийных условий является быстрое повышение их возбуждения или, как говорят, быстрой действующая форсировка возбуждения. В зависимости от принятой системы возбуждения эффективность форсировки различна, что обусловливается особенностями выполнения каждой системы возбуждения. Это различие проявляется в возможных предельных величинах (потолках) токов возбуждения, а также в величинах скоростей нарастания тока возбуждения (принужденного).

Исследование переходного процесса при форсировке возбуждения в общем виде с учетом всех влияющих факторов очень сложно и практически выполнимо лишь с применением современной вычислительной техники. Существенное влияние на форсировку возбуждения оказывает насыщение магнитных систем как самой синхронной машины, так и элементов системы возбуждения. Это обстоятельство делает данную задачу нелинейной со всеми вытекающими отсюда затруднениями.

Несмотря на высказанные замечания, все же представляется целесообразным, даже на базе ранее принятых допущений (см. § 2-1), рассмотреть процесс форсировки возбуждения и понять главным образом физическую сущность происходящих при этом явлений. Свою задачу ограничим случаями, когда машина имеет обычную электромашинную или ионную систему возбуждения. Здесь уместно подчеркнуть, что выбор той или иной системы возбуждения требует всестороннего подхода с различных точек зрения при одновременном учете ряда требований общего и специального характера.

Анализ переходного процесса при развозбуждении или гашении магнитного поля синхронной машины относительно проще, хотя бы уже по той причине, что этот процесс происходит, как правило, после отключения машины от сети. При этом насыщение магнитной системы оказывается также заметно, но даже при пренебрежении им можно получить достаточно правильное представление о протекании такого процесса.

В дальнейшем, так же как и в гл. 7, предполагается, что все величины цепей ротора приведены к статору и выражены в системе относительных единиц. Для упрощения записи специальные обозначения, указывающие такое приведение, опущены.

8-2. Включение обмотки возбуждения на постоянное напряжение

Рассмотрим вначале один из наиболее простых случаев электромагнитного переходного процесса. Пусть генератор, вращающийся с постоянной синхронной скоростью, отключен от сети и не имеет возбуждения. Найдем закономерность изменения напряжения такого генератора при включении его обмотки возбуждения на постоянное напряжение (например, на аккумуляторную батарею).

В данном случае для всех величин начальные условия нулевые, поэтому их приращения одновременно являются полными величинами ($\Delta i_f = i_f$; $\Delta u_d = u_d$ и т. д.).

Для машины без демпферных обмоток в соответствии с исходными условиями, которые можно записать как

$$i_d = i_q = 0$$

и

$$u_f = \text{ПОСТ.},$$

уравнения (7-29), (7-30) и (7-32) с учетом (7-33), (7-34) и (7-36) приобретают весьма простой вид:

$$u_d(p) = -px_{ad}i_f(p); \quad (8-1)$$

$$u_q(p) = x_{ad}i_f(p); \quad (8-2)$$

$$u_f(p) = \frac{u_f}{p} = px_f i_f(p) + r_f i_f(p). \quad (8-3)$$

Ток i_f определяется только параметрами обмотки возбуждения и закон его изменения легко найти из (8-3):

$$i_f(p) \doteqdot i_{f0} = i_f(1 - e^{-t/T_{f0}}), \quad (8-4)$$

где $i_f = u_f/r_f$ — установившийся ток возбуждения.

Составляющие напряжения статора согласно (8-1) и (8-2) будут:

$$u_{dt} = \frac{1}{T_{f0}} x_{ad} i_f e^{-t/T_{f0}} = \frac{E_q}{T_{f0}} e^{-t/T_{f0}}; \quad (8-5)$$

$$u_{qt} = x_{ad} i_f (1 - e^{-t/T_{f0}}) = E_q (1 - e^{-t/T_{f0}}), \quad (8-6)$$

где $E_q = x_{ad} i_f$ — установившаяся синхронная э. д. с. по оси q .

Для искомого напряжения (допустим, фазы A) по (7-18) находим:

$$\begin{aligned} u_A &= \frac{E_q}{T_{f0}} e^{-t/T_{f0}} \cos(\omega t + \gamma_0) + \\ &+ E_q (1 - e^{-t/T_{f0}}) \sin(\omega t + \gamma_0), \end{aligned} \quad (8-7)$$

где первое слагаемое (от u_d) соответствует трансформаторной э. д. с., а второе (от u_q) — э. д. с. вращения. При обычных величинах $T_{f0}=5 \div 10$ сек и частоте 50 гц $T_{f0}=1500 \div 3000$ рад. Следовательно, в рассматриваемом переходном процессе благодаря медленному изменению тока i_{f0} трансформаторная э. д. с. очень мала и ею можно вообще пренебречь. Поэтому искомое напряжение практически определяется лишь вторым слагаемым (8-7).

На рис. 8-1 приведены кривые изменения составляющих напряжения в функции времени, причем масштабы по осям ординат на рис. 8-1, а и б одинаковы, а продольные составляющие увеличены в T_{f0} раз.

Обратимся теперь к случаю, когда ротор машины снабжен демпферными обмотками. Прежде всего можно сразу констатировать, что наличие поперечной демпферной обмотки здесь вообще не играет никакой роли, так как обмотка возбуждения с ней магнитно не связана, а цепь статора разомкнута.

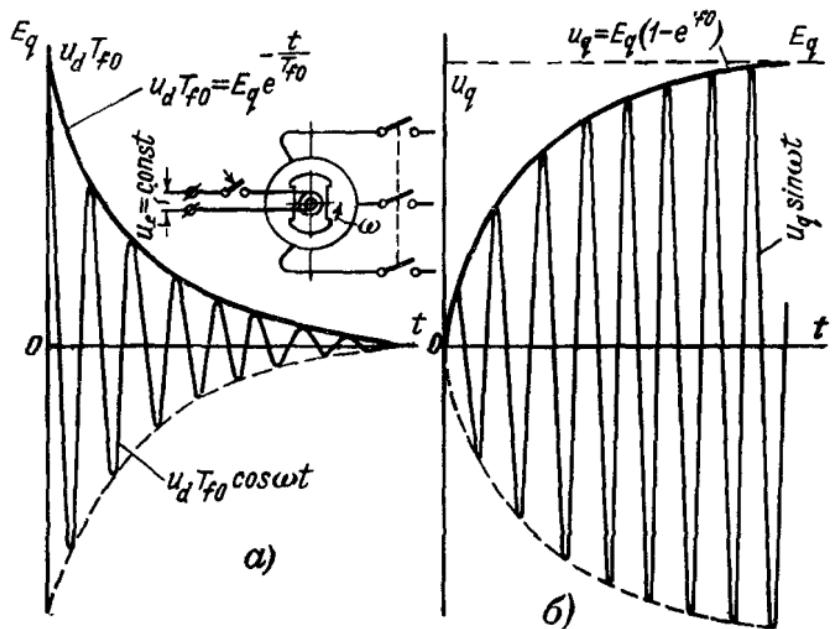


Рис. 8-1. Изменение во времени напряжений u_d и u_q при включении обмотки возбуждения на постоянное напряжение

Что же касается протекания переходного процесса в продольной оси ротора, то совершенно очевидно, что его характер ничем не отличается от процесса, рассмотренного ранее в § 4-2. Полученные там закономерности изменения токов в магнитносвязанных контурах и построенные по ним кривые рис. 4-2,а полностью отражают процесс, происходящий в обмотке возбуждения (считая ее за контур 1) и продольной демпферной обмотке (контур 2).

Изменение результирующего магнитного потока, которым наводится э. д. с. в статоре при холостом ходе, аналогично установленному ранее (см. § 4-3) и практически происходит по экспоненте с постоянной времени

$$T'_{d0} \approx T_{f0} + T_{td0},$$

где T_{f0} и T_{1d0} — постоянные времени соответственно обмотки возбуждения и продольной демпферной обмотки (при разомкнутых контурах, с которыми каждая из обмоток может быть связана магнитно).

Таким образом, при наличии продольной демпферной обмотки процесс нарастания напряжения статора протекает медленнее, чем при ее отсутствии, и, следовательно, трансформаторная Э. д. с. в данном переходном процессе оказывается еще меньше. Пренебрегая последней, для закономерности изменения напряжения генератора в рассматриваемых условиях переходного процесса имеем:

$$u_A = E_q (1 - e^{-t/T'_{d0}}) \sin(\omega t + \gamma_0). \quad (8-8)$$

8-3. Форсировка возбуждения при электромашинном возбудителе

Рассмотрим процесс форсировки возбуждения синхронной машины, имеющей электромашинную систему возбуждения, как при работе возбудителя по схеме самовозбуждения, так и при его работе по схеме независимого возбуждения. При этом в обоих случаях предполагается использование наиболее распространенного и простого способа быстродействующего повышения возбуждения — так называемой релейной форсировки. Сущность ее состоит в закорачивании реостата в цепи возбуждения возбудителя при снижении напряжения синхронной машины за некоторый допустимый уровень (обычно 85—90% номинального напряжения), в результате чего напряжение возбудителя поднимается, стремясь к предельной величине (потолку). В дальнейшем предполагается, что цепь статора машины замкнута и в некоторый момент времени происходит форсировка возбуждения.

a) Возбудитель с самовозбуждением

Схема устройства форсировки возбуждения при возбудителе с самовозбуждением показана на рис. 8-2,а. При снижении напряжения за установленный уровень реле напряжения H замыкает цепь контактора K , кото-

рый в свою очередь закорачивает реостат цепи возбуждения возбудителя (шунтовой реостат).

Пренебрегая относительно малым сопротивлением якоря, характеристику холостого хода возбудителя можно считать также его нагрузочной характеристикой. При этом рабочее состояние возбудителя с самовозбуждением определяется (рис. 8-2, б) положением точки пересечения характеристики холостого хода с прямой, отвечающей уравнению $u_B = i_B(r_B + r_p)$, где r_B и r_p — омические сопротивления соответственно обмотки возбуждения возбудителя¹ и шунтового реостата. При закороченном реостате новое установившееся состояние возбудителя определяется пересечением той же характеристики с более пологой прямой $u_B = i_B r_B$, от положения которой зависит предельное напряжение возбудителя $u_{B,pr}$, как это видно из рис. 8-2, б. Разность ординат характеристики

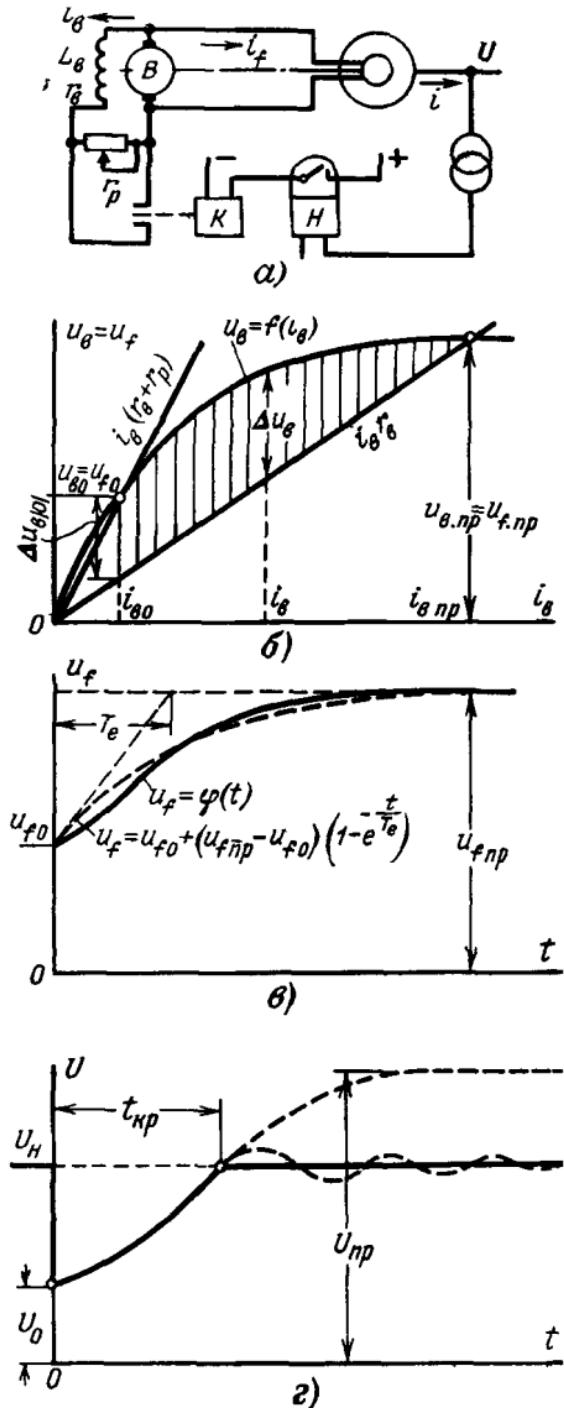


Рис. 8-2 Форсировка возбуждения при возбудителе с самовозбуждением.

¹ В общем случае r_B включает в себя некоторое постоянное сопротивление r в цепи этой обмотки.

ки холостого хода и прямой $u_B = i_B r_B$ представляет для каждого значения тока i_B напряжение, уравновешивающее э. д. с. самоиндукции обмотки возбуждения возбудителя, которая возникает при переходе тока i_B от своего предшествующего значения к предельному. Получающаяся при этом закономерность нарастания напряжения возбудителя имеет сложный характер; она в значительной степени зависит от магнитных свойств возбудителя. В первом приближении эту сложную закономерность (сплошная кривая на рис. 8-2,в) заменяют экспонентой с некоторой постоянной времени T_e (пунктирная кривая на том же рисунке), считая при этом практически $u_B \approx u_f$, т. е.

$$u_B \approx u_{f1} = u_{f0} + \Delta u_{f\text{пр}} (1 - e^{-t/T_e}), \quad (8-9)$$

где $\Delta u_{f\text{пр}} = u_{f\text{пр}} - u_{f0}$ — предельное приращение напряжения на кольцах обмотки возбуждения синхронной машины.

В операторной форме этому выражению соответствует:

$$u_f(p) = \frac{u_{f0}}{p} + \frac{\Delta u_{f\text{пр}} p}{p(1 + T_e p)}. \quad (8-10)$$

Величина T_e находится в пределах 0,3—0,6 сек.

Теперь обратимся к выводу временной зависимости изменения тока возбуждения при установленной закономерности нарастания напряжения u_{f1} . Допустим, что машина не имеет демпферных обмоток и ее цепь статора замкнута на реактивность $x_{B\text{н}}$. Операторные уравнения (7-30) и (7-32) с учетом (7-33), (7-36) и (8-10) принимают вид:

$$\Delta u_q(p) = x_{ad} \Delta i_f(p) + (x_d + x_{B\text{н}}) \Delta i_d(p) = 0; \quad (8-11)$$

$$\begin{aligned} \Delta u_f(p) &= \frac{\Delta u_{f\text{пр}} p}{p(1 + T_e p)} = r_f \Delta i_f(p) + \\ &+ p(x_f \Delta i_f(p) + x_{ad} \Delta i_d(p)). \end{aligned} \quad (8-12)$$

Из (8-11) имеем:

$$\Delta i_d(p) = -\frac{x_{ad}}{x_d + x_{B\text{н}}} \Delta i_f(p) = -\frac{x_{ad}}{x_{d\Sigma}} \Delta i_f(p). \quad (8-13)$$

После подстановки (8-13) в (8-12) и небольших преобразований получим:

$$\Delta i_f(p) = \frac{\Delta u_{f\text{пр}}}{r_f} \frac{1}{p(1+T_e p)(1+T'_d p)}, \quad (8-14)$$

где

$$T'_d = T_{f0} \frac{x'_{d\Sigma}}{x_{d\Sigma}} = T_{f0} \frac{x'_{d\Sigma} + x_{\text{вн}}}{x_d + x_{\text{вн}}} = T'_f.$$

Перейдя от изображения к оригиналу, например по формуле разложения, получим исконую временну́ю функцию:

$$\Delta i_{ft} = \Delta i_{f\text{пр}} F(t), \quad (8-15)$$

где

$$F(t) = 1 - \frac{T'_d e^{-t/T'_d} - T_e e^{-t/T_e}}{T'_d - T_e}. \quad (8-16)$$

При $T_e = T'_d$ последнее выражение приводит к неопределенности, раскрытие которой по правилу Лопиталя дает:

$$F(t) = 1 - e^{-t/T'_d} \left(1 + \frac{t}{T'_d}\right). \quad (8-17)$$

На рис. 8-3 приведены кривые (сплошные линии) изменения функции $F(t/T'_d)$ при нескольких значениях отношения $n_e = T_e/T'_d$. Легко убедиться, что при $n_e = 0$, т. е. когда $\Delta u_{f\text{пр}}$ прикладывается к обмотке возбуждения толчком, выражение (8-16) переходит в простую возрастающую экспоненту [подобно (8-4)] с постоянной времени T'_d .

На том же рисунке пунктиром проведены кривые, характеризующие скорость изменения $F(t)$, т. е. $F'(t) = -dF(t)/dt$, причем их ординаты увеличены в T'_d раз. Как и следовало ожидать, наибольшая скорость изменения функции получается в начальный момент при включении обмотки возбуждения на постоянное напряжение ($n_e = 0$). При любом конечном значении T_e (т. е. $T_e > 0$) скорость изменения этой функции начинается с нуля, а затем, достигнув максимума, величина которого падает с увеличением n_e , снова стремится к нулю.

Приращения токов Δi_f и Δi_d , как видно из (8-13), находятся между собой в прямой пропорциональности, поэтому функция $F(t)$ в равной мере характеризует изменение Δi_d . Что касается трансформаторной э. д. с., то

при рассматриваемых условиях она проявляется, очевидно, еще меньше, чем при включении обмотки возбуждения на постоянное напряжение.

До сих пор предполагалось, что ток возбуждения при форсировке достигает своего предельного значения. В действительности же, как отмечалось в § 5-6, это бу-

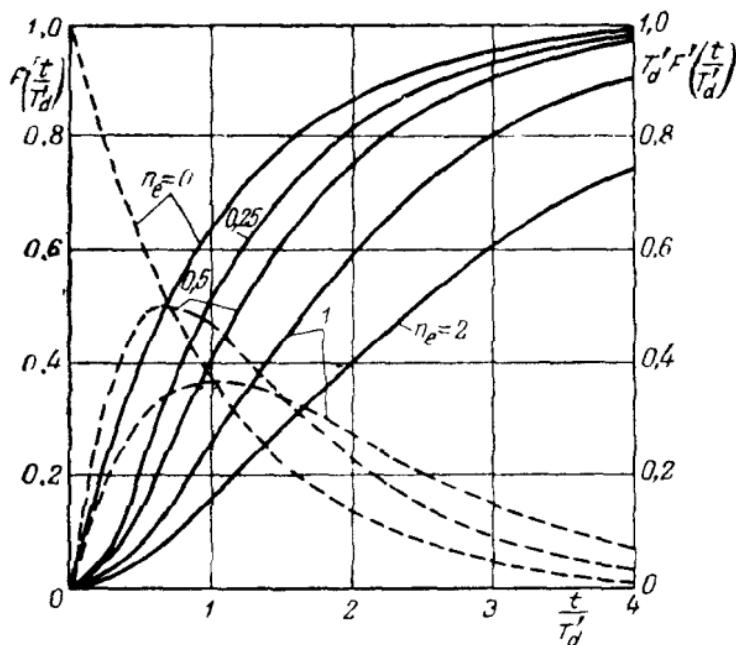


Рис. 8-3 Кривые изменения функции $F(t/T'_d)$ (сплошные линии) и скорости ее изменения (пунктирные линии) при разных значениях $n_e = T_e/T'_d$.

дет только при $x_{\text{ви}} \leq x_{\text{кр}}$. При $x_{\text{ви}} > x_{\text{кр}}$ форсировка возбуждения обеспечивает подъем напряжения синхронной машины до нормального уровня; при этом ток возбуждения не достигает предельного. Установление нормального напряжения происходит после ряда затухающих колебаний, как это показано пунктирной линией на рис. 8-2,г. Возникающими колебаниями обычно пренебрегают и практически считают, что данный переходный процесс заканчивается, как только напряжение машины достигло нормального значения.

Продолжительность подъема напряжения машины под действием форсировки возбуждения до нормального значения называют критическим временем $t_{\text{кр}}$. Чем больше скорость подъема возбуждения, тем, естественно, меньше критическое время.

Пример 8-1. Для генератора с параметрами: $x_d = 1,0$; $x_a = 0,15$; $x'_d = 0,3$, $T_{f0} = 5$ сек, $I_{f\text{ пр}} = 3,5$ и $T_e = 0,5$ сек, вращающегося с синхронной скоростью без возбуждения, определить, в какой момент времени после включения форсировки возбуждения будут достигнуты:

а) номинальное напряжение на его выводах при холостом ходе;

б) номинальный ток статора, когда он замкнут накоротко.

Приведенный к статору ток возбуждения, необходимый для создания на холостом ходу номинального напряжения, составляет:

$$\overset{\circ}{i}_f = \frac{i_f}{x_{ad}} = \frac{i_f}{x_d - x_a} = \frac{1}{1,0 - 0,15} = 1,18.$$

Поскольку $x_d = 1,0$, очевидно, тот же ток $\overset{\circ}{i}_f = 1,18$ необходим для обеспечения номинального тока статора при коротком замыкании на его выводах.

Предельный ток возбуждения, приведенный к статору, будет:

$$\overset{\circ}{I}_{f\text{ пр}} = I_{f\text{ пр}}/x_{ad} = 3,5/0,85 = 4,12.$$

Коль скоро начальные условия нулевые, приращения одновременно являются полными величинами.

Из (8-15) находим, что при $\overset{\circ}{i}_f = 1,18$ функция $F(t) = \frac{1,18}{4,12} =$

= 0,29. Это значение $F(t)$ соответствует условиям как п. «а», так и п. «б». Однако моменты наступления данного значения в обоих случаях различны.

В первом случае $T'_{d0} = T_{f0} = 5$ сек и в соответствии с (8-16) имеем:

$$0,29 = 1 - \frac{\frac{-t}{5} - 0,5e^{-\frac{t}{0,5}}}{5 - 0,5},$$

откуда, пренебрегая ничтожно малым вычитаемым в числителе дроби, находим $t = 2,25$ сек. Определение этого времени по кривым рис. 8-3 затруднено, так как в данном случае нужно интерполировать между кривыми, расположенными достаточно далеко друг от друга.

Если к обмотке возбуждения приложить сразу предельное напряжение, то напряжение статора достигнет своего нормального значения через 1,65 сек.

Во втором случае (п. «б») по (7-45) $T'_d = T'_f = 5 \frac{0,3}{1,0} = 1,5$ сек и, следовательно, $n_e = 0,5/1,5 = 1/3$. Интерполируя между соответствующими кривыми рис. 8-3, находим, что при $n_e = 1/3$ функция $F(t) = 0,29$ имеет место при $t/T'_d \approx 0,6$ сек, т. е. искомое время составляет $t = 0,6 \cdot 1,5 = 0,9$ сек. При $T_e = 0$ поставленное условие соблюдается примерно через 0,5 сек.

Остановимся теперь на вопросе, как проявляют себя демпферные обмотки при форсировке возбуждения. При принятом условии, что цепь статора не содержит активных сопротивлений, поперечная демпферная обмотка также не играет никакой роли. Наличие же продольной демпферной обмотки оказывается аналогично тому, как было установлено в § 4-2, а также в § 8-2, т. е. наводимый в ней ток препятствует форсировке возбуждения. Строгий вывод выражений, характеризующих изменения токов в цепях статора и ротора, принципиально не сложен, но сами выкладки и конечный вид этих выражений весьма громоздки (см., например, [Л. 4]), поэтому здесь они не приводятся.

В большинстве практических расчетов, когда требуется найти приращение тока статора от действия форсировки возбуждения, можно пользоваться выражением (8-16), вводя в него T'_d с учетом продольной демпферной обмотки, т. е.

$$T'_d \approx T'_f + T'_{1d}. \quad (8-18)$$

Здесь T'_f — постоянная времени обмотки возбуждения при отсутствии демпферных обмоток и замкнутом в общем случае через $x_{\text{вн}}$ статоре; ее величина определяется по (7-45);

T'_{1d} — постоянная времени продольной демпферной обмотки при разомкнутой обмотке возбуждения и замкнутом в общем случае через $x_{\text{вн}}$ статоре; она может быть определена как

$$T'_{1d} = T_{1d0} \frac{x'_{1d}}{x_{1d}}, \quad (8-19)$$

где x_{1d} — реактивность продольной демпферной обмотки при прочих разомкнутых контурах;

$$x'_{1d} = (x_{1d} - x_{ad}) + [x_{ad}/(x_a + x_{\text{вн}})] \quad (8-20)$$

— то же при замкнутом через реактивность $x_{\text{вн}}$ статоре.

При необходимости определения приращений токов в цепях ротора от действия форсировки возбуждения следует использовать соответственно функции $F_f(t)$ и $F_{1d}(t)$, выражения для которых приведены в [Л. 4], причем в них нельзя вводить указанные упрощения, так как это может существенно исказить результаты против действительности. Сумма этих двух функций отражает результирующий эффект ротора на статор и она равна функции $F(t)$.

Пример 8-2 Провести приближенное решение примера 8-1, считая, что заданный генератор дополнительно снабжен демпферной обмоткой, имеющей $x_{1d}=0,95$ и $T_{1d0}=1$ сек

Для условий п «а» постоянная времени $T'_{d0} \approx 5+1=6$ сек и соответственно

$$0,29 = 1 - \frac{6e^{-\frac{t}{6}} - 0,5e^{-\frac{t}{0,5}}}{6 - 0,5},$$

откуда $t=2,85$ сек (вместо 2,25 сек)

Для условий п «б» найдем вначале реактивность

$$x'_{1d} = (0,95 - 0,85) + (0,85 / 0,15) = 0,23$$

$$\text{Постоянные времени } T'_{f} = 5 \frac{0,3}{1,0} = 1,5 \text{ сек и } T'_{1d} = 2 \frac{0,23}{0,95} = \\ = 0,48 \text{ сек; по (8-18)} T'_{d} \approx 1,5 + 0,48 = 1,98 \text{ сек.}$$

При $n_e=0,5/1,98 \approx 0,25$ по кривой рис 8-3 $F(t)=0,29$ имеет место при $t/T'_{d}=0,6$, т. е при $t=0,6 \cdot 1,98 \approx 1,2$ сек (вместо 0,9 сек).

б) Воздушитель с независимым возбуждением

В некоторых случаях для возбуждения синхронных машин применяют электромашинные воздушители с независимым возбуждением, т. е. воздушители, питание обмотки возбуждения которых производится от постороннего источника. Таким источником обычно служит подвозбудитель, представляющий собой машину постоянного тока с самовозбуждением (рис 8-4,а).

Напряжение подвозбудителя u_{pv} при изменении его нагрузки остается практически неизменным. В рассматриваемой системе возбуждения форсировку производят закорачиванием реостата r_p ; при этом обмотка возбуждения воздушителя оказывается подключенной сразу на полное напряжение подвозбудителя u_{pv} . Разность ординат горизонтальной прямой u_{pv} и прямой $i_{v}r_v$ (рис. 8-4,б) представляет напряжение, уравновешивающее э. д. с. самоиндукции обмотки возбуждения воздушителя.

Нарастание тока i_v при данных условиях происходит с постоянной времени $T_v=L_v/r_v$. Вследствие насыщения закономерность $u_v=f(t)$ отличается от экспоненты, однако это различие меньше, чем при самовозбуждении, что позволяет с большим основанием использовать выражение (8-9). При этом величина T_e обычно приблизительно в 1,5 раза меньше, чем при самовозбуждении, т. е. порядка 0,2—0,4 сек. Более быстрый

подъем возбуждения при независимом возбуждении обусловлен большей величиной Δu_B (ср. рис. 8-2, б и 8-4, б при прочих одинаковых условиях), которая характеризует скорость подъема возбуждения.

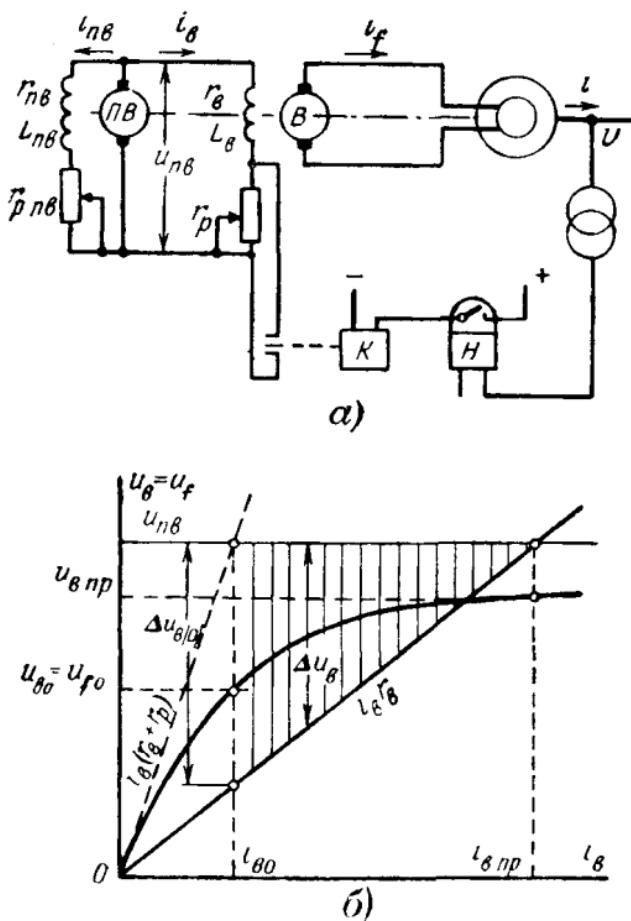


Рис. 8-4. Форсировка возбуждения при возбудителе с независимым возбуждением.
а — принципиальная схема; б — основные характеристики.

Таким образом, полученные ранее выражения для изменения токов при форсировке возбуждения справедливы и при независимом возбуждении. Здесь необходимо лишь вводить соответствующую величину постоянной времени T_e .

Следует отметить, что применяемая в настоящее время высокочастотная система возбуждения по своим динамическим характеристикам близка к электромашинным.

8-4. Форсировка при управляемых ионных и тиристорных системах возбуждения

В последнее время широкое применение находят ионные и тиристорные системы возбуждения¹; при этом используют управляемые ионные или тиристорные выпрямители.

Ионные и тиристорные системы возбуждения позволяют легко обеспечить при форсировке очень быстрое нарастание напряжения возбуждения и большую предельную величину последнего. Это достигается обычно установкой двух выпрямителей, включенных параллельно. Один из них обеспечивает возбуждение машины в нормальном режиме, а другой служит для форсировки возбуждения. Регулирование возбуждения машины в нормальных условиях производят, используя систему управления выпрямителей.

Поскольку ионные и тиристорные системы возбуждения практически безынерционны ($T_e \approx 0,02$ сек), можно считать, что при форсировке возбуждения напряжение на кольцах обмотки возбуждения синхронной машины возрастает до предельного $u_{f\text{пр}}$ скачком. Поэтому все выражения, полученные ранее для форсировки возбуждения при электромашинном возбудителе, применимы и при указанных системах возбуждения, для чего достаточно положить в них $T_e = 0$; это приводит к значительному их упрощению.

8-5. Гашение магнитного поля

При повреждениях внутри электрической машины или на участке от ее выводов до ближайшего отключающего аппарата единственным средством прекращения тока в этой машине является ее развозбуждение или, иными словами, гашение ее магнитного поля. Обмотка возбуждения крупной синхронной машины обладает большим запасом электромагнитной энергии, и быстрое поглощение последней представляет сложную задачу.

Обычный полный разрыв цепи возбуждения опасен, так как вследствие большой индуктивности обмотки возбуждения на ее выводах возникает перенапряжение,

¹ Ведутся работы по созданию бесщеточных систем возбуждения; их динамические характеристики находятся в стадии исследования.

способное вызвать пробой изоляции данной обмотки. Поэтому гашение поля осуществляют путем переключения обмотки возбуждения на так называемое разрядное сопротивление или на встречную направленную э. д. с. Аппарат, производящий такие функции, называют автоматом гашения поля (АГП).

Устройство гашения поля должно удовлетворять следующим основным требованиям:

1) время гашения поля $t_{\text{гаш}}$ должно быть возможно меньшим;

2) напряжение на выводах обмотки возбуждения при гашении поля не должно превышать того напряжения, которое является допустимым для изоляции этой обмотки.

Под временем гашения поля понимают время с начала гашения поля до момента, когда э. д. с. статора спадает до величины, при которой происходит естественное погасание дуги переменного тока. Эта величина составляет примерно $500/\sqrt{2} = 350$ в. Принимая в среднем наводимую за счет остаточного магнетизма ротора э. д. с. равной 200 в, можно считать, что гашение поля практически закончено, когда наводимая током ротора э. д. с. спадет приблизительно до $350 - 200 = 150$ в.

Для обеспечения известной надежности величину допустимого напряжения принимают:

$$U_{\text{доп}} \leq 0,7 U_{\text{исп}} \quad (8-21)$$

где $U_{\text{исп}}$ — испытательное напряжение для данного класса изоляции обмотки возбуждения; оно находится в пределах 1500—5000 в.

В настоящее время существует много различных способов гашения поля. Однако ниже остановимся лишь на двух из них, которые получили наибольшее распространение в союзной практике.

Первый состоит в разряде обмотки возбуждения на постоянное активное сопротивление. Он разработан Харьковским электромашиностроительным заводом (ХЭМЗ). Автомат гашения поля, схема включения которого показана в верхней части рис. 8-5, имеет контакты 2, которые в нормальных условиях замкнуты, и контакты 1 — разомкнуты. При действии автомата вначале замыкаются контакты 1 и лишь затем (во избежание больших перенапряжений) происходит размыкание контактов 2.

При отсутствии демпферных обмоток и разомкнутом статоре ток в обмотке возбуждения будет затухать от своего предшествующего значения i_{f0} по известной закономерности

$$i_f = i_{f0} e^{-t/T_{\text{гаш}}}, \quad (8-22)$$

где постоянная времени гашения

$$T_{\text{гаш}} = \frac{L_f}{r_f + r} = T_{f0} \frac{1}{1+k}; \quad (8-23)$$

здесь $k = r/r_f$.

Хотя $T_{\text{гаш}} < T_{f0}$, тем не менее влияние трансформаторной э. д. с., возникающей вследствие затухания тока, весьма мало и с этой э. д. с. можно практически не считаться.

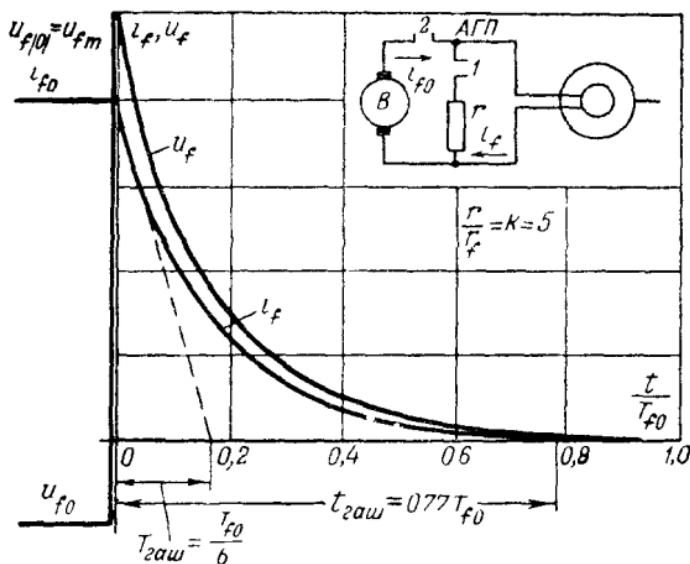


Рис. 8-5 Гашение поля переключением обмотки возбуждения на постоянное разрядное сопротивление.

Напряжение на обмотке возбуждения u_f пропорционально току i_f . Считая действие контактов 1 и 2 одновременным, его наибольшая величина u_{fm} наступает в момент включения ($t=0$) разрядного сопротивления и связана с предшествующим значением этого напряжения u_{f0} простым соотношением:

$$u_{fm} = u_{f0} |_{0^+} = \frac{r}{r_f} u_{f0} = k u_{f0}. \quad (8-24)$$

Чтобы ускорить гашение поля, нужно увеличить разрядное сопротивление, однако по условию допустимого повышения напряжения это сопротивление не должно выходить за пределы $r = U_{\text{доп}}/i_{f0}$. Обычно принимают $r = (3 \div 5)r_f$.

Для ненасыщенной машины имеем:

$$\frac{\Phi_{d0}}{\Phi_{\text{гаш}}} = \frac{E_{q0}}{E_{q\text{гаш}}} = \frac{i_{f0}}{i_{f\text{гаш}}} = N, \quad (8-25)$$

где $i_{f\text{гаш}}$ — ток возбуждения, создающий $E_{q\text{гаш}} = 150$ в, при которой гаснет дуга переменного тока.

Из (8-25) и (8-22) с учетом (8-23) находим выражение для времени гашения:

$$t_{\text{гаш}} = T_{f0} \frac{1}{1+k} \ln N. \quad (8-26)$$

Так, например, для генератора, работающего с напряжением 15 кв, кратность уменьшения $N = 15/0,15 = 100$ и время гашения при $k=5$ по (8-26) составляет $t_{\text{гаш}} = 0,77 T_{f0}$.

Для этих условий на рис. 8-5 приведены кривые изменения i_f и u_f в функции t/T_{f0} . Отметим, что при гашении поля напряжение u_f меняет свой знак по сравнению с предшествующим.

Если статор замкнут через реактивность $x_{\text{вн}}$, то в предыдущих выражениях вместо T_{f0} нужно ввести T'_{f0} , определяемую по (7-45). В этом случае процесс гашения протекает быстрее, но значение тока i_{f0} , очевидно, больше, чем при холостом ходе. Поэтому заранее нельзя сказать, при каком предшествующем режиме гашение поля будет эффективнее. Наибольшая величина напряжения u_{fm} , разумеется, будет при предшествовавшей работе машины с отстающим по фазе током или когда гашение осуществляется в течение какого-либо переходного процесса.

Существенным недостатком рассматриваемого способа гашения поля является быстрое снижение скорости затухания тока в цепи возбуждения, что удлиняет процесс гашения.

Можно установить оптимальные условия гашения поля, при которых обеспечивается возможная наименьшая продолжительность процесса гашения, а напряжение на обмотке возбуждения в течение всего процесса

гашения не превышает допустимого значения. Пренебрегая r по сравнению с r_f , для указанных условий имеем простое уравнение

$$L_f \frac{di_f}{dt} + ri_f = L_f \frac{di_f}{dt} + U_{\text{доп}} = 0,$$

которое после интегрирования дает:

$$i_f = i_{f_0} - \frac{U_{\text{доп}}}{L_f} t. \quad (8-27)$$

Таким образом, ток i_f должен уменьшаться по линейному закону; при этом время гашения (до $i_f=0$) будет:

$$t_{\text{гаш}} = \frac{L_f}{U_{\text{доп}}} i_{f_0} = T_{f_0} \frac{1}{k}, \quad (8-28)$$

т. е. оно в $\left(\frac{k}{1+k} \ln N\right)$ раз меньше, чем при гашении на постоянное разрядное сопротивление.

На рис. 8-6 показаны закономерности, отвечающие оптимальным условиям гашения поля. Для достижения их необходимо, чтобы разрядное сопротивление r изменилось от своего начального значения r_0 обратно пропорционально току i_f . С этой целью разные авторы предлагаю использовать в качестве разрядных сопротивлений сопротивления с нелинейными характеристиками (например, выполненные из карборунда и др.).

Оригинальным и эффективным оказалось предложение группы специалистов ленинградского завода «Электросила», возглавляемой О. Б. Броном. Сущность их предложения состоит в следующем.

Известно, что падение напряжения на короткой электрической дуге между металлическими электродами сохраняется практически постоянным при изменении тока в широких пределах, т. е. сопротивление такой

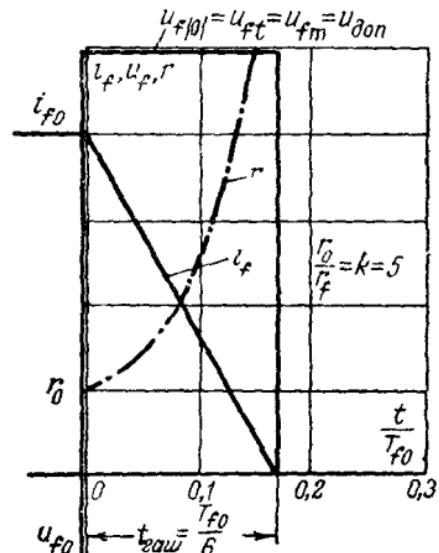


Рис. 8-6. Оптимальные условия гашения поля.

дуги отвечает требованиям к разрядному сопротивлению для осуществления оптимальных условий гашения. Поскольку падение напряжения на короткой дуге составляет всего лишь около 30 в, для гашения поля при более высоких напряжениях авторами предложено применять последовательное соединение ряда коротких дуг, что выполнено в дугогасящей решетке (ДГР).

Дугогасящая решетка может быть включена параллельно обмотке возбуждения (рис. 8-7, а) или последовательно с ней¹ (рис. 8-7, б).

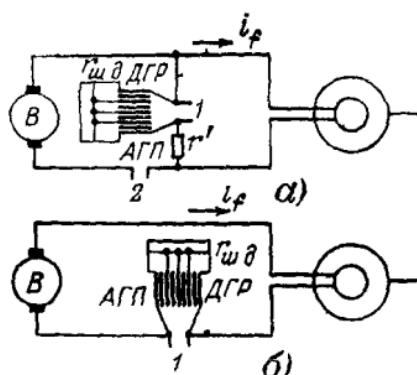


Рис. 8-7. Схемы включения дугогасящей решетки для гашения поля.

а — параллельно обмотке возбуждения
б — последовательно с обмоткой возбуждения

на ряд коротких дуг, она прекращения тока. Небольшое сопротивление r' введено для того, чтобы при замыкании контактов 1 возбудитель не оказался закороченным.

При последовательном включении дугогасящей решетки (рис. 8-7, б) контакты 1 (АГП) в нормальных условиях замкнуты, и размыкание их происходит при действии АГП. Образующаяся при этом дуга, как и раньше, разбивается в решетке на ряд коротких дуг. Пока горит дуга, цепь обмотки возбуждения остается замкнутой через якорь возбудителя.

При подходе тока к нулю часто наблюдается так называемый срыв тока, т. е. внезапное прекращение его. При большой индуктивности обмотки возбуждения син-

В первом случае контакты 2 (АГП) в нормальных условиях замкнуты, а контакты 1 — разомкнуты. При действии АГП сначала замыкаются контакты 1 и шунтируют через сопротивление r' обмотку возбуждения. Затем происходит размыкание контактов 2 и через малый интервал контактов 1. Возникшая при этом на контактах 1 дуга под влиянием специально созданного магнитного поля увлекается в решетку, где, разбившись

продолжает гореть до прекращения тока. Небольшое сопротивление r' введено для того, чтобы при замыкании контактов 1 возбудитель не оказался закороченным.

При последовательном включении дугогасящей решетки (рис. 8-7, б) контакты 1 (АГП) в нормальных условиях замкнуты, и размыкание их происходит при действии АГП. Образующаяся при этом дуга, как и раньше, разбивается в решетке на ряд коротких дуг. Пока горит дуга, цепь обмотки возбуждения остается замкнутой через якорь возбудителя.

При подходе тока к нулю часто наблюдается так называемый срыв тока, т. е. внезапное прекращение его. При большой индуктивности обмотки возбуждения син-

¹ У крупных машин ДГР включают в оба полюса цепи возбуждения

хронной машины это сопровождается резким возрастанием напряжения на обмотке. Для ограничения перенапряжения дугогасящая решетка шунтирована относительно большим сопротивлением $r_{шд}$, причем, чтобы дуга гасла по частям, а не вся сразу, решетка разбита на секции, которые присоединены к промежуточным ответвлениям этого сопротивления.

Из приведенных способов включения дугогасящей решетки предпочтительным является второй. Его преимуществом является относительная простота выполнения (меньше контактов), большая надежность, отсутствие дополнительного сопротивления r' . Помимо того, если при параллельном включении решетки напряжение на обмотке возбуждения практически равно напряжению на решетке при горении в ней дуги, то при последовательном включении это напряжение меньше напряжения на решетке на величину напряжения возбудителя. Поэтому в дальнейшем рассматриваем только последовательное включение дугогасящей решетки.

Считая напряжение возбудителя u_b (практически равное предшествующему напряжению на кольцах ротора u_{f0}) неизменным, для цепи возбуждения в схеме рис. 8-7,б при гашении поля имеем:

$$L_f \frac{di_f}{dt} + r_f i_f + u_d = u_b = u_{f0},$$

где $u_d = 30n$ — напряжение на решетке (из n пластин) при горении дуги, в.

Интегрирование этого уравнения приводит к выражению для тока:

$$i_f = i_{f0} - \frac{u_d}{r_f} (1 - e^{-t/T_{f0}}). \quad (8-29)$$

Напряжение на дугогасящей решетке

$$u_d = (1 + k) u_{f0}, \quad (8-30)$$

где

$$k = \frac{r}{r_f} = u_{fm}/u_{f0},$$

поэтому выражение (8-29) можно представить в иной форме:

$$i_f = i_{f0} [(1 + k) e^{-t/T_{f0}} - k]. \quad (8-31)$$

Из структуры (8-29) непосредственно следует, что включение дугогасящей решетки эквивалентно внезапному включению в цепь обмотки возбуждения постоянной э. д. с., равной u_d и направленной против u_b . При этом нужно иметь в виду, что (8-29) и (8-31) справедливы лишь в течение времени горения дуги, которое при отсутствии демпферных обмоток является также временем

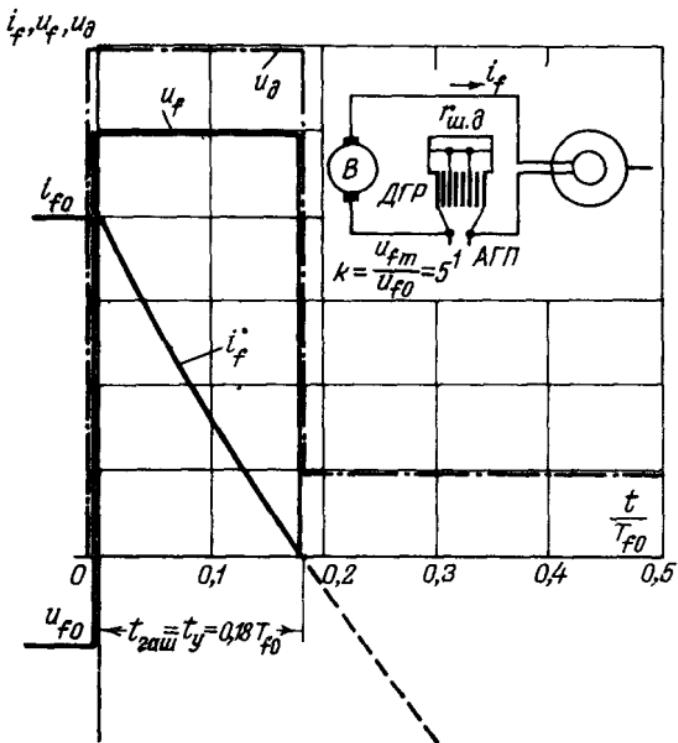


Рис. 8-8. Гашение поля с помощью дугогасительной решетки, включеной последовательно с обмоткой возбуждения.

гашения поля $t_{\text{гаш}}$. Это время легко найти из (8-31) при $i_f=0$:

$$t_d = t_{\text{гаш}} = T_{f_0} \ln \frac{1+k}{k}. \quad (8-32)$$

Закономерности изменения i_f , u_f и u_d в функции t/T_{f_0} при рассматриваемом способе гашения поля представлены на рис. 8-8. Они построены, как и кривые рис. 8-5, при $k=5$. Время гашения по (8-32) составляет $t_d = t_{\text{гаш}} = 0,18 T_{f_0}$, т. е. оно в $0,77/0,18 = 4,3$ раза меньше, чем при гашении с помощью постоянного разрядного со-

противления, при котором соблюдается то же значение u_{f_m} .

Кривая изменения тока i_f заканчивается при пересечении с осью абсцисс, т. е. при $t_{\text{гаш}} = t_d$; пунктиром показано ее продолжение, соответствующее (8-29) или (8-31). Напряжение на дугогасящей решетке при горении дуги постоянно и равно $(1+k)u_{f_0} = 5u_{f_0}$; после погасания дуги оно падает до напряжения возбудителя. Напряжение на обмотке возбуждения при возникновении дуги, меняя знак, увеличивается до $ku_{f_0} = 5u_{f_0}$ и при погасании ее падает до нуля.

Теперь рассмотрим, как оказывается наличие демпферных обмоток на процессе гашения поля. Для этой цели снова обратимся к результатам, полученным в гл. 4.

Поперечная демпферная обмотка не имеет магнитной связи с обмотками в продольной оси ротора, поэтому не оказывает влияния на процесс гашения поля.

Наличие продольной демпферной обмотки прежде всего скажется в том, что затухание потока Φ_d и обусловленной им э. д. с. статора будет происходить с большей постоянной времени; в соответствии с (4-24) постоянная времени практически равна сумме постоянных времени продольной демпферной обмотки и обмотки возбуждения с учетом введенного в нее разрядного сопротивления, т. е.

$$T_{\text{гаш}} = T_{1d_0} + T_{f_0} \frac{1}{1+k}, \quad (8-33)$$

и время гашения согласно (8-26)

$$t_{\text{гаш}} = \left(T_{1d_0} + T_{f_0} \frac{1}{1+k} \right) \ln N = T_{\text{гаш}} \ln N, \quad (8-34)$$

т. е. оно больше, чем при отсутствии продольной демпферной обмотки, что является, конечно, нежелательным.

С другой стороны, продольная демпферная обмотка в процессе гашения принимает на себя часть энергии магнитного поля ротора, чем облегчает условия для обмотки возбуждения и включенного в ее цепь автомата гашения поля.

Используя приближенное соотношение (4-26), легко найти, что при $\sigma=0$ ток в обмотке возбуждения мгновенно падает до

$$i_{f|0|} = \frac{T_{f_0}}{T_{1d_0} + T_{f_0}} i_{f_0}, \quad (8-35)$$

а затем затухает по экспоненте с постоянной времени $T_{\text{гаш}}$, определяемой по (8-33). В продольной демпферной обмотке, напротив, ток мгновенно возрастает; его начальное значение, приведенное к обмотке возбуждения, будет:

$$i_{1d|0|} = \frac{T_{1d0}}{T_{1d0} + T_{f0}} i_{f0}, \quad (8-36)$$

а далее затухает с той же закономерностью.

В действительности $\sigma > 0$ и соответственно $T''_{1d} > 0$, поэтому внезапных изменений токов не происходит. Они слаживаются быстро-затухающими токами i''_f и i''_{1d} .

Протекание рассматриваемого процесса иллюстрируют кривые рис. 8-9, а, которые построены при тех же условиях, что и на рис. 8-5, но при дополнительном участии продольной демпферной обмотки с $T_{1d0} = 0,083T_{f0}$. Несмотря на малую величину T_{1d0} , время гашения поля возросло до $t_{\text{гаш}} = 1,157T_{f0}$, т. е. увеличилось в 1,5 раза.

При гашении поля дугогасящей решеткой проявление демпферных обмоток имеет более сложный характер. Весь процесс в данном случае состоит из двух основных стадий: первой, когда в решетке горит дуга и соответственно ток проходит как в обмотке возбуждения, так и в демпферной обмотке, и второй, когда дуга погасла ($i_f = 0$), но ток в демпферной обмотке еще не затух. Следовательно, после разрыва цепи возбуждения магнитный поток машины поддерживается током демпферной обмотки. По этой причине время гашения поля $t_{\text{гаш}}$ больше времени горения дуги t_d . Постоянная времени гашения поля на первой стадии, очевидно, определяется практически как $T_{\text{гаш1}} \approx (T_{1d0} + T_{f0})$, а на второй $T_{\text{гаш2}} = T_{1d0}$.

Опуская вывод, который при принятых допущениях, вообще говоря, не представляет принципиальных трудностей, приведем окончательные выражения, позволяющие найти токи в обмотках ротора машины, время горения дуги и время гашения поля.

Ток в обмотке возбуждения (для $0 \leq t \leq t_d$)

$$i_f = i_{f0} \left[(1+k) \frac{T_{f0}}{T_{\text{гаш}}} e^{-t/T_{\text{гаш1}}} - k \right]. \quad (8-37)$$

Ток в продольной демпферной обмотке на первой стадии ($0 \leq t \leq t_d$)

$$i_{1d} = i_{f0} \left[(1+k) \frac{T_{1d0}}{T_{\text{гаш1}}} e^{-t/T_{\text{гаш1}}} \right]; \quad (8-38)$$

на второй стадии ($t > t_d$)

$$i_{1d} = i_{f0} k \frac{T_{1d0}}{T_{f0}} e^{-t/T_{1d0}}. \quad (8-39)$$

Время горения дуги [из (8-37) при $i_f = 0$]

$$t_d = T_{\text{гаш}} \ln \left(\frac{1+k}{k} \frac{T_{f0}}{T_{\text{гаш1}}} \right); \quad (8-40)$$

значениях k , близких к значению отношения T_{f0}/T_{1d0} , более является выражение:

$$\frac{1}{(1+k)} \frac{(x_f - x_{ad})}{x_f} T_{f0} = \frac{1}{(1+k)} \left(1 - \frac{x_d - x'_{d}}{x_{ad}} \right) T_{f0}. \quad (8)$$

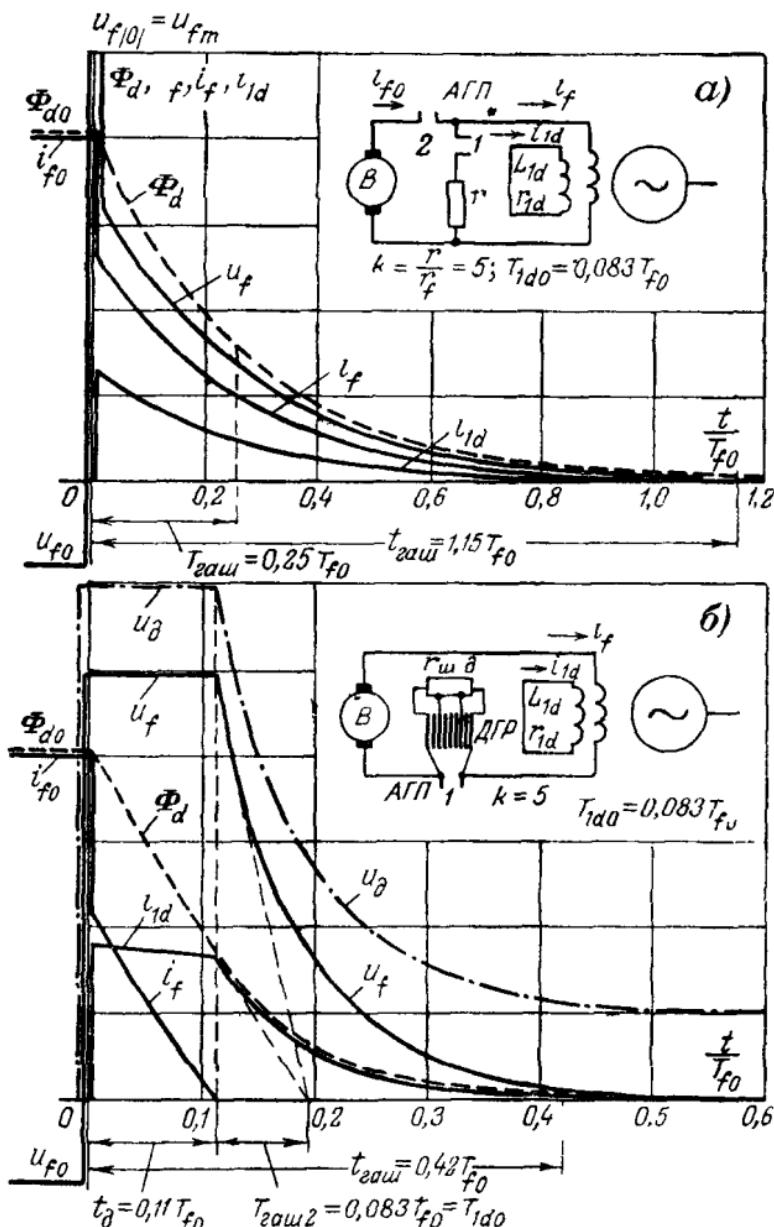


Рис. 8-9. Гашение поля при наличии продольной демпферной обмотки.

a — гашение на постоянное разрядное сопротивление; **б** — гашение дугогасящей решеткой.

$$t_{\text{гаш}} = t_d + T_{1d0} \ln \left(Nk \frac{T_{1d0}}{T_{f0}} \right). \quad (8-41)$$

Изменение магнитного потока Φ_d на первой стадии гашения определяется изменением н. с. ротора, т. е. суммы приведенных токов обмотки возбуждения и продольной демпферной обмотки, что приводит к выражению

$$\Phi_d = \Phi_{d0} \left[(1 + k) e^{-\frac{t}{T_{\text{гаш}}}} - k \right], \quad (8-42)$$

а на второй стадии — изменением только тока продольной демпферной обмотки, т. е.

$$\Phi_d = \Phi_{d02} k \frac{T_{1d0}}{T_{f0}} e^{-\frac{t}{T_{1d0}}}, \quad (8-43)$$

где Φ_{d02} — поток в начале второй стадии.

На рис. 8-9, б приведены кривые изменения отдельных величин при гашении поля дугогасящей решеткой. Они построены при тех же исходных условиях, что и кривые рис. 8-8, но добавлена лишь продольная демпферная обмотка с указанными выше параметрами. Сравнение показывает, что, хотя время горения дуги сократилось, время гашения поля возросло почти в 2,5 раза. Из этого примера наглядно видно, что демпферные обмотки существенно снижают эффективность гашения поля дугогасящей решеткой и, естественно, тем сильнее, чем большие постоянная времени T_{1d0} . Поэтому у турбогенераторов это оказывается гораздо сильнее, чем у гидрогенераторов.

Поскольку поперечная демпферная обмотка не имеет магнитной связи с обмотками, расположенными в продольной оси ротора, она не оказывает влияния на процесс гашения поля.

До сих пор предполагалось, что гашение поля осуществляется при работе синхронной машины на холостом ходу. Однако все полученные выводы и выражения легко могут быть распространены на условия, когда цепь статора замкнута в общем случае через $x_{\text{вн}}$. Для этого достаточно всюду вместо постоянных времени T_{f0} и T_{1d0} ввести их значения при замкнутой цепи статора T'_f и T'_{1d} , определяемые по (7-45) и (7-48), где $x_{\text{вн}}$ входит в состав x_d и x'_{d0} .

Вследствие того, что постоянные времени обмоток ротора при замкнутой цепи статора меньше, процесс гашения поля в этих условиях протекает быстрее.

Если гашение поля происходит в условиях короткого замыкания или иного переходного процесса, предшествующий ток в обмотках ротора может состоять не только из вынужденной, но также и из свободных слагаю-

щих. Это может привести к большим величинам напряжения на обмотке возбуждения при гашении поля.

При ионном или тиристорном возбуждении гашение поля осуществляют путем перевода выпрямительной установки в инверторный режим. При этом условия гашения поля могут быть созданы близкими к оптимальным.

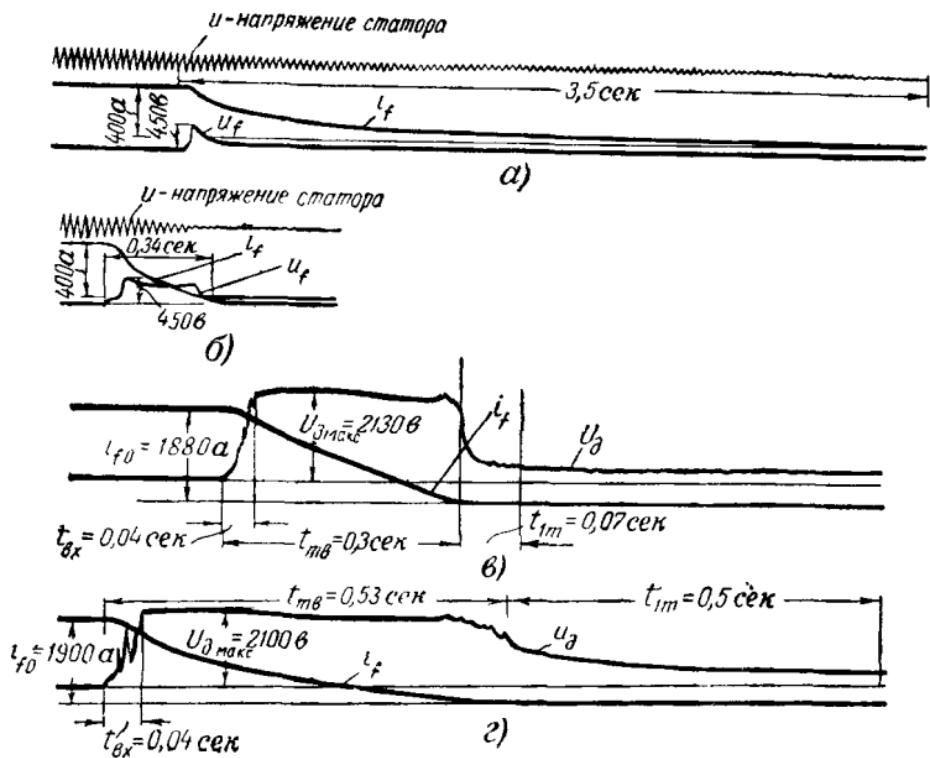


Рис. 8-10. Осциллограммы гашения поля.

а — генератора 4,5 МвА, разряд на постоянное активное сопротивление; *б* — то же разряд на дугогасящую решетку; *в* — гидрогенератора 105 Мвт, разряд на дугогасящую решетку при коротком замыкании и предшествующей работе с номинальным возбуждением; *г* — то же при холостом ходе.

Для иллюстрации процессов гашения поля на рис. 8-10 приведено несколько характерных осциллограмм этих процессов у различных генераторов. Обращает на себя внимание то, что при гашении решеткой, а также инвертированием выпрямительной установки характер изменения тока i_f очень близок к прямолинейному, соответствующему оптимальным условиям гашения. Продолжительность вхождения дуги в решетку, как видно, составляет сотые доли секунды.

Пример 8-3. Для турбогенератора типа ТВ2-100-2 известны следующие параметры: 100 Мвт, 13,8 кв, $x_a = 0,11$; $x''_d = 0,138$; $x'_d = 0,203$; $x_d = 1,8$; $x_f = 1,78$; $x_{1d} = 1,73$; $T_{f0} = 9,75$ сек; $T_{1d0} = 3,25$ сек; $r_f = 0,415$ ом (при горячем состоянии обмотки); ток возбуждения при холостом ходе 270 а, то же при номинальной нагрузке 650 а; испытательное напряжение обмотки возбуждения 3200 в.

Определим время гашения поля этого турбогенератора при использовании: а) постоянного разрядного сопротивления и б) дугогасящей решетки.

Решение выполним для условий, когда статор замкнут накоротко и возбуждение имеет двукратную форсировку (относительно номинального режима).

а) Гашение на разрядное сопротивление

Напряжение на обмотке возбуждения в предшествующем режиме $u_{f0} = 0,415(2 \cdot 650) = 540$ в. Допустимое напряжение согласно (8-21) $U_{\text{доп}} = 0,7 \cdot 3200 = 2240$ в. Необходимое разрядное сопротивление из (8-24)

$$r = \frac{2240}{540} r_f = 4,15 r_f.$$

Постоянные времени при короткозамкнутом статоре:

$$T' f = 9,75 \frac{0,203}{1,8} = 1,1 \text{ сек};$$

$$T'_{1d} = 3,25 \left(1 - \frac{1,69^2}{1,73 \cdot 1,8} \right) = 0,27 \text{ сек} \text{ (здесь } x_{ad} = 1,8 - 0,11 = 1,69).$$

По (8-33) постоянная времени гашения поля

$$T_{\text{гаш}} = 0,27 + 1,1 \frac{1}{4,15 + 1} = 0,48 \text{ сек.}$$

Ток возбуждения, при котором гаснет дуга переменного тока,

$$i_{f \text{ гаш}} = 270 \frac{0,15}{13,8} = 3 \text{ а.}$$

Следовательно, $N = (2 \cdot 650)/3 = 434$ и время гашения по (8-34)

$$t_{\text{гаш}} = 0,48 \ln 434 = 2,9 \text{ сек.}$$

б) Гашение на дугогасящую решетку

Допустимое напряжение на решетке:

$$u_d = U_{\text{доп}} + u_{f0} = 2240 + 540 = 2780 \text{ в.}$$

$$\text{Необходимое число пластин в решетке } n = \frac{2780}{30} = 93.$$

Принимаем к установке два автомата АГП-12, каждый из которых имеет 40 пластин. При их последовательном соединении чи- 190

сло пластин составляет $2 \cdot 40 = 80$; тогда напряжение на решетке $u_d = 30 \cdot 80 = 2400$ в и $k = (2400 - 540) / 540 = 3,4$.

Постоянные времени гашения:

при горении дуги $T_{\text{гаш}1} \approx 0,27 + 1,1 = 1,37$ сек;

после ее погасания $T_{\text{гаш}2} = 0,27$ сек.

Время горения дуги определяем по (8-40а), учитывая, что статор короткозамкнут:

$$t_d = \frac{1}{1 + 3,4} \cdot \frac{(1,78 - 1,69)}{1,78} \cdot 1,1 = 0,013 \text{ сек};$$

время гашения поля находим по (8-41), учитывая, что статор короткозамкнут:

$$t_{\text{гаш}} = 0,013 + 0,27 \ln \left(325 \cdot 3,4 \cdot \frac{0,27}{1,1} \right) = 1,53 \text{ сек.}$$

Рекомендуется читателю самостоятельно провести аналогичный подсчет при условии, что генератор предварительно работал на холостом ходу с номинальным напряжением.

Глава девятая

ВНЕЗАПНОЕ КОРОТКОЕ ЗАМЫКАНИЕ СИНХРОННОЙ МАШИНЫ

9-1. Общие замечания

Анализ электромагнитного переходного процесса при внезапном коротком замыкании, рассматриваемый в настоящей главе, ограничен условием, что синхронная машина работает отдельно от других источников питания. Внешняя цепь ее статора при возникшем коротком замыкании характеризуется некоторым постоянным сопротивлением, преимущественно индуктивным.

Чтобы иметь некоторое представление о взаимном влиянии машин на характер протекания электромагнитного переходного процесса (при неизменной скорости их вращения), в конце главы данный вопрос кратко освещен для простейших условий, когда в схеме имеются две машины, связанные между собой через произвольные реактивности.

Вначале рассматривается переходный процесс в синхронной машине без демпферных обмоток и при отключенном устройстве автоматического регулирования возбуждения. В дальнейшем введен учет такого регулирования, используя материал предыдущей главы. Влияние и

учет демпферных обмоток изложен без строгих математических выкладок; при этом основное внимание обращено на вскрытие физической сущности явления и возможности упрощенной оценки этого влияния.

Практический интерес представляет протекание процесса при каскадном (или ступенчатом) отключении короткого замыкания и его повторном включении. В общем виде данный вопрос очень сложен. Поэтому здесь он рассмотрен применительно к условиям, когда в схеме имеется лишь одна машина.

9-2. Внезапное короткое замыкание синхронной машины без демпферных обмоток

При металлическом трехфазном коротком замыкании напряжение каждой фазы в месте короткого замыкания $U=0$. Следовательно, приращение напряжения в этой точке при возникновении такого повреждения будет $\Delta U = -U_0$ или в операторной форме $\Delta U(p) = -U_0/p$. Аналогично приращения составляющих этого напряжения будут:

$$\Delta u_d = -u_{d0} \doteq \Delta u_d(p) = -u_{d0}/p; \quad (9-1)$$

$$\Delta u_q = -u_{q0} \doteq \Delta u_q(p) = -u_{q0}/p. \quad (9-2)$$

При отсутствии АРВ $\Delta i_f = 0$. Тогда из (7-39) имеем:

$$\Delta i_f(p) = \frac{-px_{ad}\Delta i_d(p)}{r_f + px_f} = -\frac{x_{ad}\Delta i_d(p)p}{r_f(1 + T_{f0}p)} \quad (9-3)$$

и из (7-40)

$$\Delta \Psi_d(p) = x_d(p) \Delta i_d(p). \quad (9-4)$$

Для рассматриваемого переходного процесса уравнения (7-29) и (7-30) с учетом (7-34) после соответствующей группировки слагаемых можно представить в виде

$$\begin{aligned} \Delta u_d(p) &= -\frac{u_{d0}}{p} = -(r + px_d(p)) \Delta i_d(p) - \\ &\quad - x_q \Delta i_q(p); \end{aligned} \quad (9-5)$$

$$\Delta u_q(p) = -\frac{u_{q0}}{p} = x_d(p) \Delta i_d(p) - (r + px_q) \Delta i_q(p), \quad (9-6)$$

откуда приращения токов:

$$\Delta i_d(p) = \frac{u_{d0}(r + px_q) - u_{q0}x_q}{pD(p)}; \quad (9-7)$$

$$\Delta i_q(p) = \frac{u_{q_0}(r + px_d(p)) + u_{d_0}x_d(p)}{pD(p)}, \quad (9-8)$$

где определитель

$$D(p) = (r + px_d(p))(r + px_q) + x_d(p)x_q. \quad (9-9)$$

Приравняв определитель нулю, получим характеристическое уравнение, которое после подстановки вместо $x_d(p)$ выражения (7-42) и проведения ряда преобразований приобретает вид:

$$x'_d x_q p^3 + \left[x'_d r + x_q \left(\frac{x_d}{T_{f_0}} + r \right) \right] p^2 + \\ + \left[x'_d x_q + r \left(\frac{x_d + x_q}{T_{f_0}} + r \right) \right] p + \frac{x_d x_q + r^2}{T_{f_0}} = 0. \quad (9-10)$$

Как видно, оно является полным кубическим уравнением относительно оператора p . Это указывает на то, что каждое из приращений токов (Δi_d , Δi_q) содержит в себе три свободные составляющие. Таким образом, уже для самых элементарных условий требуется решить уравнение третьей степени, что достаточно просто лишь в числовых значениях.

Анализ характеристического уравнения (9-10) приводит к выводу, что при относительно малых значениях активных сопротивлений цепей, как это обычно имеет место в условиях короткого замыкания, корни этого уравнения с достаточной для практики точностью можно определять, принимая поочередно $r_f = 0$ и $r = 0$.

Так, при $r_f = 0$ (или $T_{f_0} = \infty$) характеристическое уравнение приобретает более простой вид:

$$[x'_d x_q p^2 + r(x'_d + x_q)p + (x'_d x_q + r^2)]p = 0. \quad (9-11)$$

Его корни соответственно равны:

$$p_{1,2} = -\frac{(x'_d + x_q)r}{2x'_d x_q} \pm j \sqrt{1 - \left[\frac{(x_q - x'_d)r}{2x'_d x_q} \right]^2} \quad (9-12)$$

и

$$p_3 = 0.$$

Два первых корня, как видно, выражаются сопряженными комплексами. Их действительная часть отрицательна, что указывает на затухание соответствующих им

свободных токов с постоянной времени

$$T_a = \frac{2x'_d x_q}{r(x'_d + x_q)} = \frac{x_2}{r}, \quad (9-13)$$

где

$$x_2 = \frac{2x'_d x_q}{x'_d + x_q} \quad (9-14)$$

представляет собой реактивность обратной последовательности машины (подробнее — см. § 12-2).

Значения мнимых частей этих корней

$$\pm j \sqrt{1 - \left[\frac{(x_q - x'_d) r}{2x'_d x_d} \right]^2} = \pm j \omega_{1,2} \quad (9-15)$$

представляют относительные угловые частоты изменения соответствующих свободных токов, выраженных в координатах d, q .

Вычитаемое под корнем в (9-15) обычно ничтожно мало по сравнению с единицей, что позволяет практически им пренебречь. Тогда вместо (9-12) получим упрощенно:

$$p_{1,2} \approx -\frac{1}{T_a} \pm j. \quad (9-12a)$$

В то время как найденные при $r_f = 0$ значения корней p_1 и p_2 достаточно близки к действительности, значение третьего корня p_3 при том же допущении не отражает истинного характера изменения соответствующей ему свободной составляющей тока. В самом деле, $p_3 = 0$ указывает на то, что эта составляющая тока остается неизменной, но это противоречит физической сущности рассматриваемого процесса.

Близкое к действительности значение корня p_3 можно получить, полагая $r = 0$, но $r_f \neq 0$. При этом (9-10) переходит в простое уравнение

$$(p^2 + 1) \left(x'_d p + \frac{x_d}{T_{f0}} \right) = 0, \quad (9-16)$$

первые два корня которого получаются чисто мнимыми сопряженными:

$$p_{1,2} = \pm j,$$

а третий корень

$$p_3 = -\frac{x_d}{T_{f0}x'_d}, \quad (9-17)$$

являясь вещественной отрицательной величиной, указывает на то, что отвечающий ему свободный ток затухает по экспоненте с постоянной времени

$$T'_d = -\frac{1}{p_3} = T_{f0} \frac{x'_d}{x_d}. \quad (9-18)$$

При необходимости значение T'_d можно несколько уточнить, введя приближенный учет активного сопротивления цепи статора r . При этом выражение для T'_d приобретает вид:

$$T'_d = T_{f0} \frac{x'_d x_q + r^2}{x_d x_q + r^2}. \quad (9-19)$$

Поскольку корни характеристического уравнения определены, то переход от изображений (9-7) и (9-8) к их оригиналам (т. е. временными функциям) уже не представляет принципиальных трудностей. Для каждого слагаемого этих выражений можно применить известную формулу разложения. Однако и здесь для упрощения решения можно без заметной погрешности использовать еще дополнительное допущение. Сущность последнего состоит в следующем: поскольку r_f и r относительно малы, при определении принужденных токов и начальных значений свободных токов практически можно пренебречь всеми активными сопротивлениями одновременно, а не поочередно, как это делалось при определении корней характеристического уравнения. В этом случае, очевидно, учет активных сопротивлений находит отражение только в значениях соответствующих постоянных времени затухания свободных токов.

При $r = 0$ и $r_f = 0$ определитель вместо (9-9) будет:

$$D(p) = (1 + p^2) x'_d x_q \quad (9-20)$$

и выражения (9-7) и (9-8) становятся совсем простыми:

$$\Delta i_d(p) = \frac{u_{d0}}{(1 + p^2) x'_d} - \frac{\mu_{q0}}{p(1 + p^2) x'_d}; \quad (9-21)$$

$$\Delta i_q(p) = \frac{u_{q0}}{(1 + p^2) x_q} + \frac{u_{d0}}{p(1 + p^2) x_q}. \quad (9-22)$$

Непосредственно из таблиц преобразования функций по Лапласу имеем:

$$\frac{1}{1+p^2} \doteqdot \sin t$$

и

$$\frac{1}{p(1+p^2)} \doteqdot 1 - \cos t,$$

поэтому оригиналами выражений (9-21) и (9-22) будут:

$$\Delta i_d = \frac{u_{d0}}{x'_d} \sin t - \frac{u_{q0}}{x'_d} (1 - \cos t); \quad (9-23)$$

$$\Delta i_q = \frac{u_{q0}}{x_q} \sin t + \frac{u_{d0}}{x_q} (1 - \cos t). \quad (9-24)$$

Прибавив к полученным приращениям токов предшествующие значения i_{d0} и i_{q0} и приняв во внимание, что в соответствии с принятыми положительными направлениями осей d и q

$$E'_{q0} = u_{q0} - x'_d i_{d0}$$

и

$$u_{d0} = -x_q i_{q0},$$

получим:

$$i_d = -\frac{E'_{q0}}{x'_d} + \frac{u_{d0}}{x'_d} \sin t + \frac{u_{q0}}{x'_d} \cos t; \quad (9-25)$$

$$i_q = \frac{u_{q0}}{x_q} \sin t - \frac{u_{d0}}{x_q} \cos t. \quad (9-26)$$

Далее, используя (7-18), можно перейти от переменных в осях d , q к переменным в фазных осях A , B , C . Так, например, для фазы A после ряда преобразований имеем:

$$\begin{aligned} i_A &= \frac{E'_{q0}}{x'_d} \cos(t + \gamma_0) - \frac{u_{q0}(x'_d + x_q)}{2x'_d x_q} \cos \gamma_0 - \\ &- \frac{u_{d0}(x'_d + x_q)}{2x'_d x_q} \sin \gamma_0 - \frac{u_{q0}(x_q - x'_d)}{2x'_d x_q} \cos(2t + \gamma_0) + \\ &+ \frac{u_{d0}(x_q - x'_d)}{2x'_d x_q} \sin(2t + \gamma_0). \end{aligned} \quad (9-27)$$

Здесь, как видно, пока еще не учтено затухание свободных токов. В частности, первый член этого выражения представляет собой периодическую слагающую основной частоты, амплитуда которой при $r_f = 0$ остается

постоянной и равной начальному переходному току. Эта слагающая вызвана э. д. с. вращения, и ее изменение легко выявить, рассматривая отдельно действие этой э. д. с. при представлении машины операторной реактивностью $x_d(p)$. Другими словами, для приращения этой слагающей Δi_{dn} в операторной форме имеем:

$$\Delta i_{dn}(p) = -\frac{u_{q_0}}{px_d(p)} = -\frac{u_{q_0}(1+pT_{f_0})}{p(x_d + T_{f_0}x'_d p)}, \quad (9-28)$$

которое после перехода к оригиналу при значении p_3 , определяемом из (9-17), дает:

$$\Delta i_{dn} = -\frac{u_{q_0}}{x_d} - \left(\frac{u_{q_0}}{x'_d} - \frac{u_{q_0}}{x_d} \right) e^{-t/T'_d}. \quad (9-29)$$

Прибавив предшествующий ток i_{d0} и сделав небольшие преобразования, получим:

$$i_{dn} = \Delta i_{dn} + i_{d0} = -\frac{E_{q_0}}{x_d} - \left(\frac{E'_{q_0}}{x'_d} - \frac{E_{q_0}}{x_d} \right) e^{-t/T'_d}. \quad (9-30)$$

Полученная закономерность изменения тока i_{dn} в координатах d, q в то же время характеризует изменение огибающей кривой периодической слагающей основной частоты тока статора. Эта слагающая в рассматриваемых условиях (пренебрежение активными сопротивлениями цепи статора и отсутствие замкнутого контура в по-перечной оси ротора) является только продольной. Ее действующее значение в произвольный момент определяется аналогичным выражением, т. е.

$$I_{nt} = \frac{E_{q_0}}{x_d} + \left(\frac{E'_{q_0}}{x'_d} - \frac{E_{q_0}}{x_d} \right) e^{-t/T'_d} = I + (I'_{|0|} - I) e^{-t/T'_d} = \\ = I + I'_{cb|0|} e^{-t/T'_d}, \quad (9-30a)$$

где I — установившийся ток короткого замыкания; $(I'_{|0|} - I) = I'_{cb|0|}$ — начальный свободный переходный ток.

Для мгновенного значения периодической слагающей тока основной частоты фазы A имеем:

$$i_{nA} = \left[\frac{E_{q_0}}{x_d} + \left(\frac{E'_{q_0}}{x'_d} - \frac{E_{q_0}}{x_d} \right) e^{-t/T'_d} \right] \cos(t + \gamma_0). \quad (9-31)$$

Остальные члены в (9-27) обусловлены действием трансформаторной э. д. с., и их затухание происходит с постоянной времени T_a , определяемой (9-13).

Таким образом, полное выражение для мгновенного значения тока фазы A с учетом затухания свободных слагающих будет:

$$i_A = \left[\frac{E_{q_0}}{x_d} + \left(\frac{E'_{q_0}}{x'_d} - \frac{E_{q_0}}{x_d} \right) e^{-t/T_d} \right] \cos(t + \gamma_0) - \\ - [u_{q_0} \cos \gamma_0 + u_{d_0} \sin \gamma_0] \frac{(x_q + x'_d)}{2x'_d x_q} e^{-t/T_a} - \\ - [u_{q_0} \cos(2t + \gamma_0) - u_{d_0} \sin(2t + \gamma_0)] \frac{(x_q - x'_d)}{2x'_d x_q} e^{-t/T_a}. \quad (9-32)$$

Здесь первые два члена образуют периодическую слагающую тока основной частоты, третий и четвертый члены — апериодическую слагающую и два последних члена — вторую гармонику тока.

Из структуры (9-32) видно, что вторая гармоника обусловлена несимметрией ротора ($x_q \neq x'_d$). Ее возникновение вызвано апериодической слагающей тока статора, что непосредственно следует из простых физических представлений. В самом деле, поскольку магнитный поток от апериодической слагающей токов трех фаз статора практически неподвижен в пространстве, в обмотке возбуждения он наводит э. д. с. синхронной частоты, которая создает в этой обмотке переменный ток той же частоты. В результате возникает пульсирующий магнитный поток, неподвижный относительно ротора. Чтобы проще представить влияние этого потока на статор, разложим его на два вращающихся в противоположные стороны. Один из них, очевидно, неподвижен относительно статора и частично компенсирует вызвавший его поток, а другой вращается относительно статора с двойной синхронной скоростью и вызывает в нем вторую гармонику тока.

Все полученные выражения справедливы при коротком замыкании как на выводах машины, так и в произвольной точке присоединенной к машине сети. В последнем случае под u_{d0} и u_{q0} нужно понимать составляющие предшествующего напряжения в рассматриваемой точке короткого замыкания, а к каждой из реактивностей машины должна быть прибавлена внешняя реактивность до места короткого замыкания. Аналогично в (9-13), а так-

же в (9-19) величина r должна включать в себя активное сопротивление внешней цепи до точки короткого замыкания. Из выражения для второй гармоники следует, что с увеличением удаленности короткого замыкания величина этой гармоники падает.

Обратимся теперь к обмотке возбуждения. Выражение для тока в ней можно получить, используя соотношение (9-3). Однако при ранее принятых допущениях его можно установить проще.

Для компенсации магнитного потока, созданного током $\Delta i_{d\text{п} \mid 0 \mid}$, с целью сохранения в начальный момент предшествующего потокосцепления обмотки возбуждения в последней возникнет свободный ток i_{fa} , начальное значение которого (приведенное к статору) определяется из равенства:

$$i_{fa \mid 0 \mid} x_f = -\Delta i_{d\text{п} \mid 0 \mid} x_{ad} = \frac{u_{q_0}}{x'_d} x_{ad},$$

откуда

$$i_{fa \mid 0 \mid} = \frac{x_{ad}}{x_f} \frac{u_{q_0}}{x'_d}$$

или

$$i_{fa \mid 0 \mid} = \frac{x_d - x'_d}{x_{ad}} \frac{u_{q_0}}{x'_d}. \quad (9-33)$$

Этот ток обмотки возбуждения, очевидно, затухает с постоянной времени T'_d .

С другой стороны, как отмечалось выше, от апериодической слагающей тока статора в обмотке возбуждения наводится переменный ток практически синхронной частоты, затухающий с постоянной времени T_a . Начальное значение этого тока должно быть равно $i_{fa \mid 0 \mid}$, но противоположно ему, чтобы в момент короткого замыкания в обмотке возбуждения сохранился предшествующий ток i_{f0} .

Следовательно, выражение для тока в обмотке возбуждения при внезапном коротком замыкании в цепи статора будет:

$$\begin{aligned} i_f = i_{f0} + & \frac{x_d - x'_d}{x_{ad}} \frac{u_{q_0}}{x'_d} e^{-t/T'_d} - \\ & - \frac{x_d - x'_d}{x_{ad}} \frac{u_{q_0}}{x'_d} e^{-t/T_a} \cos t. \end{aligned} \quad (9-34)$$

Следует заметить, что, в то время как ток в фазах статора при коротком замыкании зависит от значения начального угла γ_0 , ток в обмотке возбуждения не зависит от него. Это объясняется тем, что свободные токи обмотки возбуждения связаны с результирующими магнитными потоками, образуемыми соответствующими свободными токами фазных обмоток статора, и величины этих потоков не зависят от положения ротора в момент возникновения короткого замыкания.

На рис. 9-1 приведены кривые изменения токов статора и ротора при внезапном коротком замыкании синхронного генератора, предварительно работавшего на холостом ходу. Для большей наглядности кривых основная частота тока резко сокращена. Периодическая слагающая тока статора i_{ap} соответствует апериодической слагающей тока обмотки возбуждения i_{fa} ; в то же время апериодическая слагающая тока статора i_a обуславливает периодическую слагающую тока обмотки возбуждения i_{fp} , а последняя вследствие несимметрии ротора — вторую гармонику тока статора $i_{2\omega}$. Постоянная времени T'_d , как правило, значительно больше T_d .

Пример 9-1. Для генератора известны следующие параметры 67 МвА; 10,5 кВ; 3,68 кА; $x_d = 1,0$; $x_q = 0,6$; $x'_d = 0,15$; $x'_q = 0,3$; $r = 0,83 \cdot 10^{-2}$ ом; $T_{f0} = 5$ сек, ток возбуждения холостого хода 450 а. Генератор работает на холостом ходу с номинальным напряжением, его АРВ отключено

Для случая внезапного трехфазного короткого замыкания на выводах генератора требуется построить кривые изменения мгновенных значений токов статора и обмотки возбуждения, а также кривые изменения действующего значения полного тока статора в начальной стадии процесса короткого замыкания. Определить также максимальное мгновенное значение напряжения на кольцах ротора.

Расчет проведем в относительных единицах при номинальных условиях генератора и лишь некоторые конечные результаты выразим в именованных единицах

Согласно заданному условию $E'_{q0} = E_{q0} = U_0 = 1$. При этом будем иметь

$$I'_{|0|} = \frac{1}{0,3} = 3,33; I = \frac{1}{1} = 1;$$

начальное значение апериодической слагающей тока статора (при $\gamma_0 = 0$), с учетом того, что $u_{q0} = U_{q0}$, будет:

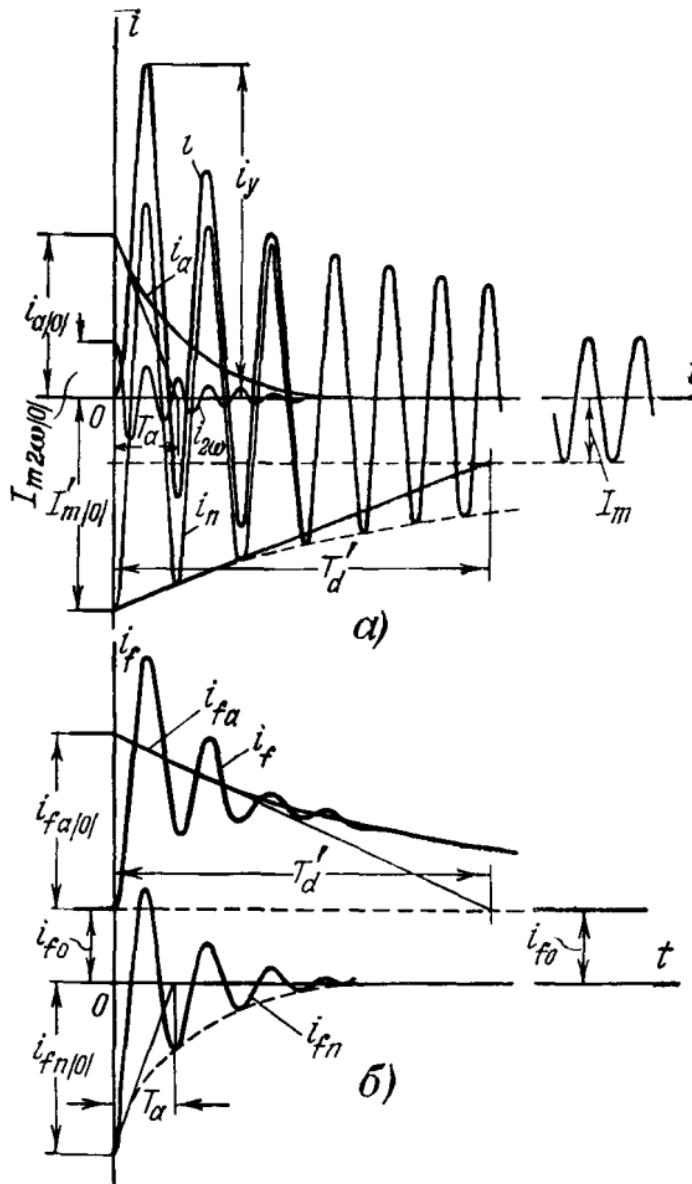
$$i_{a|0|} = \frac{U_{q0} (x_q + x'_d)}{2x'_d x_q} = \frac{1 (0,6 + 0,3)}{2 \cdot 0,6 \cdot 0,3} = 2,5;$$

начальная амплитуда второй гармоники тока статора

$$I_{m2\omega} = \frac{U_{q0}(x_q - x'_d)}{2x'_d x_q} = \frac{1(0,6 - 0,3)}{2 \cdot 0,6 \cdot 0,3} = 0,83.$$

Величина реактивности

$$\gamma_p = \frac{2x'_d x_q}{x'_d + x_q} = \frac{2 \cdot 0,3 \cdot 0,6}{0,3 + 0,6} = 0,4;$$



Фиг. 9-1 Кривые изменения токов при внезапном коротком замыкании синхронной машины без демпферных обмоток.
а — обмотка статора; б — обмотка возбуждения.

относительная величина активного сопротивления статора

$$r = 0,83 \cdot 10^{-2} \cdot \frac{67}{10,5^2} = 0,005.$$

Значения постоянных времени:

$$T_s = \frac{x_2}{\omega r} = \frac{0,4}{314 \cdot 0,005} = 0,255 \text{ сек}$$

и

$$T'_d = T_{f0} \frac{x'_d}{x_d} = 5 \cdot \frac{0,3}{1} = 1,5 \text{ сек.}$$

Выражение для мгновенного значения тока фазы A (при $\gamma_0 = 0$) будет:

$$i_A = (2,33e^{-t/1,5} + 1) \cos \omega t - (2,5 + 0,83 \cos 2\omega t) e^{-t/0,255},$$

где начальный свободный переходный ток

$$I'_{cb(0)} = I'_{f0} - I = 3,33 - 1 = 2,33.$$

Относительный ток возбуждения, приведенный к статору, будет:

$$\dot{I}_{f0} = \frac{I_{f0}}{x_{ad}} = \frac{1}{1,0 - 0,15} = \frac{1}{0,85} = 1,18.$$

Для мгновенного значения тока в обмотке возбуждения имеем:

$$\begin{aligned} i_f &= \dot{I}_{f0} + \frac{(x_d - x'_d)}{x_{ad}} \frac{U_{q0}}{x'_d} e^{-t/T'_d} - \\ &- \frac{(x_d - x'_d)}{x_{ad}} \frac{U_{q0}}{x'_d} e^{-t/T_d} \cos \omega t = 1,18 + \frac{1 - 0,3}{0,85} \times \\ &\times \frac{1}{0,3} e^{-t/1,5} - \frac{1 - 0,3}{0,85} \cdot \frac{1}{0,3} e^{-t/0,255} \cos \omega t = 1,18 + \\ &+ 2,74 e^{-t/1,5} - 2,74 e^{-t/0,255} \cos \omega t. \end{aligned}$$

По этим выражениям построены кривые, представленные на рис. 9-2,а и 9-3,а. Для статора они даны только для первых нескольких периодов, а для обмотки возбуждения — до 3 сек, причем для большей наглядности период слагающей j_{ip} резко увеличен, хотя огибающая по ее максимальным мгновенным значениям сохранена в правильном масштабе.

Для ударного тока короткого замыкания имеем:

$$i_y = 2,33e^{-0,01/1,5} + 1 + (2,5 + 0,83)e^{-0,01/0,255} = 6,52$$

или

$$i_y = \sqrt{2} \cdot 3,68 \cdot 6,52 = 34 \text{ кА.}$$

Ударный коэффициент составляет:

$$k_y = \frac{6,52}{3,33} = 1,96.$$

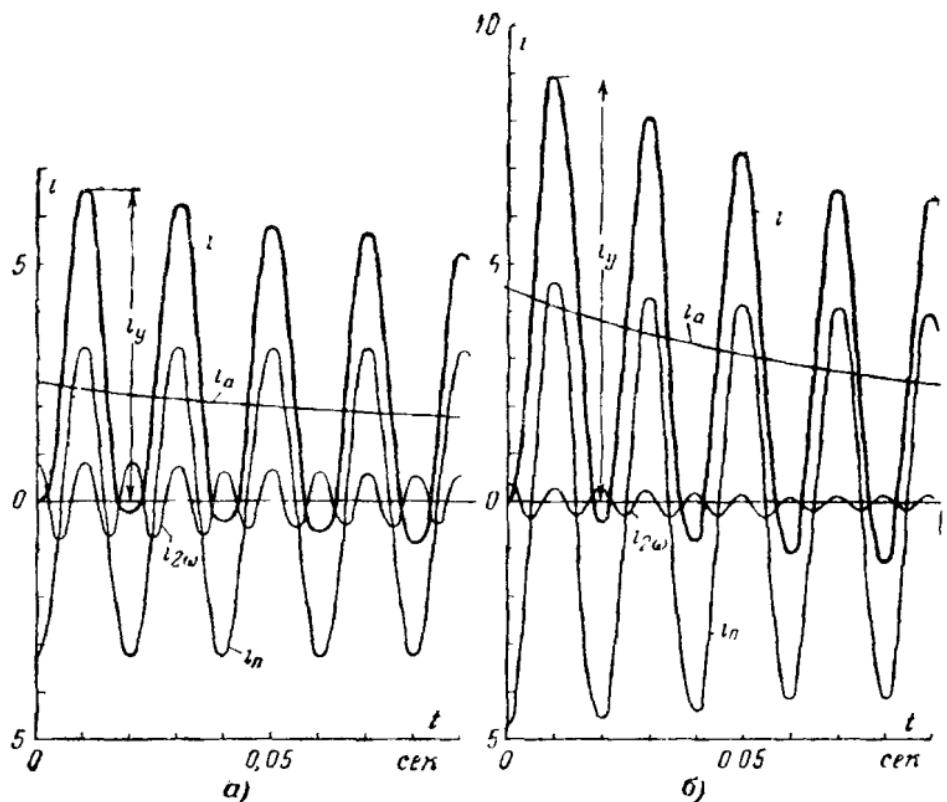


Рис 9-2. К примерам 9-1 и 9-2. Кривые изменения тока статора синхронной машины при внезапном коротком замыкании.
а — при отсутствии демпферных обмоток; б — при наличии демпферных обмоток

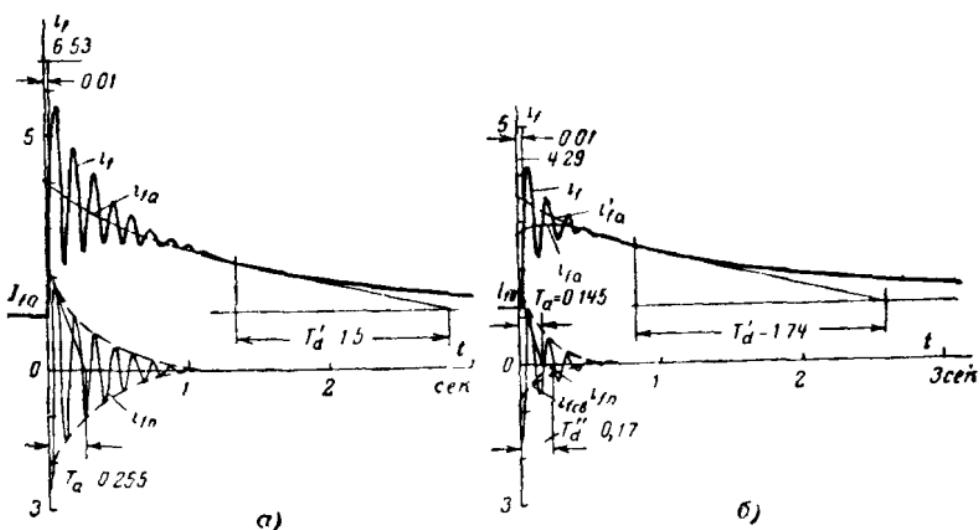


Рис 9-3. К примерам 9-1 и 9-2 Кривые изменения тока возбуждения синхронной машины при внезапном коротком замыкании.
а — при отсутствии демпферных обмоток, б — при наличии демпферных обмоток.

Для действующего значения полного тока статора (в относительных единицах) в соответствии с указаниями § 3-3 имеем:

$$It = \sqrt{(I'_{\text{св}}|_0 e^{-t/T_d'} + I)^2 + (I_{2\omega} e^{-t/T_a})^2 + 2(I_a|_0 e^{-t/T_a})^2} = \\ = \sqrt{(2,33e^{-t/1,5} + 1)^2 + (0,83^2 + 2 \cdot 2,5^2) e^{-2t/0,255}} = \\ = \sqrt{1 + 4,66e^{-0,67t} + 5,4e^{-1,84t} + 13,2e^{-7,85t}}.$$

Если не выделять вторую гармонику, а считать, что только одна апериодическая слагающая полностью уравновешивает начальную амплитуду периодической слагающей (т. е. $I'_0=3,33$), то третьего слагаемого под радикалом не будет, а коэффициент перед последним слагаемым будет 22 (вместо 13,2), что приводит к завышению определяемой величины тока.

По вычисленным для нескольких моментов времени величинам действующих значений токов статора построены кривые 1, 2 и 3, представленные на рис. 9-4

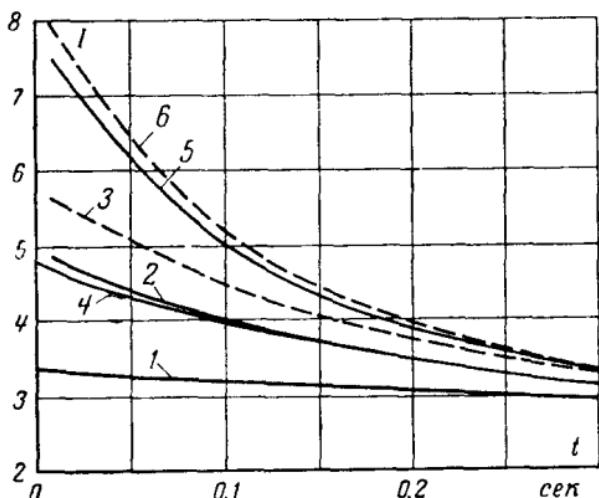


Рис. 9-4 К примерам 9-1 и 9-2 Кривые изменения действующего значения тока статора

1 — периодической слагающей тока 2 — полного тока с учетом второй гармоники, 3 — то же, но без учета второй гармоники с соответствующим увеличением апериодической слагающей тока при отсутствии демпферных обмоток, 4, 5 и 6 — то же, но при наличии демпферных обмоток

Для определения напряжения на кольцах ротора предварительно найдем активное сопротивление обмотки возбуждения. Из выражения для T_{f0} для относительной величины этого сопротивления, приведенного к статору, имеем:

$$r_f = \frac{x_f}{\omega T_{f0}} = \frac{1,03}{314 \cdot 5} = 0,655 \cdot 10^{-3},$$

где реактивность обмотки возбуждения

$$x_f = \frac{x_{ad}^2}{x_d - x'_d} = \frac{0,85^2}{1,0 - 0,3} = 1,03.$$

Во взаимной системе относительных единиц базисный ток в цепи возбуждения должен быть (см. § 5-3)

$$I_{f6} = I_f x_{ad} = 450 \cdot 0,85 = 380 \text{ а},$$

а

$$S_{f6} = S_6 = 67 \text{ Мвт};$$

следовательно,

$$U_{f6} = \frac{67}{0,38} = 176 \text{ кв.}$$

Действительная величина активного сопротивления обмотки возбуждения в именованных единицах составляет

$$r_f = 0,655 \cdot 10^{-2} \cdot \frac{176^2}{67} = 0,304 \text{ ом.}$$

Максимальное мгновенное значение тока в обмотке возбуждения, выраженное в относительных единицах, при которых задается характеристика холостого хода, будет:

$$I_f = \dot{I}_f x_{ad} = 6,52 \cdot 0,85 = 5,55$$

или

$$I_f = 5,55 \cdot 450 = 2500 \text{ а.}$$

Напряжение на кольцах ротора при холостом ходе $U_{fx} = 0,304 \cdot 450 \approx 137 \text{ в}$; искомое максимальное мгновенное значение при коротком замыкании $U_{\max} = 0,304 \cdot 2500 = 760 \text{ в}$.

9-3. Влияние и приближенный учет демпферных обмоток

Общий путь исследования электромагнитного переходного процесса внезапного короткого замыкания синхронной машины с демпферными обмотками принципиально тот же, что и в предыдущем параграфе. Такая машина характеризуется операторными реактивностями в обеих осях ротора. Каждая дополнительная обмотка на роторе повышает порядок определителя системы уравнений, аналогичной (9-7) и (9-8). Так, если по осям d и q расположено по одной демпферной обмотке, то p в определителе уже достигает пятой степени. При этом решение характеристического уравнения, получаю-

щегося путем приравнивания определителя нулю, в общем виде невозможно. Достаточно близкое к действительности решение можно получить, так же как и при отсутствии демпферных обмоток, пренебрегая поочередно активными сопротивлениями цепей ротора и статора.

При таком решении корни характеристического уравнения p_1 и p_2 могут быть определены по (9-12), где вместо x'_d и x_q нужно ввести соответственно x''_d и x''_q . Для нахождения значений T_d и x_2 должна быть сделана аналогичная замена в (9-13) и (9-14).

Остальные корни находят, предполагая активное сопротивление цепи статора равным нулю ($r=0$). В продольной оси, где имеются две обмотки ротора (возбуждения и демпферная), переходный процесс, как установлено в § 4-2, характеризуется постоянными временем T'_d и T''_d , которые обратны по величинам соответствующим корням и противоположны им по знаку, т. е. $p_3 = -1/T'_d$ и $p_4 = -1/T''_d$. Ограничивааясь приближенным решением, для определения этих постоянных времени согласно (4-23) и (4-24) имеем:

$$T'_d \approx T'_f + T'_{1d}; \quad (9-35)$$

$$T''_d \approx \frac{\sigma' T'_f T'_{1d}}{T'_f + T'_{1d}}. \quad (9-36)$$

Здесь T'_f и T'_{1d} — постоянные времени соответственно обмотки возбуждения и продольной демпферной обмотки при замкнутом статоре (в общем случае через $x_{\text{вн}}$), определяемые по (7-45) и (7-48);

σ' — коэффициент рассеяния ротора при замкнутом через $x_{\text{вн}}$ статоре, определяемый как

$$\sigma' = 1 - \frac{x'_{ad}^2}{x'_f x'_{1d}}, \quad (9-37)$$

где

$$x'_{ad} = x_{ad} / (x_\sigma + x_{1H});$$

$$x'_f = x_{\sigma_f} + x'_{ad};$$

$$x'_{1d} = x_{\sigma_{1d}} + x'_{ad}.$$

Следует отметить, что при близких коротких замыканиях из-за большой реакции статора его магнитная

связь с ротором сильно уменьшается, что приводит к увеличению σ' ; при этом ошибка от применения приближенных выражений (9-35) и (9-36) возрастает.

Наконец, для последнего пятого корня из характеристического уравнения для поперечной оси, которое аналогично такому же уравнению в продольной оси при отсутствии в ней демпферной обмотки, подобно (9-17) имеем:

$$p_5 = -\frac{x_q}{T_{1q_0}x''_q}; \quad (9-38)$$

определенная им постоянная времени

$$T''_q = -\frac{1}{p_5} = T_{1q_0} \frac{x''_q}{x_q}, \quad (9-39)$$

где T_{1q_0} — постоянная времени поперечной демпферной обмотки при разомкнутом статоре;
 x_q и x''_q — поперечные синхронная и сверхпереходная реактивности машины, включающие в себя реактивность $x_{\text{вн}}$.

Дальнейшее решение можно вести подобно тому, как это сделано для машины без демпферных обмоток (см. § 9-2). Выражения для апериодической слагающей и связанной с нею второй гармоники тока статора сохраняют тот же вид, что и в (9-32), где лишь x'_d и x_q должны быть заменены соответственно x''_d и x''_q .

Принципиальное различие получается в структуре выражения для продольной периодической слагающей тока статора и связанных с нею апериодических слагающих токов в продольных обмотках ротора. Строгие выражения для этих слагающих токов получаются довольно сложными (см. [Л. 4]), поэтому ограничимся результатами приближенного решения, которое в большинстве случаев (особенно когда требуется только ток статора) удовлетворяет требованиям практики.

Для большей наглядности обратимся сразу к рис. 9-5, где показаны кривые изменения рассматриваемых слагающих токов при наличии продольной демпферной обмотки, причем для сравнения там же приведены аналогичные кривые¹ при отсутствии такой обмотки. Как видно, влияние продольной демпферной обмотки оказывается на величине тока I_{dt} и на характере его изменения.

¹ Они отмечены дополнительным индексом «б/д. о».

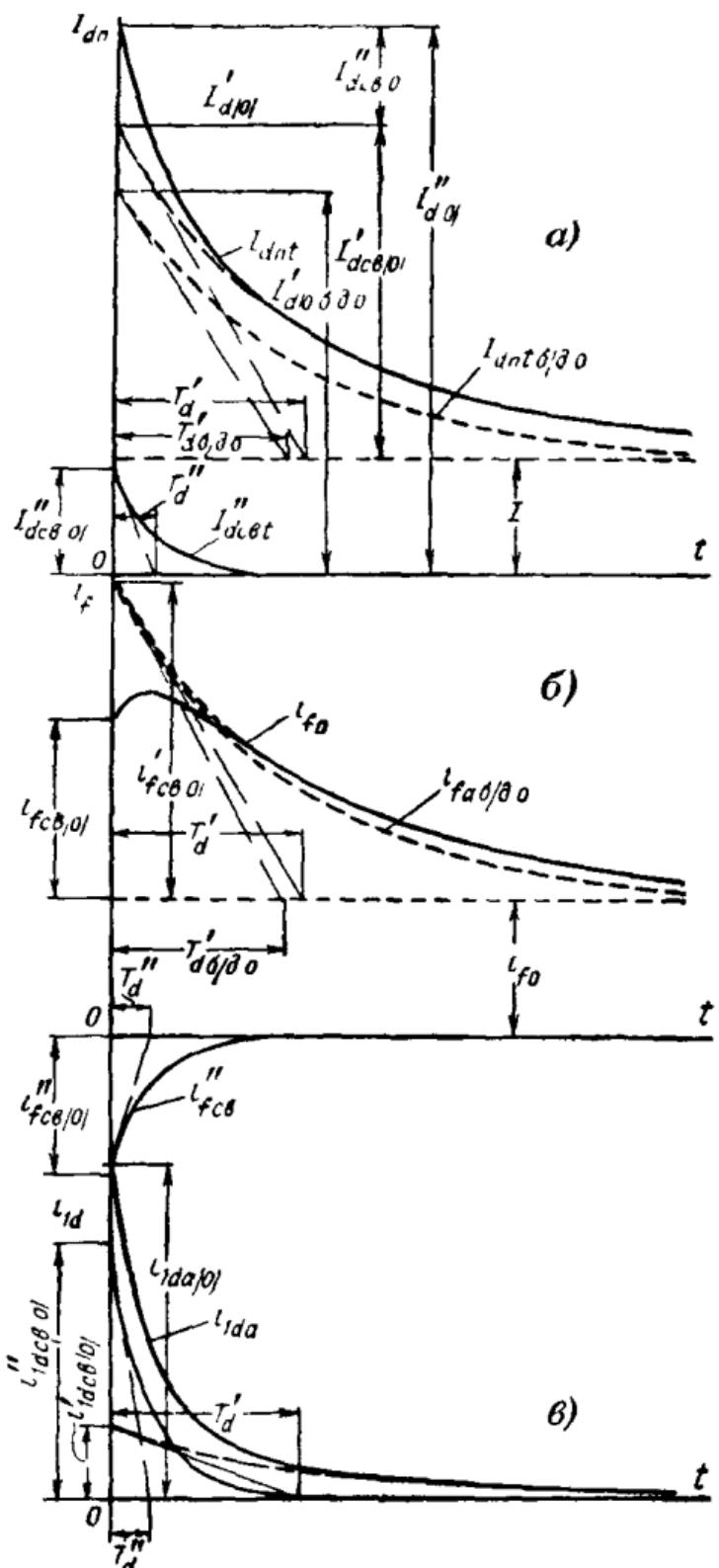


Рис. 9-5. Кривые изменения периодической слагающей тока статора и апериодических слагающих токов в контурах ротора по его продольной оси при внезапном коротком замыкании синхронной машины с демпферными обмотками

a — обмотка статора, *б* — обмотка возбуждения,
в — продольная демпферная обмотка.

В течение всего нестационарного процесса он несколько больше, причем в начальной стадии его затухание происходит быстрее, а затем медленнее, чем при отсутствии демпферной обмотки. Это влияние идентично тому, которое оказывает замкнутая обмотка, связанная магнитно с другими обмотками (см. § 4-2).

Важно отметить, что величина начального переходного тока $I_{d/0}$, зависит от того, имеется ли у машины продольная демпферная обмотка или нет, в то время как величина $I'_{f/0}$ в обоих случаях практически одинакова. Чем меньше T_{1d} , по сравнению с T_{f0} , тем меньше оказывается влияние продольной демпферной обмотки на величину тока $I'_{d/0}$. Если пренебречь этим различием, т. е. считать, что величина тока $I'_{d/0}$, при наличии продольной демпферной обмотки сохраняется тои же, что и при ее отсутствии, то в развитие (9-30а) выражение для продольной периодической слагающей тока статора принимает вид:

$$I_{dt} = I_d + I'_{\text{свд}/0} e^{-t/T'_d} + I''_{\text{свд}/0} e^{-t/T''_d}, \quad (9-40)$$

где $I''_{\text{свд}/0} = \frac{E''_{q0}}{x''_d} - \frac{E'_{q0}}{x'_d}$ — начальное значение свободного сверхпереходного тока.

Когда $T_{j0} \gg T_{1d0}$, что обычно имеет место у явнополюсных машин, представляется возможным пренебречь T_{1d0} по сравнению с T_{f0} ; при этом вместо (9-35) и (9-36) получим

$$T'_d \approx T'_f \quad (9-35a)$$

и

$$T''_d \approx \sigma' T'_{1d}. \quad (9-36a)$$

При этих условиях из структуры (9-40) следует, что продольная демпферная обмотка приводит лишь как бы к возникновению дополнительного свободного сверхпереходного тока, затухание которого обусловлено постоянной времени только этой обмотки.

Однако такая упрощенная запись тока I_{dt} и ее трактовка находятся в противоречии с физикой явления, что нужно непременно иметь в виду во избежание неправильных представлений. В самом деле, магнитная связь между обмоткой возбуждения и продольной демп-

фарнной обмоткой исключает какое-либо независимое изменение тока в каждой из них. Ток статора I_{dt} отражает совместное действие токов в обмотках по продольной оси ротора. При этом оказывается, что при $T_{1d0} \ll T_{f0}$ изменение тока I'_{cqd} зависит главным образом от обмотки возбуждения, а изменение тока I''_{cqd} — от продольной демпферной обмотки. Именно в силу преобладающего влияния каждой из указанных обмоток на изменение только одного из свободных токов практически представляется возможным при $T_{1d0} \ll T_{f0}$ использовать выражение (9-40). Последнее вполне пригодно для гидрогенераторов, а для турбогенераторов оно дает большую погрешность¹.

Разумеется, когда T'_d и T''_d определены по (9-35) и (9-36), нахождение тока I_{dt} по (9-40) дает меньшую погрешность.

Поскольку цепь статора принята чисто индуктивной, поперечного принужденного тока вообще не будет и, следовательно, изменение поперечной периодической слагающей тока статора определяется простым выражением

$$i_{qnt} = I''_{q/0} e^{-t/T''_q}. \quad (9-41)$$

В соответствии с (7-14) для периодической слагающей тока фаза A имеем:

$$i_{nA} = i_{dn} \cos(\omega t + \gamma_0) + i_{qn} \sin(\omega t + \gamma_0). \quad (9-42)$$

Полное выражение для мгновенного значения тока фазы A по аналогии с (9-32) имеет вид:

$$\begin{aligned} i_A = & i_{nA} - [u_{q0} \cos \gamma_0 + u_{d0} \sin \gamma_0] \frac{x''_d + x''_q}{2x''_d x''_q} e^{-t/T_a} - \\ & - [u_{q0} \cos(2\omega t + \gamma_0) - u_{d0} \sin(2\omega t + \\ & + \gamma_0)] \frac{x''_q - x''_d}{2x''_d x''_q} e^{-t/T_a}. \end{aligned} \quad (9-43)$$

¹ В большинстве литературных источников обычно приводится упрощенное выражение (9-40) без должной оговорки его применимости и условности физической интерпретации. Полная четкость и ясность в этот вопрос внесена Л. Г. Мамиконянцем,

Для тока в цепи обмотки возбуждения (приведённого к статору) имеем:

$$i_f = i_{f_0} + i'_{f_{\text{св}}/0} e^{-t/T'_d} + i''_{f_{\text{св}}/0} e^{-t/T''_d} - i_{f_{\text{св}}/0} e^{-t/T_a} \cos \omega t, \quad (9-44)$$

где $i_{f_{\text{св}}/0} = I''_{d/0} / \frac{x''_d - x_\sigma}{x_\sigma}$ — начальный свободный ток в этой цепи;

$$i'_{f_{\text{св}}/0} = I'_{\text{св}d/0} / \frac{x_d}{x_{ad}} \frac{T_{f_0}}{T_{f_0} + T_{1d0}} \quad \text{и} \quad i''_{f_{\text{св}}/0} = i_{f_{\text{св}}/0} =$$

$-i'_{f_{\text{св}}/0}$ — начальные значения соответственно свободного переходного и сверхпереходного токов в той же цепи.

Для тока в цепи продольной демпферной обмотки имеем:

$$i_{1dt} = i'_{1d_{\text{св}}/0} e^{-t/T'_d} + i''_{1d_{\text{св}}/0} e^{-t/T''_d} - i_{1d_{\text{св}}/0} e^{-t/T_a} \cos \omega t, \quad (9-45)$$

где $i_{1d_{\text{св}}/0} = I''_{d/0} / \frac{x''_d - x_\sigma}{x_{\sigma 1d}}$ — начальный свободный ток в этой цепи;

$$i'_{1d_{\text{св}}/0} = I'_{\text{св}d/0} / \frac{x_d}{x_{ad}} \frac{T_{1d0}}{T_{f_0} + T_{1d0}} \quad \text{и} \quad i''_{1d_{\text{св}}/0} = i_{1d_{\text{св}}/0} =$$

$-i'_{1d_{\text{св}}/0}$ — начальные значения соответственно свободного переходного и сверхпереходного токов в той же цепи.

Еще раз напомним, что при коротком замыкании за внешней реактивностью $x_{\text{вн}}$ последнюю следует прибавить ко всем реактивностям статора машины. При этом под u_{d0} и u_{q0} следует понимать составляющие предшествующего напряжения в точке короткого замыкания.

На рис. 9-6 приведены осциллограммы токов статора и ротора и их отдельных слагающих при внезапном коротком замыкании синхронного генератора, предварительно работавшего на холостом ходу. Чтобы не усложнять иллюстрации, периодическая слагающая тока статора и связанные с нею апериодические слагающие токов ротора даны без разложения.

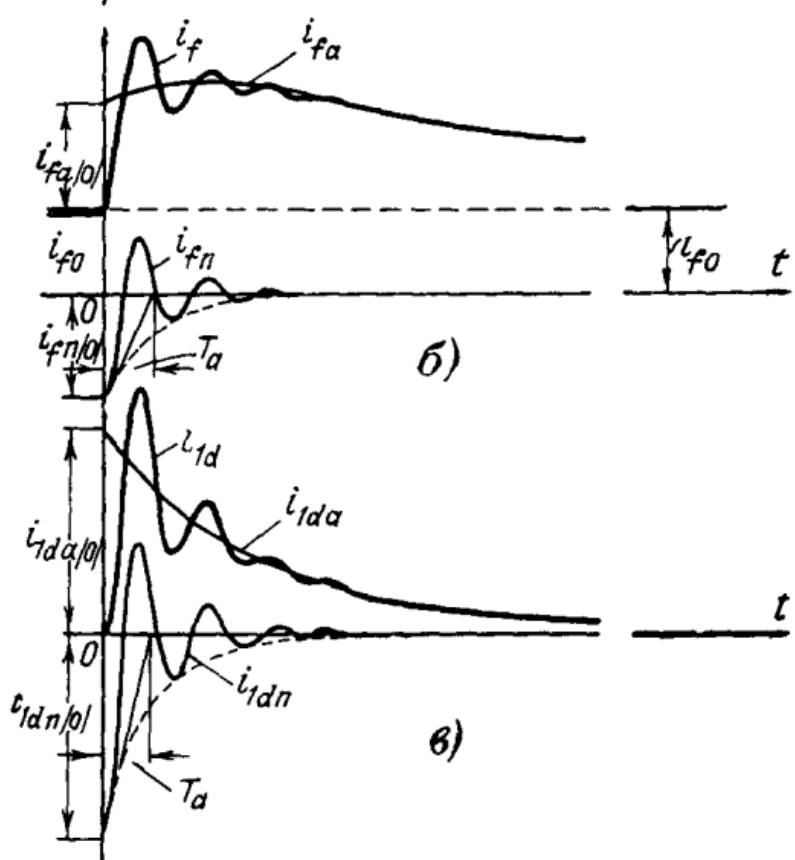
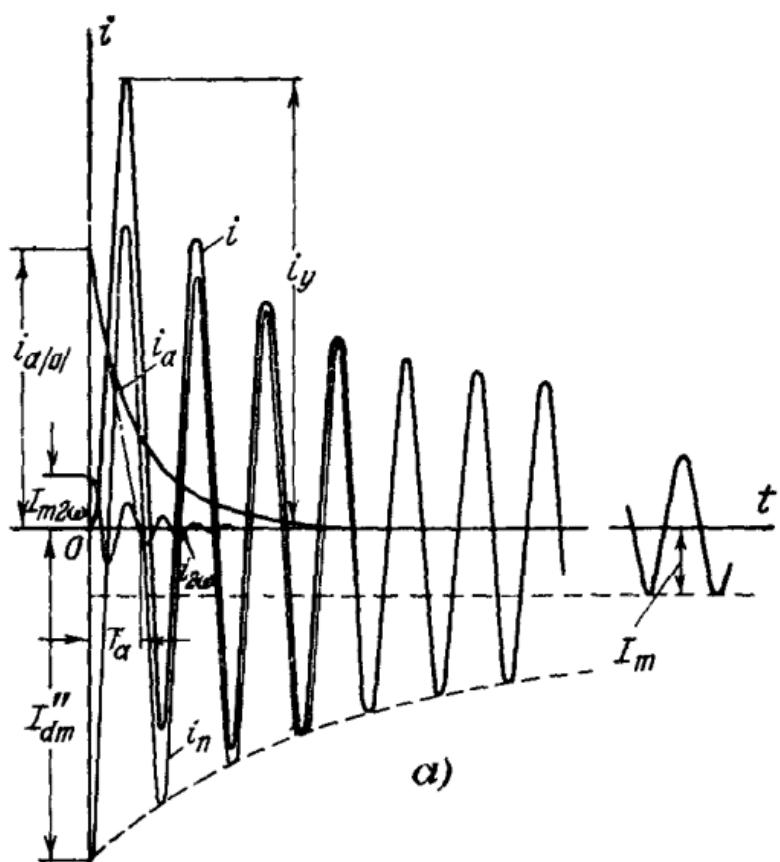


Рис. 9-6 Кривые изменения токов при внезапном коротком замыкании синхронной машины с демпферными обмотками.

a — обмотка статора; *б* — обмотка возбуждения, *в* — продольная демпферная обмотка.

Демпферные обмотки в обеих осях ротора обычно уменьшают его электромагнитную несимметрию при переходном процессе, что приводит к уменьшению второй гармоники.

Пример 9-2. Произвести подсчет тех же величин, что и в предыдущем примере 9-1, но при условии, что ротор данного генератора имеет демпферные обмотки, параметры которых следующие: $x_{1d} = 0,95$; $x_{1q} = 0,58$; $T_{1d0} = T_{1q0} = 1$ сек.

Определим дополнительные реактивности генератора

$$x_{aq} = x_q - x_\sigma = 0,6 - 0,15 = 0,45;$$

$$x_{\sigma 1q} = x_{1q} - x_{aq} = 0,58 - 0,45 = 0,13$$

и

$$x_{\sigma 1d} = x_{1d} - x_{ad} = 0,95 - 0,85 = 0,1;$$

$$x_{\sigma f} = 1,03 - 0,85 = 0,18.$$

По (6-14) и (6-15) находим:

$$x''_d = 0,15 + (0,85 / 0,18 / 0,1) = 0,21 \text{ и } x''_q = 0,15 + (0,45 / 0,13) = 0,25.$$

Начальный сверхпереходный ток при трехфазном коротком замыкании на выводах генератора составляет.

$$I''|_{01} = \frac{E''_0}{x''_d} = \frac{1}{0,21} = 4,76.$$

Поскольку постоянная времени T_{f0} существенно больше постоянной времени T_{1d0} , то определение свободных токов и постоянных времени их затухания выполним приближенно. Примем, что начальный переходный ток сохранится тот же, что и при отсутствии демпферных обмоток, т. е. $I'|_{01} = 3,33$. Тогда начальные свободные токи статора будут.

$$I''_{\text{св}}|_{01} = 4,76 - 3,33 = 1,43 \text{ и } I'_{\text{св}}|_{01} = 3,33 - 1 = 2,33.$$

При закороченной обмотке статора найдем значения реактивностей, коэффициента рассеяния и постоянных времени:

$$x'_{ad} = x_{ad} / x_\sigma = 0,85 / 0,15 = 0,128;$$

$$x'_{sf} = x_{sf} + x'_{ad} = 0,18 + 0,128 = 0,308;$$

$$x'_{1d} = x_{\sigma 1d} + x'_{ad} = 0,10 + 0,128 = 0,228;$$

$$\sigma' = 1 - \frac{x'_{ad}^2}{x'_{sf} x'_{1d}} = 1 - \frac{0,128^2}{0,308 \cdot 0,228} = 0,766.$$

Приближенные значения постоянных времени затухания свободных токов будут:

$$T'_{ad} \approx T'_{sf} + T'_{1d} = 1,5 + 0,24 = 1,74 \text{ сек};$$

$$T''_{ad} \approx \sigma' T'_{1d} = 0,766 \cdot 0,24 = 0,184 \text{ сек.}$$

По тем же выражениям, что и при отсутствии демпферных обмоток, заменив в них только x'_d на x''_d и x'_q на x''_q , найдем:

$$i_{a/0} = \frac{1(0,25 + 0,21)}{2 \cdot 0,25 \cdot 0,21} = 4,38$$

и

$$I_{m^2\omega} = \frac{1(0,25 - 0,21)}{2 \cdot 0,25 \cdot 0,21} = 0,38.$$

Величина реактивности

$$x_2 = \frac{2x''_d x''_q}{x''_d + x''_q} = \frac{2 \cdot 0,25 \cdot 0,21}{0,25 + 0,21} = 0,228$$

и постоянная времени

$$T_a = \frac{0,228}{314 \cdot 0,005} = 0,145 \text{ сек.}$$

Выражение для тока фазы A статора (при $\gamma_0 = 0$) будет:

$$\begin{aligned} i_A = & (1,43e^{-t/0,184} + 2,33e^{-t/1,74} + 1) \cos \omega t + \\ & + 4,38e^{-t/0,145} - 0,38e^{-t/0,145} \cos (2\omega t). \end{aligned}$$

Начальное значение свободного апериодического тока в обмотке возбуждения (приведенного к статору) находим, используя схему замещения на рис. 6-6,в, т. е.

$$i_{f_{CB}/0} = I''_{/0} / \frac{x''_d - x_\sigma}{x_{ad}} = 4,76 \cdot \frac{0,21 - 0,15}{0,18} = 1,59.$$

Начальные значения составляющих свободного тока $i'_{f_{CB}/0}$ находим, используя приближенное выражение, т. е.

$$\begin{aligned} i'_{f_{CB}/0} &= I'_{CBD/0} \frac{x_d}{x_{ad}} \frac{T_{f_0}}{T_{f_0} + T_{1d0}} = \\ &= 2,33 \cdot \frac{1}{0,85} \cdot \frac{5}{5+1} = 2,28; \end{aligned}$$

и

$$i''_{f_{CB}/0} = 1,59 - 2,28 = -0,69.$$

Таким образом, выражение для тока в обмотке возбуждения будет:

$$\begin{aligned} i_{ft} = & 1,18 - 0,69e^{-t/0,184} + 2,28e^{-t/1,74} - \\ & - 1,59e^{-t/0,145} \cos \omega t, \end{aligned}$$

где

$$i_{fp/0} = -i_{f_{CB}/0} = -1,59.$$

По полученным выражениям построены кривые, представленные на рис. 9-2, б и 9-3, б. Как и раньше, в построении i_y условно принято резкое увеличение периода при сохранении правильной огибающей данной кривой.

При наличии демпферных обмоток ударный ток значительно возраст и составляет в относительных единицах $i_y = 9,13$ и в именованных единицах

$$i_y = \sqrt{2} \cdot 3,68 \cdot 9,13 = 47,6 \text{ ka},$$

однако при этом из-за более быстрого затухания свободных токов ударный коэффициент стал несколько меньше: $k_y = 1,92$ (против 1,96).

На рис. 9-4 приведены кривые 4, 5, 6 изменения во времени действующего значения полного тока статора. Подсчет этого значения аналогичен тому, как сделано в решении примера 9-1; в нем появляются лишь дополнительные слагаемые, связанные с учетом свободного сверхпереходного тока.

Поскольку ротор с демпферными обмотками более симметричен в электромагнитном отношении, то их наличие приводит к существенному (более чем в 2 раза) снижению второй гармоники. Поэтому разница между кривыми 5 и 6 значительно меньше, чем между кривыми 2 и 3 (рис. 9-4).

Максимальное мгновенное значение тока в обмотке возбуждения составляет $i_{y\max} = 1630 \text{ a}$ (вместо 2500 а) и соответственно максимальное напряжение на колышах ротора $u_{y\max} = 0,304 \cdot 1630 = 495 \text{ в}$ (вместо 760 в).

Сравнение кривых рис. 9-3, а и б показывает, что продольная демпферная обмотка существенно экранирует обмотку возбуждения и свободный ток в последней в начальной стадии процесса значительно меньше, чем при отсутствии этой демпферной обмотки.

9-4. Влияние автоматического регулирования возбуждения при внезапном коротком замыкании

Под устройством автоматического регулирования возбуждения условимся понимать здесь простейшее устройство релейной форсировки возбуждения, которое приходит в действие при соответствующем снижении напряжения генератора. При этом будем считать, что переходный процесс практически заканчивается, как только восстановлено напряжение генератора. Другими словами, в соответствии с установленным в § 8-3 определением примем, что при наличии АРВ продолжительность переходного процесса равна критическому времени.

В начальный момент короткого замыкания в силу инерции магнитных потоков, сцепленных с обмотками, никакого влияния АРВ, естественно, быть не может. В дальнейшем проявление АРВ сказывается в росте тока возбуждения и связанных с ним составляющих токов

статора и продольной демпферной обмотки (см. § 8-3). Этот процесс протекает относительно медленно, поэтому он приводит к изменению практически только э. д. с. вращения статора и вызванной ею периодической слагающей тока статора. В продольной демпферной обмотке, напротив, ток наводится э. д. с. трансформации, вызванной изменением тока возбуждения.

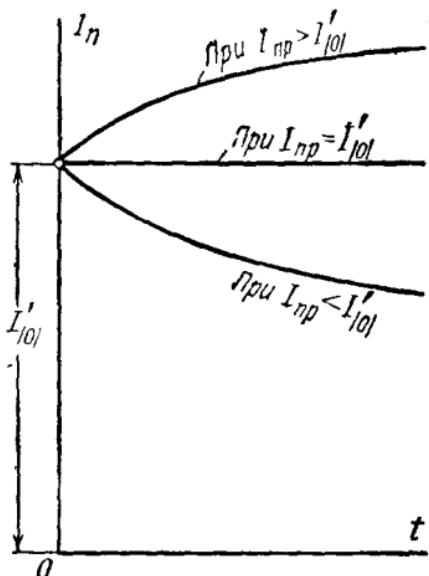


Рис. 9-7 Кривые изменения периодической слагающей тока внезапного короткого замыкания генератора с АРВ при $T_e=0$ и различных значениях предельного тока возбуждения.

Апериодическая слагающая и связанная с нею вторая гармоника тока статора остаются такими же, что и при отсутствии АРВ, что позволяет их не учитывать при дальнейшем рассмотрении данного вопроса.

Итак, при наличии АРВ затухание свободных токов статора и обмотки возбуждения, возникших при внезапном коротком замыкании, в какой-то мере компенсируется увеличением токов от действия АРВ. В зависимости от соотношения между величинами этих токов и закономерностями их изменения результирующая кривая тока приобретает тот или иной характер.

Обратимся к простейшему случаю, когда к обмотке возбуждения генератора без демпферных обмоток в момент короткого замыкания подводится сразу предельное напряжение $u_{f\text{пр}}$, что в (8-9) соответствует $T_e=0$. При таком значении T_e из (8-16) имеем:

$$F(t) = 1 - e^{-t/T_d'}$$

Поскольку насыщение генератора не учитывается, для получения выражения действующего значения периодической слагающей тока короткого замыкания с учетом АРВ достаточно к соответствующему выражению без учета АРВ (см. § 9-2 и 9-3) прибавить приращение

тока под действием АРВ. В данном случае это приводит к выражению

$$I_{\text{п}t} = I + (I'_{f0} - I) e^{-t/T'_d} + (I_{\text{пр}} - I)(1 - e^{-t/T'_d}) = I_{\text{пр}} + (I'_{f0} - I_{\text{пр}}) e^{-t/T'_d},$$

где $I_{\text{пр}} = E_{q\text{пр}}/x_d$ — установившийся ток короткого замыкания при предельном токе возбуждения $I_{f\text{пр}}$;

I — то же при предшествующем токе возбуждения I_{f0} .

Из полученного выражения следует, что в зависимости от соотношения между I'_{f0} и $I_{\text{пр}}$ ток $I_{\text{п}t}$ может затухать, возрастать или даже оставаться неизменным, как это показано на рис. 9-7. Такие же закономерности изменения будут для э. д. с. E'_q и E_q .

При конечном значении T_e учет влияния АРВ несколько усложняется. В общем виде выражение для действующего значения периодической слагающей тока статора при этих условиях можно представить в следующем виде:

$$I_{\text{п}t} = I_{\text{п}t\text{б/АРВ}} + \Delta I_{\text{пр}} F(t) \leq \frac{U_{\text{н}}}{x_{\text{вн}}}, \quad (9-46)$$

где $I_{\text{п}t\text{б/АРВ}}$ — значение той же слагающей тока при отсутствии АРВ, определяемое по соответствующим выражениям § 9-2 и 9-3;

$\Delta I_{\text{пр}}$ — предельное приращение установившегося тока короткого замыкания, равное разности установившихся токов при предельном и предшествующем возбуждениях;

$F(t)$ — функция, определяемая по (8-16) или по кривым рис. 8-3.

Поставленное в (9-46) ограничение вытекает из принятого условия, что если под действием АРВ напряжение генератора достигло нормальной величины, то ток в дальнейшем остается неизменным.

Аналогичное наложение токов при учете действия АРВ можно сделать и для цепей ротора. Однако здесь следует использовать свои функции $F_f(t)$ и $F_{1d}(t)$, как это указывалось в § 8-3.

На рис. 9-8 приведены кривые изменения действующего значения периодической слагающей тока статора и апериодических слагающих токов в продольных контурах

рах ротора при коротком замыкании на выводах генератора Пунктиром проведены кривые при отсутствии АРВ, а сплошными линиями — при наличии АРВ, причем отдельно показаны изменения приращений токов от действия АРВ.

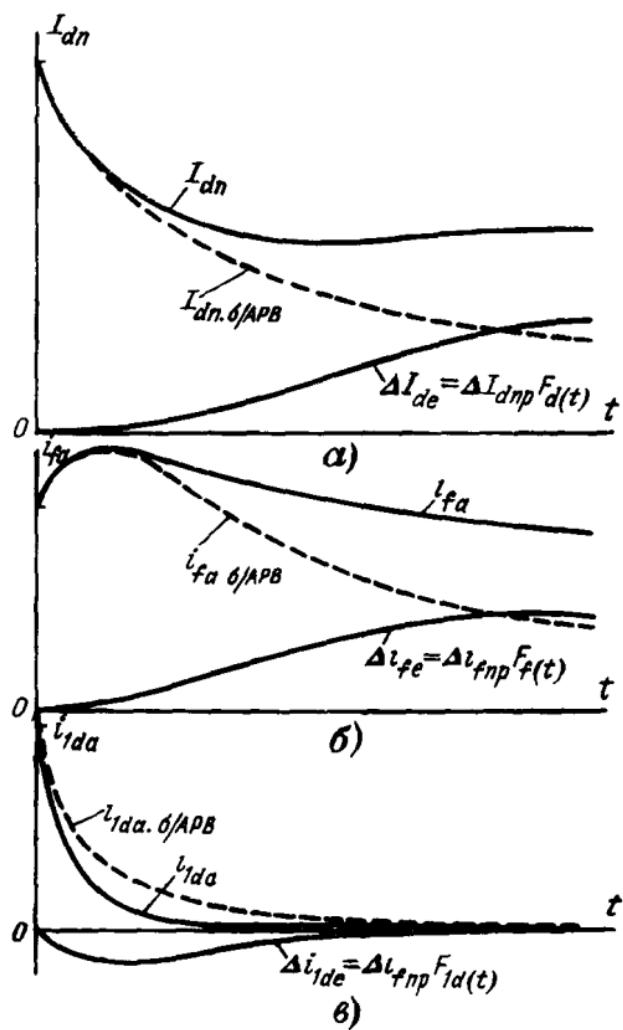


Рис. 9-8 Влияние АРВ на изменение токов при внезапном коротком замыкании синхронной машины.

а — обмотка статора; *б* — обмотка возбуждения;
в — продольная демпферная обмотка

В начальной стадии процесса короткого замыкания, как видно, действие АРВ едва заметно. Затем оно проявляется все интенсивнее и далее приращение тока постепенно стремится к своему конечному значению.

Это имеет место в статоре и обмотке возбуждения, где действие АРВ постепенно увеличивает значения токов. По-иному сказывается действие АРВ на токе в продольной демпферной обмотке. Здесь приращение тока противоположно свободному току, что приводит к снижению тока в этой обмотке.

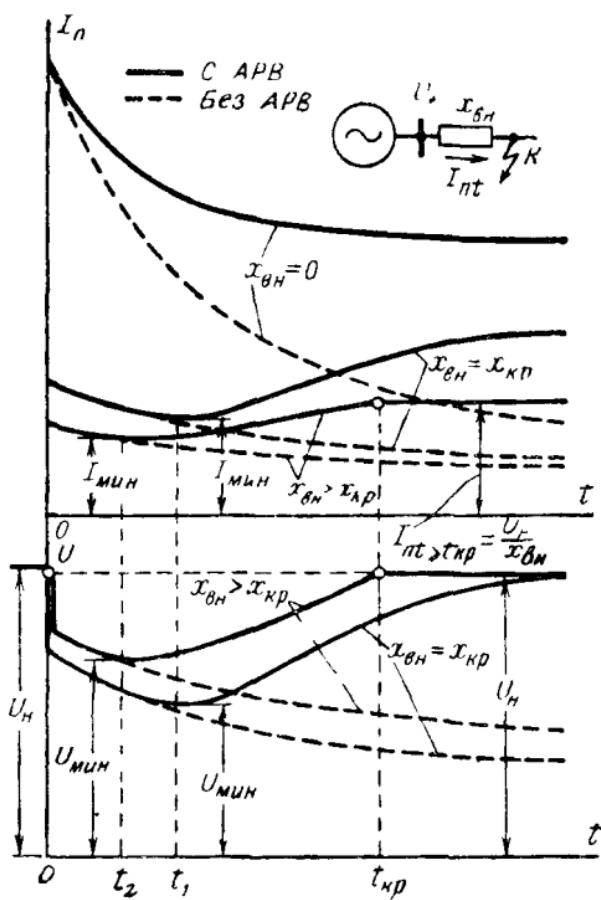


Рис. 9-9 Влияние АРВ на изменение тока и напряжения генератора при различных удаленностях короткого замыкания

Теперь обратимся к рис. 9-9, где приведены кривые изменения действующих значений периодической слагающей тока статора и напряжения генератора при трех характерных удаленностях короткого замыкания: $x_{BH}=0$; $x_{BH}=x_{kp}$; $x_{BH}>x_{kp}$. Для сравнения там же приведены аналогичные кривые при отсутствии АРВ (пунктирные линии). При малой удаленности короткого замыкания кривая тока генератора с АРВ проходит значительно

положе, сохраняя вид затухающей кривой. По мере увеличения удаленности короткого замыкания характер кривой тока меняется. После снижения до некоторого минимума ток статора вновь постепенно возрастает, стремясь к конечному значению, при этом спустя известный промежуток его значения могут превзойти значение в начальный момент.

Из равенства

$$\frac{E''_{q_0}}{x''_d + x''_{bh}} = \frac{E_{q_{np}}}{x_d + x''_{bh}}$$

легко найти внешнюю реактивность

$$x''_{bh} = \frac{E''_{q_0} x_d - E_{q_{np}} x''_d}{E_{q_{np}} - E''_{q_0}}, \quad (9-47)$$

при коротком замыкании за которой начальный сверхпереходный и установившийся токи одинаковы.

При $x_{bh} > x''_d$ установившийся ток I больше начального сверхпереходного тока $I''_{(0)}$, причем наибольшее различие между ними наступает при $x_{bh} = x_{kp}$. С дальнейшим ростом x_{bh} различие между этими токами снова уменьшается.

Характерная кривая $I''_{(0)}/I = f(x_{bh})$ приведена на рис. 9-10. Если при отсутствии АРВ (пунктирная кривая) это отношение всегда больше единицы и в пределе стремится к ней, то при наличии АРВ (сплошная кривая) оно падает до наименьшего значения (порядка 0,6—0,8) при $x_{bh} = x_{kp}$ и затем также стремится к единице, оставаясь меньше ее.

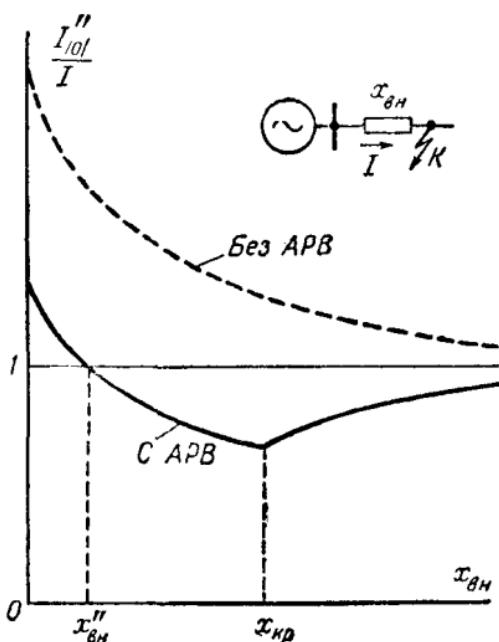


Рис. 9-10 Изменение отношения $I''_{(0)}/I$ в зависимости от удаленности короткого замыкания.

¹ Она зависит от параметров и предшествующего режима машины.

Вернемся к рис. 9-9. Как видно, при $x_{\text{вн}} > x_{\text{кр}}$ напряжение через $t_{\text{кр}}$ достигает нормального значения и далее остается постоянным. Соответственно ток при $t \geq t_{\text{кр}}$ также остается неизменным и равным $U_n/x_{\text{вн}}$.

Напомним, что с увеличением удаленности короткого замыкания затухание и нарастание токов происходит медленнее. Однако вследствие меньшего снижения напряжения его восстановление под действием АРВ происходит в более короткий отрезок времени (хотя и с меньшей скоростью). Таким образом критическое время уменьшается с ростом удаленности короткого замыкания.

Минимум тока или напряжения зависит от параметров машины и удаленности короткого замыкания. С увеличением последней он наступает раньше и в пределе наступает при $t=0$.

Пример 9-3. Для условий примера 9-2 определить ток статора через 1,5 сек, считая, что генератор снабжен АРВ; при этом $I_{f\text{пр}} = 3,4$ и $T_e = 0,5$ сек.

В решении примера 9-2 была найдена $T'_d = 1,74$ сек.

При $t/T'_d = 1,5/1,74 = 0,86$ и $n_e = T_e/T'_d = 0,5/1,74 = 0,29$ по кривым рис. 8-3 находим $F(t) \approx 0,4$.

Предельное приращение установившегося тока составляет:

$$\Delta I_{f\text{пр}} = \frac{3,4}{1} - 1 = 2,4.$$

Ток короткого замыкания через 1,5 сек практически уже не содержит апериодической слагающей, второй гармоники и свободного сверхпереходного тока. Поэтому, используя полученные ранее результаты, для искомого значения тока имеем:

$I_{1,5} = 2,33 e^{-1,5/1,74} + 1 + 2,4 \cdot 0,4 = 0,98 + 1 + 0,96 = 2,94$, т. е. приращение тока от действия АРВ составляет

$$\frac{0,96}{1,98} \cdot 100 = 48,5\%.$$

Пример 9-4. Определить наименьшее действующее значение периодической слагающей тока при трехфазном коротком замыкании на выводах генератора, имеющего следующие параметры: $x'_d = 0,25$; $x_d = 1,0$; $T_{f0} = 2$ сек. Генератор снабжен АРВ; $I_{f\text{пр}} = 4$; $T_e = 0,5$ сек. До короткого замыкания генератор работал на холостом ходу с номинальным напряжением.

Находим постоянную времени

$$T'_d = 2 \cdot \frac{0,25}{1,0} = 0,5 \text{ сек.}$$

Поскольку получилось $T'_d = T_e$, то для определения $F(t)$ используем (8-17). При этом для периодической слагающей тока статора имеем:

$$I_{nt} = \frac{1}{1} + \left(\frac{1}{0,25} - \frac{1}{1} \right) e^{-t/0,5} + \left(\frac{4}{1} - \frac{1}{1} \right) \times \\ \times \left[1 - e^{-t/0,5} \left(1 + \frac{t}{0,5} \right) \right] = 4 - 6te^{-t/0,5}.$$

Из уравнения

$$\frac{dI_{nt}}{dt} = 6(2t - 1)e^{-t/0,5} = 0$$

находим, что минимум тока наступает при $t = 0,5$ сек; его величина составляет

$$I_{n, \min} = 4 - 6 \cdot 0,5e^{-0,5/0,5} = 2,9.$$

9-5. Каскадное отключение и повторное включение короткого замыкания

При питании короткого замыкания по нескольким ветвям их отключение происходит обычно неодновременно. Это может быть вызвано как случайными обстоятельствами (например, неодновременностью работы отключающих аппаратов), так и преднамеренно, когда для защиты от коротких замыканий используют релейные схемы, построенные на определенной очередности или каскадности действия отключающих аппаратов отдельных ветвей.

В гл. 1 уже отмечалось, что после отключения короткого замыкания широко применяют автоматическое повторное включение (АПВ) отключившихся участков или элементов схемы. В тех случаях, когда короткое замыкание остается, действие АПВ приводит к повторному включению на короткое.

Таким образом, при каскадном отключении короткого замыкания или при его повторном включении происходит по существу смена одного переходного процесса другим. При этом может оказаться, что условия повторного короткого замыкания тяжелее первоначальных, т. е. ток при повторном коротком замыкании достигнет большей величины.

Границные условия внезапного перехода от одного процесса к другому (независимо от того, является ли первый стационарным или нет) в полной мере характеризуются неизменностью сверхпереходной (или переход-

ной) э. д. с. в момент нарушения текущего процесса. Это позволяет определить в начале каждого изменения процесса значения периодической слагающей тока статора и соответственно апериодических слагающих токов в контурах ротора. Постоянные времени изменения этих слагающих токов в пределах каждого этапа рассматриваемого процесса определяются параметрами тех элементов схемы, которые участвуют в каждом из этих этапов.

Что касается апериодической слагающей тока статора и связанных с нею периодических слагающих токов ротора, то их начальные значения легко найти из условия сохранения в момент нарушения процесса предшествующих значений токов в данных цепях. Соответственно по параметрам элементов схемы для каждого этапа рассматриваемого процесса находят постоянную времени затухания этих слагающих токов. Благодаря очень быстрому затуханию этих слагающих токов они практически уже отсутствуют к моменту изменения процесса.

Пример 9-5. Гидрогенератор 40 МвА; 10,5 кВ; $x_d = 0,81$; $x'_d = 0,31$, $T_{f0} = 2,5$ сек, работает на холостом ходу с номинальным напряжением. За реактивностью $x = 0,69$ ом, присоединенной к генератору, произошло трехфазное короткое замыкание, которое через 0,5 сек отключено, а затем еще через 0,5 сек повторно включено.

Для указанного цикла переходного процесса построить кривые изменения действующих значений периодической слагающей тока статора, напряжения, э. д. с. E'_q и E_q . При этом следует рассмотреть два случая, когда у генератора: а) АРВ отключено; б) АРВ включено, причем $I_{\text{пр}} = 3$ и $T_e \approx 0$.

Внешняя реактивность в относительных единицах при номинальных условиях генератора будет:

$$x = 0,69 \cdot \frac{40}{10,5^2} = 0,25.$$

Начальное значение переходного тока, с учетом того, что $E'_{q0} = U_a = 1$, составляет:

$$I'_{|0|} = \frac{1}{0,31 + 0,25} = 1,79;$$

постоянная времени

$$T'_d = 2,5 \cdot \frac{0,31 + 0,25}{0,81 + 0,25} = 1,32 \text{ сек.}$$

а) АРВ отключено

Установившийся ток короткого замыкания

$$I = \frac{1}{0,81 + 0,25} = 0,94.$$

Выражение для периодической слагающей тока статора будет:

$$I_{nt} = (1,79 - 0,94) e^{-t/1,32} + 0,94 = 0,85 e^{-t/1,32} + 0,94.$$

Все остальные величины связаны с этим током простыми линейными зависимостями:

$$U_t = 0,25 I_{nt} = 0,212 e^{-t/1,32} + 0,235;$$

$$E'_{qt} = (0,31 + 0,25) I_{nt} = 0,475 e^{-t/1,32} + 0,525;$$

$$E_{qt} = (0,81 + 0,25) I_{nt} = 0,9 e^{-t/1,32} + 1.$$

Через 0,5 сек по указанным выражениям имеем: $I_{nt} = 1,52$; $U = 0,38$; $E'_{qt} = 0,85$ и $E_{qt} = 1,61$.

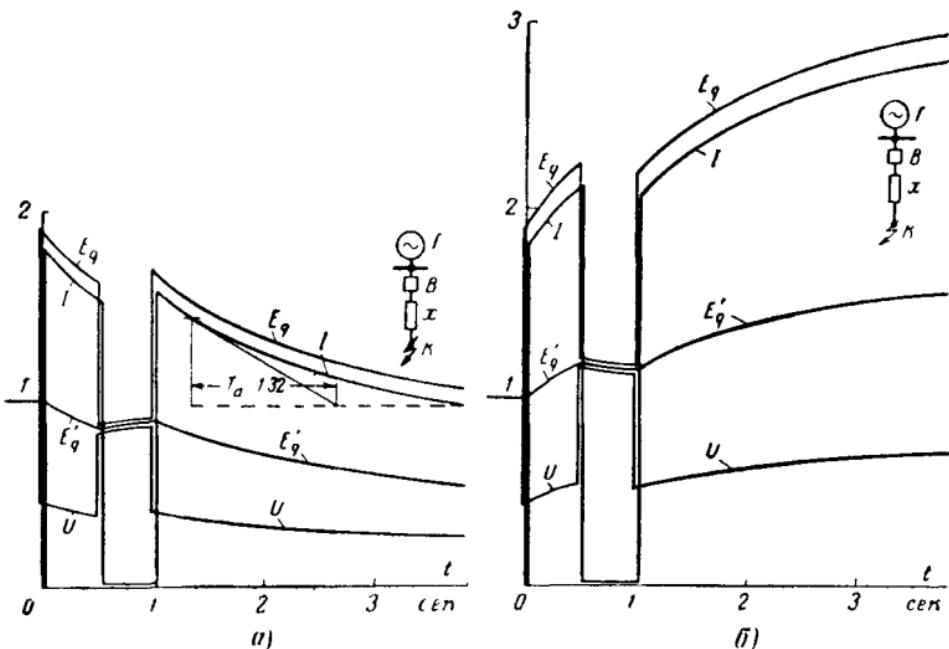


Рис. 9-11. К примеру 9-5. Кривые изменения I , U , E'_{qt} и E_{qt} в функции времени.

a — при отсутствии АРВ; *б* — при наличии АРВ.

В течение бестоковой паузы напряжение и обе э. д. с. одинаковы и изменяются по возрастающей экспоненте с постоянной времени $T_{f0} = 2,5$ сек, стремясь к своему предшествующему значению, т. е.

$$E'_{qt} = E_{qt} = U = (0,85 - 1) e^{-t/2,5} + 1,$$

где t — время с момента отключения короткого замыкания.

В момент повторного включения на короткое замыкание имеем:

$$E'q = (0,85 - 1) e^{-0,5/2,5} + 1 = 0,88.$$

При этом ток в момент повторного включения на короткое замыкание будет:

$$I' = \frac{0,88}{0,31 + 0,25} = 1,57,$$

и его дальнейшее изменение будет происходить по выражению

$$I_{nt} = (1,57 - 0,94) e^{-t/1,32} + 0,94 = 0,63 e^{-t/1,32} + 0,94;$$

соответственно

$$U_t = 0,158 e^{-t/1,32} + 0,235;$$

$$E'qt = 0,353 e^{-t/1,32} + 0,525;$$

$$Eqt = 0,668 e^{-t/1,32} + 1,$$

где t — время с момента повторного включения короткого замыкания.

На рис. 9-11,а показаны искомые кривые.

б) АРВ включено

Критическая реактивность составляет

$$x_{kp} = \frac{0,81}{3 - 1} = 0,405.$$

Поскольку $x_{vn} = 0,25 < x_{kp}$, то АРВ не сможет поднять напряжение генератора до нормального уровня. Следовательно, уставившийся ток будет $I = 3 / (0,81 + 0,25) = 2,82$ (или, проще, $I = 3 \cdot 0,94 = 2,82$).

Весь остальной подсчет аналогичен выполненному выше. Его результаты представлены кривыми на рис. 9-11,б. Обращает на себя внимание разный характер изменения кривых при отсутствии и наличии АРВ (рис. 9-11,а и б).

9-6. Взаимное электромагнитное влияние синхронных машин при переходном процессе

Остановимся на вопросе о том, как оказывается взаимное электромагнитное влияние синхронных машин на протекании переходного процесса, вызванного, в частности, внезапным коротким замыканием.

Анализ данного вопроса в общем виде при произвольном числе машин чрезвычайно сложен. Поэтому, чтобы иметь некоторое, главным образом качественное, представление об указанном влиянии, ограничимся рассмотрением простейшего случая, когда имеются лишь два источника (или когда схема с большим числом источников может быть приведена к схеме с двумя эквивалентными источниками). При этом будем считать, что оба источника все время продолжают работать с синхронной частотой.

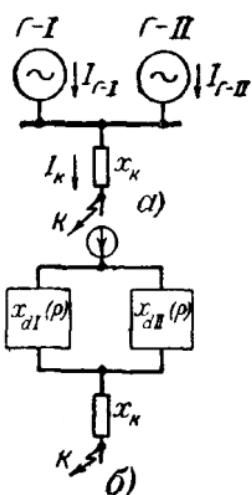


Рис. 9-12. К определению взаимного влияния синхронных машин при внезапном коротком замыкании.

a — исходная схема;
б — схема замещения.

Найдем закономерности изменения свободных токов при различных соотношениях между T_{f0I} и T_{f0II} , т. е. в зависимости от $n = T_{f0II}/T_{f0I}$.

Примем соотношение $x_d = 4x'_d$; тогда

операторные реактивности генераторов (см. § 7-7) будут:

$$x_{dI}(p) = \frac{(4 + T_{f0I}p)x'_d}{1 + T_{f0I}p}$$

и

$$x_{dII}(p) = \frac{(4 + nT_{f0I}p)x'_d}{1 + nT_{f0I}p},$$

а результирующая операторная реактивность схемы рис. 9-12, б при $x_k = x'_d$

$$\begin{aligned} x_{d\Sigma}(p) &= [x_{dI}(p)/x_{dII}(p)] + x_k = \\ &= \frac{3x'_d[nT_{f0I}^2p^2 + 3(1+n)T_{f0I}p + 8]}{2nT_{f0I}^2p^2 + 5(1+n)T_{f0I}p + 8}. \end{aligned}$$

Из характеристического уравнения

$$nT_{f0I}^2p^2 + 3(1+n)T_{f0I}p + 8 = 0$$

находим корни:

$$p_{1,2} = \frac{-3(1+n) \pm \sqrt{9(1+n)^2 - 32n}}{2nT_{f0I}}$$

и соответственно постоянные времени

$$T_{1,2} = -\frac{1}{p_{1,2}} = \left[\frac{3(1+n) \pm \sqrt{9(1+n)^2 - 32n}}{16} \right] T_{f0I}.$$

Операторные выражения для свободных токов будут:
в месте короткого замыкания

$$I_{k_{cB}}(p) = \frac{1}{x_d(p)} = \frac{2nT_{f0I}^2 p^2 + 5(1+n)T_{f0I}p + 8}{3x'_d [nT_{f0I}^2 p^2 + 3(1+n)T_{f0I}p + 8]},$$

генератора Г-I

$$I_{\Gamma-I_{cB}}(p) = \frac{nT_{f0I}^2 p^2 + (4+n)T_{f0I}p + 4}{3x'_d [nT_{f0I}^2 p^2 + 3(1+n)T_{f0I}p + 8]},$$

генератора Г-II

$$I_{\Gamma-II_{cB}}(p) = \frac{nT_{f0I}^2 p^2 + (1+4n)T_{f0I}p + 4}{3x'_d [nT_{f0I}^2 p^2 + 3(1+n)T_{f0I}p + 8]}.$$

Для ряда значений n можно найти величины T_1 и T_2 и затем, перейдя от изображений к оригиналам, начальные значения составляющих I_{cB1} и I_{cB2} свободных токов в каждой ветви схемы рис. 9-12,б. Результаты такого подсчета при изменении n в пределах от 0 до 2 представлены в виде кривых на рис. 9-13, где T_1 и T_2 выражены в долях T_{f0I} , а I_{cB1} и I_{cB2} — в долях полного свободного тока I_{cB} в месте короткого замыкания.

Поскольку параметры генераторов принятые одинаковыми (кроме T_{f0}), начальные значения свободных токов $I_{\Gamma-I_{cB}/0}$ и $I_{\Gamma-II_{cB}/0}$ одинаковы¹.

При идентичности генераторов ($n=1$) их свободные токи, как и следовало ожидать, не только одинаковы, но и изменяются по экспоненциальному закону, т. е. каждый из них содержит только одну составляющую, затухающую с T_1 . По мере отклонения от $n=1$ величины T_1 и T_2 изменяются в одном и том же направлении, но с различной интенсивностью. При этом, как видно из рис. 9-13, происходит перераспределение составляющих свободных токов. Это перераспределение при одновременном изменении T_1 и T_2 в той или иной степени меняет кривые свободных токов во времени по сравнению с теми, которые имеют место при $n=1$.

В качестве характерных примеров на рис. 9-14,а и б приведены временные зависимости свободных токов при $n=T_{f0II}/T_{f0I}=0,5; 2$ и 4 . Токи выражены здесь в долях

¹ Это равенство нарушается при предельных условиях ($n=0$ и $n=\infty$), о чем см. ниже.

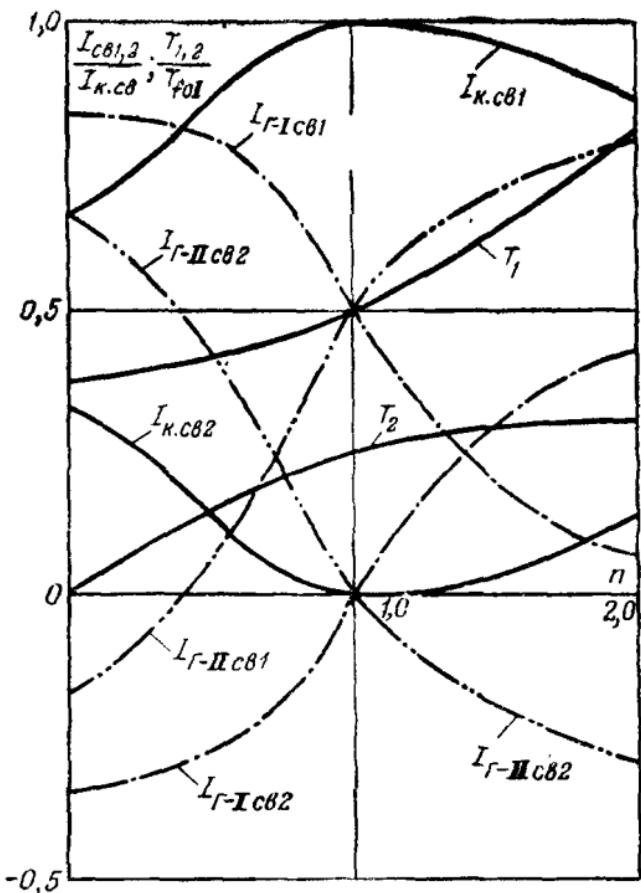


Рис. 9-13. Изменение постоянных времени T_1 и T_2 и составляющих начальных свободных токов в зависимости от соотношения между постоянными временем обмоток возбуждения генераторов $n = T_{f0II}/T_{f0I}$.

$I_{k,sv,10}$, а время — в долях T_{f0I} . Для сравнения проведены аналогичные кривые при полной симметрии схемы ($n=1$).

Как видно из рис. 9-14,а и б, в зависимости от того, в какую сторону изменилась величина T_{f0II} , затухание тока в месте короткого замыкания происходит соответственно быстрее или медленнее. В генераторе с меньшей постоянной времени свободный ток затухает быстрее и его значения в промежуточные моменты времени переходного процесса меньше, чем при $n=1$. В генераторе с большей постоянной времени наблюдается обратная картина, причем чем больше различие между этими постоянными временем, тем медленнее происходит изме-

нение свободного тока этого генератора в начальной стадии процесса. Более того, начиная с известного для данной схемы соотношения n , свободный ток генератора с большей постоянной времени в начальной стадии процесса не затухает, а, напротив, возрастает, хотя никакого автоматического регулирования возбуждения

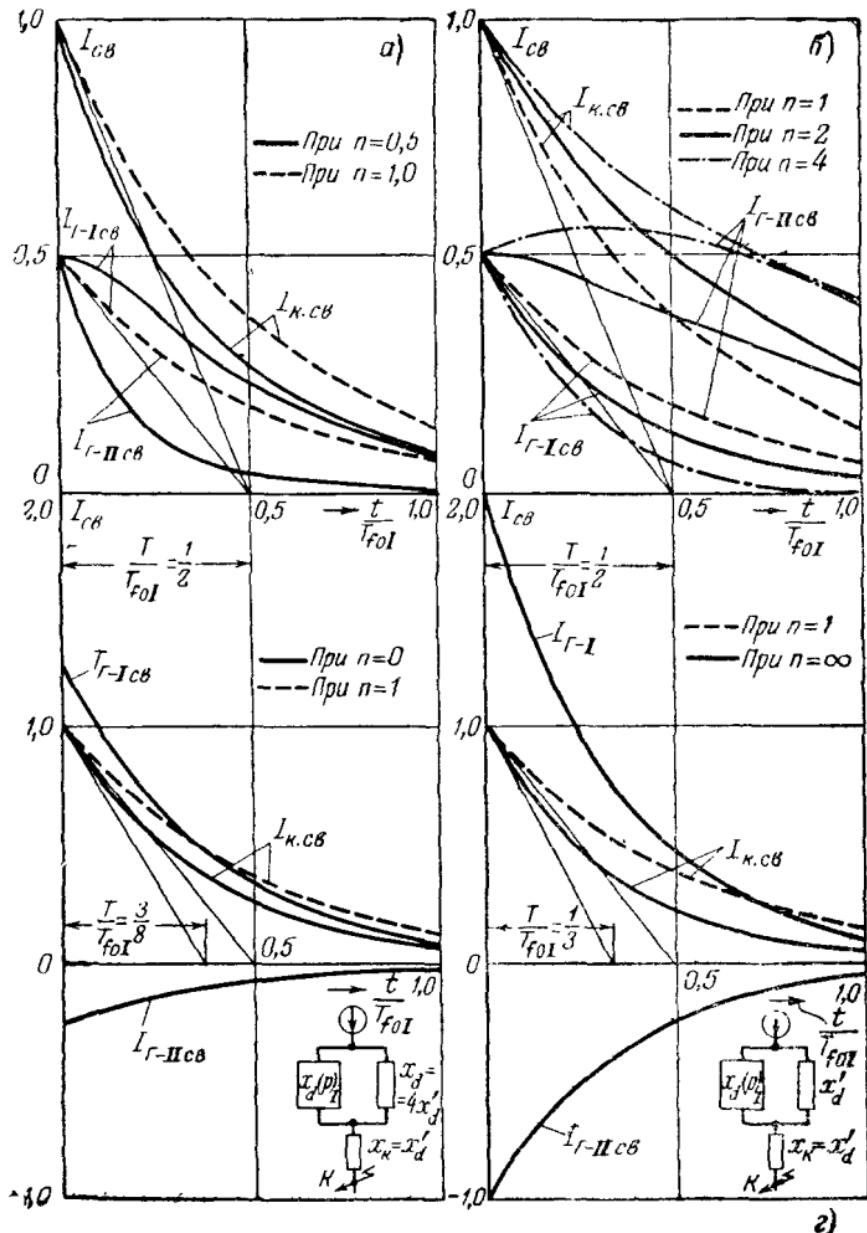


Рис. 9-14. Изменение свободных токов во времени при разных соотношениях между постоянными времени обмоток возбуждения генераторов $n = T_{\text{eff}}/T_{f0I}$.

не имеется. Это возрастание является следствием быстрого затухания свободного тока другого генератора.

Последнее обстоятельство просто и наглядно выявить в предельных (в отношении n) случаях, которые по существу соответствуют замене генератора $\Gamma-II$ источником бесконечной мощности, приключенным через соответствующую реактивность. Так, при $n=0$ имеем $x_{dII}(p) = 4x'_d$ и схема замещения приобретает вид, как показано на рис. 9-14,*в*, откуда, в частности, можно сразу установить, что постоянная времени изменения свободного тока $T = \frac{3}{8}T_{f0I}$. При этом свободный ток генератора $\Gamma-II$ противоположен его принужденному току, что приводит к нарастанию полного тока в данной ветви. Характер изменения свободных токов для этого случая виден по кривым рис. 9-14,*в*.

Еще более заметное возрастание тока генератора $\Gamma-II$ получается в другом предельном случае, когда $n=\infty$ (рис. 9-14,*г*). Здесь постоянная времени $T = -\frac{1}{3}T_{f0I}$. В обоих предельных случаях свободный ток генератора $\Gamma-I$ больше свободного тока в месте короткого замыкания.

Глава десятая

ПРАКТИЧЕСКИЕ МЕТОДЫ РАСЧЕТА ПЕРЕХОДНОГО ПРОЦЕССА КОРОТКОГО ЗАМЫКАНИЯ

10-1. Общие замечания

Полученные в гл. 9 общие выражения для тока при внезапном коротком замыкании позволяют с высокой точностью определить его величину в произвольный момент переходного процесса в цепи, питаемой одним генератором. Структура этих выражений показывает, что даже при столь простых условиях их применение требует большой вычислительной работы.

При переходе к схемам с несколькими генераторами, как показано в § 9-6, задача точного расчета переходного процесса короткого замыкания резко усложняется.

ся. Оставляя в стороне вопросы учета возникающих качаний генераторов и поведения присоединенных нагрузок, достаточно вспомнить, что изменения свободных токов в каждом из генераторов взаимно связаны между собой. При автоматическом регулировании возбуждения аналогичная связь имеет место также в приращениях принужденных токов. Трудность точного расчета дополнительно усугубляется различием параметров синхронной машины в продольной и поперечной осях ее ротора.

Использование приемов операционного исчисления для расчета переходных процессов короткого замыкания в мало-мальски сложной схеме сопряжено с преодолением весьма громоздких и трудоемких выкладок. Порядок характеристического уравнения быстро возрастает с увеличением числа машин в рассматриваемой схеме. Поэтому практическое применение такого метода расчета весьма ограничено. Его можно рассматривать лишь как эталон для оценки других приближенных методов расчета.

В силу указанных причин и с учетом того, что для решения многих практических задач не требуется знания точных результатов, разработаны приближенные методы расчета переходного процесса короткого замыкания. В дальнейшем рассмотрены только те из них, которые достаточно широко используются главным образом в практике советской электроэнергетики.

Основное требование, которому должен удовлетворять практический метод, заключается в простоте его выполнения, что прежде всего предотвращает возможность ошибок. Однако чем проще метод, тем на большем числе допущений он основан и тем, очевидно, меньше его точность. Самые простые методы позволяют иногда определить лишь порядок искомых величин, но этого часто бывает достаточно, чтобы обоснованно решить некоторые практические задачи. Почти, как правило, можно рекомендовать начать расчет переходного процесса короткого замыкания самым простым методом, а затем, если это требуется, вводить уточнения.

Помимо ранее указанных допущений (см. § 2-1), в практических расчетах коротких замыканий дополнительно принимают, что:

1) закон изменения периодической слагающей тока короткого замыкания, установленный для схемы с одним генератором, можно использовать для приближенной

оценки этой слагающей тока в схеме с произвольным числом генераторов;

2) учет апериодической слагающей тока короткого замыкания во всех случаях можно производить приближенно;

3) ротор каждой синхронной машины симметричен, т. е. параметры машины одинаковы при любом положении ротора.

Последнее допущение позволяет оперировать с э. д. с., напряжениями и токами без разложения их на продольные и поперечные составляющие. Одновременно оно исключает учет второй гармоники тока, образующейся от апериодической слагающей тока короткого замыкания при несимметричном роторе (см. § 9-2 и 9-3).

Различие между практическими методами расчета переходного процесса короткого замыкания преимущественно состоит в разном подходе к вычислению периодической слагающей тока короткого замыкания. Этот подход устанавливается и в известной мере диктуется требованиями и целевым назначением данного расчета. Те предпосылки и допущения, которые могут быть использованы в расчете, когда его задача ограничена, например нахождением тока только в месте короткого замыкания и в особенности при большой удаленности последнего, оказываются уже непригодными, если требуется найти распределение тока по отдельным ветвям схемы, как это обычно необходимо при решении вопросов релейной защиты и автоматизации электрических систем. В последнем случае обычно предъявляются большие требования к точности их результатов.

Не меньшие требования предъявляются к расчетам, проводимым для анализа аварий. Особая тщательность расчетов необходима в случаях, когда после аварии обнаружены повреждения оборудования и встает вопрос о рекламации к заводам-поставщикам или возникают какие-либо спорные вопросы.

Наблюдения за переходными процессами короткого замыкания в электрических системах позволяют установить следующее:

1) Начальные значения токов, вычисленные практическими методами, вполне удовлетворительно согласуются с осциллографическими записями (ошибка в пределах $\pm 5\%$).

2) Если короткое замыкание не сопровождается сильными качаниями генераторов, то практические методы (без учета качаний) позволяют с приемлемой точностью (ошибка не превышает 10—15 %) вычислить значение тока в аварийной ветви в произвольный момент переходного процесса; для прочих ветвей схемы ошибка вычислений оказывается обычно большей, причем она растет по мере удаления от точки короткого замыкания и увеличения длительности короткого замыкания.

Применение специальных расчетных моделей (столов), на которых искомые величины можно получить в определенном масштабе по показаниям измерительных приборов, в значительной мере упрощает и ускоряет выполнение необходимых вычислений, особенно в сложных схемах. При этом точность получаемых результатов определяется не только точностью самой модели, но и точностью метода, использованного на этой модели. Сказанное в полной мере относится и к расчетам, выполняемым с помощью цифровых вычислительных машин, которые в последнее время находят все более широкое применение.

В § 6-6 приведен весь материал, необходимый для расчета начального сверхпереходного тока; там же дан ряд практических указаний к выполнению такого расчета. Отметим, что в настоящее время величина начального сверхпереходного тока¹ является наиболее характерным параметром, определяющим условия короткого замыкания в каждой точке электрической системы.

Вопрос влияния качаний синхронных машин при переходном процессе короткого замыкания и приближенный учет этого фактора рассмотрен в гл. 19.

10-2. Приближенный учет системы

В практических расчетах коротких замыканий учет электрической системы часто производят приближенно. Источники, расположенные относительно близко к месту короткого замыкания, учитывают своими параметрами, а всю остальную часть электрической системы, где сосредоточена преобладающая часть генерирующей мощности, обычно рассматривают как источник бесконечной мощности, участие которого в питании короткого замы-

¹ Или пропорциональной ему начальной мощности короткого замыкания S''_k (см. § 2-7).

кания ограничено только сопротивлениями тех элементов (линии, трансформаторы, реакторы и пр.), через которые точка короткого замыкания связана с этой частью системы.

Если известна величина начального сверхпереходного тока I'' или мощности S''_k при трехфазном коротком замыкании в какой-либо точке системы, по ней легко определить реактивность системы относительно этой точки:

$$x_C = \frac{U_{cp}}{\sqrt[3]{I''}} = \frac{U_{cp}^2}{S''_k}, \text{ ом} \quad (10-1)$$

или

$$x_{C(б)} = \frac{I_b}{I''} = \frac{S_b}{S''_k}, \quad (10-2)$$

где U_{cp} — среднее напряжение той ступени, где известен ток I'' ;

I_b — базисный ток на той же ступени, что и ток I'' .

За этой реактивностью считают подключенным источник бесконечной мощности, т. е. напряжение за x_C принимают неизменным и равным U_{cp} .

Реактивность системы также можно приближенно оценить из условия предельного использования выключателя, установленного или намечаемого к установке в данном узле системы, т. е. считая, что ток или мощность при трехфазном коротком замыкании непосредственно за этим выключателем равны соответственно его номинальному (симметричному) отключающему току $I_{отн}$ или номинальной (симметричной) отключающей мощности $S_{отн}$ при напряжении данной ступени. В этом случае, очевидно, в (10-1) и (10-2) под I'' и S''_k следует понимать соответственно $I_{отн}$ и $S_{отн}$.

Если в рассматриваемом узле имеется еще местная станция, которая при трехфазном коротком замыкании в этом узле создает ток $I''_{ст}$ или мощность $S''_{ст}$, то при оценке реактивности системы по условию предельного использования выключателя в данном узле следует исходить из величины тока ($I_{отн} - I''_{ст}$) или мощности ($S_{отн} - S''_{ст}$).

Возможны также более сложные случаи, когда связи с одной или с несколькими неизвестными системами осуществляются в нескольких точках; при этом в каждой из них могут быть заданы возможные или допустимые величины токов (или мощностей) короткого замы-

кания. Так, например, пусть при трехфазных коротких замыканиях поочередно в узлах M и N схемы рис. 10-1, а, связанных между собой реактивностью x_{MN} , известны начальные сверхпереходные токи I''_M и I''_N . Тогда результирующие реактивности всей схемы относительно этих узлов будут:

$$x_{M\Sigma} = \frac{U_{cp}}{\sqrt{3} I''_M}$$

и

$$x_{N\Sigma} = \frac{U_{cp}}{\sqrt{3} I''_N}$$

или в соответствии со схемой замещения рис. 10-1, б

$$\left. \begin{aligned} x_{M\Sigma} &= \frac{x_{C-1} (x_{C-2} + x_{MN})}{x_{C-1} + x_{C-2} + x_{MN}}; \\ x_{N\Sigma} &= \frac{x_{C-2} (x_{C-1} + x_{MN})}{x_{C-1} + x_{C-2} + x_{MN}}. \end{aligned} \right\} \quad (10-3)$$

Из (10-3) нетрудно найти реактивности x_{C-1} и x_{C-2} , через которые обе системы присоединены к узлам M и N ; при этом за реактивностями x_{C-1} и x_{C-2} поддерживается неизменным среднее номинальное напряжение данной ступени трансформации.

Привести среднее значение отношения x/r для системы в целом, вообще говоря, не представляется возможным, так как оно в значительной мере зависит от положения точки короткого замыкания. При преобладании в схеме воздушных и особенно кабельных линий отношение x/r падает, а по мере приближения точки короткого замыкания к станции оно, напротив, возрастает. В качестве первого приближения, обеспечивающего известный запас расчета, для системы можно принимать $x/r = 50$.

Пример 10-1. Определить реактивности двух систем, присоединенных к шинам 230 и 115 кВ схемы рис. 10-2, а, исходя из условия предельного использования выключателей $B-1$ и $B-2$ по их отключающей способности.

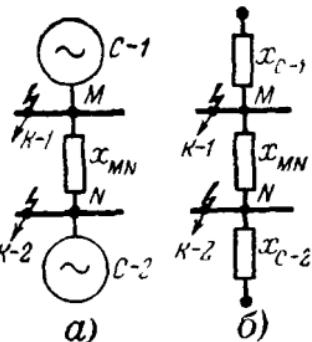


Рис. 10-1. К определению реактивности системы.

а — исходная схема; б — схема замещения.

Генераторы $G-1$ и $G-2$ одинаковые, каждый 235 Mva ; $15,75 \text{ кв}$; $x''_d = 18,8\%$. Автотрансформатор 480 Mva ; $230/115/15,75 \text{ кв}$; $u_{\text{вс}} = 12,5\%$; $u_{\text{вн}} = 22,2\%$; $u_{\text{сн}} = 25,1\%$; $u_{\text{нн}} = 34,8\%$.

Выключатели: $B-1$ типа ВВН-220-10 с номинальной отключающей мощностью 6000 Mva .

На рис. 10-2,б приведена схема замещения, реактивности элементов которой выражены в процентах при $S_6 = 500 \text{ Mva}$ и $U_6 = U_{\text{ср}}$.

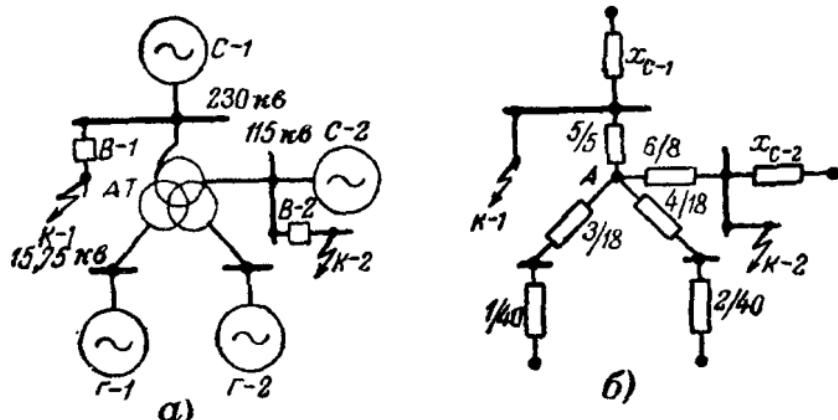


Рис. 10-2. К примеру 10-1.
а — исходная схема; б — схема замещения.

По заданному условию результирующие реактивности схемы должны быть:

относительно точки $K-1$

$$x_{1\Sigma} = \frac{500}{10\,000} \cdot 100 = 5\%;$$

относительно точки $K-2$

$$x_{2\Sigma} = \frac{500}{6\,000} \cdot 100 = 8,33\%.$$

Эквивалентная реактивность обоих генераторов относительно точки A $x = (40 + 18)/2 = 29\%$.

Теперь по отношению к каждой из точек $K-1$ и $K-2$ в соответствии с заданным условием можно написать:

$$\frac{1}{29/(x_{C-2} + 8) + 5} + \frac{1}{x_{C-1}} = \frac{1}{5}$$

и

$$\frac{1}{29/(x_{C-1} + 5) + 8} + \frac{1}{x_{C-2}} = \frac{1}{8,33},$$

откуда искомые реактивности:

$$x_{C-1} = 6,9\% \text{ и } x_{C-2} = 17\%.$$

10-3. Расчет для выбора выключателей по отключающей способности

По вновь введенному у нас в СССР стандарту на выключатели переменного тока высокого напряжения (ГОСТ 687-67) их отключающая способность характеризуется двумя величинами, соответствующими моменту расхождения дугогасительных контактов:

а) эффективным значением периодической слагающей тока (симметричным током);

б) апериодической слагающей тока или ее относительным содержанием

$$\beta = \frac{i_{at}}{\sqrt{2} I_{nt}},$$

где i_{at} и $\sqrt{2} I_{nt}$ — мгновенное значение апериодической слагающей и амплитуда периодической слагающей тока в момент расхождения дугогасительных контактов.

Номинальные значения относительного содержания апериодической слагающей при данном номинальном токе отключения зависят от наименьшего возможного для данного выключателя времени τ от момента возникновения короткого замыкания до размыкания дугогасительных контактов и определяется приводимой в указанном стандарте кривой $\beta=f(\tau)$. При этом время τ принимается равным собственному времени отключения выключателя с добавлением 0,01 сек для выключателей, которые отключаются от встроенных реле.

При выборе или проверке выключателя по отключающей способности должно быть обеспечено, чтобы как номинальный ток отключения, так и номинальное относительное содержание апериодической слагающей не были превышены.

В зависимости от степени быстродействия выключателя его время τ (включая указанные 0,01 сек) находится в пределах 0,02—0,1 сек.

Таким образом, чтобы выбрать или проверить выключатель по отключающей способности, нужно предварительно определить для его собственного времени отключения возможные величины периодической слагающей тока короткого замыкания и относительного содержания апериодической слагающей.

За столь короткий промежуток времени (до 0,1 сек) изменение периодической слагающей происходит практически только за счет затухания свободного сверхпереходного тока, причем у машин с демпферными контурами оно проявляется заметнее. Как отмечалось в § 9-3, чем больше удаленность короткого замыкания, тем меньше величина свободного сверхпереходного тока, но его затухание происходит несколько медленнее.

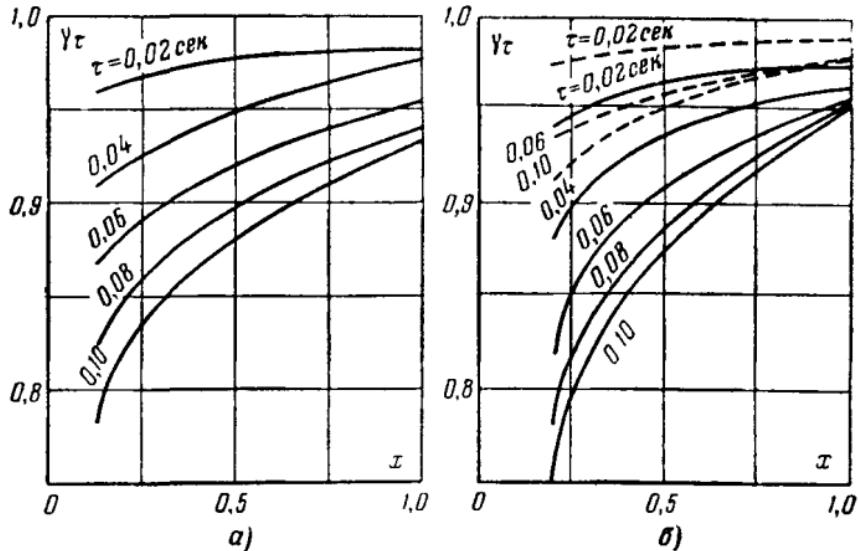


Рис. 10-3. Кривые изменения $\gamma_\tau = f(x)$ при разных τ .

a — для турбогенератора, *b* — для гидрогенератора (сплошные линии — с демпферными обмотками, пунктирные — без демпферных обмоток)

Значение периодической слагающей тока в произвольный момент времени τ можно выразить через начальный сверхпереходный ток как

$$I_{\pi\tau} = \gamma_\tau I''_0, \quad (10-4)$$

где γ_τ — коэффициент, характеризующий затухание периодической слагающей тока.

Для определения величины γ_τ могут служить кривые рис. 10-3, построенные в функции суммарной реактивности x_Σ , по которой производился подсчет тока I''_0 ; эта реактивность должна быть выражена в относительных единицах при суммарной мощности участвующих генераторов.

Указанные кривые соответствуют параметрам генераторов мощностью до 150 Мвт.

При реактивности $x > 1$ затуханием периодической слагающей тока за время до 0,1 сек практически можно пренебречь. Имея в виду приближенность расчета, при вычислении I'' можно использовать упрощения, указанные в § 6-6; в частности, считать приведенные э. д. с. всех генераторов одинаковыми и применять формулу (6-24). Когда в схеме имеется источник бесконечной мощности, то для определения посылаемого им к месту короткого замыкания тока следует предварительно найти взаимную реактивность между этим источником и точкой короткого замыкания; искомый ток выражается отношением напряжения источника к найденной взаимной реактивности (см. § 10-5).

В общем случае при наличии сложной схемы для определения затухания апериодической слагающей тока короткого замыкания нужно поступать, как указано в § 3-5*, т. е. помимо уже известной результирующей реактивности x_Σ следует найти результирующее активное сопротивление r_Σ (при $x = 0$) схемы относительно точки короткого замыкания и определить $T_{a.e}$, а затем искомое значение i_{at} . Последнее может быть также найдено при помощи кривых рис. 10-4, где так называемый коэффициент затухания апериодической слагающей

$$\lambda_t = \frac{i_{at}}{i_{ao}} = \frac{i_{at}}{\sqrt{2} I''}.$$

Таким образом, расчетная величина относительного содержания апериодической слагающей будет:

$$\beta = \frac{\sqrt{2} I'' \lambda_t}{\sqrt{2} I_{nt}}. \quad (10-5)$$

Когда схема содержит независимые радиальные ветви, значение апериодической слагающей тока в месте короткого замыкания следует для большей точности находить, суммируя эти слагающие отдельных ветвей.

* В настоящее время проводится дополнительное уточнение возможности применения такого упрощенного определения x/r (или $T_{a.e}$) и использования кривых рис. 10-3 для условий сложных схем

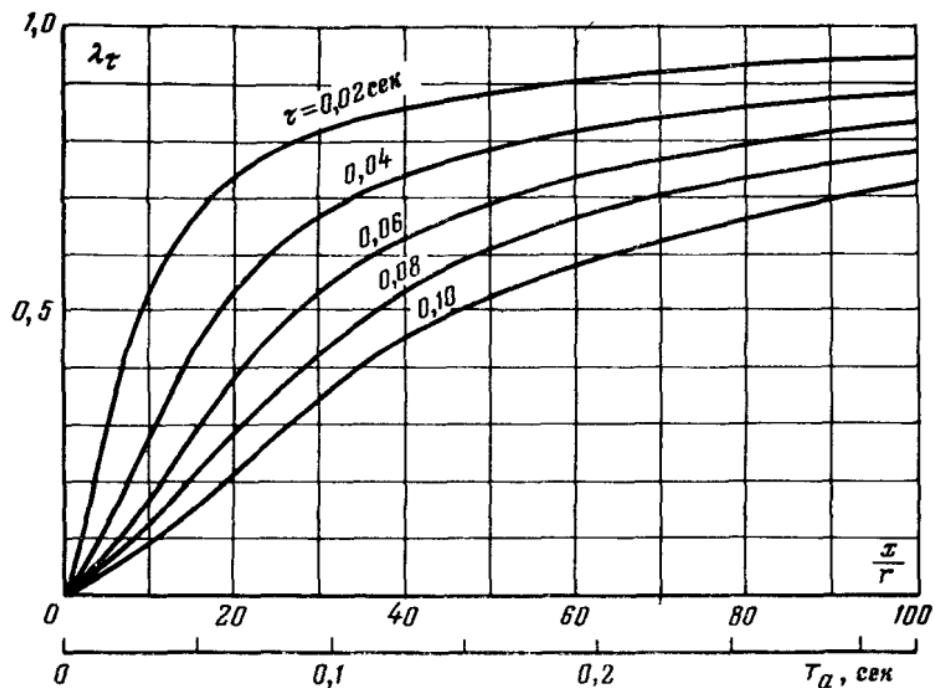


Рис. 10-4. Кривые изменения $\lambda_i = f(x/r)$ при разных величинах κ .

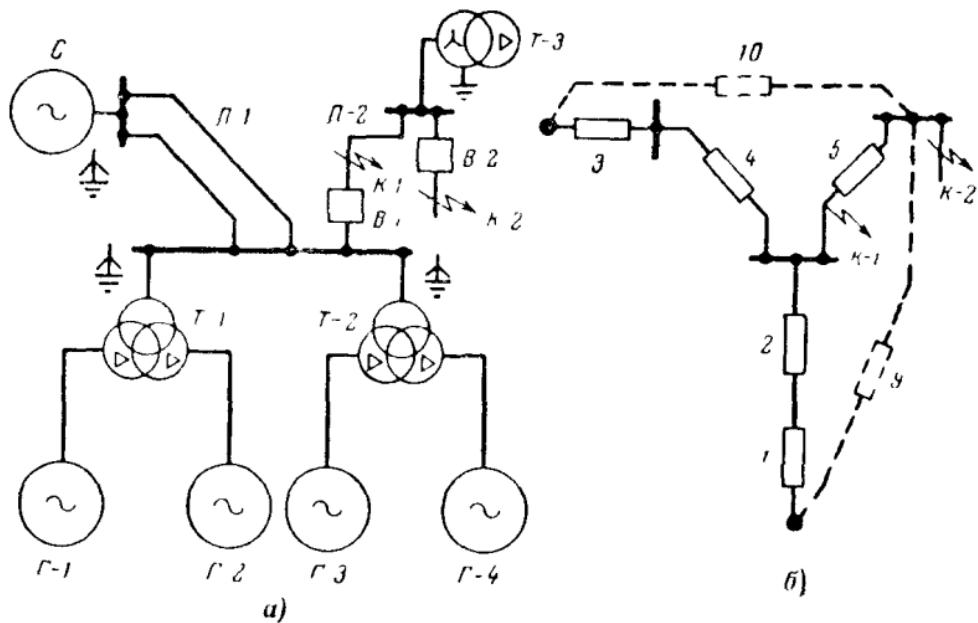


Рис. 10-5. К примеру 10-2.
 a — исходная схема; b — схема замещения.

Проведение аналогичных расчетов при несимметричных коротких замыканиях рассмотрено в § 14-11.

Пример 10-2. В схеме рис. 10-5,а определить расчетные величины для проверки выключателей $B-1$ и $B-2$ по их отключающей способности, считая, что собственное время отключения выключателей составляет 0,05 сек.

Генераторы $G-1-G-4$ одинаковые: $117,5 \text{ Mva}$; $13,8 \text{ кв}$; $x''_d=0,14$.

Трансформаторы $T-1$ и $T-2$ одинаковые: 250 Mva ; $280/13,8 \text{ кв}$, $u_k=12\%$; $Y_0/\Delta=11$.

Трансформатор $T-3$ 80 Mva ; $230/10,5 \text{ кв}$; $u_k=12\%$; $Y_0/\Delta=11$.

Линии: $L-1$ 75 км, 2 цепи; $L-2$ 25 км; $x=0,407 \text{ ом/км}$; $r=0,108 \text{ ом/км}$ одной цепи.

Система C — мощность короткого замыкания, поступающая от системы при трехфазном коротком замыкании в точке ее присоединения, составляет 15000 Mva .

Проведем решение в относительных единицах при $S_b=4 \cdot 117,5=470 \text{ Mva}$, $U_b=U_{cp}$, соответственно

$$I_b = \frac{470}{\sqrt{3} \cdot 230} = 1,18 \text{ ka.}$$

В силу симметрии схемы станции относительно шин 230 кв все генераторы рассматриваем как один генератор мощностью 470 Mva и $x_1=0,14$. Равным образом трансформаторы $T-1$ и $T-2$ заменяем одним трансформатором $2 \cdot 250=500 \text{ Mva}$, реактивность которого при базисной мощности

$$x_2=0,12 \cdot \frac{470}{500}=0,11 \text{ (см. рис. 10-5,б).}$$

Относительные базисные реактивности:
системы

$$x_3=\frac{470}{15000}=0,03;$$

линий

$$x_4=0,407 \cdot 0,5 \cdot 75 \frac{470}{230^2}=0,135$$

и

$$x_5=0,407 \cdot 25 \frac{470}{230^2}=0,09.$$

Относительные базисные активные сопротивления тех же элементов будут: $r_1=0,14/100=1,4 \cdot 10^{-3}$ (по данным табл. 6-2); $r_2=0,11/36=3,06 \cdot 10^{-3}$ (по данным приложения II-6); $r_3=0,03/14=2,1 \cdot 10^{-3}$ (исходя из условия, что для системы $k_y=1,8$); $r_4=0,135 \frac{0,108}{0,407}=35,6 \cdot 10^{-3}$; $r_5=0,09 \frac{0,108}{0,407}=23,6 \cdot 10^{-3}$.

Суммарные реактивности до шин 230 кв станции:
со стороны генераторов $x_7=0,14+0,11=0,25$;
со стороны системы $x_8=0,03+0,135=0,165$;

По кривым рис. 10-3,а для $\tau=0,05+0,01=0,05 \text{ сек}$ и $x=0,25$ находим $\gamma_\tau=0,89$. Следовательно, значение периодической слагаю-

щей тока при трехфазном коротком замыкании в точке $K-1$ будет при $\tau = 0,06$ сек:

$$I_{\text{пн}} = \left(0,89 \cdot \frac{1}{0,25} + \frac{1}{0,165} \right) \cdot 1,18 = 11,4 \text{ ka.}$$

Значения отношений x/r :

со стороны станции $x/r = 0,25 / (3,06 + 1,4) \cdot 10^{-3} = 56$;

со стороны системы $x/r = 0,165 / (2,1 + 35,6) \cdot 10^{-3} = 4,4$.

Обращаясь к кривым рис. 10-4, для этих значений x/r при $\tau = 0,06$ сек соответственно находим $\lambda_1 = 0,72$ и $\lambda_2 = 0,05$.

Значение апериодической слагающей тока в месте короткого замыкания в рассматриваемый момент будет:

$$i_{\text{ат}} = V2 \cdot \left(0,72 \frac{1}{0,25} + 0,05 \frac{1}{0,165} \right) 1,18 = 5,31 \text{ ka.}$$

Следовательно, расчетное относительное содержание апериодической слагающей тока будет:

$$\beta = \frac{5,31}{V2 \cdot 11,4} = 0,33.$$

При коротком замыкании в точке $K-2$ результирующая реактивность составляет $x_2 = (0,25 // 0,165) + 0,09 = 0,19$. Выделим станцию и систему в отдельные ветви. Реактивности этих ветвей найдем как стороны эквивалентного треугольника (см. пунктир на рис. 10-5,б):

$$x_9 = 0,25 + 0,09 + \frac{0,25 \cdot 0,09}{0,165} = 0,48,$$

аналогично

$$x_{10} = 0,32.$$

По кривым рис. 10-3 при $x = 0,48$ и $\tau = 0,06$ сек находим $\gamma_1 = 0,92$. Значение периодической слагающей тока в месте короткого замыкания для $\tau = 0,06$ сек:

$$I_{\text{пн}} = \left(0,92 \cdot \frac{1}{0,48} + \frac{1}{0,32} \right) \cdot 1,18 = 6,03 \text{ ka.}$$

Оценим теперь значение апериодической слагающей тока. Результирующее активное сопротивление относительно точки $K-2$ составляет:

$$r_x = [(3,06 + 1,4) / (2,1 + 35,6) + 23,6] \cdot 10^{-3} = 27,6 \cdot 10^{-3}.$$

Находим отношение $x/r = 0,19 / 27,6 \cdot 10^{-3} = 6,9$, для которого по кривой рис. 10-4 при $\tau = 0,06$ сек имеем $\lambda_1 = 0,11$. Значение апериодической слагающей $i_{\text{ат}} = V2 \cdot 0,11 \frac{1}{0,19} 1,18 = 0,97 \text{ ka}$ и расчетная величина $\beta_1 = \frac{0,97}{V2 \cdot 6,03} = 0,114$.

10-4. Метод расчетных кривых

Когда задача ограничена нахождением тока в месте короткого замыкания или остаточного напряжения непосредственно за аварийной ветвью, для проведения соответствующего расчета в течение многих лет широко используется так называемый метод расчетных кривых. Причиной этого является его относительная простота и в большинстве случаев достаточная точность (в рамках указанной задачи).

Данный метод основан на применении специальных кривых, которые дают для произвольного момента процесса короткого замыкания при различной расчетной реактивности схемы относительные значения периодической слагающей тока в месте короткого замыкания. Построение таких кривых произведено применительно к простейшей схеме рис. 10-6, а, где принято, что генератор предварительно работал с номинальной нагрузкой (при $\cos\phi=0,8$). Соответственно этому сама нагрузка учтена относительным сопротивлением¹ $z_n = -0,8 + j 0,6$, которое считалось неизменным в течение всего процесса короткого замыкания. Ветвь с реактивностью x_k , за которой предполагается трехфазное короткое замыкание, предварительно была не нагружена.

Для средних значений параметров генератора и при различной удаленности короткого замыкания в схеме рис. 10-6 по соответствующим выражениям § 9-2—9-4 вычислены относительные величины периодической слагающей тока в месте короткого замыкания. По полученным результатам построены расчетные кривые, представляющие изменение относительной величины периодической слагающей тока в месте короткого замыкания

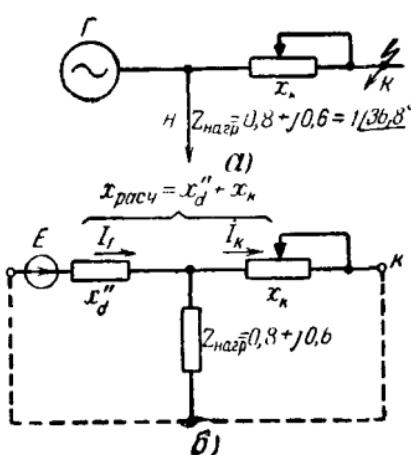


Рис. 10-6. Схема, принятая при построении расчетных кривых.
а — исходная схема; б — схема замещения.

¹ Отметим, что учет нагрузки реактивностью $x_n = 1,2$ дает практически тот же результат.

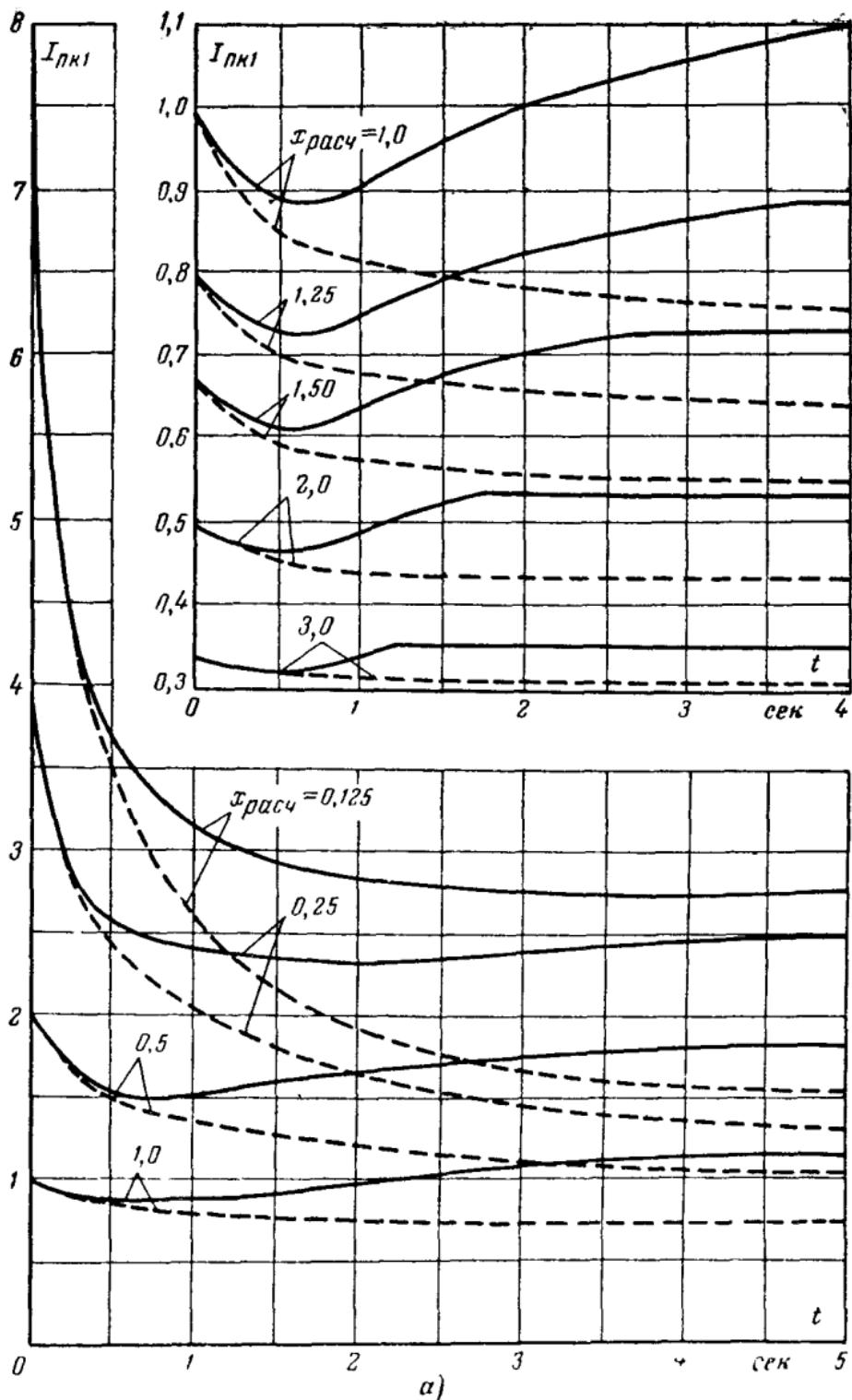
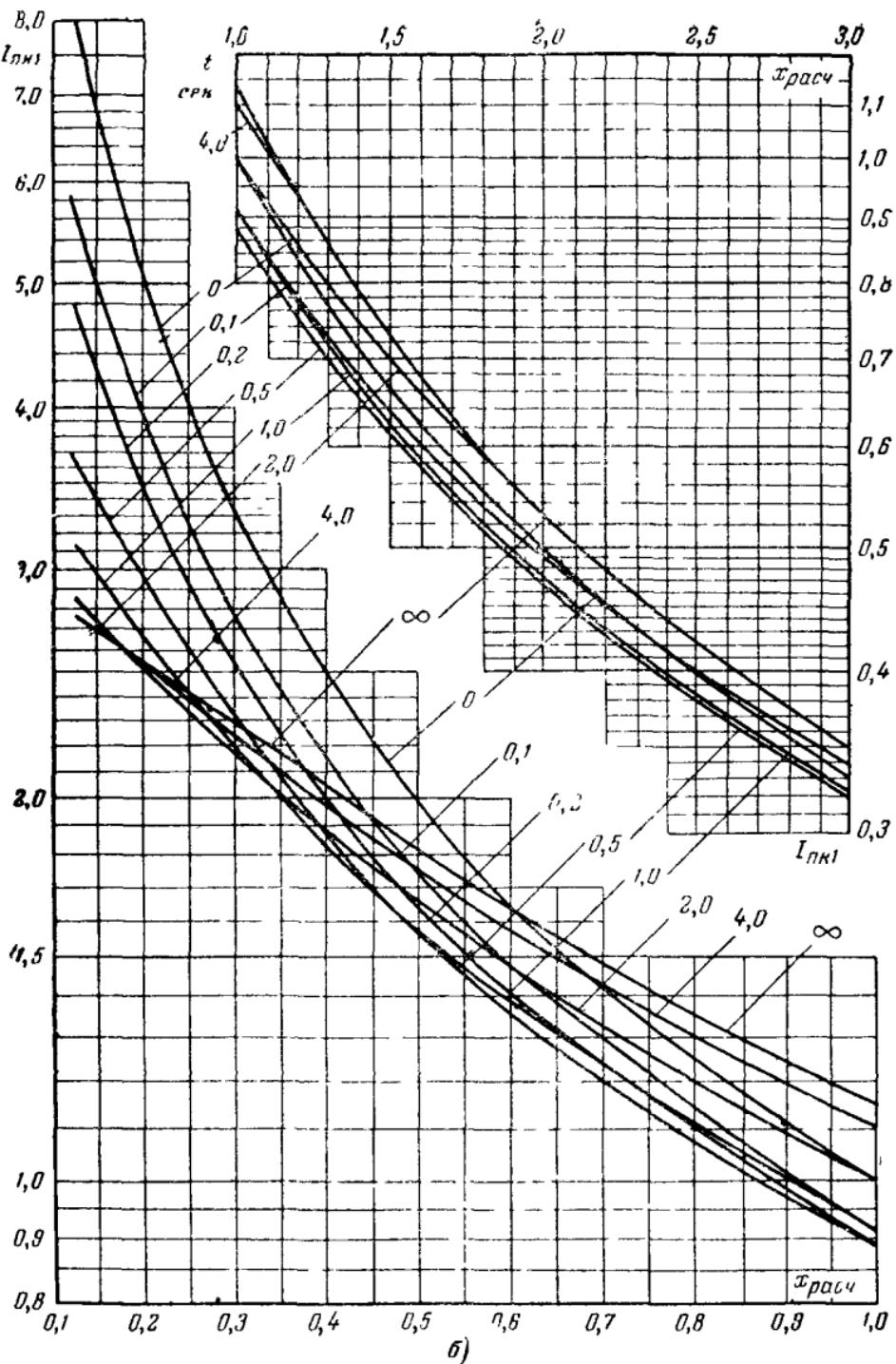


Рис. 10-7. Расчетные кривые для турбогенератора средней
вье — при
а — за аргумент принято время t ; б — за аргумент



мощности (сплошные кривые — при наличии АРВ, пунктирные кривые — при отсутствии АРВ).

принята расчетная реактивность $x_{расч}$.

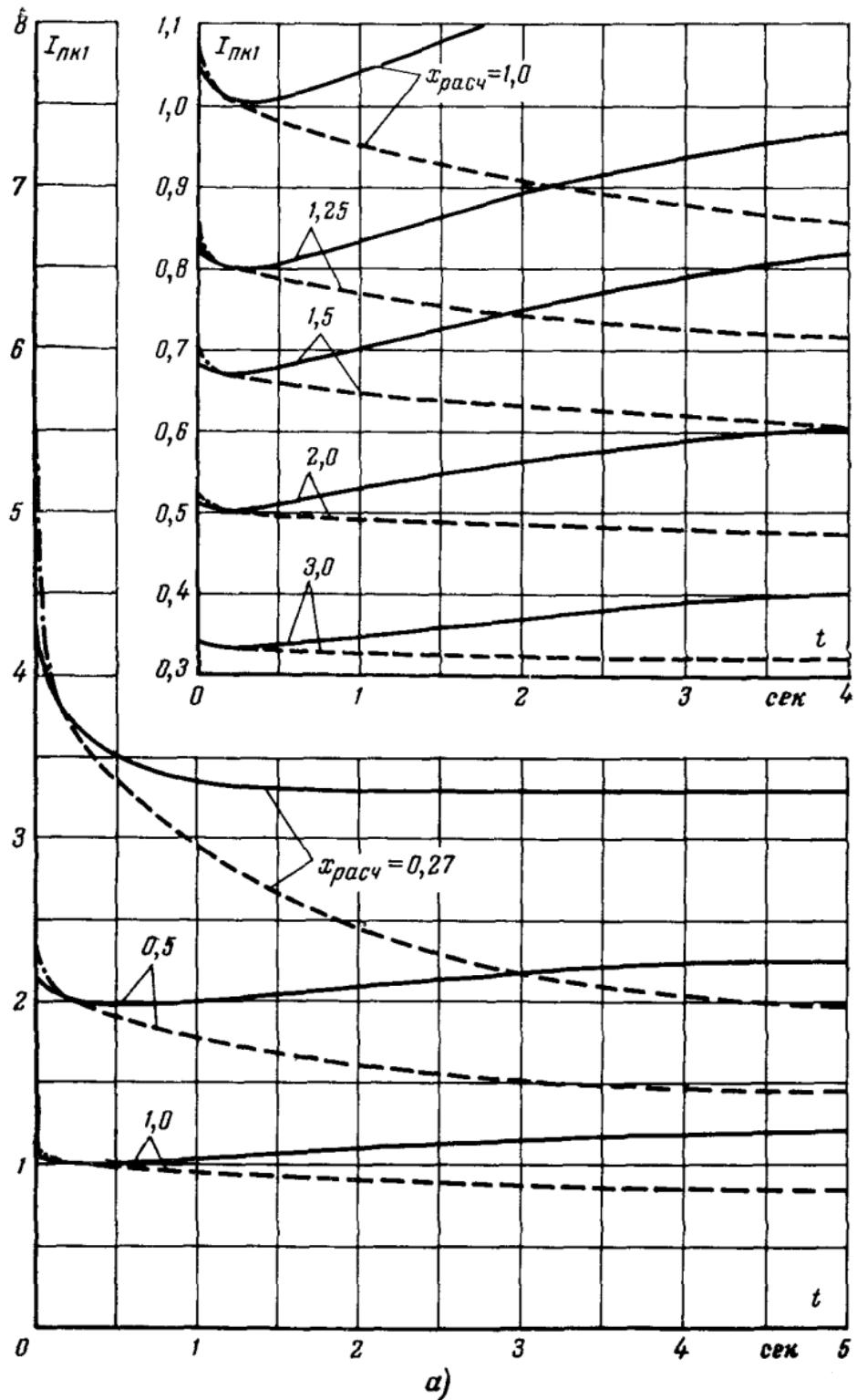
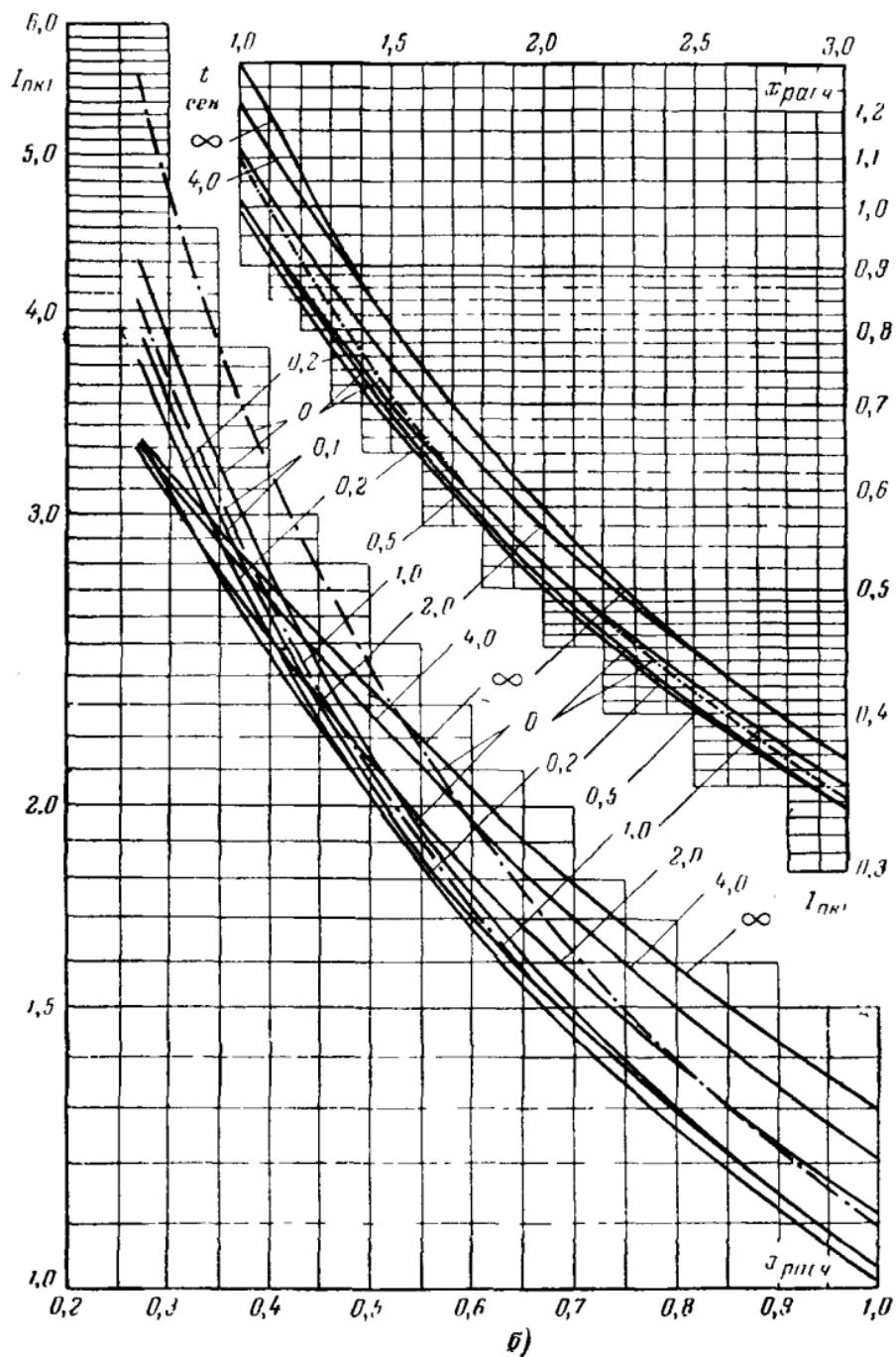


Рис. 10-8. Расчетные кривые для гидрогенератора средней
вывес — при

a — за аргумент принято время t ; *b* — за

Примечание. Для генераторов с демпферными обмотками
пользоваться



мощности (сплошные кривые — при наличии АРВ, пунктирные кривые — отсутствии АРВ).

Аргумент принятая расчетная реактивность $x_{расч}$.
 $x_{расч}$ должно быть увеличено на 0.07; при этом для $t \leq 0.1$ сек следует
 использовать штрих-пунктирными кривыми.

для разных значений так называемой расчетной реактивности $x_{\text{расч}}$ в зависимости от времени t (рис. 10-7,а и 10-8,а) или для разных значений t в зависимости от $x_{\text{расч}}$ (рис. 10-7,б и 10-8,б). В первом варианте расчетные кривые нагляднее отражают характер изменения тока при разной удаленности короткого замыкания, но при пользовании ими приходится чаще прибегать к менее точному интерполированию. Поэтому

Таблица 10-1

Параметры типовых союзных генераторов средней мощности

Наименование параметров	Турбогенератор	Гидрогенератор	
		с демпферными обмотками	без демпферных обмоток
Реактивность x''_d , отн.ед.	0,125	0,20	0,27
То же x''_q , отн.ед.	0,175	0,30	0,65
“ “ x'_d , отн.ед.	0,21	0,30	0,30
“ “ x_d , отн.ед.	1,72	1,00	1,00
“ “ x_q , отн.ед.	1,72	0,65	0,65
“ “ x_o , отн.ед.	0,11	0,17	0,17
Отношение к. з. K_c	0,70	1,06	1,06
Постоянная времени T_{f0} , сек	7,00	5,00	5,00
То же T_e , сек	0,57	0,57	0,57
Ток возбуждения при номинальной нагрузке I_{f_n} , отн.ед	2,26	1,80	1,80
Предельный ток возбуждения, $I_{f_{\text{пр}}}$, отн.ед.	3,96	3,15	3,15
Характеристика холостого хода	Стандартная по данным завода „Электросила“		

в большинстве литературных источников и в справочниках расчетные кривые обычно приводят выполненными по второму варианту.

Под расчетной реактивностью принята сумма реактивностей $x_{\text{расч}} = x''_d + x_k$ (рис. 10-6,б), т. е. в ней не отражено наличие нагрузки в схеме, чем в сущности и определяется методика пользования расчетными кривыми.

Приведенные на рис. 10-7 и 10-8 расчетные кривые¹ соответствуют типовым союзным генераторам средней мощности (до 50—100 Мвт). Значения тока и $x_{расч}$ выражены в относительных единицах при номинальных условиях генератора. Разделение кривых по типу генераторов (турбо- и гидро-) вызвано тем, что их параметры существенно отличаются между собой (табл. 10-1). По мере увеличения расчетной реактивности (или удаленности короткого замыкания) различие между токами во времени, как видно, становится все меньше. Это позволяет практически считать, что при $x_{расч} > 3$ периодическая слагающая тока короткого замыкания остается неизменной и равной своему начальному значению. На рис. 10-7,а и 10-8,а проведены пунктирные линии, которые для сравнения дают те же закономерности при отсутствии АРВ у генераторов. Следует также отметить, что с увеличением $x_{расч}$ различие в типах генераторов оказывается все меньше и уже при $x_{расч} \geq 1$ расчетные кривые для генераторов разных типов почти совпадают.

Принятый способ построения расчетных кривых устанавливает простую методику их применения. В самом деле, для нахождения по ним значения тока короткого замыкания в произвольный момент времени достаточно определить $x_{расч}$ относительно рассматриваемой точки короткого замыкания, используя схему для начального момента, причем нагрузки в последнюю не должны входить; это значительно упрощает решение. При этом, как следует из самого построения расчетных кривых, найденное по ним значение тока получается с учетом влияния нагрузки. Такой косвенный учет нагрузки, конечно, не может претендовать на большую точность, но все же он приводит к более правильным результатам, чем если бы нагрузкой совсем пренебречь. Что касается той нагрузки, которая в действительности может быть подключена непосредственно к точке короткого замыкания, то ее учет можно произвести отдельно, как указывалось в § 6-5 и 6-6.

¹ Эти кривые разработаны в 1940 г. А. Б. Черниним и В. Я. Швагером. Авторами они даны в выполнении по второму варианту.

Аналогичные кривые для современных крупных турбогенераторов построены в УПИ (Труды УПИ, сб. 54, изд. УПИ, Свердловск, 1966).

Распространение метода расчетных кривых на сложные схемы с большим числом генераторов по существу соответствует допущению, что все участвующие в схеме генераторы могут быть заменены одним генератором суммарной номинальной мощности, поставленным в некоторые средние условия по отношению к точке короткого замыкания. Ошибка от такой замены зависит от того, в какой мере реальные условия отдельных генераторов отличаются от указанных средних. На этом вопросе ниже остановимся более подробно, а сейчас проследим порядок выполнения расчета при замене всех генераторов одним генератором суммарной мощности или, как говорят, по общему изменению. Этот порядок состоит в следующем.

1) Для заданной системы составляют схему замещения, в которую генераторы вводят своими x''_d ; нагрузки в ней должны отсутствовать, за исключением крупных двигателей и синхронных компенсаторов (в особенности расположенных вблизи места короткого замыкания), которые рассматриваются как генераторы равновеликой мощности. Поскольку метод достаточно приближен, схему замещения целесообразно составлять упрощенно (см. § 2-4). Никаких э. д. с. в схему замещения вводить не нужно.

2) Постепенным преобразованием схемы замещения (или замером на расчетной модели) находят ее результирующую реактивность x_{Σ} относительно места короткого замыкания.

3) Для определения расчетной реактивности $x_{\text{расч}}$ найденную реактивность x_{Σ} выражают в относительных единицах при суммарной номинальной мощности генераторов $S_{H\Sigma} = S_{H1} + S_{H2} + \dots + S_{Hm}$, Mva, участвующих в питании короткого замыкания, т. е. если x_{Σ} выражено в омах при U_{cp} , кв, то

$$x_{\text{расч}} = x_{\Sigma} \frac{S_{H\Sigma}}{U_{cp}^2}; \quad (10-6)$$

соответственно, если x_{Σ} выражено в относительных единицах при S_6 , то

$$x_{\text{расч}} = x_{\Sigma} \frac{S_{H\Sigma}}{S_6}. \quad (10-7)$$

4) Выбирают соответствующие расчетные кривые, по которым, исходя из полученной реактивности $x_{\text{расч}}$, находят (иногда интерполируя) для интересующих моментов времени относительные величины тока $I_{\text{п.к.т.}}$.

При $x_{\text{расч}} > 3$ эту величину тока для всех моментов времени определяют как

$$I_{\text{п.к.т.}} = 1/x_{\text{расч.}} \quad (10-8)$$

5) Находят искомую величину периодической слагающей тока короткого замыкания для каждого момента:

$$I_{\text{п.к.т.}} = I_{\text{п.к.т.}}^{\circ} I_{\text{н.}\Sigma}^{\circ}, \text{ ka,} \quad (10-9)$$

где $I_{\text{н.}\Sigma}^{\circ} = \frac{S_{\text{н.}\Sigma}}{\sqrt{3} U_{\text{ср}}}$ — суммарный номинальный ток генераторов, приведенный к напряжению $U_{\text{ср}}$ той ступени, где рассматривается короткое замыкание.

При $x_{\text{расч}} > 3$, очевидно,

$$I_{\text{п.к.т.}} = I_{\text{н.}\Sigma}^{\circ} / x_{\text{расч.}} \quad (10-10)$$

причем здесь вместо $I_{\text{н.}\Sigma}^{\circ}$ и $x_{\text{расч}}$ могут быть использованы также соответственно I_b и $x_{\Sigma(b)}$, т. е. значения при произвольно выбранной базисной мощности.

Поскольку при выбранных базисных условиях относительные величины тока и мощности короткого замыкания численно совпадают (см. § 2-7), расчетные кривые одновременно дают значения относительной мощности короткого замыкания в произвольный момент ($I_{\text{п.к.т.}} = S_{\text{к.т.}}$).

Когда система содержит генераторы разных типов, при расчете по общему изменению может возникнуть формальное затруднение в выборе кривых. Очевидно, следует отдавать предпочтение тем генераторам, которые больше участвуют в питании короткого замыкания, т. е. находятся ближе к аварийной точке.

Если в ветви короткого замыкания имеется значительное активное сопротивление r , то в первом приближении

его можно учесть заменой результирующей реактивности x_{Σ} полным сопротивлением $z_{\Sigma} = \sqrt{r^2 + x_{\Sigma}^2}$. Затем, определив по (10-6) или (10-7) (после замены x на z) расчетное сопротивление $z_{\text{расч}}$, можно находить значения тока по соответствующим расчетным кривым для полученного $z_{\text{расч}}$, условно считая, что последнее численно равно соответствующему $x_{\text{расч}}$.

Довольно часто в системе наряду с генераторами имеется источник бесконечной мощности. В этом случае расчет по общему изменению вообще неосуществим. Действительно, при таком условии $S_{n\Sigma} = \infty$ и $I_{n\Sigma}^* = \infty$, а по (10-6) или (10-7) $x_{\text{расч}} = \infty$. При этом по (10-10) имеем $I_{n,k} = \infty / \infty$ — неопределенность, раскрытие которой возможно только без применения расчетных кривых (см. § 10-5).

Пример 10-3. Элементы схемы рис. 10-9,а характеризуются следующими данными.

Турбогенераторы Г-1—Г-6 одинаковые, каждый 75 Мвт; 10,5 кв; $x''_d = 0,146$; АРВ включено.

Трансформаторы Т-1—Т-3 одинаковые, каждый 160 Мвт; 230/10,5 кв; $u_k = 12\%$.

Автотрансформатор 63 Мвт, 230/115/6,3 кв; $u_{bc} = 9,3\%$; $u_{bh} = 38\%$.

Линия Л 37 км; $x = 0,4 \text{ ом}/\text{км}$.

Определить наибольшие и наименьшие значения периодической слагающей тока при коротких замыканиях поочередно в точках К-1, К-2 и К-3.

В силу полной симметрии схемы станции относительно шин 230 кв все генераторы можно рассматривать как один генератор мощностью $6 \cdot 75 = 450$ Мвт, включенный через один трансформатор мощностью $3 \cdot 160 = 480$ Мвт.

Примем $S_b = 1000$ Мвт и $U_b = U_{cp}$; тогда относительные базисные реактивности элементов схемы замещения рис. 10-9,б будут:

$$x_1 = 0,146 \cdot \frac{1000}{450} = 0,33;$$

$$x_2 = 0,12 \cdot \frac{1000}{480} = 0,25,$$

$$x_3 = 0,4 \cdot 37 \cdot \frac{1000}{230^2} = 0,27;$$

$$x_4 = 0,093 \cdot \frac{1000}{63} = 1,48$$

и

$$x_5 = 0,38 \cdot \frac{1000}{63} = 6,04.$$

При коротком замыкании в $K-1$

$$x_{\Sigma} = 0,33 + 0,25 + 0,27 = 0,85 \text{ и } x_{\text{расч}} = 0,85 \cdot \frac{450}{1000} = 0,38;$$

для этого значения $x_{\text{расч}}$ по кривым рис. 10-7,б находим наибольшее значение тока $I_{\text{макс}} = 2,6$ (при $t=0$; его можно определить и иначе как $I=1/0,38 \approx 2,6$), наименьшее значение $I_{\text{мин}} = 1,9$ (при $t \approx 1$ сек).

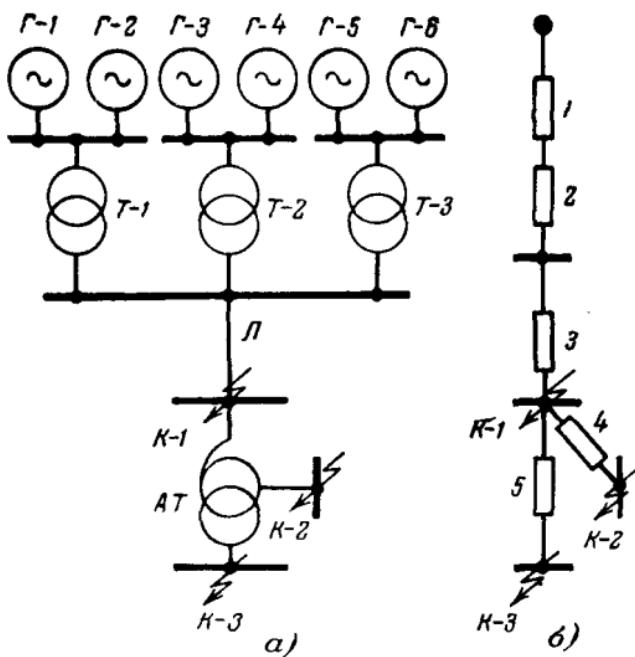


Рис. 10-9. К примеру 10-3.

a — исходная схема; *б* — схема замещения.

Суммарный номинальный ток, приведенный к стороне 230 кв,

$$I_{n\Sigma} = \frac{480}{\sqrt{3} \cdot 230} = 1,2 \text{ к.а.}$$

Следовательно, искомые токи

$$I_{\text{мако}} = 2,6 \cdot 1,2 = 3,1 \text{ к.а. и } I_{\text{мин}} = 1,9 \cdot 1,2 = 2,3 \text{ к.а.}$$

При коротком замыкании в $K-2$

$$x_{\Sigma} = 0,85 + 1,48 = 2,33$$

и

$$x_{\text{расч}} = 2,33 \cdot \frac{450}{1000} = 1,05.$$

По тем же кривым находим:

$$I_{\text{мако}} = 1,1 \text{ (при установившемся режиме)}$$

$$\text{и } I_{\text{мин}} = 0,84 \text{ (при } t = 0,5 \text{ сек).}$$

Искомые токи

$$I_{\text{мако}} = 1,1 \cdot 2,26 = 2,5 \text{ к.а. и } I_{\text{мин}} = 0,84 \cdot 2,26 = 1,9 \text{ к.а.}$$

где $I_{n\Sigma}^0 = 2,26 \text{ кA}$ — суммарный номинальный ток, приведенный к стороне 115 кВ.

При коротком замыкании в К-З

$$x_\Sigma = 0,85 + 6,04 = 6,89 \text{ и } x_{\text{расч}} = 6,89 \cdot \frac{450}{1000} = 3,1.$$

В этом случае (поскольку $x_{\text{расч}} > 3$) изменением во времени периодической слагающей тока можно пренебречь и ее величина составит:

$$I = \frac{1}{3,1} \cdot \frac{450}{\sqrt{3 \cdot 6,3}} = 13,3 \text{ кA.}$$

10-5. Уточнение метода расчетных кривых

В расчете и, общему изменению, как это делалось в предыдущем параграфе, средние условия для обобщенного генератора всегда получаются ближе к тем, в которых находятся крупные генераторы. Однако большая мощность генератора не является достаточным признаком его значительного участия в питании короткого замыкания. Если крупный генератор сильно удален от места короткого замыкания, то его участие может быть значительно меньше, чем малого генератора, находящегося вблизи короткого замыкания. Следовательно, в то время

как действительное изменение тока короткого замыкания в основном определяется изменением тока ближайшего к месту короткого замыкания генератора, это обстоятельство не получает должного отражения в расчете по общему изменению. Поэтому результаты последнего могут существенно отличаться от действительности и всегда в сторону преувеличения.

Предельное отклонение результатов расчета по общему изменению можно характеризовать отношением начального сверхпереходного тока к периодической слагающей истинного тока в данный момент t при коротком замыкании на выводах генератора. На рис. 10-10 показано изменение этого отношения для генераторов,

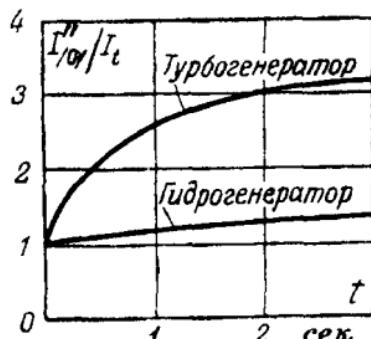


Рис. 10-1 Изменение отношения I''_0/I_t в функции времени t .

щему изменению можно характеризовать отношением начального сверхпереходного тока к периодической слагающей истинного тока в данный момент t при коротком замыкании на выводах генератора. На рис. 10-10 показано изменение этого отношения для генераторов,

по параметрам которых построены расчетные кривые рис. 10-7 и 10-8. Как видно, при наличии турбогенератора расчет по общему изменению даже для малых промежутков времени может привести к существенным погрешностям. Напротив, для гидрогенератора предельные ошибки такого расчета гораздо меньше. При отсутствии АРВ у генераторов рассматриваемые ошибки еще больше. Естественно, с увеличением удаленности короткого замыкания (с ростом x_k) погрешность расчета по общему изменению падает.

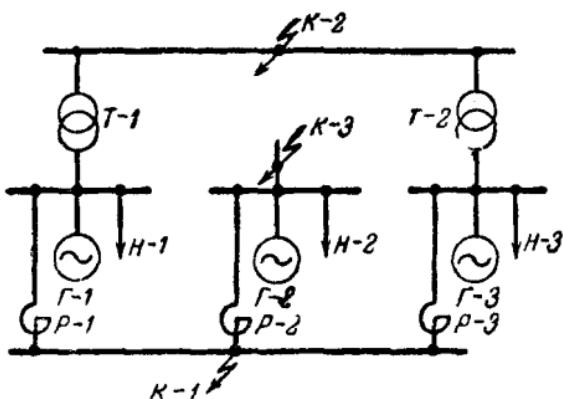


Рис 10-11 Схема электрических соединений станции.

Из сказанного ясно, что чем ближе друг к другу условия отдельных генераторов при рассматриваемом в схеме коротком замыкании, тем меньше погрешность от их объединения. Однако довольно часто это не соблюдается, и тогда расчет целесообразно вести с учетом индивидуального изменения токов отдельных генераторов или групп, состоящих из нескольких генераторов (или даже станций).

На примере схемы рис. 10-11 (где одноименные элементы одинаковы) легко видеть, что при коротком замыкании в $K-1$ замена генераторов $\Gamma-1$ и $\Gamma-2$ вообще не вызовет ошибки, поскольку все они находятся в одинаковых условиях, которые, в частности, даже совпадают с принятыми при построении расчетных кривых (см. рис. 10-6). Такая замена практически возможна и при коротком замыкании в $K-2$, хотя в этом случае генератор $\Gamma-2$ имеет несколько большую удаленность, чем два других генератора. При коротком замыкании в $K-3$ объединение генератора $\Gamma-2$ с остальными, несомненно,

приведет к ошибке, так как прохождение процесса у этих генераторов различается уже в значительной мере. Здесь само собой напрашивается более правильное решение, состоящее в том, что токи от генератора $\Gamma\text{-}2$ и другой ветви, включающей генераторы $\Gamma\text{-}1$ и $\Gamma\text{-}3$, должны быть найдены отдельно. Их сумма даст ток в месте короткого замыкания.

Такой путь решения, очевидно, следует применять во всех случаях, когда к точке трехфазного короткого замыкания подключено любое число независимых друг от друга генерирующих ветвей I, II, \dots, M . Определив для каждой из них ее расчетную реактивность (отнесенную к суммарной номинальной мощности генераторов только данной ветви), нужно найти по соответствующим расчетным кривым для интересующего момента t значения их относительных токов $I_{\text{пп}I}, I_{\text{пп}II}, \dots, I_{\text{пп}M}$; искомая величина периодической слагающей тока в месте короткого замыкания будет:

$$I_{\text{пп},kt} = I_{\text{пп}I} \dot{I}_{\text{пп}I} + I_{\text{пп}II} \dot{I}_{\text{пп}II} + \dots + I_{\text{пп}M} \dot{I}_{\text{пп}M}, \quad (10-11)$$

где

$$\dot{I}_{\text{пп}I} = S_{\text{пп}I} / \sqrt{3} U_{\text{ср}}; \quad \dot{I}_{\text{пп}II} = S_{\text{пп}II} / \sqrt{3} U_{\text{ср}} \text{ и т. д.}$$

— номинальные токи отдельных генерирующих ветвей, приведенные к напряжению $U_{\text{ср}}$ той ступени, где рассматривается короткое замыкание.

В общем случае, когда генерирующие ветви связаны с местом короткого замыкания через общие для этих ветвей реактивности, индивидуальное изменение можно учитывать, предварительно приведя заданную схему к условной радиальной, каждая ветвь которой соответствует выделяемому генератору (или группе генераторов). Такое преобразование схемы производится в соответствии с указаниями § 2-5 и 2-6. В большинстве случаев наиболее просто реактивность выделяемой генерирующей ветви M можно определить, зная результатирующую реактивность схемы относительно места короткого замыкания x_Σ и коэффициент распределения C_M для этой ветви; при этом

$$x_M = x_\Sigma / C_M. \quad (10-12)$$

Очевидно, расчетная реактивность данной ветви будет:

$$x_{\text{расч} M} = \frac{x_{\Sigma}^{*}}{C_M} \frac{S_{\text{нм}}}{S_6} \quad (10-13)$$

или

$$x_{\text{расч} M} = \frac{x_{\Sigma}}{C_M} \frac{S_{\text{нм}}}{U_{\text{ср}}^2}, \quad (10-14)$$

где $U_{\text{ср}}$ — среднее номинальное напряжение, к которому приведена реактивность x_{Σ} ;

$S_{\text{нм}}$ — номинальная мощность генерирующей ветви M .

В остальном расчет выполняется так же, как и при чисто радиальной схеме.

Такое определение $x_{\text{расч}}$ для генерирующей ветви, выделяемой из сложной схемы, по существу предполагает, что протекание процесса в генераторах этой ветви не зависит от одновременного участия связанных с ними остальных генераторов схемы (см. § 9-6). Тем не менее и этот приближенный прием учета индивидуального изменения позволяет несколько уточнить расчет с помощью расчетных кривых; при этом, разумеется, сам расчет немного усложняется. Однако не следует переоценивать возможности такого уточнения, производя выделение большого числа генерирующих ветвей. Практика показывает, что обычно схему любой сложности достаточно свести не более чем к двум-трем генерирующими ветвям, относя к каждой из них генераторы (или станции), находящиеся приблизительно в одинаковых условиях по отношению к месту короткого замыкания.

Если помимо генераторов в системе задан источник бесконечной мощности, то его необходимо выделить в отдельную ветвь, т. е. найти взаимную реактивность

$$x_{C_c} = x_{\Sigma}/C_c, \quad (10-15)$$

где C_c — коэффициент распределения для ветви, через которую в заданной схеме осуществляется связь с этим источником¹.

¹ Когда такой источник связан несколькими ветвями, под C_c следует понимать сумму соответствующих коэффициентов распределения.

Ток этого источника, поступающий к месту короткого замыкания по выделенной ветви, легко найти как

$$I_c = I_b / x_{c_k} \quad (10-16)$$

или

$$I_c = U_{cp} / \sqrt{3} x_{c_k}, \quad (10-17)$$

где I_b — базисный ток на соответствующей ступени напряжения;

U_{cp} — среднее номинальное напряжение, к которому приведена реактивность x_{c_k} .

Величина этого тока остается неизменной в течение всего процесса короткого замыкания.

Таким образом, при рассматриваемых условиях периодическая слагающая тока в месте короткого замыкания определяется как сумма вычисленного неизменного тока от источника бесконечной мощности и тока от генераторов, найденного по расчетным кривым. Эти токи, естественно, должны быть приведены к одному напряжению.

Отметим еще другие уточнения метода расчетных кривых.

Когда величина постоянной времени T_{f0} участвующего в схеме генератора¹ (или станции) значительно (т. е. в 1,5 и более раза) отличается от принятой для $T_{f0(kp)}$ при построении расчетных кривых (см. табл. 10-1), то значение тока от такого генератора правильнее находить по кривой не для истинного момента t , а для его приведенного значения

$$t' = t \frac{T_{f0(kp)}}{T_{f0}}. \quad (10-18)$$

Эта поправка, вообще говоря, обоснована лишь при экспоненциальном законе изменения тока короткого замыкания. Однако ее целесообразно вводить и при более сложной закономерности изменения тока, как это имеет место при наличии АРВ.

Если на выводах генератора нет нагрузки, то, очевидно, ток, посыпаемый этим генератором к месту коротко-

¹ Например, для турбогенераторов серии Т-2 постоянная времени $T_{f0} \approx 11$ сек, т. е. приблизительно в 1,6 раза больше, чем принятая при построении кривых рис. 10-7.

го замыкания, больше, чем при наличии нагрузки. Это обстоятельство можно приближенно учесть, умножая найденный по расчетным кривым ток данного генератора на коэффициент

$$b = 1 + \frac{x_{\text{расч}} - x''_d}{1,2}, \quad (10-19)$$

где 1, 2 — относительная реактивность нагрузки, мощность которой равна номинальной мощности генератора.

Пример 10-4. При трехфазном коротком замыкании поочередно в точках $K-1$ и $K-2$ схемы рис. 10-12, а вычислить значение тока в месте короткого замыкания через 0,2 сек. Все генераторы имеют АРВ; выключатель B отключен.

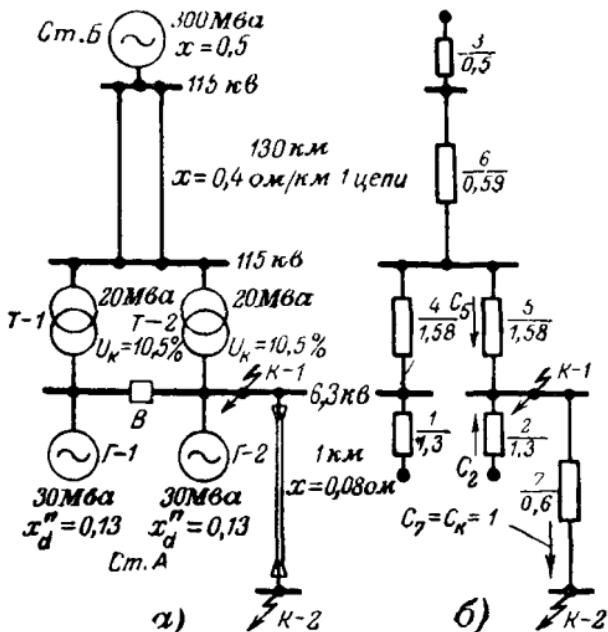


Рис. 10-12. К примеру 10-4.
а — исходная схема; *б* — схема замещения.

На рис. 10-12, б показана схема замещения, где реактивности всех элементов выражены в относительных единицах при $S_b = 300 \text{ MVA}$ и $U_b = U_{\text{ср}}$.

При коротком замыкании в $K-1$ генератор $G-1$ можно рассматривать вместе со станцией B , а генератор $G-2$ следует учитывать отдельно.

Результирующая реактивность схемы со стороны $G-1$ и станции B до точки $K-1$ составляет:

$$x_{\Sigma} = [(1,3 + 1,58)/(0,5 + 0,59)] + 1,58 = 2,37$$

и соответственно расчетная реактивность этих источников

$$x_{\text{расч}} = 2,37 \frac{300 + 30}{300} = 2,6;$$

при этом по кривым рис. 10-7 находим для $t = 0,2$ сек $I = 0,37$.

Для генератора $\Gamma\text{-}2$ по тем же кривым при $x_{\text{расч}} = 0,13$ находим для $t = 0,2$ сек $I = 4,6$.

* Номинальные токи при 6,3 кв:
генератора $\Gamma\text{-}1$ и станции B

$$\dot{I}_n = \frac{(300 + 30)}{\sqrt{3 \cdot 6,3}} = 30,25 \text{ ka};$$

генератора $\Gamma\text{-}2$

$$I_n = \frac{30}{\sqrt{3 \cdot 6,3}} = 2,75 \text{ ka}.$$

Искомый ток при коротком замыкании в $K\text{-}1$

$$I_k = 0,37 \cdot 30,25 + 4,6 \cdot 2,75 = 23,8 \text{ ka}.$$

Если генератор $\Gamma\text{-}2$ не учитывать отдельно, а объединить его с остальными источниками, то расчетная реактивность будет:

$$x_{\text{расч}} = (2,37 // 1,3) \cdot \frac{360}{300} = 1,01$$

и для нее по кривым рис. 10-7 находим для $t = 0,2$ сек $I_k = 0,88$.

Таким образом, искомый ток

$$I_k = 0,88(30,25 + 2,75) = 29 \text{ ka}$$

оказался больше на 22%.

Перейдем к определению тока при коротком замыкании в точке $K\text{-}2$. Поскольку удаленность точки $K\text{-}2$ относительно генератора $\Gamma\text{-}2$ невелика, этот генератор целесообразно выделить из остальных источников. Результирующая реактивность схемы до точки $K\text{-}2$ составляет:

$$x_{\Sigma} = (2,37 // 1,3) + 0,6 = 0,84 + 0,6 = 1,44.$$

Коэффициенты распределения равны.

для генератора $\Gamma\text{-}2$ $C_2 = 0,84 / 1,3 = 0,65$;

для остальных источников $C_5 = 0,84 / 2,37 = 0,35$ (или, проще, $C_5 = 1 - 0,65 = 0,35$).

Расчетные реактивности:

генератора $\Gamma\text{-}2$

$$x_{\text{расч}} = \frac{1,44}{0,65} \cdot \frac{30}{300} = 0,22;$$

генератора Г-1 и станции Б

$$x_{\text{расч}} = \frac{1,44}{0,35} \cdot \frac{330}{300} = 4,54.$$

По кривым рис. 10-7 для $x_{\text{расч}} = 0,22$ и $t = 0,2 \text{ сек}$ находим $I = 3,2$.

* Искомый ток при коротком замыкании в К-2

$$I_k = 3,2 \cdot 2,75 + \frac{1}{4,54} \cdot 30,25 = 15,5 \text{ ka.}$$

Если не учитывать отдельно генератор Г-2, то $x_{\text{расч}} = 1,44 \cdot \frac{360}{300} = 1,73$ и искомый ток был бы $I_k = 17,5 \text{ ka}$, т. е. больше на 13%.

Допустим теперь, что к шинам 115 кв станции А подключен источник бесконечной мощности. Тогда при коротком замыкании в К-2 схема замещения будет иметь вид рис. 10-13. Переход к радиальной схеме можно сделать с помощью коэффициентов распределения (как сделано выше) или преобразованием звезды с элементами 2, 5 и 7 в эквивалентный треугольник. Так, интересующие стороны треугольника будут

$$x_{Ck} = 1,58 + 0,6 + \frac{1,58 \cdot 0,6}{1,3} = 2,94$$

и

$$x_{G-2k} = 1,3 + 0,6 + \frac{1,3 \cdot 0,6}{1,58} = 2,4.$$

Ток от источника бесконечной мощности

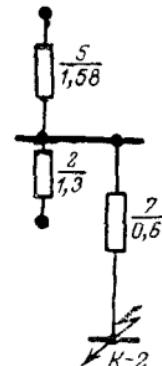


Рис 10-13. К варианту примера 10-4.

$$I_C = \frac{1}{2,94} \cdot \frac{300}{\sqrt{3} \cdot 6,3} = 9,35 \text{ ka.}$$

Для генератора Г-2 расчетная реактивность

$$x_{\text{расч}} = 2,4 \frac{30}{300} = 0,24;$$

при этом по кривым рис. 10-7 находим для $t = 0,2 \text{ сек}$ $I = 3$.

Следовательно, ток в месте короткого замыкания через 0,2 сек составляет:

$$I_k = 3 \cdot 2,75 + 9,35 = 17,6 \text{ ka} \text{ (вместо } 15,5 \text{ ka}).$$

Пример 10-5. Элементы схемы рис. 10-14, а характеризуются следующими данными:

Гидрогенераторы Г-1—Г-4 одинаковые, каждый 66 Мвт; 10,5 кв; $x''_d = x'_d = 0,21$; $T_{f0} = 7,55 \text{ сек}$;

Трансформаторы Т-1 и Т-2 одинаковые, каждый 120 Мвт, 230/10,5 кв; $u_k = 14\%$; Т-3 180 Мвт, 230/115 кв, $u_k = 14\%$.

Линии Л-1 145 км, Л-2 88 км

Система С суммарная мощность станций 2 000 Мвт и $x_c = 0,4$

При трехфазном коротком замыкании в точке К указанной схемы определить ток в линии Л-2 для $t=0,3$ сек

Схема замещения представлена на рис. 10-14, б, где реактивности элементов выражены в относительных единицах при $S_b = 600$ Мвт и $U_b = U_{cp}$

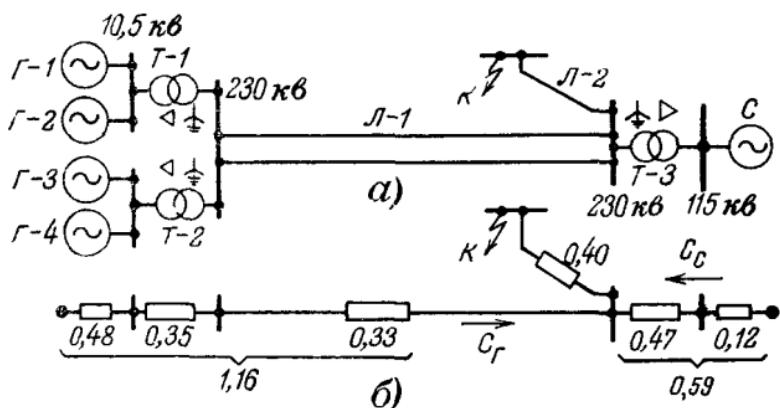


Рис 10-14. К примеру 10-5.

а — исходная схема; б — схема замещения

Результирующая реактивность схемы относительно точки К составляет $x_\Sigma = 0,79$ и коэффициенты распределения равны $C_g = 0,34$ и $C_C = 0,66$.

Расчетные реактивности.

станции

$$x_{\text{расч}} = \frac{0,79}{0,34} \cdot \frac{4 \cdot 66}{600} = 1,02;$$

системы

$$x_{\text{расч}} = \frac{0,79}{0,66} \cdot \frac{2000}{600} = 4.$$

Ток от генераторов гидростанции находим по кривым рис. 10-8 для $t' = 0,3 \frac{5}{7,55} \approx 0,2$ сек; он составляет $I^* = 0,98$; поскольку нагрузка предполагается в системе, по (10-19) вводим поправочный коэффициент

$$b = 1 + \frac{1,02 - 0,21}{1,2} = 1,67.$$

Следовательно, искомый ток составляет:

$$I = 1,67 \cdot 0,98 \cdot \frac{4 \cdot 66}{\sqrt{3} \cdot 230} + \frac{1}{4} \cdot \frac{2000}{\sqrt{3} \cdot 230} = 2,33 \text{ кА.}$$

10-6. Метод спрямленных характеристик

Рассмотрим теперь метод расчета, который позволяет найти в произвольный момент переходного процесса не только ток в месте короткого замыкания, но также и распределение этого тока в схеме, что часто практически необходимо главным образом при решении вопросов релейной защиты и автоматизации электрических систем.

Когда генератор представлен своими E и x_r , величины которых не зависят от изменения внешних условий, периодическая слагающая тока при трехфазном коротком замыкании легко может быть определена из обычного выражения:

$$I_n = \frac{E}{x_r + x_{vn}} \quad (10-20)$$

где x_{vn} — реактивность внешней цепи при рассматриваемой удаленности короткого замыкания

Такое выражение используют при вычислении начальных и установившихся токов короткого замыкания, вводя в него в первом случае э. д. с. генератора E''_0 и сопротивление x''_d , а во втором — соответственно E_{q0} или E_{qpr} (при наличии АРВ и работе генераторов в режиме предельного возбуждения) и x_d .

Естественно возникает вопрос: нельзя ли выражение (10-20) распространить на вычисление периодической слагающей тока в любой момент процесса короткого замыкания или, иными словами, можно ли вообще установить для генератора такие величины E_t и x_t , которые являлись бы функциями только времени с момента возникновения короткого замыкания?

Чтобы ответить на этот вопрос, достаточно вспомнить, что изменение во времени любой э. д. с. генератора определяется не только его собственными параметрами, но и реактивностью внешней цепи, как это следует, например, из выражения для постоянной времени T'_d (см. § 7-7). Следовательно, строгие функциональные зависимости $E_t = f(t)$ и $x_t = \phi(t)$, которые были бы справедливы при любых внешних условиях, установить нельзя.

Однако автору совместно с Ю. Н. Баскаковым удалось показать, что для каждого момента процесса короткого замыкания можно подобрать некоторые расчетные E_t и x_t , не зависящие от внешней реактивности,

которые позволяют с достаточной для практики точностью определить значение периодической слагающей тока в этот момент времени. Подбор этих расчетных E_t и x_t нагляднее всего иллюстрировать графически.

Перепишем (10-20) в ином виде.

$$E - I_{\text{пп}}x_{\text{г}} = I_{\text{пп}}x_{\text{ви}} = U_{\text{г}},$$

откуда следует, что в системе координат U , I ток и напряжение генератора определяются координатами точки пересечения внешней характеристики генератора $E - I_{\text{пп}}x_{\text{г}} = U_{\text{г}}$ и прямой $U_{\text{г}} = I_{\text{пп}}x_{\text{ви}}$, т. е. так же, как и при установившемся режиме короткого замыкания (см. гл. 5).

Для генератора, имеющего в общем случае автоматическое регулирование возбуждения, внешние характеристики показаны на рис 10-15. Прямая N_0C отвечает

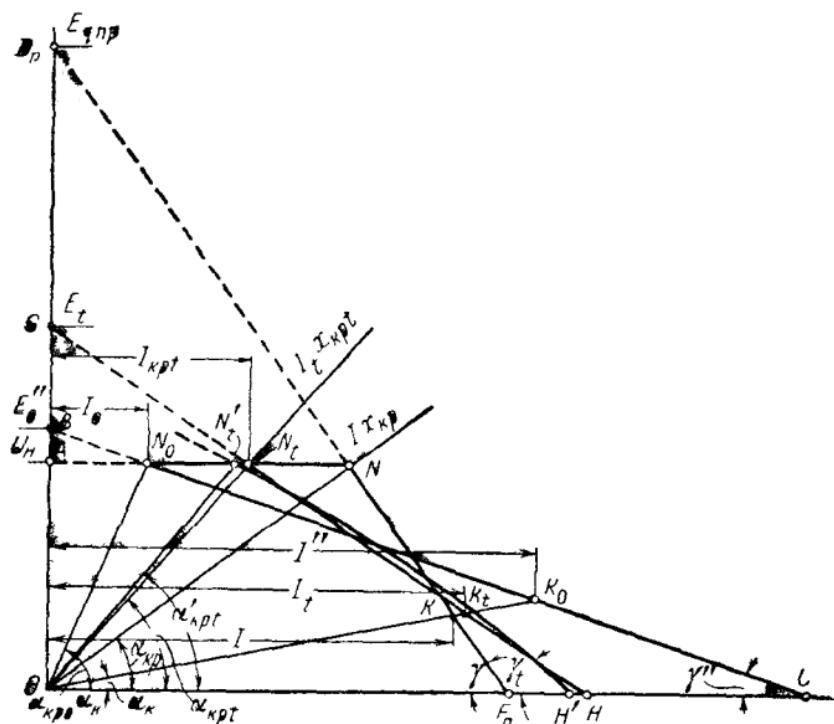


Рис 10-15 К методу спрямленных характеристик

внешней характеристике для начального момента короткого замыкания. Для установившегося режима эта характеристика, как известно, состоит из наклонного отрезка $NF_{\text{пп}}$ (режим предельного возбуждения) и гори-

зонтального отрезка NN_0 (режим нормального напряжения). Напомним, что перелом этой характеристики (в точке N) имеет место при $x_{\text{ви}} = x_{\text{кр}}$.

Прямые N_0C и $NF_{\text{п}}$ отсекают на оси абсцисс отрезки, пропорциональные соответственно токам I'' и I при коротком замыкании на выводах генератора, а продолжение этих прямых до оси ординат определяет э. д. с. E''_0 и $E_{\text{qпр}}$. При одинаковых масштабах по обеим осям ($m_U = m_I$), очевидно,

$$\operatorname{tg} \alpha = x_{\text{ви}}$$

и

$$\operatorname{tg} \gamma = x_{\text{г}}.$$

Гиперболическая зависимость между $I_{\text{п}}$ и $x_{\text{ви}}$ [согласно (10-20)] возможна лишь при прямолинейной внешней характеристике генератора, так как только в этом случае E и $x_{\text{г}}$ неизменны. Это собственно подсказывает путь к нахождению E_t и x_t .

В самом деле, допуская, что в схеме имеется один генератор, не представляет труда построить его внешнюю характеристику для произвольного момента времени процесса короткого замыкания. Для этого, задаваясь различными значениями внешней реактивности $x_{\text{ви}}$, достаточно по известным выражениям подсчитать ток короткого замыкания в рассматриваемый момент времени и по нему величину остаточного напряжения генератора. По полученным результатам легко построить для данного момента времени внешнюю характеристику $U_t = f(I_t)$. Пусть кривая $N'tH'$ на рис. 10-15 представляет ту часть такой характеристики, которая отвечает работе генератора при подъеме его возбуждения от действия АРВ. Ее другая часть, отвечающая работе генератора при нормальном напряжении, представляется горизонтальной прямой $N_0N't$. Наклон луча $ON't$ пропорционален внешней реактивности, при которой в данный момент времени t напряжение генератора уже достигает своего нормального значения. По аналогии с установленным в § 5-6 определением эту реактивность можно назвать критической реактивностью для данного момента времени $x_{\text{кр}t}$.

Чтобы определить искомые значения расчетной э. д. с. E_t и расчетной реактивности x_t генератора для выбранного момента времени процесса короткого замыкания, нужно соответствующую этому моменту внешнюю характеристику заменить подходящей прямой, продол-

жение которой до пересечения с осью ординат даст значение E_t , а ее наклон к оси абсцисс, т. е. $\operatorname{tg} \gamma_t$, — значение x_t . На рис. 10-15 такой заменяющей прямой является прямая N_tH . Она проведена так, чтобы ее отклонение от кривой N'_tH' на всем диапазоне в среднем было наименьшим. Получаемые при таком спрямлении отклонения обычно не выходят за пределы $\pm (6 \div 8) \%$; при этом нет необходимости обеспечивать, чтобы прямая проходила через точки N'_t и H' . Таким путем можно найти расчетные E_t и x_t для каждого момента времени. Из изложенного понятно происхождение названия рассматриваемого метода.

Коль скоро для генератора с АРВ найдены его расчетные E_t и x_t , периодическую слагающую тока трехфазного короткого замыкания в соответствующий момент времени можно вычислить совершенно аналогично тому, как это делалось для установившегося режима короткого замыкания (см. § 5-7). По аналогии с (5-17) и (5-16) для произвольного момента можно написать:

критическая реактивность

$$x_{\text{крт}} = x_t \frac{U_n}{E_t - U_n} \quad (10-21)$$

и критический ток

$$I_{\text{крт}} = \frac{E_t - U_n}{x_t} = \frac{U_n}{x_{\text{крт}}}. \quad (10-22)$$

Если внешняя реактивность $x_{\text{вн}} \leq x_{\text{крт}}$, то генератор работает в режиме подъема возбуждения¹ и должен быть введен в схему своими E_t и x_t ; если $x_{\text{вн}} \geq x_{\text{крт}}$, то генератор должен быть введен в схему $E = U_n$ и $x = 0$, что соответствует его работе в режиме нормального напряжения.

Изложенный путь нахождения E_t и x_t , вообще говоря, можно использовать для каждого генератора. Однако в большинстве случаев достаточно ограничиться применением расчетных E_t и x_t , найденных для типовых машин. Для союзных генераторов средней мощности, параметры которых указаны в табл. 10-1, на рис. 10-16 приведены семейства кривых $E_t = f(t)$ и $x_t = \phi(t)$ при

¹ В отличие от режима предельного возбуждения, который имеет место при установившемся режиме короткого замыкания.

разных значениях предшествующего тока возбуждения I_{f0} . Величины E_t и x_t выражены в относительных единицах при номинальных условиях генератора.

Если действительные параметры генератора существенно отличаются от типовых, при которых построены

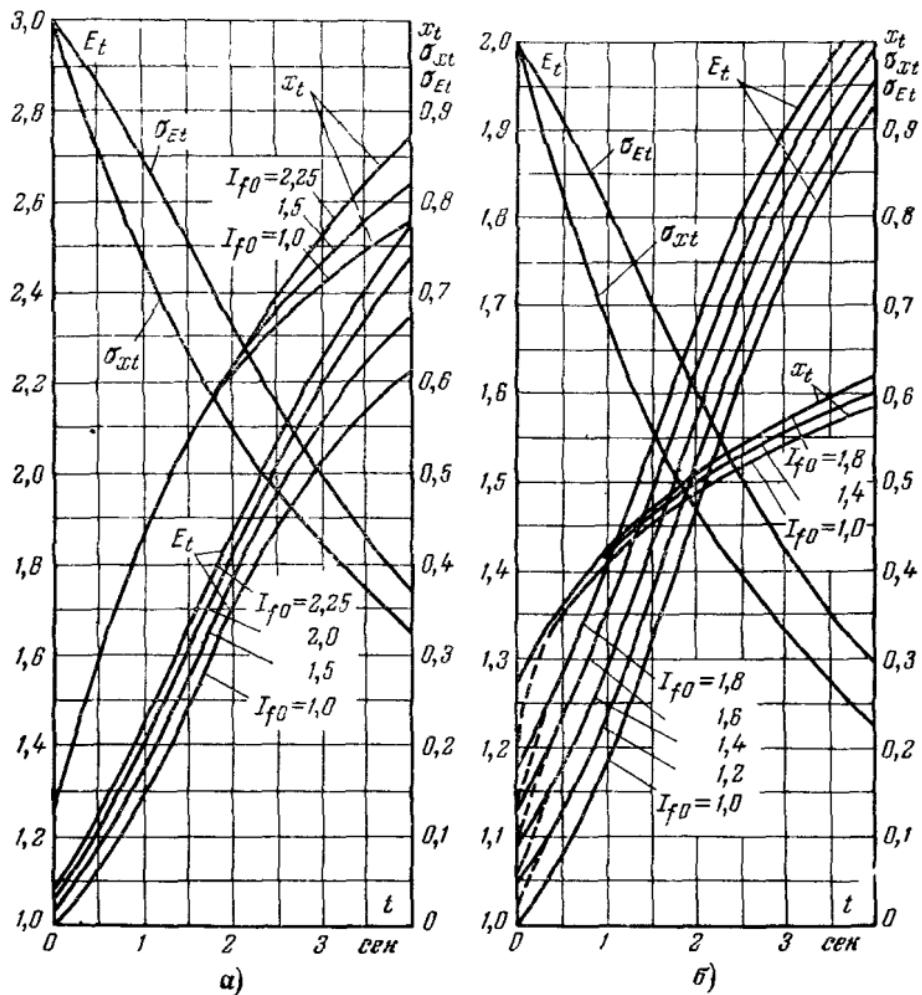


Рис. 10-16. Кривые для определения расчетных E_t и x_t генераторов средней мощности с автоматическим регулированием возбуждения.
а — для турбогенератора; б — для гидрогенератора (при малых временах для гидрогенератора с демпферными обмотками — пунктирные линии)

кривые рис. 10-16, значения E_t и x_t такого генератора приближенно могут быть найдены из выражений:

$$E_t = E_{q\text{пр}} - (E_{q\text{пр}} - E''_0) \sigma_{E_t} \quad (10-23)$$

и

$$x_t = x_d - (x_d - x''_d) \sigma_{x_t}, \quad (10-24)$$

где $E_{q\text{пр}}$, E''_0 , x_d и x''_d — соответствующие э. д. с. и реактивности данного генератора;

σ_{E_t} и σ_{x_t} — коэффициенты, значения которых определяются по кривым, приведенным на рис. 10-16.

Дополнительная поправка может быть сделана с целью учета действительной постоянной времени T_{f0} генератора. Для этого все величины нужно находить по кривым рис. 10-16 не для действительного момента t , а для его приведенного значения t' , определяемого по (10-18).

То обстоятельство, что установленные для генератора расчетные значения E_t и x_t не зависят от удаленности короткого замыкания, казалось бы, дает право использовать их для расчета процесса короткого замыкания в любой схеме с произвольным числом источников питания. Однако такое заключение было бы преждевременным. В самом деле, значения E_t и x_t получены из условий отдельной работы генератора, в то время как при параллельной работе с другими генераторами внешние характеристики в той или иной мере отличаются от тех, спрямление которых позволило установить эти значения E_t и x_t генератора.

Таким образом, принципиальным и главным допущением рассматриваемого метода в его применении к сложным схемам является использование расчетных E_t и x_t , которые с небольшой погрешностью, обусловленной спрямлением внешней характеристики, справедливы лишь для элементарной схемы (т. е. схемы с одним генератором). Тем не менее во многих случаях этот метод даже при сложной схеме позволяет с достаточной для практики точностью определить для промежуточных моментов времени не только ток в месте короткого замыкания, но также (что особенно важно) и его распределение в схеме. Это подтверждается сравнением как с результатами расчета более точными методами, так и с экспериментальными данными.

Аналогичные кривые для нахождения E_t и x_t построены также для типовых генераторов без АРВ.

Общий порядок выполнения расчета по методу спрямленных характеристик полностью идентичен порядку расчета установившегося режима короткого замыкания.

Для рассматриваемого момента t все генераторы с АРВ в зависимости от ожидаемого для них режима должны быть введены в схему либо своими E_t и x_t , либо $E=U_n$ и $x=0$, а генераторы без АРВ — своими E_t и x_t . Для предварительной оценки возможного режима генератора с АРВ следует сопоставить величину его x_{kpt} с внешней реактивностью схемы по отношению к данному генератору. В сложной схеме с несколькими источниками питания такая оценка может быть сделана лишь в первом приближении. Для $t \leq 0,5$ сек, имея в виду еще малое влияние АРВ, все генераторы с АРВ можно вводить своими E_t и x_t (т. е. считать, что они работают в режиме подъема возбуждения). Нагрузки должны быть введены в схему замещения в точках их действительного присоединения; при этом их относительная реактивность принимается равной $x_{нагр}=1,2$, а э. д. с. $E=0$.

После того как для заданной схемы найдены ее $E_{t\zeta}$ и $x_{t\zeta}$ относительно точки короткого замыкания, значение периодической слагающей тока в месте короткого замыкания в данный момент легко определить:

$$I_{kt} = E_{t\zeta} / x_{t\zeta}. \quad (10-25)$$

Затем следует проверить правильность выбранных режимов генераторов с АРВ. С этой целью необходимо, развертывая схему, найти токи генераторов или напряжения на их выводах (если для них был принят режим подъема возбуждения). При режиме нормального напряжения должно быть $I_t \leq I_{kpt}$, а при режиме подъема возбуждения $I_t \geq I_{kpt}$ или, иначе, $U \leq U_n$.

Если оказалось, что у некоторых генераторов режимы выбраны неверно, то их следует соответственно изменить и затем повторить аналогичный расчет.

Чтобы построить кривую изменения токов в какой-либо ветви (или напряжения в произвольной точке) схемы, производят расчет для нескольких моментов времени. В большинстве случаев бывает достаточно произвести расчет для двух-трех наиболее характерных моментов, выбранных в пределах интересующего отрезка времени процесса короткого замыкания и, интерполируя между полученными результатами, построить интересующую кривую.

Пример 10-6 При трехфазном коротком замыкании в точке K схемы рис. 10-17,а определить для $t=1,2$ сек ток в линии $L-1$, счи-

тая, что выключатель B замкнут и все генераторы снабжены АРВ. Элементы схемы характеризуются следующими данными:

Генераторы одинаковые, каждый $166,5 \text{ Mva}$; 18 кв ; $x''_d = 0,122$; $K_c = 0,73$; $T_{f0} = 11,9 \text{ сек}$; $I_{\text{пп}} = 4$; $I_{f0} = 1,9$.

Автотрансформатор AT 180 Mva ; $242/121/18 \text{ кв}$; $\mu_{\text{BC}} = 10\%$; $\mu_{\text{ВН}} = 30\%$; $\mu_{\text{СН}} = 20\%$.

Трансформаторы: $T-1$ 360 Mva ; $242/18/18 \text{ кв}$; $\mu_{\text{ВН}} = 12\%$; $\mu_{\text{НН}} = 24\%$; $T-2$ и $T-3$ одинаковые, каждый 60 Mva ; $220/11 \text{ кв}$; $\mu_{\text{к}} = 12\%$. Линия $L-1$ 150 км ; $x = 0,42 \text{ ом/км}$.

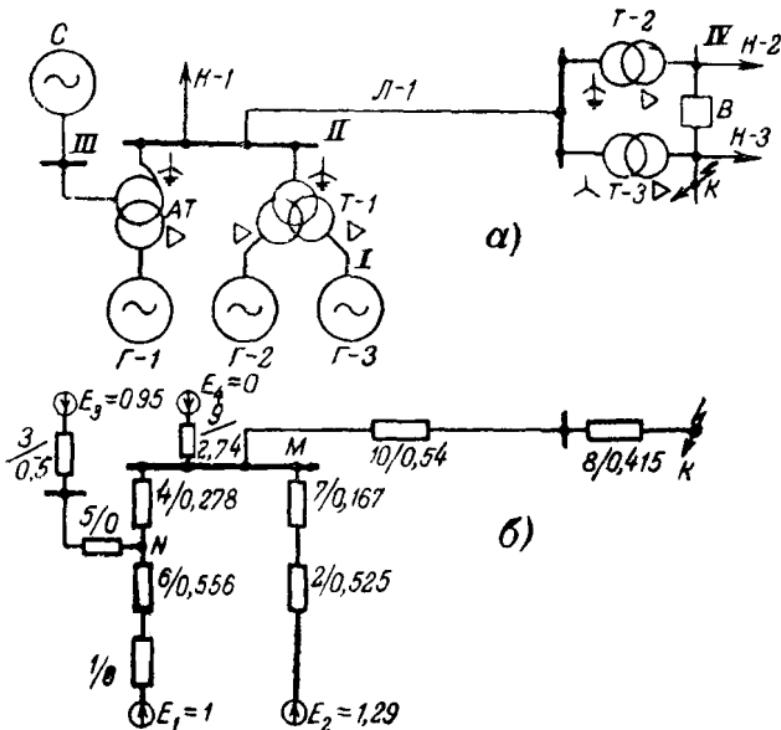


Рис. 10-17. К примеру 10-6.

a — исходная схема; *б* — схема замещения.

Нагрузки: $H-1$ 200 Mva ; $H-2$ и $H-3$ по 45 Mva .

Система C : $x = 14,6 \text{ ом}$; за этой реактивностью приложено неизменное напряжение 115 кв .

Решение проводим в относительных единицах при $S_b = 500 \text{ Mva}$ и $U_{bI} = 18 \text{ кв}$. Соответственно базисные напряжения на других ступенях трансформации будут: $U_{bII} = 242 \text{ кв}$; $U_{bIII} = 121 \text{ кв}$; $U_{bIV} = 12,1 \text{ кв}$.

Поскольку заданные параметры генераторов близки (кроме величины T_{f0}) к параметрам типового турбогенератора, значения расчетных E_t и x_t можно находить по кривым рис. 10-16, а. Однако при этом следует ввести поправку на различие в T_{f0} , определяя

E_t и x_t для приведенного времени $t' = 1,2 \frac{1}{11,9} = 0,7 \text{ сек}$. При таком

времени и $I_{f0} = 1,9$ имеем $E_t = 1,29$ и $x_t = 0,35$, что при базисных условиях составляет

$$x_t = 0,35 \frac{500}{166,5} = 1,05; x_{kpt} = \frac{1,05}{1,29 - 1} = 3,63$$

$$\text{и } I_{kpt} = \frac{1}{3,63} = 0,276.$$

На рис. 10-17,б приведена схема замещения, где все элементы выражены в относительных базисных единицах, причем генераторы Г-2 и Г-3 представлены одним эквивалентным; равным образом трансформаторы Т-2 и Т-3 также заменены одним; нагрузки Н-2 и Н-3 отброшены, поскольку они не оказывают влияния на ток короткого замыкания.

Для генераторов Г-2 и Г-3 был выбран режим подъема возбуждения, а для генератора Г-1 — режим нормального напряжения, имея в виду близость расположения к нему системы С. Соответственно этому в схему рис. 10-17,б введены: генератор Г-1 с $E_1 = 1$ и $x_1 = 0$, и объединенный генератор Г-2,3 с $E_2 = 1,29$ и $x_2 = 1,05/2 = 0,525$.

Произведем упрощение схемы замещения:

$$x_{11} = 0,5//0,556 = 0,264; E_5 = E_1//E_3 = 0,975;$$

$$x_{12} = 0,264 + 0,278 = 0,542; x_{13} = 0,167 + 0,525 = 0,692;$$

$$E_\Sigma = E_2//E_4//E_5 = 1; x_{14} = 0,542//0,692//2,74 = 0,273 \text{ и}$$

$$x_\Sigma = 0,273 + 0,54 + 0,415 = 1,228.$$

Относительный ток в месте короткого замыкания

$$I_k = 1/1,228 = 0,815.$$

Проверим правильность выбранных режимов

Напряжение в точке М $U = 0,815 (0,54 + 0,415) = 0,78$; ток от Г-2,3 $I_2 = \frac{1,29 - 0,78}{0,692} = 0,74$, т. е. больше $I_{kp} = 2 \cdot 0,276 = 0,552$.

Напряжение точки N $U = 0,78 + \frac{0,975 - 0,78}{0,542} \cdot 0,278 = 0,88$; ток генератора Г-1 $I_1 = \frac{1 - 0,88}{0,556} = 0,22$, т. е. меньше $I_{kp} = 0,276$.

Следовательно, режимы генераторов выбраны правильно и искомый ток в линии Л-1 составляет:

$$I = 0,815 \cdot \frac{500}{\sqrt{3} \cdot 242} = 0,97 \text{ ka.}$$

Рекомендуется читателю самостоятельно выполнить аналогичный расчет для случая, когда выключатель В разомкнут.

Раздел третий

ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫЕ ПЕРЕХОДНЫЕ ПРОЦЕССЫ ПРИ НАРУШЕНИИ СИММЕТРИИ ТРЕХФАЗНОЙ ЦЕПИ

Глава одиннадцатая

ОСНОВНЫЕ ПОЛОЖЕНИЯ В ИССЛЕДОВАНИИ НЕСИММЕТРИЧНЫХ ПЕРЕХОДНЫХ ПРОЦЕССОВ

11-1. Общие замечания

Рассматриваемые ниже несимметричные переходные процессы ограничены условием, что несимметрия возникает только в одном каком-либо месте системы, в то время как вся остальная часть последней остается строго симметричной. Как отмечалось в гл. 1, такая однократная несимметрия может быть поперечной — любой вид несимметричного короткого замыкания, и продольный — обрыв одной или двух фаз.

Строгий математический анализ несимметричных переходных процессов существенно затруднен тем дополнительным обстоятельством, что при таких процессах образуется пульсирующее магнитное поле ротора, которое в общем случае, как показано ниже, вызывает полный спектр высших гармоник. Переход от фазных переменных к переменным в координатах d , q , 0 при этом не освобождает дифференциальные уравнения от периодических коэффициентов.

Преимущества метода симметричных составляющих для исследования несимметричных режимов в симметричных трехфазных системах общезвестны. Для стационарных условий обычно определяют лишь основные

гармоники искомых величин. Именно при таком ограничении, которое принято в дальнейшем, данный метод применим также в условиях несимметричных переходных процессов (см. § 11-3).

11-2. Образование высших гармоник

На рис. 11-1 показана принципиальная модель синхронной машины, ротор которой имеет явно выраженные полюсы и не имеет демпферных контуров. Пусть по одной или двум фазам статора протекает ток синхронной частоты f . Образующийся при этом пульсирующий магнитный поток остается в пространстве в одном и том же положении. Чтобы легче представить влияние этого потока на ротор, разложим его на два потока, вращающихся с синхронной угловой скоростью ω во взаимно противоположных направлениях (рис. 11-1). Поток, вращающийся в том же направлении, что и ротор, по отношению к последнему, очевидно, неподвижен и соответственно взаимодействует с магнитным потоком обмотки возбуждения. Другой поток, который вращается в противоположную сторону, по отношению к ротору имеет двойную синхронную скорость 2ω , поэтому в обмотке возбуждения наводит э. д. с. двойной синхронной частоты $2f$. Обусловленный этой э. д. с. ток частоты $2f$ создает пульсирующий с частотой $2f$ магнитный поток ротора. Разложение последнего на два потока, вращающихся в противоположные стороны с угловой скоростью 2ω относительно ротора, показывает, что один из них, вращаясь по отношению к статору с угловой скоростью $(2\omega - \omega) = \omega$ в сторону, противоположную вращению ротора, оказывается неподвижным относительно потока, вызвавшего пульсирующий с частотой $2f$ поток ротора, и стремится его компенсировать. Что касается другого потока, то он вращается относительно статора с угловой

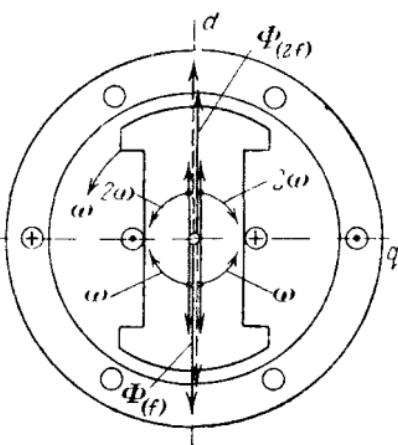


Рис. 11-1. К образованию высших гармоник при несимметричном режиме синхронной машины без демпферных обмоток.

скоростью $(2\omega + \omega) = 3\omega$ в сторону вращения ротора. Этот поток наводит в статоре э. д. с. тройной синхронной частоты $3f$. В результате возникает ток той же частоты, который создает пульсирующее с $3f$ магнитное поле статора.

Продолжая подобные рассуждения, легко убедиться, что каждая нечетная гармоника однофазного переменного тока статора вызывает очередную четную гармонику тока в обмотке возбуждения, и в свою очередь каждая четная гармоника тока в обмотке возбуждения вызывает следующую по порядку нечетную гармонику тока статора. Аналогично нетрудно установить, что ток неизменного направления и четные гармоники тока статора связаны соответственно с основной и нечетными гармониками тока обмотки возбуждения. При отсутствии емкости в цепи амплитуды гармоник с ростом их порядкового номера уменьшаются.

Представим себе теперь, что в поперечной оси ротора имеется демпферная обмотка. Если воспроизведенный ею электромагнитный эффект такой же, как обмотки возбуждения, то такой ротор, очевидно, симметричен по отношению к любому перемещающемуся относительно него магнитному потоку. В рассматриваемых условиях каждая из обмоток ротора создает пульсирующий поток, и поскольку эти обмотки сдвинуты друг относительно друга в пространстве на 90° (электрических), а их потоки во времени — на четверть периода, от их совместного действия образуется вращающееся круговое поле, которое по отношению к вызвавшему его магнитному потоку статора остается неподвижным и направленным навстречу. Следовательно, когда ротор симметричен в обеих осях (т. е. $x'_d = x'_q$), неизменное или пульсирующее с произвольной частотой магнитное поле статора не создает высших гармоник.

Однако в действительности ротор синхронной машины не обладает такой симметрией, поэтому при любом несимметричном режиме синхронной машины возникают высшие гармоники, причем они проявляются при прочих равных условиях тем интенсивнее, чем больше выявлена несимметрия ротора.

Наличие демпферной обмотки только в продольной оси создает, естественно, еще большую несимметрию ротора. Напротив, при поперечной демпферной обмотке или при демпферных обмотках (с соответствующими па-

раметрами) в обеих осях ротора достигается почти полная его симметрия (т. е. $x''_d = x''_q$). Последняя обычно имеет место у турбогенераторов, в силу чего у таких машин высшие гармоники при несимметричных режимах почти не проявляются.

11-3. Применимость метода симметричных составляющих к исследованию переходных процессов

Из курса теоретических основ электротехники известно, что в электрических устройствах, выполненных симметрично, применение метода симметричных составляющих в значительной мере упрощает анализ несимметричных процессов, так как при этом симметричные составляющие токов связаны законом Ома с симметричными составляющими напряжений только одноименной последовательности. Иными словами, если какой-либо элемент цепи симметричен и обладает по отношению к симметричным составляющим токов прямой \dot{I}_1 , обратной \dot{I}_2 и нулевой \dot{I}_0 последовательностей соответственно сопротивлениями Z_1 , Z_2 , Z_0 , то симметричные составляющие падения напряжения в этом элементе будут

$$\Delta \dot{U}_1 = Z_1 \dot{I}_1; \quad (11-1)$$

$$\Delta \dot{U}_2 = Z_2 \dot{I}_2; \quad (11-2)$$

$$\Delta \dot{U}_0 = Z_0 \dot{I}_0. \quad (11-3)$$

Сопротивления Z_1 , Z_2 и Z_0 для сокращения обычно называют сопротивлениями соответственно прямой, обратной и нулевой последовательностей. Их величины для одного и того же элемента в общем случае различны (см. гл. 12).

Комплексная форма записи уравнений справедлива не только для стационарного режима, но также для переходного процесса [Л. 6], поскольку токи и напряжения при переходном процессе можно представить проекциями на соответствующую ось вращающихся, а также неподвижных векторов. При этом дифференциальным уравнениям, связывающим комплексные значения токов и напряжений, соответствуют операторные уравнения, которые при нулевых начальных условиях¹ по своей

¹ К нам всегда можно свести любую задачу, используя принцип наложения.

структуре аналогичны уравнениям стационарного режима, записанным в комплексной форме.

Из изложенного, казалось бы, уже можно сделать вывод, что если временные величины в рассматриваемом процессе могут быть представлены комплексами или соответственно векторами, то последние в свою очередь могут быть разложены на системы симметричных составляющих и тогда известный метод симметричных составляющих в своей обычной форме может быть применен к исследованию несимметричных переходных процессов. Однако такой вывод был бы еще преждевременным.

Дело в том, что, как показано в предыдущем параграфе, у синхронной машины с несимметричным ротором возникающее при несимметричном режиме инверсное магнитное поле статора порождает прямое магнитное поле статора, вращающееся с соответственно большей скоростью. Обращаясь к терминологии метода симметричных составляющих, можно сказать, что это равносильно тому, что магнитное поле обратной последовательности, созданное системой токов обратной последовательности какой-либо частоты, вызывает магнитное поле прямой последовательности и связанную с ними систему токов прямой последовательности, порядковые номера частот которых на два больше соответствующего номера частоты токов обратной последовательности. Другими словами, при этом оказываются взаимно связанными системы токов прямой и обратной последовательностей разных частот, что налагает дополнительные условия и требования на метод симметричных составляющих. Что касается системы токов нулевой последовательности, то создаваемое ими результирующее магнитное поле в расточке статора при любой частоте практически близко к нулю и никакой магнитной связи с ротором не создает.

Дальнейшее развитие представлений метода симметричных составляющих применительно к синхронным машинам с несимметричным ротором в условиях установившихся режимов и переходных процессов при нарушении симметрии впервые дано Н. Н. Щедриным. Помимо математического обоснования такого развития, им предложены для учета высших гармоник специальные цепные схемы, применение которых особенно эффективно при выполнении расчетов с помощью моделей или

иных расчетных установок. Аналогичное предложение также сделано П. С. Ждановым.

В подавляющем числе практических расчетов несимметричных переходных процессов обычно довольствуются учетом лишь основной гармоники токов и напряжений. Именно только при таком ограничении представляется возможным применять метод симметричных составляющих в его обычной форме, характеризуя для этого синхронную машину в схеме обратной последовательности соответствующей реактивностью x_2 (см. § 12-2).

Остановимся еще на одном вопросе, в понимании которого часто встречаются трудности.

Протекающие по обмоткам статора токи прямой, обратной и нулевой последовательностей создают магнитные потоки тех же последовательностей, а последние наводят в статоре соответствующие э. д. с. Вводить эти э. д. с. в расчет нецелесообразно, так как они пропорциональны (при пренебрежении насыщением магнитной системы машины) токам отдельных последовательностей, значения которых еще подлежат определению. Поэтому в дальнейшем вводим в расчет только те э. д. с., которые или известны, или не зависят от внешних условий цепи статора¹, причем в силу симметричного выполнения статорной обмотки эти э. д. с. являются э. д. с. только прямой последовательности. Что касается э. д. с., обусловленных реакцией токов отдельных последовательностей, то их учитываем в виде падений напряжений с обратным знаком в соответствующих реактивностях машины.

Дополнительно примем, что установленные у синхронных машин устройства автоматического регулирования возбуждения независимо от их конструкции реагируют только на отклонения напряжения прямой последовательности (т. е. они включены через фильтры напряжения прямой последовательности) и стремятся поддержать это напряжение на постоянном уровне, которое принимается равным номинальному для каждой машины.

¹ Как-то: начальные значения переходной и сверхпереходной э. д. с., синхронная э. д. с. E_q при известном токе возбуждения I_f , расчетная э. д. с. E_t для произвольного момента времени согласно методу спрямленных характеристик и др.

В соответствии с изложенным для произвольного несимметричного короткого замыкания основные уравнения второго закона Кирхгофа отдельно для каждой последовательности будут иметь вид:

$$\dot{U}_{k1} = \dot{E}_\Sigma - Z_{1\Sigma} \dot{I}_{k1}; \quad (11-4)$$

$$\dot{U}_{k2} = 0 - Z_{2\Sigma} \dot{I}_{k2}; \quad (11-5)$$

$$\dot{U}_{k0} = 0 - Z_{0\Sigma} \dot{I}_{k0}; \quad (11-6)$$

где $\dot{U}_{k1}, \dot{U}_{k2}, \dot{U}_{k0}, \dot{I}_{k1}, \dot{I}_{k2}, \dot{I}_{k0}$ — симметричные составляющие напряжения и тока в месте короткого замыкания;

\dot{E}_Σ — результирующая э. д. с. относительно точки короткого замыкания;

$Z_{1\Sigma}, Z_{2\Sigma}, Z_{0\Sigma}$ — результирующие сопротивления схем соответствующих последовательностей относительно точки короткого замыкания.

Из (11-5) и (11-6) непосредственно следует, что при принятом способе учета э. д. с., обусловленных реакцией токов отдельных последовательностей, образование токов обратной и нулевой последовательностей можно представить как следствие возникающих в месте короткого замыкания напряжений обратной и нулевой последовательностей.

При однократной продольной несимметрии (см. § 15-1) основные уравнения для каждой последовательности имеют тот же вид, что и (11-4)–(11-6), только вместо $\dot{U}_{k1}, \dot{U}_{k2}, \dot{U}_{k0}$ в них следует ввести разности фазных напряжений соответствующих последовательностей по концам местной несимметрии, а сопротивления $Z_{1\Sigma}, Z_{2\Sigma}, Z_{0\Sigma}$ должны представлять собой результирующие сопротивления схем соответствующих последовательностей относительно места рассматриваемой продольной несимметрии.

Уравнения (11-1)–(11-3) или (11-4)–(11-6) содержат шесть неизвестных величин: три составляющие на-

пряжения и три составляющие тока. Недостающие для определения этих величин три уравнения легко получить из граничных условий, которыми характеризуется тот или иной вид несимметричного повреждения.

Задача нахождения токов и напряжений при рассматриваемом несимметричном переходном процессе по существу сводится к вычислению симметричных составляющих этих величин. Как только последние найдены, дальнейшее определение фазных величин токов и напряжений производится по соотношениям¹, известным из теории симметричных составляющих.

Глава двенадцатая

ПАРАМЕТРЫ ЭЛЕМЕНТОВ ДЛЯ ТОКОВ ОБРАТНОЙ И НУЛЕВОЙ ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОСТЕЙ

12-1. Общие замечания

Все сопротивления, которыми характеризуются отдельные элементы в нормальном симметричном режиме, а также в симметричном переходном процессе, по существу являются сопротивлениями прямой последовательности². Этот термин вводить ранее не было нужды, поскольку токи были лишь одной последовательности.

При отсутствии магнитной связи между фазами какого-либо элемента его сопротивление не зависит от порядка чередования фаз тока. Активная и реактивная слагающие сопротивления такого элемента зависят только от частоты тока и, следовательно, для всех последовательностей одинаковы³, т. е.

$$r_1 = r_2 = r_0$$

и

$$x_1 = x_2 = x_0;$$

соответственно

$$z_1 = z_2 = z_0.$$

¹ В приложении П-2 для справки приведены соотношения между фазными величинами и их симметричными составляющими, а также основные свойства фазного множителя (оператора фазы) a .

² Исключение составляет реактивность, используемая при определении постоянной времени T_a (см § 9-2)

³ Такими элементами можно практически считать реакторы

Для элемента, магнитносвязанные цепи которого не-подвижны относительно друг друга, сопротивления прямой и обратной последовательностей одинаковы, так как от перемены порядка чередования фаз симметричной трехфазной системы токов взаимоиндукция между фазами такого элемента не изменяется.

Таким образом, для трансформаторов, автотрансформаторов, воздушных линий, кабелей и реакторов

$$r_1 = r_2$$

и

$$x_1 = x_2;$$

соответственно

$$z_1 = z_2.$$

Система токов нулевой последовательности резко отличается от систем токов прямой и обратной последовательностей, вследствие чего сопротивления нулевой последовательности в общем случае весьма существенно отличаются от соответствующих сопротивлений двух других последовательностей.

Помимо определения индуктивных сопротивлений обратной и нулевой последовательностей, ниже также приведены указания к определению активных сопротивлений нулевой последовательности воздушных и кабельных линий. Учет последних часто необходим при расчете однофазных коротких замыканий, причем его выполнение обычно не вызывает трудностей, так как этот вид короткого замыкания в большинстве случаев характеризуется большой электрической удаленностью, что позволяет не считаться с изменением тока во времени.

12-2. Синхронные машины

Магнитный поток, созданный токами обратной последовательности синхронной частоты, вращаясь относительно ротора с двойной синхронной скоростью, встречает на своем пути непрерывно изменяющееся магнитное сопротивление; это обусловлено магнитной несимметрией ротора и тем, что наведенные в продольных и поперечных контурах ротора токи создают различные ответные реакции. Таким образом, при неизменной н. с. статора поток обратной последовательности гармонически изменяется с двойной синхронной скоростью в пределах между его наибольшим и наименьшим значениями, разница между которыми зависит от степени несим-

метрии ротора; она велика при резкой несимметрии ротора и, напротив, совсем исчезает при его полной симметрии.

В § 11-2 было показано, что погон обратной последовательности синхронной частоты в общем случае вызывает в статоре нечетные гармоники, которые искажают синусоидальную форму магнитного поля статора. Это обстоятельство существенно затрудняет определение реактивности обратной последовательности синхронной машины и приводит к тому, что данная реактивность, строго говоря, не является параметром машины, так как она зависит от внешних условий (т. е. внешней реактивности, вида несимметрии и др.).

Для синхронной машины без демпферных обмоток в § 9-2 было получено выражение для реактивности

$$x_2 = \frac{2x'_d x_q}{x'_d + x_q}, \quad (12-1)$$

которая по существу представляет собой реактивность обратной последовательности, определяемую как отношение подведенного синусоидального напряжения обратной последовательности синхронной частоты к основной гармонике тока обратной последовательности.

Эта реактивность может быть представлена схемой замещения, показанной на рис. 12-1. Ток в параллельной ветви с реактивностью x'_d дает значение третьей гармоники тока прямой последовательности, которая вызвана потоком обратной последовательности синхронной частоты.

Представим себе теперь, что напряжение обратной последовательности приложено не непосредственно к статору машины, а через произвольную реактивность x . Тогда общая реактивность обратной последовательности всей цепи, очевидно, будет:

$$x_{2\Sigma} = \frac{2(x'_d + x)(x_q + x)}{x'_d + x_q + 2x}$$

и на долю самой машины приходится величина

$$x_2 = \frac{2(x'_d + x)(x_q + x)}{x'_d + x_q + 2x} - x = \frac{2x'_d x_q + (x'_d + x_q)x}{x'_d + x_q + 2x},$$

которая, как видно, зависит от внешней реактивности x . По мере увеличения последней реактивность обратной

последовательности машины стремится в пределе к

$$x_2 = \lim_{x \rightarrow \infty} \frac{2x'_{d}x_q + (x'_d + x_q)x}{x'_d + x_q + 2x} = \frac{x'_d + x_q}{2}, \quad (12-2)$$

что соответствует отсутствию третьей гармоники тока. Эта реактивность получается из схемы замещения рис. 12-1, для чего достаточно разомкнуть рубильник P .

Следовательно, принципиальная разница между выражениями (12-1) и (12-2) состоит в том, что первое из

них дает значение x_2 машины с учетом влияния третьей гармоники тока, а второе — без учета такого влияния. При симметричном роторе ($x_q = x'_d$) оба выражения дают одно и тоже значение $x_2 = x'_d$, что также следует из схемы замещения рис. 12-1.

До сих пор предполагалось, что обратно-синхронное питание подано от источника бесконечной мощности, в силу чего, помимо основной гармоники, в статоре

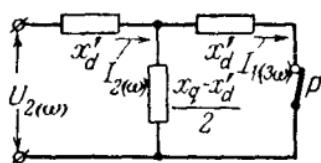
Рис. 12-1 Схема замещения, определяющая реактивность x_2 синхронной машины с учетом влияния третьей гармоники тока прямой последовательности

возникает еще только третья гармоника тока. Однако при несимметричном режиме машины (см. § 11-2) поле обратной последовательности основной частоты вызывает в статоре весь спектр нечетных гармоник. В этом случае, как показал Н. Н. Щедрин, схема замещения рис. 12-1 может быть развита в бесконечную цепную схему замещения, результирующая реактивность которой составляет:

$$x_2 = \sqrt{x'_d x_q}. \quad (12-3)$$

Эта реактивность также зависит от внешней реактивности и в пределе стремится к значению, определяемому по (12-2).

Для машины с демпферными обмотками реактивность x_2 может быть определена по тем же выражениям, если заменить в них x'_d и x_q соответственно x''_d и x''_q . Величины реактивностей x''_d и x''_q обычно ближе друг к другу, чем величины x'_d и x_q . Поэтому у машин с полным демпфированием разница в значениях x_2 , получаемых по разным выражениям, очень мала.



Поскольку выражения (12-1) — (12-3) почти равнозначны, в большинстве практических расчетов целесообразно принимать для синхронных машин реактивность x_2 по наиболее простому выражению (12-2), которое к тому же удовлетворяет нормальному правилу последовательного соединения реактивностей машины и ее внешней цепи. При необходимости учета высших гармоник надлежит применять более точное выражение (12-3).

В качестве приближенных соотношений принимают:

$$\text{Для машин без демпферных обмоток} \quad x_2 \approx 1,45x_d';$$

$$\text{Для турбогенераторов и машин с демпферными обмотками в обеих осях ротора} \quad x_2 \approx 1,22 x_d''.$$

В практических приближенных расчетах обычно идут на дополнительное упрощение, принимая для турбогенераторов и машин с продольно-поперечными демпферными обмотками

$$x_2 \approx x_d''. \quad (12-4)$$

Токи нулевой последовательности создают практически только магнитные потоки рассеяния статорной обмотки, которые, как правило, меньше, чем при токах прямой или обратной последовательности, причем это уменьшение сильно зависит от типа обмотки. Поэтому величина x_0 синхронных машин колеблется в широких пределах:

$$x_0 = (0,15 \div 0,6) x_d''. \quad (12-5)$$

12-3. Асинхронные двигатели

Если в нормальных условиях асинхронный двигатель работает со скольжением s , то по отношению к магнитному потоку обратной последовательности синхронной частоты ротор двигателя, очевидно, имеет скольжение $(2-s)$. Следовательно, сопротивление обратной последовательности асинхронного двигателя представляет собой его сопротивление при скольжении $(2-s)$.

Кривая, показанная на рис. 12-2, иллюстрирует примерный характер относительного изменения реактивности асинхронного двигателя в функции скольжения¹.

¹ За единицу реактивности здесь принята реактивность двигателя при его номинальном скольжении.

Как видно, с ростом s реактивность двигателя вначале резко падает, а затем ее снижение весьма незначительно. Это позволяет практически считать

$$x_2 \approx x_{s=1} = x_k, \quad (12-6)$$

т. е. реактивность x_2 двигателя равной его так называемой реактивности короткого замыкания (относительная величина которого близка к обратной величине относительного номинального пускового тока)

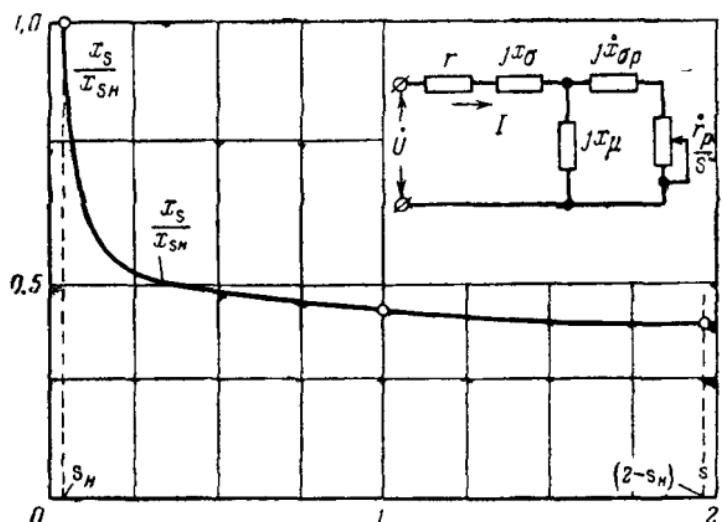


Рис. 12.2. Относительное изменение индуктивного сопротивления асинхронного двигателя в зависимости от скольжения.

Реактивность нулевой последовательности асинхронного двигателя, как и синхронных машин, определяется только рассеянием статорной обмотки и сильно зависит от типа и конструкции последней. Достаточно надежные значения этой реактивности могут быть получены преимущественно опытным путем или по данным завода-изготовителя.

12-4. Обобщенная нагрузка

Реактивность обратной последовательности обобщенной нагрузки зависит от характера приемников электроэнергии и относительного участия каждого из них в рассматриваемой нагрузке. Для средней типовой промышленной нагрузки можно считать, что основная ее часть состоит из асинхронных двигателей, реактив-

ность обратной последовательности которых, как показано в § 12-3, практически та же, что и в начальный момент внезапного нарушения режима. Поэтому для реактивности обратной последовательности обобщенной нагрузки в практических расчетах можно принимать, как и в § 6-5, величину

$$x_2 = 0,35, \quad (12-7)$$

считая ее отнесенной к полной рабочей мощности в мегавольтамперах данной нагрузки и среднему номинальному напряжению той ступени, где она присоединена.

Поскольку обобщенная нагрузка включает в себя сеть и понижающие трансформаторы, ее сопротивление нулевой последовательности обычно определяется именно этими элементами, рассмотрение которых приведено ниже. Привести какие-либо средние величины этого сопротивления не представляется возможным.

12-5. Трансформаторы¹

Реактивность нулевой последовательности трансформатора в значительной мере определяется его конструкцией и соединением обмоток.

Со стороны обмотки, соединенной в треугольник или в звезду без заземленной нейтрали, независимо от того, как соединены другие обмотки, реактивность нулевой последовательности трансформатора, очевидно, бесконечно велика ($x_0 = \infty$), так как при этих условиях вообще исключена возможность циркуляции тока нулевой последовательности в данном трансформаторе. Следовательно, конечно, хотя иногда (см. ниже) и очень большая, реактивность нулевой последовательности трансформатора может быть только со стороны его обмотки, соединенной в звезду с заземленной нейтралью.

На рис. 12-3,*a*, *b* и *v* приведены основные варианты соединения обмоток двухобмоточного трансформатора, при которых приложенное к обмотке *I* напряжение нулевой последовательности вызывает в одной или в обеих обмотках ток той же последовательности. Справа, против каждого варианта соединения обмоток показаны схемы

¹ Для общности проводимых здесь записей обмотки трансформатора обозначены порядковыми номерами I, II, III вместо B, C, N, как это обычно принято.

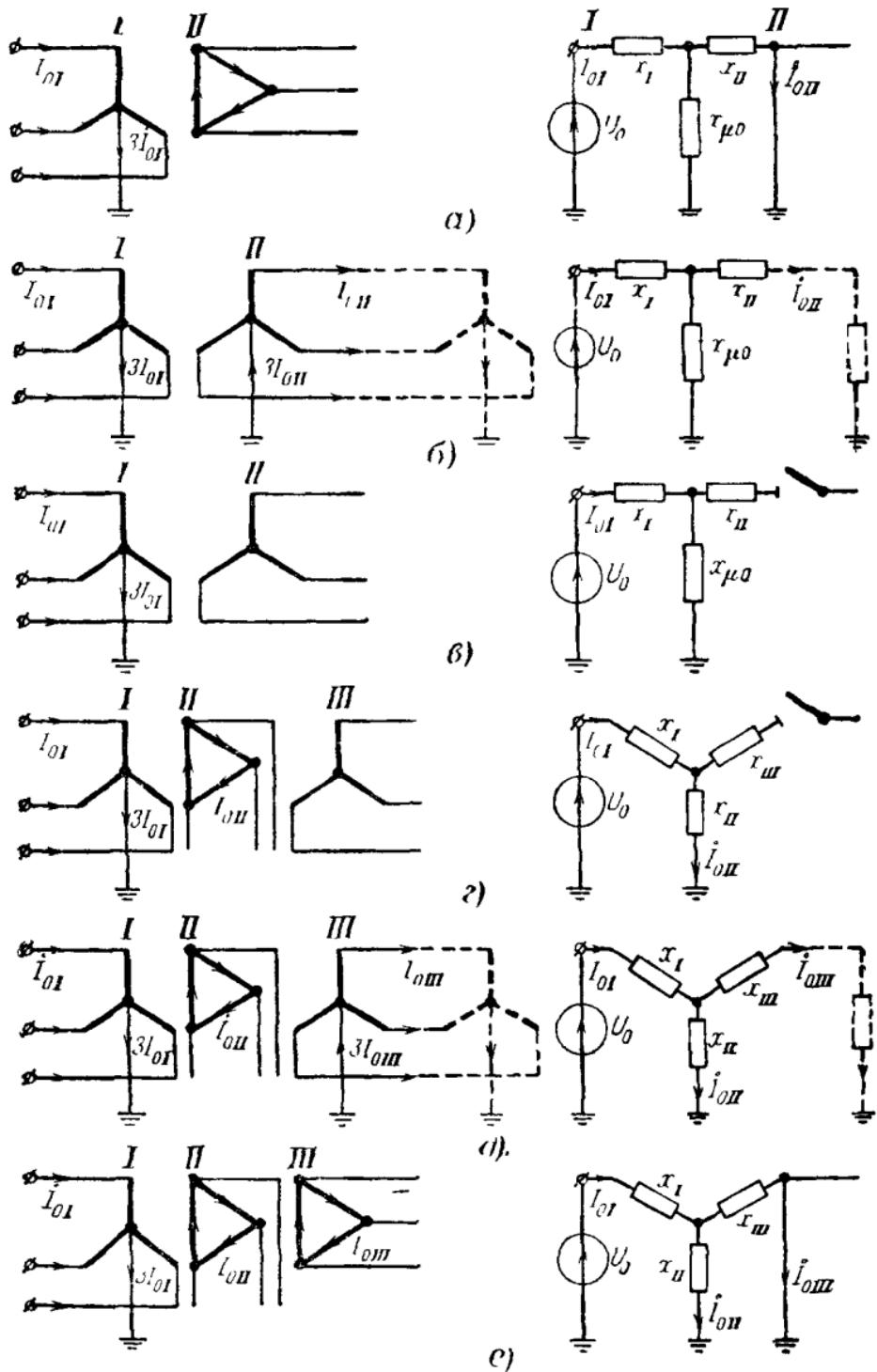


Рис. 12-3 Соединения обмоток трансформаторов и их схемы замещения для токов нулевой последовательности.

замещения трансформатора (без учета активных сопротивлений) для токов нулевой последовательности.

При соединении обмоток Y_0/Δ (рис. 12-3,*a*) э.д.с. нулевой последовательности трансформатора целиком расходуется на проведение тока той же последовательности только через реактивность рассеяния обмотки, соединенной треугольником, так как этот ток (подобно третьей гармонике тока) не выходит за пределы данной обмотки. В схеме замещения это отражают закорачиванием ветви с x_{μ} . Потенциал, равный нулю, на конце ветви x_{μ} схемы замещения не указывает на искусственный перенос заземления нейтрали, как это иногда ошибочно воспринимают; он только соответствует условию, что данной ветвью схемы замещения трансформатора заканчивается путь циркуляции токов нулевой последовательности.

При соединении обмоток Y_0/Y_0 представленная на рис. 12-3,*b* схема замещения предполагает, что на стороне обмотки *II* обеспечен путь для тока нулевой последовательности, т. е. в цепи этой обмотки имеется по меньшей мере еще одна заземленная нейтраль (см. пунктир). Если же этого нет, то схема замещения будет такой же, как и при соединении обмоток Y_0/Y (рис. 12-3,*b*), что соответствует режиму холостого хода трансформатора.

Оценим теперь величину реактивности намагничивания нулевой последовательности трансформатора x_{μ_0} .

Для группы из трех однофазных трансформаторов, а также для трехфазных четырех- и пятистержневых (броневых) трансформаторов ток намагничивания нулевой последовательности очень мал, так как в этом случае условия для магнитного потока практически те же, что и при питании трансформатора от источника напряжения прямой (или обратной) последовательности. Поэтому в соответствии с принятым ранее (§ 2-1) допущением можно считать $x_{\mu_0} = \infty$.

Иные условия имеют место в трехфазных трехстержневых трансформаторах, где магнитные потоки нулевой последовательности вынуждены замыкаться через изолирующую среду и кожух трансформатора. Для проведения магнитного потока по пути со столь высоким магнитным сопротивлением необходим достаточно большой ток намагничивания; следовательно, реактивность x_{μ_0} у трансформатора

* Обозначение Y_0 указывает, что нейтраль звезды заземлена

ра такого типа значительно меньше, чем $x_{\mu 1}$. В зависимости от конструкции этого типа трансформатора она находится в пределах $x_{\mu 0} = (0,3 \div 1,0)$. Имея в виду, что величина x_{II} все же значительно меньше $x_{\mu 0}$, можно практически считать, что и для трехстержневого трансформатора с соединением обмоток Y_0/Δ $x_{\mu 0} \approx \infty$.

В табл. 12-1 сведены изложенные выше указания относительно оценки реактивности нулевой последовательности двухобмоточных трансформаторов.

Таблица 12-1
Реактивности x_0 двухобмоточных трансформаторов

Тип трансформатора и соединение его обмоток	x_0
Трансформатор любого типа с соединением обмоток Y_0/Δ	x_1
Трехфазная группа из однофазных трансформаторов, трехфазный четырех- или пятистержневой трансформатор: с соединением обмоток Y_0/Y то же Y_0/Y_0	∞ x_1
Трехфазный трехстержневой трансформатор: с соединением обмоток Y_0/Y то же Y_0/Y_0	$x_1 + x_{\mu 0}$ По рис. 12-3, б

У трехобмоточных трансформаторов одна из обмоток, как правило, соединена в треугольник. Поэтому для них всегда можно принимать $x_{\mu 0} = \infty$.

Основные варианты соединения обмоток трехобмоточного трансформатора и соответствующие им схемы замещения нулевой последовательности (считая U_0 приложенным со стороны обмотки I) приведены на рис. 12-3, г, д и е.

В варианте рис. 12-3, г ток нулевой последовательности в обмотке III отсутствует. Следовательно, в этом случае $x_0 = x_1 + x_{II} = x_{I-II}$.

В варианте рис. 12-3, д предполагается, что путь для тока нулевой последовательности на стороне обмотки III обеспечен. В этом случае в схему нулевой последователь-

ности трансформатор должен быть введен своей схемой замещения.

Наконец, в варианте рис. 12-3,*e* компенсация тока нулевой последовательности обмотки *I* осуществляется токами, наведенными в обмотках *II* и *III*. В этом случае

$$x_0 = x_I + \frac{x_{II}x_{III}}{x_{II} + x_{III}}.$$

12-6. Автотрансформаторы¹

Обмотки автотрансформатора связаны между собой не только магнитно, но и электрически; поэтому здесь иные условия для протекания токов нулевой последовательности, которые должны быть отражены в схеме замещения нулевой последовательности автотрансформатора. При известных условиях, как показано ниже, даже при изолированной нейтрали автотрансформатора в его обмотках возможна циркуляция токов нулевой последовательности.

При глухом заземлении нейтрали автотрансформатора его схема замещения нулевой последовательности аналогична схеме соответствующего трансформатора. Так, если у автотрансформатора нет третьей обмотки и во вторичной цепи обеспечен путь для тока нулевой последовательности, его схема замещения (при пренебрежении намагничивающим током и активными сопротивлениями) представляется суммарной реактивностью рассеяния (рис. 12-4,*a*). При наличии третьей обмотки², соединенной треугольником, схема замещения имеет тот же вид, что и у трехобмоточного трансформатора при соответственном соединении его обмоток (рис. 12-4,*b*).

Следует подчеркнуть, что непосредственно из схемы замещения нулевой последовательности автотрансформатора нельзя получить ток, протекающий в его нейтрали. При указанных на рис. 12-4 направлениях токов искомый ток в нейтрали равен утроенной разности токов нулевой последовательности первичной и вторичной цепей, т. е. $I_N = 3(I_{0I} - I_{0II})$, причем каждый из них должен быть отнесен к своей ступени напряжения, а не к какой-либо одной, для которой составлена схема замещения.

¹ См. сноску к § 12-5.

² Силовые автотрансформаторы, как правило, снабжены такой обмоткой.

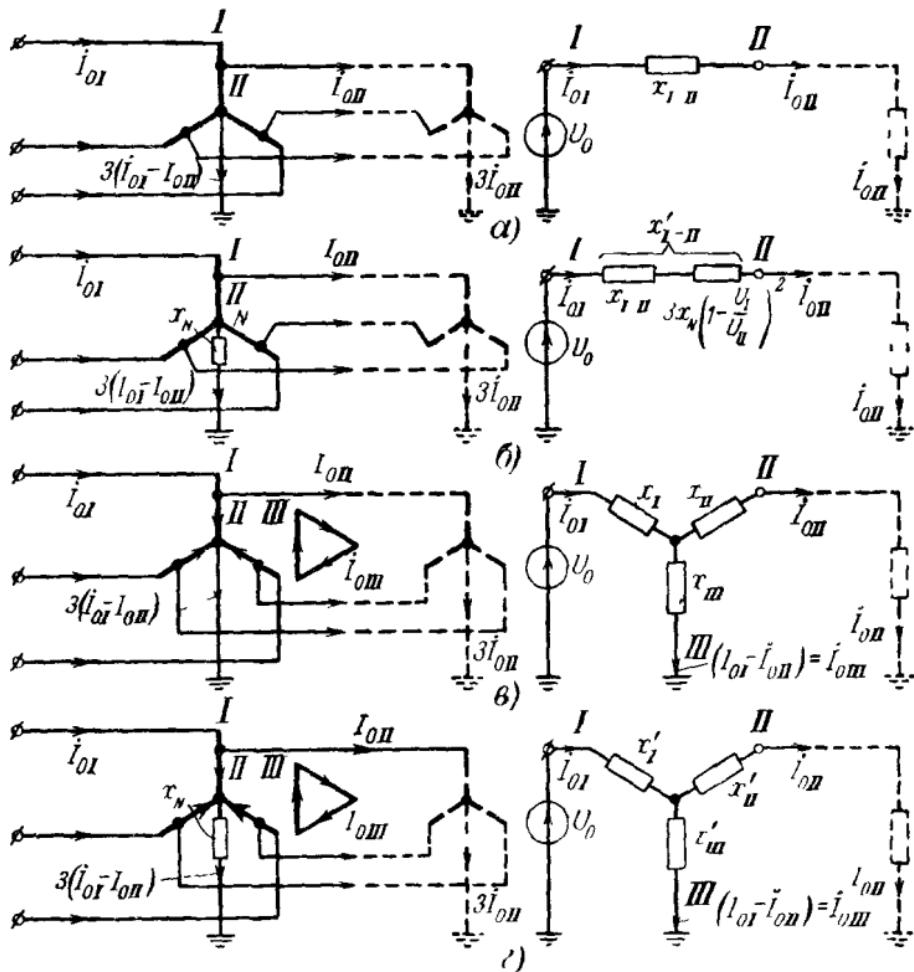


Рис. 12-4. Соединения обмоток автотрансформатора и их схемы замещения для токов нулевой последовательности.

Допустим теперь, что нейтраль автотрансформатора заземлена через реактивность x_N (рис. 12-4,б). Если напряжение на нейтрали равно U_N и напряжения выводов ступеней I и II относительно нейтрали составляют соответственно U_{N1} и U_{NII} , то для результирующей реактивности нулевой последовательности между выводами ступени I и II автотрансформатора, приведенной к ступени I, можно написать:

$$x'_{I-II} = \frac{(U_{N1} + U_N) - (U_{NII} + U_N) U_I/U_{II}}{I_{0I}} = \\ = \frac{U_{N1} - U_{NII}}{I_{0I}} + \frac{U_N}{I_{0I}} \left(1 - \frac{U_I}{U_{II}} \right);$$

поскольку

$$\frac{U_{N1} - \dot{U}_{NII}}{I_{0I}} = x_{I-II},$$

где x_{I-II} — реактивность рассеяния автотрансформатора, отнесенная к ступени I ,

и

$$\frac{U_N}{I_{0I}} = \frac{3x_N(I_{0I} - I_{0II})}{I_{0I}} = 3x_N \left(1 - \frac{U_I}{U_{II}}\right),$$

то окончательно получим:

$$x'_{I-II} = x_{I-II} + 3x_N \left(1 - \frac{U_I}{U_{II}}\right)^2. \quad (12-8)$$

Данное выражение, разумеется, справедливо также и в том случае, когда реактивности представлены в относительных единицах, причем его запись предполагает, что реактивность x_N отнесена к базисному напряжению ступени I .

Аналогичным образом для автотрансформатора, имеющего третью обмотку, соединенную треугольником (рис. 12-4,2), нетрудно найти результирующие реактивности нулевой последовательности между другими параметрами его обмоток, также отнесенные к ступени I :

$$x'_{I-III} = x_{I-III} + 3x_N; \quad (12-9)$$

$$x'_{II-III} = x_{II-III} + 3x_N \left(\frac{U_I}{U_{II}}\right)^2. \quad (12-10)$$

Используя (12-8) — (12-10), по известным формулам для трехобмоточного трансформатора (см. приложение П-7) находим реактивности трехлучевой схемы замещения:

$$\left. \begin{aligned} x'_I &= x_I + 3x_N \left(1 - \frac{U_I}{U_{II}}\right); \\ x'_{II} &= x_{II} + 3x_N \frac{(U_I - U_{II}) U_I}{U_{II}^2}; \\ x'_{III} &= x_{III} + 3x_N \frac{U_I}{U_{II}}. \end{aligned} \right\} \quad (12-11)$$

У автотрансформатора без третьей обмотки раззем-

ление нейтрали приводит к тому, что в схеме нулевой последовательности такой автотрансформатор оказывается в режиме холостого хода; его ток намагничивания достаточно мал и им можно пренебречь, поэтому $x_{\mu 0} = \infty$.

Иные условия имеют место при разземлении нейтрали автотрансформатора, который снабжен третьей обмоткой, соединенной треугольником. В этом случае циркуляция тока нулевой последовательности возможна [Л. 4].

12-7. Воздушные линии

Ток нулевой последовательности воздушной линии возвращается через землю и по заземленным цепям, расположенным параллельно данной линии (защитные тросы, рельсовые пути вдоль линии и пр.). Главная трудность достоверного определения сопротивления нулевой последовательности воздушной линии связана с учетом распределения тока в земле; точное нахождение последнего в общем виде представляет собой весьма сложную проблему. Достаточно полное и строгое решение в предположении постоянства электрической проводимости земли и неограниченности ее размеров выполнено Карсоном. Установленные на основании его выводов приближенные формулы позволяют с достаточной для практики точностью вычислить отдельные составляющие и полное сопротивление нулевой последовательности воздушной линии при токах промышленной частоты и обычно встречающихся значениях

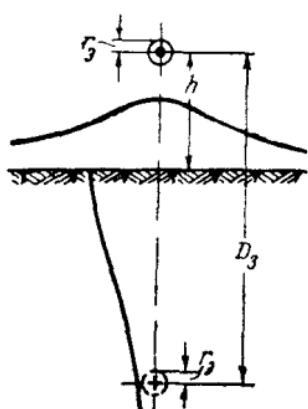


Рис. 12-5 Однопроводная линия «провод—земля».

проводимости земли. Эти формулы с краткими пояснениями приведены ниже, причем их окончательный вид дан для частоты $f=50$ гц.

Распределение переменного тока в земле выражается сложной закономерностью, аналогичной закономерности распределения тока в массивных проводниках.

Представим себе однопроводную линию переменного тока, обратным проводом которой служит земля

(рис. 12-5), или, как ее иначе называют, линию «провод — земля». Характер изменения плотности тока в земле по мере удаления в стороны и углубления в землю иллюстрируют кривые, показанные на рис. 12-5. Ток в земле как бы подтягивается к проводнику; соответственно наибольшая плотность тока имеет место на поверхности земли непосредственно под самим проводником.

Индуктивность такой линии, как показал Карсон, может быть определена как индуктивность эквивалентной двухпроводной линии с расстоянием между проводами D_3 (рис. 12-5). Это расстояние называется эквивалентной глубиной возврата тока через землю и может быть определено по формуле, предложенной Карсоном:

$$D_3 = \frac{2,085}{\sqrt{f\lambda}} \cdot 10^{-3}, \text{ м}, \quad (12-12)$$

где f — частота тока, $гц$;

λ — удельная проводимость земли, $1/\text{ом} \cdot \text{см}$.

При $f=50$ $гц$ и среднем значении $\lambda=10^{-4}$ $1/\text{ом} \cdot \text{см}$ величина $D_3=935$ м. При отсутствии данных о проводимости земли обычно принимают $D_3=1000$ м.

Таким образом, индуктивное сопротивление линии «провод — земля» легко определить по известной формуле для двухпроводной линии:

$$x_L = 0,145 \lg \frac{D_3}{r_3}, \text{ ом/км}. \quad (12-13)$$

Здесь r_3 — эквивалентный радиус провода, значения которого составляют:

Для витых медных проводников в зависимости от числа прядей $r_3 = (0,724 \div 0,771)r$;

Для алюминиевых и стальноеалюминиевых проводов марки А, АС, АСО, АСУ $r_3 = 0,95r$, где r — истинный радиус провода.

Для линий с расщепленными проводами в (12-13) вместо r_3 следует вводить средний геометрический радиус r_{cp} системы проводов одной фазы, который находят из выражения:

$$r_{cp} = \sqrt[n]{r_3 a_{cp}^{n-1}}, \quad (12-14)$$

где n — число проводов в фазе;

a_{cp} — среднее геометрическое расстояние между проводами одной фазы.

Все линейные величины, входящие под знак логарифма в (12-13) и дальнейших формулах, должны быть выражены в одних и тех же (вообще говоря, произвольных) единицах.

Активное сопротивление линии «провод — земля» складывается из активного сопротивления провода $r_{\text{п}}$ и дополнительного сопротивления r_3 , учитывающего потерю активной мощности в земле от протекающего в ней тока, т. е.

$$r = r_{\text{п}} + r_3. \quad (12-15)$$

Сопротивление r_3 может быть определено из приближенного выражения:

$$r_3 = \pi^2 f \cdot 10^{-4}, \text{ ом/км}, \quad (12-16)$$

которое при $f = 50 \text{ Гц}$ дает $r_3 = 0,05 \text{ ом/км}$.

Следует обратить внимание, что величина r_3 практически не зависит от проводимости земли. Этот на первый взгляд парадоксальный вывод объясняется тем, что с изменением проводимости земли плотность тока в ней меняется; при этом потери активной мощности при заданной частоте тока остаются почти постоянными. Линейная зависимость r_3 от частоты f вызвана соответственным проявлением поверхностного эффекта земли.

Сопротивление, обусловленное взаимоиндукцией между двумя параллельными линиями «провод — земля» с расстоянием d между осями их проводов (если оно значительно меньше величины D_3), можно определить из выражения:

$$Z_M = 0,05 + j0,145 \lg \frac{D_3}{d}, \text{ ом/км}, \quad (12-17)$$

где активная составляющая соответствует потере активной мощности, возникающей от протекания тока в земле.

Для трехфазной одноцепной линии с полным циклом транспозиции проводов сопротивление взаимоиндукции между фазами при возврате тока через землю следует определять по (12-17), заменив в последнем d средним геометрическим расстоянием между проводами фаз a , b и c :

$$D_{\text{cp}} = \sqrt[3]{d_{ab} d_{ac} d_{bc}}, \quad (12-18)$$

т. е.

$$Z_{Mcp} = 0,05 + j0,145 \lg \frac{D_s}{D_{cp}}, \text{ ом/км.} \quad (12-19)$$

Зная Z_L и Z_{Mcp} , нетрудно найти сопротивление нулевой последовательности одноцепной трехфазной линии. Оно численно равно эффективному значению напряжения, которое должно быть приложено к каждому проводу данной линии, чтобы покрыть падение напряжения при протекании в фазах токов нулевой последовательности с эффективным значением 1 а ($I_a = I_b = I_c = 1$ а), т. е.

$$Z_0 = Z_L + Z_{Mcp} + Z_{Mcp} = L_L + 2Z_{Mcp}; \quad (12-20)$$

после подстановки (12-13), (12-15), (12-16) и (12-19) и преобразования имеем:

$$Z_0 = r_n + 0,15 + j0,435 \lg \frac{D_s}{R_{cp}}, \text{ ом/км,} \quad (12-21)$$

где $R_{cp} = \sqrt[3]{r_s D_{cp}^2}$ — средний геометрический радиус системы трех проводов линии.

Здесь уместно заметить, что если по линии протекает ток прямой последовательности с эффективным значением 1 а (т. е. $I_a = 1$, $I_b = a^2$, $I_c = a$), то¹

$$Z_1 = Z_L + a^2 Z_{Mcp} + a Z_{Mcp} = Z_L - Z_{Mcp}; \quad (12-22)$$

после подстановки и преобразования имеем известную формулу:

$$Z_1 = r_n + 0,145 \lg \frac{D_{cp}}{r_s}, \text{ ом/км.} \quad (12-23)$$

Из (12-20) и (12-22) непосредственно следует, чем вызвано различие между Z_1 и Z_0 линии. В то время как при токе прямой (или обратной) последовательности взаимоиндукция с другими фазами уменьшает сопротивление фазы, при токе нулевой последовательности

¹ Возможность представления трехфазной линии при протекании по ней токов прямой (или обратной) последовательности тремя линиями «провод—земля» вытекает из того, что результирующее влияние фiktивных обратных проводов этих линий практически отсутствует, так как сумма токов в этих проводах равна нулю.

она, напротив, увеличивает его. Поскольку Z_L и $Z_{M_{cp}}$ у линий соизмеримы, величины Z_1 и Z_0 резко различаются между собой.

Из тех же выражений вытекают важные соотношения:

$$Z_L = (Z_0 + 2Z_1)/3; \quad (12-24)$$

$$Z_{M_{cp}} = (Z_0 - Z_1)/3. \quad (12-25)$$

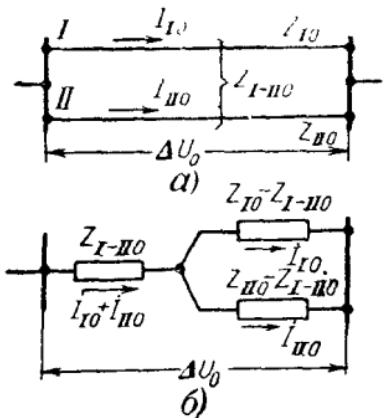


Рис. 12-6. Двухцепная линия передачи.

a — исходная схема; *b* — схема замещения нулевой последовательности.

дного провода (*a*, *b*, *c*) цепи *I* до каждого провода (*a'*, *b'*, *c'*) цепи *II*:

$$D_{I-II} = \sqrt[9]{d_{aa'} d_{ab'} d_{ac'} d_{ba'} d_{bb'} d_{bc'} d_{ca'} d_{cb'} d_{cc'}}. \quad (12-26)$$

Следовательно, искомое сопротивление

$$Z_{I-II0} = 0,15 + j0,435 \lg \frac{D_3}{D_{I-II}}, \text{ ом/км.} \quad (12-27)$$

Следовательно, сопротивление нулевой последовательности двухцепной линии, считая в общем случае цепи неодинаковыми, определяют из известной схемы замещения двух магнитно связанных цепей, как показано на рис. 12-6. При идентичности параллельных цепей ($Z_{10} = Z_{II0} = Z_0$) сопротивление нулевой последователь-

¹ При прохождении токов в обеих цепях в одну сторону.

Сопротивление нулевой последовательности каждой цепи двухцепной линии дополнительно увеличивается¹ благодаря взаимоиндукции с проводами параллельной цепи. Сопротивление взаимоиндукции между проводом одной цепи и тремя проводами другой цепи можно определить по (12-19), где обе составляющие должны быть увеличены в 3 раза и вместо D_{cp} введено среднее геометрическое расстояние D_{I-II} между цепями, определяемое через расстояния от каждого провода (*a'*, *b'*, *c'*) цепи *I* до каждого провода (*a*, *b*, *c*) цепи *II*.

ности каждой из них, очевидно, будет:

$$Z'_0 = Z_0 + Z_{I-II_0} \quad (12-28)$$

и их результирующее сопротивление (т. е. сопротивление на фазу двухцепной линии)

$$Z''_0 = 0.5Z'_0 = 0.5(Z_0 + Z_{I-II_0}). \quad (12-29)$$

Отметим, что увеличение сопротивления нулевой последовательности вследствие влияния взаимоиндукции параллельной цепи не превышает 10% при расстояниях между цепями порядка 400—500 м. Разумеется, при расположении обеих цепей на одной опоре взаимоиндукция проявляется особенно сильно.

Оценим теперь влияние тросов на величину сопротивления нулевой последовательности линии. Тросы используют в качестве средства грозозащиты линии, располагая их в верхней точке опоры. До последнего времени тросы заземляли практически на каждой опоре. В образующихся при этом короткозамкнутых контурах возможно протекание наведенных токов. Последние малы при протекании по линии уравновешенной системы токов, в силу чего Z_1 (и Z_2) практически не зависит от наличия заземленных тросов, и, напротив, могут быть значительны при протекании по линии тока нулевой последовательности. При этом ответная реакция от наведенных токов в тросе может существенно изменить сопротивление нулевой последовательности линии..

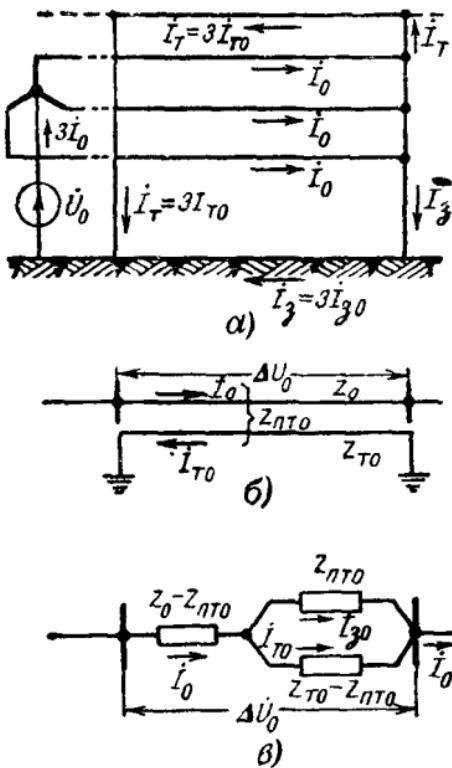


Рис. 12-7. Одноцепная линия с заземленным тросом.
а — исходная принципиальная схема; б — исходная однолинейная схема; в — схема замещения нулевой последовательности.

В последнее время для линий (преимущественно большой протяженности) стали применять другую систему заземления защитных тросов. Тросы подвешивают на изоляторах и разрезают на ряд участков. С одного конца каждого участка тросы заземляют, а с другого между тросом и землей оставляют искровой промежуток, пробой которого наступает при возникновении перенапряжения определенной величины. При такой системе заземления тросов последние практически не сказываются на сопротивлении нулевой последовательности линии.

Однако, поскольку у большинства существующих линий передачи защитные тросы заземлены почти на каждой опоре, определение сопротивления нулевой последовательности таких линий по-прежнему представляет практический интерес.

Рис. 12-8. Пример расположения проводов и троса одноцепной линии.

Обратимся к принципиальной схеме рис. 12-7,а, где показаны одноцепная трехфазная линия с одним заземленным тросом и путь циркуляции токов нулевой последовательности для рассматриваемого случая.

Сумма токов в тросе \dot{I}_T и земле \dot{I}_3 образует ток в нейтрали, равный утроенному току нулевой последовательности в фазе линии. Соответственно этому токи нулевой последовательности в тросе и земле, очевидно, будут:

$$\dot{I}_{T0} = \dot{I}_T / 3$$

и

$$\dot{I}_{30} = \dot{I}_3 / 3.$$

Рассматривая трос как независимую однопроводную линию «провод — земля», его составляющие сопротивления можно определить по (12-13) и (12-15) и затем увеличить в 3 раза, чтобы учесть влияние токов всех фаз линии, что при $f=50$ Гц дает:

$$Z_{T0} = 3r_T + 0,15 + j 0,435 \lg \frac{D_3}{r_{eT}}, \text{ ом/км}, \quad (12-30)$$

где r_T — активное сопротивление троса;

r_{eT} — эквивалентный радиус троса.

Сопротивление взаимоиндукции нулевой последовательности между проводом линии и тросом определяется по (12-27), где нужно заменить $D_{\text{I-II}}$ средним геометрическим расстоянием между проводами и тросом (рис. 12-8), т. е.

$$D_{\text{ПТ}} = \sqrt[3]{d_{aT} d_{bT} d_{cT}}.$$

Зная Z_0 , Z_{T0} и $Z_{\text{ПТ0}}$, нетрудно от схемы с магнитной связью между цепями (рис. 12-7,б) перейти к известной схеме замещения (рис. 12-7,в), результирующее сопротивление которой дает искомое сопротивление нулевой последовательности линии с учетом заземленных тросов, т. е.

$$Z_0^{(T)} = Z_0 - \frac{Z_{\text{ПТ0}}^2}{Z_{T0}}. \quad (12-31)$$

Чтобы нагляднее представить себе влияние заземленных тросов на сопротивление нулевой последовательности линии, запишем в последнем выражении сопротивления Z_0 , Z_{T0} , $Z_{\text{ПТ0}}$ в показательной форме с аргументами соответственно φ_0 , φ_{T0} , $\varphi_{\text{ПТ0}}$, т. е.

$$Z_0^{(T)} = z_0 e^{j\varphi_0} - \frac{z_{\text{ПТ0}}^2}{z_{T0}} e^{j\psi}, \quad (12-31a)$$

где

$$\psi = (2\varphi_{\text{ПТ0}} - \varphi_{T0}),$$

и на основании (12-31a) построим векторную диаграмму (рис. 12-9).

Значения указанных аргументов обычно находятся в следующих пределах:

при проводниках из цветных металлов	$\varphi_0 = 75 \div 80^\circ;$
при стальных проводниках	$\varphi_{T0} = 30 \div 45^\circ;$
при расстоянии $D_{\text{ПТ}} \leq 100 \text{ м}$	$\varphi_{\text{ПТ0}} = 70 \div 80^\circ.$

При этом, как видно из рис. 12-9, тросы всегда снижают индуктивное сопротивление нулевой последовательности линии (это также следует из самой роли тросов). Что касается их влияния на активное сопротивление нулевой последовательности линии, то здесь нельзя дать однозначный ответ. Как следует из рис. 12-9, при $\psi > 90^\circ$, что имеет место при тросах с большим активным сопротивлением, сопротивление r_0 возрастает; при $\psi < 90^\circ$, что имеет место при тросах с малым активным сопротивлением, сопротивление r_0 уменьшается.

лением, r_0 , напротив, снижается; в частном случае, при $\psi = 90^\circ$ оно остается без изменения.

Величины токов в трофе и земле легко определить, используя схему замещения рис. 12-7,в:

$$I_T = 3I_{T_0} = 3I_0 \frac{Z_{PTO}}{Z_{T_0}} \quad (12-32)$$

и

$$I_s = 3I_{s_0} = 3I_0 \left(I - \frac{Z_{PTO}}{Z_{T_0}} \right). \quad (12-33)$$

При нескольких заземленных тросах их влияние на сопротивление нулевой последовательности оказывается, разумеется, сильнее. Аналогичные условия имеют место, когда одна из параллельных линий выведена в ремонт и заземлена. Методика подсчета параметров в подобных случаях указана в [Л. 3, 5].

В приближенных практических расчетах в качестве средних соотношений между индуктивными сопротивлениями x_0 и x_1 для воздушных линий можно принимать значения, приведенные в табл. 12-2.

Реактивное емкостное сопротивление воздушной линии (на 1 км*) определяется по следующим выражениям [Л. 2, 9]:

Рис. 12-9. Диаграмма сопротивления нулевой последовательности линии с заземленным тро- сом.

для прямой (обратной) последовательности без учета влияния земли (оно оказывается незначительно)

$$x_{Cl} = 132 \lg \frac{D_{cp}}{r} \cdot 10^3, \text{ ом} \cdot \text{км}, \quad (12-34)$$

где, как и ранее, r — радиус провода;

D_{cp} — среднее геометрическое расстояние между проводами фаз a , b и c ;

* Напомним, что емкостное сопротивление линии является по-перечным. Поэтому такое сопротивление линии длиной l км меньше сопротивления ее 1 км в l раз.

для нулевой последовательности

$$x_{C0} = 396 \lg \frac{D_t}{R'_{cp}} \cdot 10^3, \text{ ом}\cdot\text{км}, \quad (12-35)$$

где R'_{cp} — средний геометрический радиус систем трех проводов линии [то же, что в (12-21), но с заменой r_0 на r];

$D_t = 2 \frac{h_a + h_b + h_c}{3}$ — среднее расстояние проводов фаз a , b и c до их зеркальных отражений относительно поверхности земли (h_a , h_b , h_c — высоты подвеса проводов соответственно фаз a , b и c относительно земли).

Таблица 12-2

Средние значения соотношений между x_0 и x_1 для воздушных линий передачи

Характеристика линии	Отношение x_0/x_1
Одноцепная линия без тросов	3,5
То же со стальными тросами	3,0
То же с хорошо проводящими тросами	2,0
Двухцепная линия без тросов	5,5
То же со стальными тросами	4,7
То же с хорошо проводящими тросами	3,0

Заземленный трос несколько снижает емкостное сопротивление. Однако достаточно заметно это сказывается лишь в нулевой последовательности. В этом случае имеем:

$$x_{C0} = 396 \left(\lg \frac{D_t}{R'_{cp}} - 2 \frac{\lg \frac{D_{\text{ПТ}i}}{D_{\text{ПТ}}} - \lg \frac{2h_T}{r_T}}{\lg \frac{2h_T}{r_T}} \right) \cdot 10^3, \text{ ом}\cdot\text{км}, \quad (12-36)$$

где r_T — радиус троса;

$D_{\text{ПТ}}$ — среднее геометрическое расстояние между проводами и тросом [то же, что в (12-31)];

$D_{\text{ПТ}i} = \frac{D_t + 2h_T}{2}$ — среднее расстояние между проводами фаз a , b и c и зеркальным отражением троса, подвешенного на высоте h_T .

Средние значения высоты подвеса нижнего провода линии составляют:

при 35 кв — 8 м, при 110 кв — 9 м; при 220 кв — 10 м; при 330 и 500 кв — 15 м.

Для определения емкостного сопротивления всей линии нужно значение емкостного сопротивления 1 км разделить на полную ее длину в километрах.

12-8. Кабели

Активное и индуктивное сопротивления прямой (обратной) последовательности кабеля можно определить так же, как и для воздушной линии, используя (12-23). Однако, поскольку геометрические размеры кабеля часто отсутствуют, значения x_1 кабелей обычно находят по заводским данным, приводимым в справочной литературе.

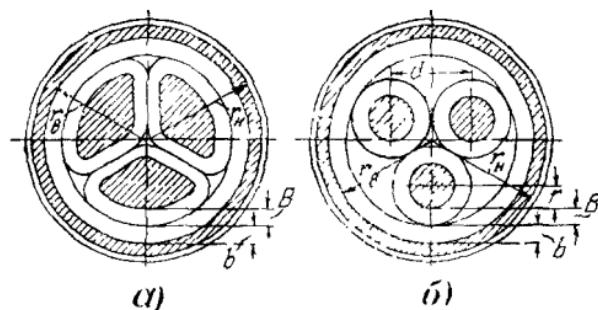


Рис 12-10 Сечение трехжильного кабеля с секторными (а) и круглыми (б) жилами.

Прокладку кабеля производят на относительно малой глубине (порядка 1 м). Поэтому распределение обратного тока подземной цепи «провод — земля» практически не отличается от того, которое имеет место при аналогичной воздушной цепи; это позволяет при определении сопротивления нулевой последовательности кабеля исходить из тех же принципов, что и для воздушных линий.

Если бы трехжильный кабель (рис. 12-10) не обладал проводящей оболочкой, то его сопротивление Z_0 можно было бы определить по (12-21), введя в последнее средний геометрический радиус трех жил кабеля

$$R_{cp} = \sqrt[3]{r_s d^2},$$

где r — эквивалентный радиус жилы;

d — расстояние между осями жил.

Оболочка кабеля, как правило, заземлена на его концах и в ряде промежуточных точек (муфтах). Следовательно, она образует для токов нулевой последовательности путь, параллельный земле. В этом отношении оболочка кабеля аналогична заземленным тросам у воздушной линии. На распределение тока между оболочкой и землей существенное влияние оказывает не только собственное сопротивление оболочки, но также и сопротивление ее заземлений, величины которых зависят от характера прокладки кабеля (траншея, блоки и т. д.) и ряда других факторов, что очень затрудняет достоверно подсчитать величину Z_0 кабеля¹.

В ориентировочных расчетах для трехжильных кабелей обычно принимают:

$$r_0 \approx 10r_1;$$

$$x_0 \approx (3,5 \div 4,6) x_1.$$

Единственный путь получения надежных данных о Z_0 кабеля состоит в проведении соответствующих замеров в реальных условиях.

Значения реактивного емкостного сопротивления прямой последовательности трехжильного кабеля по заводским данным приведены в приложении П-9.

Для трехжильного кабеля с круглыми жилами реактивное емкостное сопротивление нулевой последовательности можно найти по приближенному выражению [Л. 2]:

$$x_{c0} = \frac{96.5}{1.85 + \frac{2r}{b+B}} \cdot 10^3, \text{ ом}, \quad (12-37)$$

где в соответствии с рис. 12-10:

r — радиус жилы;

B и b — толщина соответственно фазной и поясной изоляции.

Входящие в (12-37) линейные величины должны быть в одинаковых единицах измерения.

Для кабеля с секторными жилами, имеющими ту же поверхность проводника и ту же толщину изоляции, как у кабеля с круглыми жилами, емкостные сопротивления

¹ Подробнее см. [Л. 2, 4].

x_{c1} и x_{c0} несколько меньше. Это снижение можно учесть коэффициентом n , значения которого составляют:

При $\frac{b+B}{2r}$	0,3	0,5	0,7	1,0	1,5	2,0
n	0,70	0,82	0,87	0,90	0,94	0,96

При определении емкостного сопротивления всего кабеля величины этого сопротивления на 1 км должны быть разделены на полную длину (в километрах) данного кабеля.

Глава тринадцатая

СХЕМЫ ОТДЕЛЬНЫХ ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОСТЕЙ

13-1. Общие замечания

При применении метода симметричных составляющих к расчету любого несимметричного режима или процесса одной из первоочередных задач является составление схем замещения в общем случае всех трех последовательностей (прямой, обратной и нулевой).

При аналитическом решении поставленной задачи по этим схемам находят результирующие сопротивления отдельных последовательностей рассматриваемой системы относительно места, где возникла несимметрия. Из схемы замещения прямой последовательности, помимо того, находят результирующую э. д. с. относительно той же точки.

Когда используют расчетные модели (или столы), надобность в определении таких результирующих величин отпадает, так как в этом случае после объединения схем замещения отдельных последовательностей в комплексную схему для рассматриваемого вида несимметрии (см. § 14-7 и 15-6) токи и напряжения отдельных последовательностей можно найти в некотором масштабе по показаниям измерительных приборов.

Схемы замещения отдельных последовательностей составляют, как обычно, в соответствии с указаниями § 2-4. В частности, элементы схем замещения выражают в именованных или относительных единицах, приводя соответственно к выбранной основной ступени напряжения или к выбранным базисным условиям.

13-2. Схемы прямой и обратной последовательностей

Схема прямой последовательности является обычной схемой, которую составляют для расчета любого симметричного трехфазного режима или процесса. В зависимости от применяемого метода расчета и момента времени в нее вводят генераторы и нагрузки соответствующими реактивностями и э. д. с. Все остальные элементы вводят в схему неизменными сопротивлениями.

Поскольку пути циркуляции токов обратной последовательности те же, что и токов прямой последовательности, схема обратной последовательности по структуре аналогична схеме прямой последовательности. Различие между ними состоит прежде всего в том, что в схеме обратной последовательности э. д. с. всех генерирующих ветвей условно принимают равными нулю (см. § 11-3); кроме того, считают, что реактивности обратной последовательности синхронных машин и нагрузок практически постоянны и не зависят от вида и условий возникшей несимметрии, а также от продолжительности переходного процесса.

Началом схемы прямой или обратной последовательности считают точку, в которой объединены свободные концы всех генерирующих и нагрузочных ветвей; это точка нулевого потенциала схемы соответствующей последовательности.

Концом схемы прямой или обратной последовательности считают точку, где возникла рассматриваемая несимметрия. При продольной несимметрии каждая из схем имеет два конца; ими являются две точки, между которыми расположена данная продольная несимметрия. К концу или между концами схем отдельных последовательностей приложены напряжения соответствующих последовательностей, возникающие в месте несимметрии.

13-3. Схема нулевой последовательности

Токи нулевой последовательности по существу являются однофазным током, разветвленным между тремя фазами и возвращающимся через землю и параллельные ей цепи. В силу этого путь циркуляции токов нулевой последовательности резко отличен от пути, по которому проходят токи прямой или обратной последовательности.

Схема нулевой последовательности в значительной мере определяется соединением обмоток участвующих трансформаторов и автотрансформаторов.

Составление схемы нулевой последовательности следует начинать, как правило, от точки, где возникла несимметрия, считая, что в этой точке все фазы замкнуты между собой накоротко и к ней приложено напряжение нулевой последовательности. В зависимости от вида несимметрии это напряжение прикладывается или относительно земли (поперечная несимметрия, рис. 13-1,*a*) или

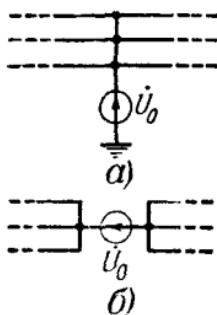


Рис. 13-1. Напряжение нулевой последовательности.

а — при поперечной несимметрии; б — при продольной несимметрии.

последовательно, в рассечку фазных проводов (продольная несимметрия, рис. 13-1,*b*).

Исходя из соответствующего данной несимметрии включения напряжения нулевой последовательности, далее следует выявить в пределах каждой электрически связанный цепи возможные пути протекания токов нулевой последовательности.

Когда напряжение нулевой последовательности приложено относительно земли, то при отсутствии емкостной проводимости для циркуляции токов нулевой последовательности необходима по меньшей мере одна заземленная нейтраль в той же электрически связанной цепи, где приложено это напряжение. При нескольких заземленных нейтралях в этой цепи образуется соответственно несколько параллельных контуров для токов нулевой последовательности.

При продольной несимметрии, т. е. когда напряжение нулевой последовательности введено последовательно в фазные провода, циркуляция токов нулевой последовательности возможна даже при отсутствии заземленных нейтралей, если при этом имеется замкнутый контур через обходные пути той же электрически связанной

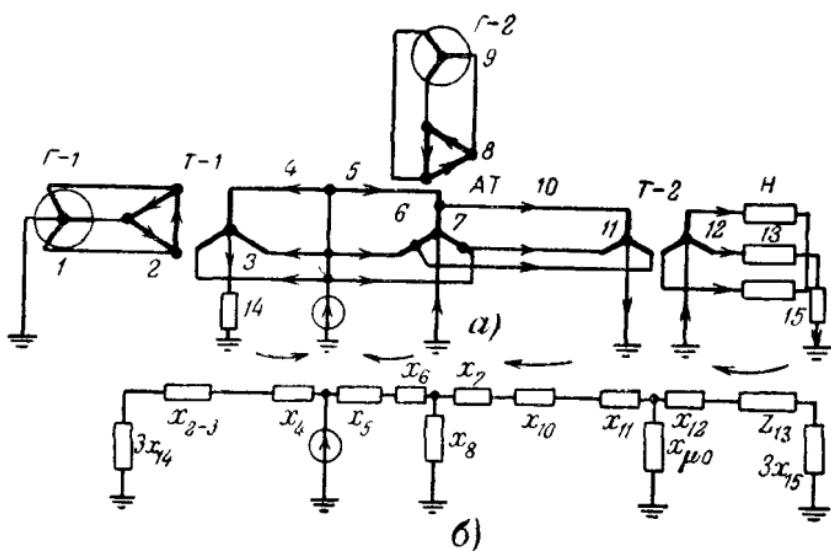


Рис. 13-2. Пример схемы нулевой последовательности.

а — исходная схема, *б* — схема замещения нулевой последовательности при поперечной несимметрии.

цепи¹. При отсутствии таких путей протекание токов нулевой последовательности в рассматриваемых условиях возможно только в том случае, если в той же электрически связанной цепи имеются заземленные нейтрали с обеих сторон от места, где приложено напряжение нулевой последовательности.

Сопротивление, через которое заземлена нейтраль трансформатора, генератора, двигателя, нагрузки, должно быть введено в схему нулевой последовательности утроенной величиной. Это обусловлено тем, что схему нулевой последовательности составляют для одной фазы, а через указанное сопротивление протекает сумма токов нулевой последовательности всех трех фаз.

Участие трансформаторов и автотрансформаторов в схеме нулевой последовательности достаточно подробно было рассмотрено в § 12-5 и 12-6. В частности, сопротивление, введенное в нейтраль автотрансформатора, участвует в схеме замещения нулевой последовательности согласно рис. 12-5,*г*; реактивности этой схемы находят по (12-11).

На рис. 13-2 показан пример составления схемы нулевой последовательности для случая, когда напряжение нулевой последовательности возникает между про-

¹ При этом в земле циркулирует наведенный ток, следя по трассе линии.

водами и землей (поперечная несимметрия). Стрелками указаны пути циркуляции токов нулевой последовательности при рассматриваемых условиях. Обмотки трансформаторов, автотрансформатора и прочие элементы схемы рис. 13-2,*a* обозначены порядковыми номерами, которые сохранены в обозначениях элементов схемы нулевой последовательности.

Поскольку в цепи среднего напряжения автотрансформатора имеется путь для токов нулевой последовательности, автотрансформатор входит своей полной схемой замещения. Циркуляция тока нулевой последовательности в обмотке 12 трансформатора *T*-2 обеспечена через заземленную нейтраль нагрузки. Этот трансформатор предполагается трехстержневым, поэтому учтена его реактивность намагничивания нулевой последовательности. Для другого трансформатора и автотрансформатора указания об их конструкции практически не нужны, так как они имеют обмотки, соединенные треугольником.

Если предположить, что в той же точке напряжение нулевой последовательности приложено в рассечку проводов, то легко убедиться, что в этом случае схема нулевой последовательности останется той же, но ее результатирующее сопротивление будет совсем иным (см. § 13-4).

В § 12-7 уже указывалось, что взаимоиндукция нулевой последовательности между параллельными цепями воздушных линий может оказываться весьма существенно. Поэтому ее нужно учитывать при составлении схемы нулевой последовательности, вводя такие цепи соответствующими схемами замещения. В приложении П-8 приведен ряд схем замещения нулевой последовательности для нескольких типовых случаев, где требуется учет взаимоиндукции между цепями.

Началом схемы нулевой последовательности считают точку, в которой объединены ветви с нулевым потенциалом, а ее концом — точку, где возникла несимметрия. При продольной несимметрии схема нулевой последовательности имеет два конца (границы места несимметрии); при этом следует отметить, что когда нейтраль системы не заземлена, начало схемы уже теряет смысл, так как в общем случае точка нулевого потенциала может перемещаться в зависимости от характера продольной несимметрии, места ее возникновения и других факторов.

13-4. Результирующие э. д. с. и сопротивления

Следующий этап аналитического расчета какого-либо несимметричного режима или процесса обычно заключается в определении результирующих сопротивлений схем отдельных последовательностей относительно точки, где возникла та или иная несимметрия. Помимо того, на этом этапе из схемы прямой последовательности находят также результирующую э. д. с. относительно той же точки. Необходимые для этого преобразования схем производят в соответствии с указаниями § 2-6. При этом нужно особо иметь в виду принципиальное различие в преобразовании схем при поперечной и продольной несимметриях.

Обратимся к конкретной схеме рис. 13-3,*a* и проследим на ней, в чем именно состоит это различие. Все элементы этой схемы пронумерованы и их номера сохранены для обозначения соответствующих элементов в схемах замещения отдельных последовательностей.

При поперечной несимметрии в точке *M* схема замещения прямой последовательности имеет вид, представленный на рис. 13-3,*b*. Последовательно соединенные в ней элементы 1 и 2, а также 5 и 6 обозначены соответственно номерами 8 и 9. Для определения результирующих э. д. с. и сопротивления относительно точки *M* достаточно заменить ветвь 9 с $E=0$ и ветвь, получаемую сложением элемента 8 с параллельно соединенными элементами 3 и 4 и имеющую э. д. с. E , одной эквивалентной (рис. 13-3,*c*). Схема обратной последовательности и ее преобразование аналогичны, за исключением того, что в ней отсутствуют э. д. с. источников. Схему нулевой последовательности (рис. 13-3,*d*) также легко преобразовать путем последовательного и параллельного сложения ветвей¹.

Пусть теперь в точке *M* возникла продольная несимметрия. В этом случае напряжение прямой последовательности в точке *M* должно быть введено в рассечку цепи элемента 4 (рис. 13-3,*d*). Для определения результирующих э. д. с. и сопротивления схемы относительно точки *M* в данном случае необходимо вначале сложить последовательно элементы 8 и 9. Затем образовавшуюся ветвь 10 с э. д. с. E и ветвь 3 (рис. 13-3,*e*) следует за-

¹ Здесь сопротивления элементов 3 и 4 в общем случае подсчитывают с учетом взаимоиндукции между цепями линии

менить эквивалентной, что даст искомую результирующую э. д. с. относительно точки M , а для нахождения результирующего сопротивления относительно той же точки достаточно к сопротивлению полученной эквивалентной ветви прибавить сопротивление элемента 4. Схема обратной последовательности аналогична схеме

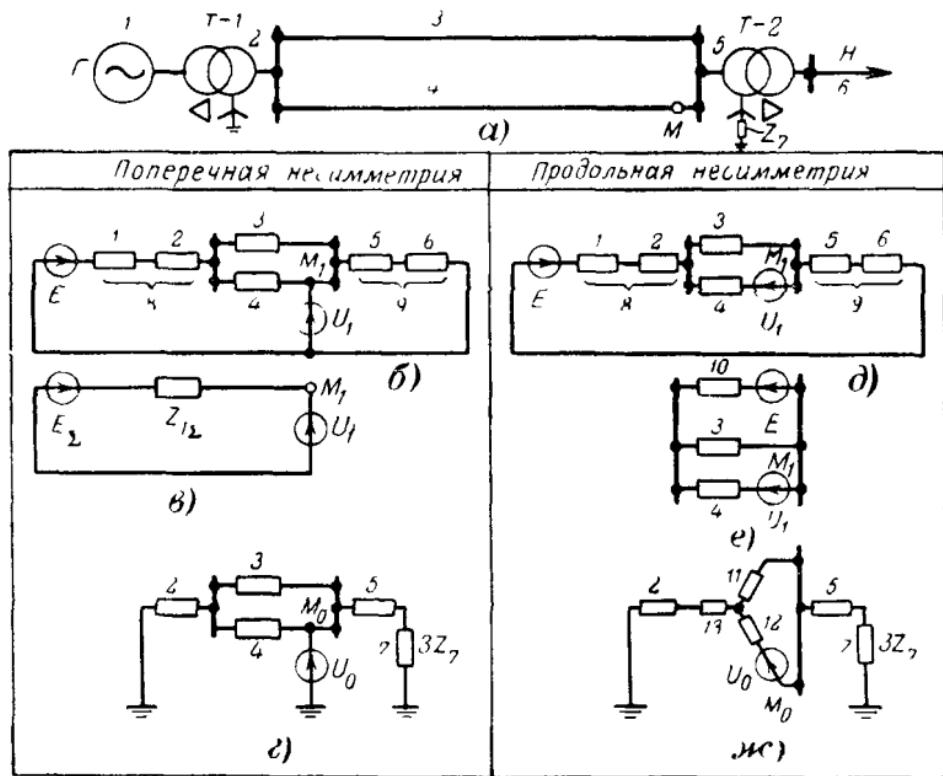


Рис. 13-3. Пример составления схем отдельных последовательностей и определения результирующих э. д. с. и сопротивлений при поперечной (б, в, г) и продольной (д, е, ж) несимметриях.

рис. 13-3,д; в ней лишь отсутствует э. д. с. источника. Ее результирующее сопротивление находится так же, как и схемы прямой последовательности.

В схему нулевой последовательности (рис. 13-3,ж) двухцепная линия введена своей трехлучевой схемой замещения с элементами 11, 12 и 13, с тем чтобы учесть взаимоиндукцию между цепями, находящимися теперь в различных условиях. Для нахождения результирующего сопротивления схемы здесь нужно сопротивление элемента 11 сложить параллельно с суммой сопротивлений элементов 2, 13, 5 и 7 (последний входит утроенной

величиной) и затем прибавить сопротивление элемента 12.

Соотношения между величинами результирующих сопротивлений одноименной последовательности при поперечной и продольной несимметриях в одной и той же точке могут быть самыми различными в зависимости от характера схемы, места несимметрии и других факторов.

13-5. Распределение и трансформация токов и напряжений

Фазные токи и напряжения при несимметричных режимах или процессах проще всего находить путем суммирования симметричных составляющих. Поскольку рассматриваемые трехфазные схемы (или устройства) предполагаются выполненными симметрично, распределение токов и напряжений каждой последовательности находят в схеме одноименной последовательности, руководствуясь известными правилами и законами распределения токов и напряжений в линейных электрических цепях.

Вследствие того, что схемы обратной и нулевой последовательностей являются пассивными и их элементы остаются неизменными в течение всего переходного процесса, часто представляется целесообразным использовать коэффициенты распределения (см. § 2-6), принимая за единицу ток каждой последовательности в месте несимметричного повреждения. При поперечной и продольной несимметриях в одной и той же точке эти коэффициенты различны. Однако при разных видах несимметрии одного характера (т. е. или поперечной, или продольной), возникающей в одной и той же точке системы, они одинаковы.

При определении фазных величин за трансформаторами нужно иметь в виду, что токи и напряжения при переходе через трансформатор изменяются не только по величине, но и по фазе в зависимости от соединения его обмоток.

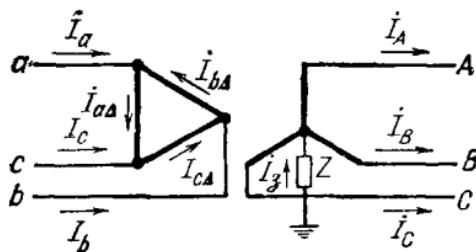


Рис. 13-4. Схема трансформатора с соединением обмоток $Y_0/\Delta-11$.

Обратимся к рис. 13-4, где приведена принципиальная схема трансформатора с соединением обмоток Y_0/Δ -11. Если число витков фазных обмоток соответственно равны w_Y и w_Δ , то линейный коэффициент трансформации (см. § 2-4)

$$k = \sqrt{3} w_Y / w_\Delta.$$

При заданных фазных токах I_A , I_B и I_C в соответствии с принятыми на рис. 13-4 положительными направлениями для токов в линейных проводах за треугольником имеем:

$$\left. \begin{aligned} I_a &= I_{a\Delta} - I_{b\Delta} = (I_A - I_B) \frac{w_Y}{w_\Delta} = \frac{I_A - I_B}{\sqrt{3}} k; \\ I_b &= I_{b\Delta} - I_{c\Delta} = (I_B - I_C) \frac{w_Y}{w_\Delta} = \frac{I_B - I_C}{\sqrt{3}} k; \\ I_c &= I_{c\Delta} - I_{a\Delta} = (I_C - I_A) \frac{w_Y}{w_\Delta} = \frac{I_C - I_A}{\sqrt{3}} k. \end{aligned} \right\} \quad (13-1)$$

Эту запись можно видоизменить, выразив токи через их симметричные составляющие. Так, например, для тока I_a получим:

$$\begin{aligned} I_a &= \frac{(I_{A1} + I_{A2} + I_0 - a^2 I_{A1} - a I_{A2} - I_0)}{\sqrt{3}} k = \\ &= \frac{(1 - a^2) I_{A1} + (1 - a) I_{A2}}{\sqrt{3}} k = \\ &= (I_{A1} e^{j30^\circ} + I_{A2} e^{-j30^\circ}) k, \end{aligned} \quad (13-2)$$

откуда, в частности, видно, что, как и следовало ожидать, линейные токи за треугольником не содержат составляющих нулевой последовательности.

Аналогично могут быть найдены напряжения за рассматриваемым трансформатором. Если \dot{U}_A , \dot{U}_B и \dot{U}_C — фазные напряжения со стороны звезды, включающие в себя падения напряжения в самом трансформаторе¹, то иско-

¹ Эти напряжения по существу измерены за трансформатором, но они приведены к стороне звезды, т. е. $U_A = \dot{U}_a$, $U_B = \dot{U}_b$, $U_C = \dot{U}_C$.

мые фазные напряжения со стороны треугольника будут:

$$\left. \begin{aligned} \dot{U}_a &= \frac{\dot{U}_A - \dot{U}_B}{\sqrt{3}} \frac{1}{k}; \\ \dot{U}_b &= \frac{\dot{U}_B - \dot{U}_C}{\sqrt{3}} \frac{1}{k}; \\ \dot{U}_c &= \frac{\dot{U}_C - \dot{U}_A}{\sqrt{3}} \frac{1}{k}, \end{aligned} \right\} \quad (13-3)$$

или при выражении напряжений через симметричные составляющие, например, для напряжения \dot{U}_a будем иметь:

$$\dot{U}_a = (\dot{U}_{A1} e^{j30^\circ} + U_{A2} e^{-j30^\circ}) \frac{1}{k}. \quad (13-4)$$

Из (13-3) и (13-4) следует, что напряжения на стороне треугольника не зависят от напряжения нулевой последовательности на стороне звезды. В то же время, если нейтраль системы на стороне треугольника смешена на \dot{U}_{0A} , для определения фазных напряжений относительно земли к значениям по (13-3) или (13-4) нужно прибавить \dot{U}_{0A} .

Структура (13-2) и (13-4) показывает, что при переходе со стороны звезды на сторону треугольника транс-

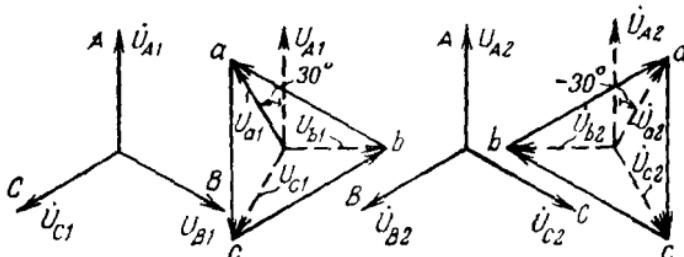


Рис. 13-5. Сдвиг векторов напряжений прямой и обратной последовательностей для трансформатора с соединением обмоток $Y/\Delta-11$.

форматора, обмотки которого соединены по группе $Y/\Delta-11$, векторы прямой последовательности поверты-ваются на 30° в направлении вращения векторов, а век-торы обратной последовательности — на 30° в противо-положном направлении (рис. 13-5).

При переходе через трансформатор в обратном направлении угловые смещения симметричных составляющих меняют свой знак на противоположный.

Наиболее простые соотношения получаются для трансформатора с соединением обмоток по группе 12, так как в этом случае угловые смещения токов и напряжений вообще отсутствуют. При этом, когда имеется соединение Y_0/Y_0 , должны быть учтены трансформируемые составляющие нулевой последовательности.

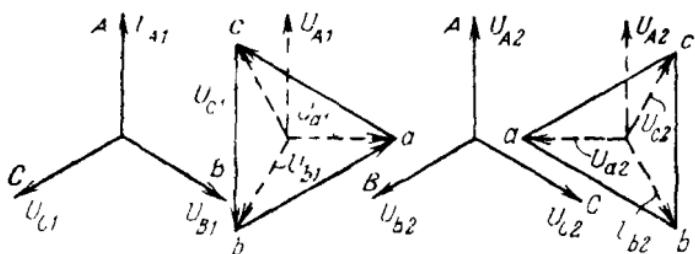


Рис. 13-6. Сдвиг векторов напряжений прямой и обратной последовательностей при трансформаторе с соединением обмоток $Y/\Delta-3$.

При нечетной группе соединения обмоток в тех случаях, когда не требуется знать истинной взаимной ориентировки векторных диаграмм на обеих сторонах трансформатора, можно для простоты считать его соединение по группе 3 (или 9), поскольку при этом векторы прямой и обратной последовательностей поворачиваются на 90° в противоположные направления (рис. 13-6). Очевидно, векторы прямой последовательности можно оставить без смещения, но векторы обратной последовательности сдвинуть на 180° . Отсюда вытекает простое и удобное для практики правило:

при переходе через трансформатор с соединением Y/Δ (или Δ/Y) достаточно только у векторов обратной последовательности изменить знак на противоположный.

Нужно иметь в виду, что отказ от учета действительной группы соединения обмоток трансформатора приводит к несовпадению обозначений линейных проводов за трансформатором с маркировкой, отвечающей действительной группе соединений.

Следует особо подчеркнуть, что если токи и напряжения выражены в относительных единицах, то при их трансформации должны учитываться только угловые сдвиги, обусловленные соответствующей группой соединения обмоток трансформатора.

Глава четырнадцатая

ОДНОКРАТНАЯ ПОПЕРЕЧНАЯ НЕСИММЕТРИЯ

14-1. Общие замечания

Поперечная несимметрия в произвольной точке трехфазной системы в общем виде может быть представлена присоединением в этой точке неодинаковых сопротивлений, как это, например, показано на рис. 14-1. Такой подход, вообще говоря, позволяет получить решение в общем виде, из которого затем вытекают решения для всех частных случаев. Однако решение в общем виде приводит к весьма громоздким выражениям¹. Поэтому значительно проще и нагляднее проводить решение для каждого вида поперечной несимметрии, используя характеризующие его граничные условия.

В настоящей главе рассмотрены три основных вида несимметричных коротких замыканий (двухфазное, однофазное и двухфазное на землю); при этом вначале предполагается, что эти замыкания металлические, а затем приведены указания, как учесть переходные сопротивления (дуга и пр.), которые могут быть в месте аварийного замыкания.

Приводимые выкладки, естественно, предполагают, что в соответствии с § 11-3 рассматриваются только основные гармоники тока и напряжения, причем схемы отдельных последовательностей состоят лишь из реактивностей и приведены к элементарному виду относительно короткого замыкания, т. е. найдены результирующая э. д. с. E_Σ и результирующие реактивности $x_{1\Sigma}$, $x_{2\Sigma}$ и $x_{0\Sigma}$.

При записи граничных условий примем, что фаза A находится в условиях, отличных от условий для двух других фаз, т. е. она является, как говорят, особой

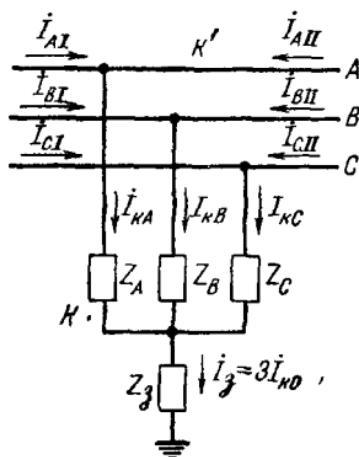


Рис. 14-1. Общий вид поперечной несимметрии в трехфазной системе.

¹ Даже при отсутствии взаимоиндукции между Z_A , Z_B и Z_C .

фазой. За положительное направление токов (фазных и их симметричных составляющих) будем считать направление к месту короткого замыкания. Наконец, чтобы упростить запись, будем опускать индекс вида короткого замыкания, сохраняя его только в записи граничных условий и в окончательных результатах выводов.

14-2. Двухфазное короткое замыкание

Запишем граничные условия для двухфазного короткого замыкания (рис. 14-2,*a*):

$$I_{kA}^{(2)} = 0; \quad (14-1)$$

$$I_{kB}^{(2)} = -I_{kC}^{(2)}; \quad (14-2)$$

$$\dot{U}_{kB}^{(2)} - \dot{U}_{kC}^{(2)} = 0. \quad (14-3)$$

Поскольку система токов уравновешенная, т. е. $I_A + I_B + I_C = 0$, то $I_{k0} = 0$. Следовательно, (14-1) можно записать как

$$I_{kA} = I_{kA1} + I_{kA2} = 0,$$

откуда

$$I_{kA1} = -I_{kA2}. \quad (14-4)$$

Выразим \dot{U}_{kB} и \dot{U}_{kC} через симметричные составляющие напряжения фазы *A*. Тогда (14-3) будет:

$$\begin{aligned} a^2\dot{U}_{kA1} + a\dot{U}_{kA2} + \dot{U}_{k0} - a\dot{U}_{kA1} - a^2\dot{U}_{kA2} - \dot{U}_{k0} = \\ = (a^2 - a)(\dot{U}_{kA1} - \dot{U}_{kA2}) = 0, \end{aligned}$$

откуда

$$\dot{U}_{kA2} = \dot{U}_{kA1}. \quad (14-5)$$

Теперь обратимся к основным выражениям (11-4) — (11-6). Соотношение (14-5) позволяет приравнять правые части (11-4) и (11-5), т. е.

$$\dot{E}_{A\Sigma} - jx_{1\Sigma} I_{kA1} = -jx_{2\Sigma} I_{kA2},$$

откуда, имея в виду (14-4), после простых преобразований

получаем:

$$\dot{I}_{kA1}^{(2)} = \frac{\dot{E}_{A\Sigma}}{j(x_{1\Sigma} + x_{2\Sigma})}. \quad (14-6)$$

Токи поврежденных фаз в месте короткого замыкания легко выразить через $\dot{I}_{kA1}^{(2)}$, т. е.

$$\dot{I}_{kB}^{(2)} = a^2 \dot{I}_{kA1}^{(2)} + a \dot{I}_{kA2}^{(2)} = (a^2 - a) \dot{I}_{kA1}^{(2)} = -j\sqrt{3} \dot{I}_{kA1}^{(2)} \quad (14-7)$$

и согласно (14-2)

$$\dot{I}_{kC}^{(2)} = j\sqrt{3} \dot{I}_{kA1}^{(2)}. \quad (14-7a)$$

Напряжения прямой и обратной последовательностей фазы A в месте короткого замыкания в соответствии с (11-5), (14-4) и (14-5) будут:

$$\dot{U}_{kA1}^{(2)} = \dot{U}_{kA2}^{(2)} = jx_{2\Sigma} \dot{I}_{kA1}^{(2)}. \quad (14-8)$$

Что касается напряжения $\dot{U}_{k0}^{(2)}$, то оно может иметь произвольное значение, так как при рассматриваемом виде короткого замыкания смещение нейтрали системы относительно земли не влияет на величины токов. Поскольку в данном случае для токов путь через землю отсутствует ($x_{0\Sigma} = \infty$), по (11-6) имеем:

$$\dot{U}_{kA}^{(2)} = -jx_{0\Sigma} \dot{I}_{k0}^{(2)} = -\infty \cdot 0 = \text{неопределенность.}$$

Фазные напряжения в месте короткого замыкания составляют:

$$\dot{U}_{kA}^{(2)} = \dot{U}_{kA1}^{(2)} + \dot{U}_{kA2}^{(2)} = 2\dot{U}_{kA1}^{(2)} = 2jx_{2\Sigma} \dot{I}_{kA1}^{(2)}; \quad (14-9)$$

$$\dot{U}_{kB}^{(2)} = \dot{U}_{kC}^{(2)} = a^2 \dot{U}_{kA1}^{(2)} + a \dot{U}_{kA2}^{(2)} = -\dot{U}_{kA1}^{(2)} = \frac{-\dot{U}_{kA}^{(2)}}{2}. \quad (14-10)$$

Построенные по полученным выражениям векторные диаграммы напряжений и токов показаны на рис. 14-2, б, в.

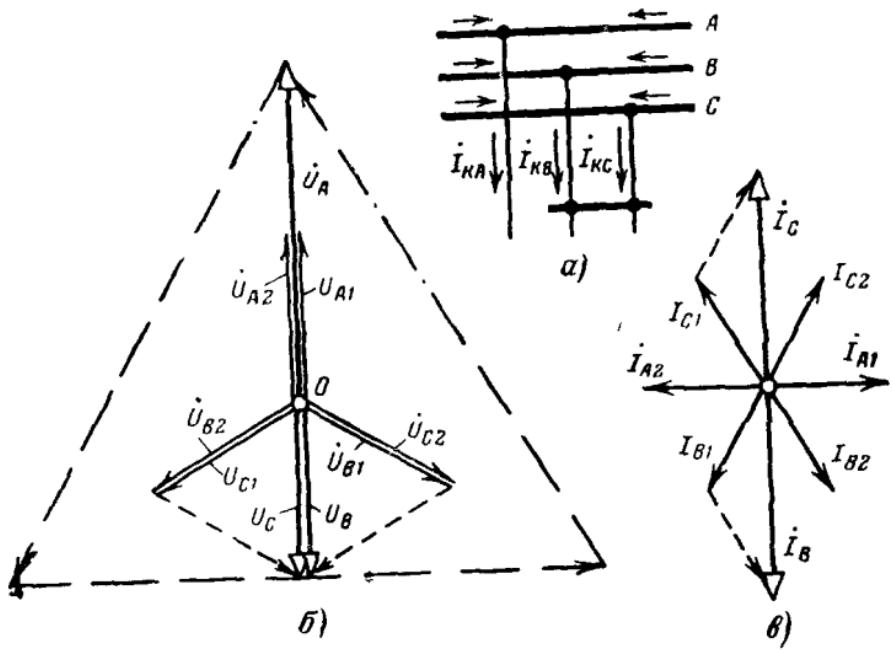


Рис. 14-2 Двухфазное короткое замыкание.

a — принципиальная схема; *б* — векторная диаграмма напряжений в месте короткого замыкания. *в* — то же токов.

14-3. Однофазное короткое замыкание

При коротком замыкании на землю фазы *A* (рис. 14-3,*a*) граничные условия будут:

$$\dot{I}_{kB}^{(1)} = 0; \quad (14-11)$$

$$\dot{I}_{kC}^{(1)} = 0; \quad (14-12)$$

$$\dot{U}_{kA}^{(1)} = 0. \quad (14-13)$$

Нетрудно убедиться, что при (14-11) и (14-12) симметричные составляющие токов в месте короткого замыкания связаны простыми соотношениями:

$$\dot{I}_{kA1}^{(1)} = \dot{I}_{kA2}^{(1)} = \dot{I}_{k0}^{(1)} = \frac{1}{3} \dot{I}_{kA}^{(1)}. \quad (14-14)$$

Для заземленной фазы в соответствии с (14-13) имеем:

$$\dot{U}_{kA} = \dot{U}_{kA1} + \dot{U}_{kA2} + \dot{U}_{k0} = 0,$$

или, подставив сюда вместо симметричных составляющих

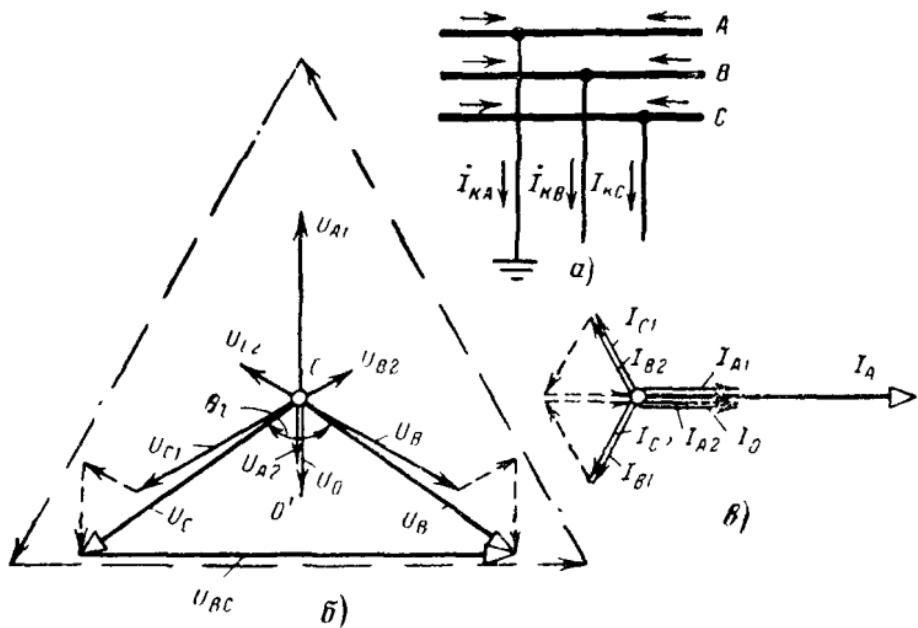


Рис 14-3. Однофазное короткое замыкание

а — принципиальная схема, *б* — векторная диаграмма напряжений в месте короткого замыкания; *в* — то же токов

напряжений их выражения (11-4) — (11-6) и учитя (14-14), получим:

$$\dot{E}_{A\Sigma} - j\dot{I}_{kA1}(x_{1\Sigma} + x_{2\Sigma} + x_{0\Sigma}) = 0,$$

откуда

$$\dot{I}_{kA1}^{(1)} = \frac{\dot{E}_{A\Sigma}}{j(x_{1\Sigma} + x_{2\Sigma} + x_{0\Sigma})}. \quad (14-15)$$

Ток в поврежденной фазе в месте короткого замыкания

$$\dot{I}_{kA}^{(1)} = 3\dot{I}_{kA1}^{(1)}. \quad (14-16)$$

Этот же ток в соответствии с (14-14) является током, поступающим в землю в месте замыкания.

Симметричные составляющие напряжений в месте короткого замыкания:

$$\dot{U}_{k0} = -jx_{0\Sigma}\dot{I}_{k0} = -jx_{0\Sigma}\dot{I}_{kA1}; \quad (14-17)$$

$$\dot{U}_{kA2} = -jx_{2\Sigma}\dot{I}_{kA2} = -jx_{2\Sigma}\dot{I}_{kA1}; \quad (14-18)$$

$$\dot{U}_{kA1} = -(\dot{U}_{kA2} + \dot{U}_{k0}) = j(x_{2\Sigma} + x_{0\Sigma})\dot{I}_{kA1}. \quad (14-19)$$

Фазные (относительно земли) напряжения в месте короткого замыкания:

$$\dot{U}_{kB}^{(1)} = a^2 \dot{U}_{kA1}^{(1)} + a \dot{U}_{kA2}^{(1)} + \dot{U}_{k0}^{(1)} = j [(a^2 - a) x_{2\Sigma} + (a^2 - 1) x_{0\Sigma}] \dot{I}_{kA1}^{(1)}; \quad (14-20)$$

$$\dot{U}_{kC}^{(1)} = j [(a - a^2) x_{2\Sigma} + (a - 1) x_{0\Sigma}] \dot{I}_{kA1}^{(1)}. \quad (14-21)$$

На рис. 14-3, б и в приведены векторные диаграммы напряжений и токов в месте однофазного короткого замыкания. Угол θ_U между напряжениями неповрежденных фаз зависит от соотношения между $x_{2\Sigma}$ и $x_{0\Sigma}$. Он изменяется в широких пределах: $60^\circ \leq \theta_U < 180^\circ$.

Нижний предел соответствует условию $x_{0\Sigma} = \infty$ (см. §17-2); к верхнему пределу θ_U стремится при $x_{0\Sigma} \rightarrow 0$. Лишь при $x_{2\Sigma} = x_{0\Sigma}$ угол $\theta_U = 120^\circ$.

14-4. Двухфазное короткое замыкание на землю

При одновременном коротком замыкании фаз *B* и *C* на землю в одной точке (рис. 14-4, а) граничные усло-

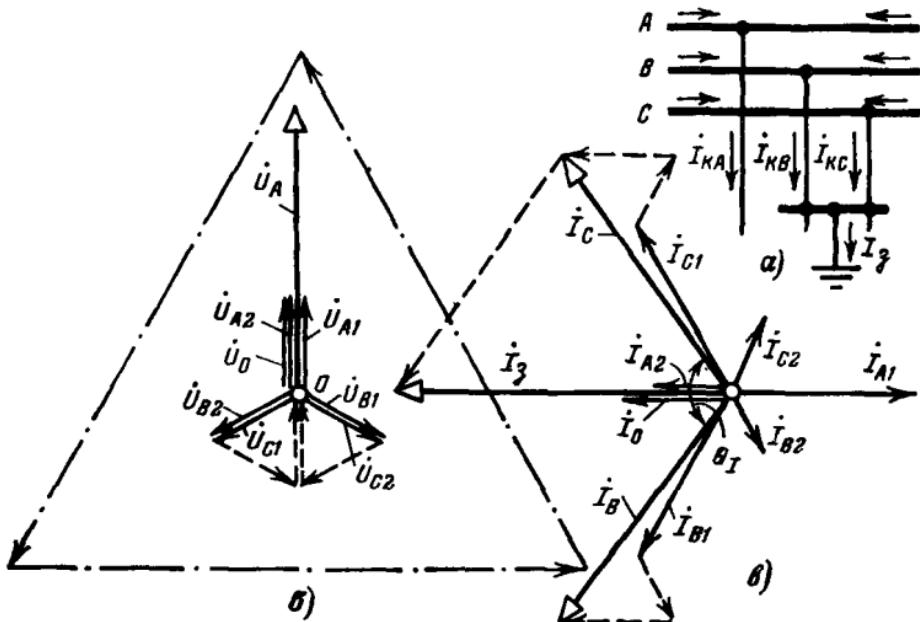


Рис. 14-4. Двухфазное короткое замыкание на землю.

a — принципиальная схема; *б* — векторная диаграмма напряжений в месте короткого замыкания; *в* — то же токов.

вия будут:

$$I_{kA}^{(1,1)} = 0; \quad (14-22)$$

$$\dot{U}_{kB}^{(1,1)} = 0; \quad (14-23)$$

$$\dot{U}_{kC}^{(1,1)} = 0. \quad (14-24)$$

В записи через симметричные составляющие эти граничные условия дают:

$$I_{kA1}^{(1,1)} + I_{kA2}^{(1,1)} + I_{k0}^{(1,1)} = 0 \quad (14-22a)$$

и

$$\dot{U}_{kA1}^{(1,1)} = \dot{U}_{kA2}^{(1,1)} = \dot{U}_{k0}^{(1,1)} = \frac{1}{3} \dot{U}_{kA}^{(1,1)}. \quad (14-25)$$

Согласно (11-5) и (11-6), а также (14-25) можно записать:

$$I_{kA2}^{(1,1)} jx_{2\Sigma} = I_{k0}^{(1,1)} jx_{0\Sigma};$$

теперь, прибавив к обеим частям равенства $I_{k0}^{(1,1)} jx_{2\Sigma}$ и учитя (14-22a), после небольших преобразований получим:

$$I_{k0}^{(1,1)} = - I_{kA1}^{(1,1)} \frac{x_{2\Sigma}}{x_{2\Sigma} + x_{0\Sigma}}, \quad (14-26)$$

аналогично

$$I_{kA2}^{(1,1)} = - I_{kA1}^{(1,1)} \frac{x_{0\Sigma}}{x_{2\Sigma} + x_{0\Sigma}}. \quad (14-27)$$

Из (11-4), учитывая (14-25) и (14-26), имеем:

$$\dot{U}_{kA1}^{(1,1)} = E_{A\Sigma} - I_{kA1}^{(1,1)} jx_{1\Sigma} = \dot{U}_{k0}^{(1,1)} = I_{kA1}^{(1,1)} j \frac{x_{2\Sigma} x_{0\Sigma}}{x_{2\Sigma} + x_{0\Sigma}}, \quad (14-28)$$

откуда

$$I_{kA1}^{(1,1)} = \frac{\dot{E}_{A\Sigma}}{j [x_{1\Sigma} + (x_{2\Sigma} // x_{0\Sigma})]}. \quad (14-29)$$

Токи поврежденных фаз в месте короткого замыкания:

$$I_{kB}^{(1,1)} = \left(a^2 - \frac{x_{2\Sigma} + ax_{0\Sigma}}{x_{2\Sigma} + x_{0\Sigma}} \right) I_{kA1}^{(1,1)}; \quad (14-30)$$

$$I_{\text{кC.}}^{(1,1)} = \left(a - \frac{x_{2\Sigma} + a^2 x_{0\Sigma}}{x_{2\Sigma} + x_{0\Sigma}} \right) I_{\text{кA1}}^{(1,1)}. \quad (14-31)$$

Ток в земле

$$I_{\text{s}}^{(1,1)} = 3I_{\text{к0}}^{(1,1)}. \quad (14-32)$$

Модули выражений в скобках, входящих в (14-30) и (14-31), одинаковы; они составляют:

$$m^{(1,1)} = \sqrt{3} \sqrt{1 - \frac{x_{2\Sigma} x_{0\Sigma}}{(x_{2\Sigma} + x_{0\Sigma}^*)^2}}. \quad (14-33)$$

В зависимости от соотношения между $x_{2\Sigma}$ и $x_{0\Sigma}$ значение $m^{(1,1)}$ находится в пределах

$$1,5 \leq m^{(1,1)} \leq \sqrt{3}.$$

Нижний предел наступает при $x_{2\Sigma} = x_{0\Sigma}^*$, а верхний — при $x_{2\Sigma}/x_{0\Sigma}$, равном 0 или ∞ .

Векторные диаграммы напряжений и токов в месте двухфазного короткого замыкания на землю приведены на рис. 14-4, б и в. Угол θ_I между токами поврежденных фаз может изменяться в пределах

$$60^\circ < \theta_I \leq 180^\circ,$$

стремясь к нижнему пределу при $x_{0\Sigma} \rightarrow 0$ и к верхнему — при $x_{0\Sigma} \rightarrow \infty$, что соответствует условиям двухфазного короткого замыкания без соединения с землей.

Напряжение неповрежденной фазы (относительно земли) в месте короткого замыкания составляет:

$$\dot{U}_{\text{кA}}^{(1,1)} = 3\dot{U}_{\text{кA1}}^{(1,1)}; \quad (14-34)$$

напряжения двух других фаз равны нулю.

14-5. Учет переходного сопротивления в месте замыкания

В § 1-1 уже отмечалось, что электрическую дугу в открытом воздухе в первом приближении можно характеризовать активным сопротивлением r_d . Рассмотрим,

как учесть сопротивление дуги при различных видах несимметричных замыканий.

Пусть замыкание между фазами B и C произошло через сопротивление дуги r_d . Его можно представить как глухое двухфазное короткое замыкание на ответвлении, фазы которого имеют одинаковые сопротивления $r_d/2$ (рис. 14-5, a). Таким приемом несимметричный участок трехфазной цепи приведен к симметричному, что

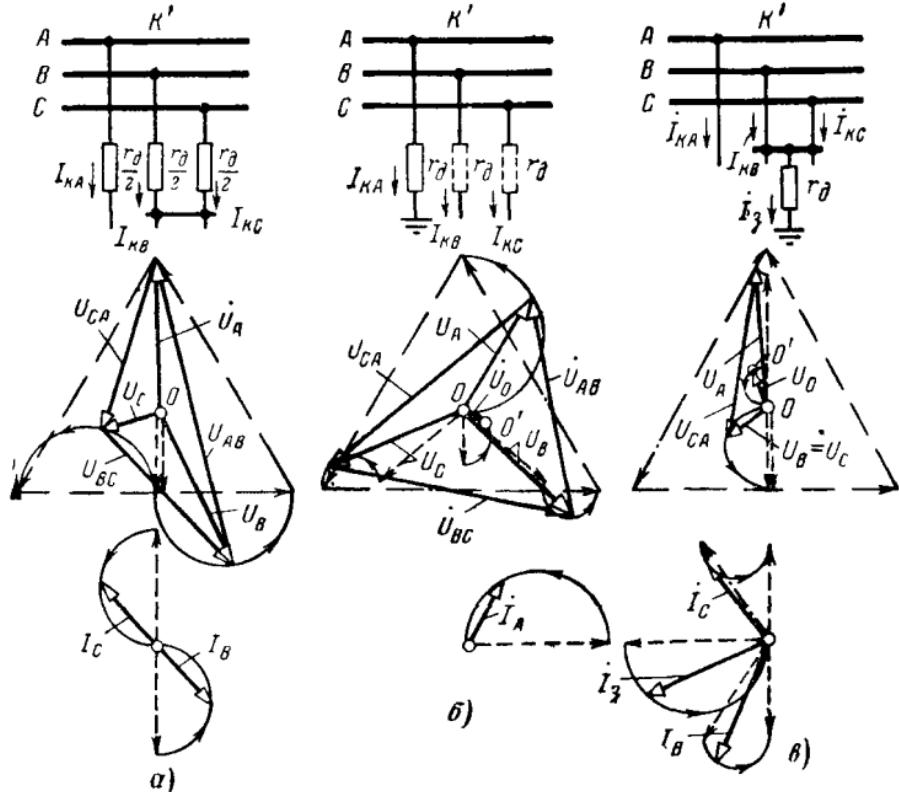


Рис. 14-5. Принципиальные схемы несимметричных замыканий через дугу и векторные диаграммы напряжений в точке K' и токов в месте замыкания.

а — двухфазное замыкание через дугу; **б** — однофазное замыкание через дугу; **в** — двухфазное короткое замыкание с замыканием на землю через дугу.

облегчает применение метода симметричных составляющих (см. § 11-3). Введение сопротивления $r_d/2$ в фазу A , очевидно, не меняет условий рассматриваемого замыкания, поскольку на данном участке ток в этой фазе отсутствует.

Считая, как и ранее, остальную часть схемы чисто индуктивной, по аналогии с (14-6) для тока прямой

последовательности в месте замыкания можно написать:

$$\begin{aligned} I_{KA1}^{(2)} &= \frac{E_{A\Sigma}}{\left(\frac{r_d}{2} + jx_{1\Sigma}\right) + \left(\frac{r_d}{2} + jx_{2\Sigma}\right)} = \\ &= \frac{E_{A\Sigma}}{r_d + j(x_{1\Sigma} + x_{2\Sigma})} \end{aligned} \quad (14-35)$$

Для напряжения прямой последовательности за сопротивлением дуги r_d (точка K') имеем:

$$U_{K' A1}^{(2)} = (r_d + jx_{2\Sigma}) I_{KA1}^{(2)}. \quad (14-36)$$

Для напряжения обратной последовательности в точке K' справедливо выражение (14-8).

Допустим теперь, что фаза A замкнулась на землю через сопротивление дуги r_d (рис. 14-5,б). Чтобы сохранить симметрию данного участка трехфазной цепи, можно представить, что такие же сопротивления введены и в две другие фазы; от этого ничего не изменится, так как по граничным условиям для данного вида повреждения токи $I_{KB}^{(1)} = I_{KC}^{(1)} = 0$.

В новых условиях результирующее сопротивление каждой последовательности увеличилось на r_d . Следовательно, по аналогии с (14-15) выражение для тока прямой последовательности в месте замыкания будет:

$$\begin{aligned} I_{KA1}^{(1)} &= \frac{E_{A\Sigma}}{(r_d + jx_{1\Sigma}) + (r_d + jx_{2\Sigma}) + (r_d + jx_{0\Sigma})} = \\ &= \frac{E_{A\Sigma}}{3r_d + j(x_{1\Sigma} + x_{2\Sigma} + x_{0\Sigma})}. \end{aligned} \quad (14-37)$$

Напряжение прямой последовательности за сопротивлением (точка K') составляет:

$$U_{K' A1}^{(1)} = [3r_d + j(x_{0\Sigma} + x_{21})] I_{KA1}^{(1)}. \quad (14-38)$$

При коротком замыкании между фазами B и C с одновременным замыканием той же точки на землю через сопротивление дуги r_d (рис. 14-5,в) последнее, очевидно, войдет только в схему нулевой последовательности, причем войдет своей утроенной величиной. Поэтому выра-

жение для тока прямой последовательности в месте замыкания по аналогии с (14-29) будет:

$$I_{kA1}^{(1,1)} = \frac{\dot{E}_{A\Sigma}}{jx_{1\Sigma} + jx_{2\Sigma}/(3r_d + jx_{0\Sigma})}; \quad (14-39)$$

соответственно для напряжения прямой последовательности за сопротивлением r_d (точка K'):

$$\dot{U}_{k'A1}^{(1,1)} = [jx_{2\Sigma}/(3r_d + jx_{0\Sigma})] I_{kA1}^{(1,1)}. \quad (14-40)$$

Для определения токов обратной и нулевой последовательностей в месте замыкания служат соответственно выражения (14-28) и (14-29), в которых вместо $x_{0\Sigma}$ следует ввести $(3r_d + jx_{0\Sigma})$.

Поскольку фазы B и C замкнуты между собой накоротко, то независимо от величины r_d соотношение (14-5) сохраняется, т. е. напряжение обратной последовательности за сопротивлением r_d следует определять по (14-40). Что касается напряжения нулевой последовательности в точке K' , то оно, очевидно, равно падению напряжения от тока $I_{k0}^{(1,1)}$ в $jx_{0\Sigma}$.

На рис. 14-5 для каждого из рассмотренных несимметричных замыканий через сопротивление дуги r_d построены векторные диаграммы напряжений в точке K' и токов в месте замыкания. При изменении сопротивления r_d , как видно, векторные диаграммы деформируются, при этом концы векторов напряжений и токов скользят по дугам соответствующих окружностей, что вытекает из структуры выражений для этих векторов [Л. 6]. Стрелки на дугах окружностей рис. 14-5 указывают направления перемещения концов данных векторов при увеличении r_d от нуля в пределе до бесконечности.

14-6. Правило эквивалентности прямой последовательности

Обращаясь к полученным в предыдущих параграфах выражениям для симметричных составляющих токов и напряжений в месте несимметричного короткого замыкания, которые для большей наглядности сведены в табл. 14-1, замечаем, что токи обратной и нулевой по-

Таблица 14-1

Симметричные составляющие токов и напряжений в месте несимметричных замыканий через дугу¹

Определяемые величины и их обозначения	При замыканиях		
	двухфазном	однофазном	двухфазном на землю
Ток прямой последовательности	I_{A1}	$\frac{E_A}{r_\Delta + j(x_1 + x_2)}$	$\frac{E_A}{jx_1 + jx_2 // (3r_\Delta + jx_0)}$
Ток обратной последовательности	I_{A2}	$-I_{A1}$	$\frac{-(3r_\Delta + jx_0)}{3r_\Delta + j(x_2 + x_0)} I_{A1}$
Ток нулевой последовательности	I_0	0	$\frac{-jx_2}{3r_\Delta + j(x_2 + x_0)} I_{A1}$
Напряжение прямой последовательности	\dot{U}_{A1}	$(r_\Delta + jx_2) I_{A1}$	$[3r_\Delta + j(x_2 + x_0)] I_{A1}$
Напряжение обратной последовательности	\dot{U}_{A2}	$jx_2 I_{A1}$	$\frac{jx_2 (3r_\Delta + jx_0)}{3r_\Delta + j(x_2 + x_0)} I_{A1}$
Напряжение нулевой последовательности	\dot{U}_0	Предшествующее значение	$\frac{-x_2 x_0}{3r_\Delta + j(x_2 + x_0)} I_{A1}$

¹ Для упрощения записи опущен индекс Σ у \dot{E}_A , x_1 , x_2 и x_0 , которые являются соответствующими результатирующими величинами относительно места замыкания.

Значения дополнительного сопротивления¹ $Z_{\Delta}^{(n)}$ и коэффициента $m^{(n)}$

Вид замыкания	(n)	$Z_{\Delta}^{(n)}$	$m^{(n)}$
Трехфазное	(3)	0	1
Двухфазное	(2)	$r_{\Delta} + jx_2$	$\sqrt{3}$
Однофазное	(1)	$3r_{\Delta} + j(x_2 + x_0)$	3
Двухфазное на землю	(1,1)	$jx_2 / (3r_{\Delta} + jx_0)$	$\left a^2 - \frac{jx_2 + a(3r_{\Delta} + jx_0)}{3r_{\Delta} + j(x_2 + x_0)} \right $
To же при $r_{\Delta} = 0$	(1,1)	jx_2 / jx_0	$\sqrt{3} \sqrt{1 - \frac{x_2 x_0}{(x_2 + x_0)^2}}$

¹ Для упрощения записи опущен индекс Σ у x_1 , x_2 и x_0 , которые являются соответствующими результатирующими реактивностями относительно места замыкания.

следовательностей и напряжения всех последовательностей пропорциональны току прямой последовательности в месте короткого замыкания. Следовательно, задача расчета любого несимметричного короткого замыкания прежде всего состоит в нахождении тока прямой последовательности в месте рассматриваемого вида короткого замыкания.

В свою очередь структура (14-35), (14-37) и (14-39) позволяет ток прямой последовательности особой фазы (A) при любом (n) виде несимметричного короткого замыкания выразить в общем виде как

$$I_{kA1}^{(n)} = \frac{E_A}{jx_{1\Sigma} + Z_A^{(n)}}, \quad (14-41)$$

де $Z_A^{(n)}$ — дополнительное сопротивление, величина которого для каждого вида короткого замыкания определяется соответствующим выражением из табл. 14-2.

Помимо того, поскольку фазные токи в месте короткого замыкания также пропорциональны току прямой последовательности, модуль фазного тока в месте любого (n) несимметричного короткого замыкания в общем виде можно представить как

$$I_k^{(n)} = m^{(n)} I_{k1}^{(n)}, \quad (14-42)$$

где $m^{(n)}$ — коэффициент, определяемый по данным табл. 14-2.

Обобщенная запись выражения (14-41) позволила Н. Н. Щедрину впервые сформулировать следующее весьма важное положение¹.

Ток прямой последовательности любого несимметричного короткого замыкания может быть определен как ток при трехфазном коротком замыкании в точке, удаленной от действительной точки короткого замыкания на дополнительное сопротивление $Z_A^{(n)}$, которое не зависит от параметров схемы прямой последовательности и для каждого вида короткого замыкания определяется результирующими сопротивлениями обратной и нулевой последовательностей относительно рассматриваемой точки схемы, а также в общем случае сопротивлением возникшей дуги.

¹ См СЭТ, т. 2, Изд. КУБУЧ, 1930.

Это положение, которое называют правилом эквивалентности прямой последовательности, справедливо при условии, что как указывалось в § 14-1, рассматривается только основная гармоника тока несимметричного короткого замыкания.

Из выражений для напряжения \dot{U}_{k_1} (см. табл. 14-1) видно, что это напряжение можно записать в общем виде как

$$\dot{U}_{k_1}^{(n)} = Z_{\Delta}^{(n)} \dot{I}_{k_1}^{(n)}. \quad (14-43)$$

Для большей наглядности рис. 14-6 иллюстрирует смысл эквивалентного трехфазного короткого замыкания, при котором могут быть найдены ток и напряжение прямой последовательности в месте заданного несимметричного короткого замыкания.

Установленная идентичность между током прямой последовательности несимметричного короткого замыкания и током при некотором эквивалентном трехфазном коротком замыкании устанавливает, что все полученные ранее выражения для тока трехфазного короткого замыкания можно распространить на случаи несимметричных коротких замыканий.

Так, при отсутствии демпферных обмоток постоянную времени затухания свободного переходного тока прямой последовательности любого (n) вида короткого замыкания при чисто индуктивной цепи статора можно определять по выражению (9-18), записанному в общем виде:

$$T_d^{(n)} = T_{f_0} \frac{x'_d + x_{\Delta}^{(n)}}{x_d + x_{\Delta}^{(n)}}, \quad (14-44)$$

где $x_{\Delta}^{(n)}$ — дополнительная реактивность для данного вида короткого замыкания, определяемая аналогично $Z_{\Delta}^{(n)}$ (табл. 14-2), но при $r = 0$.

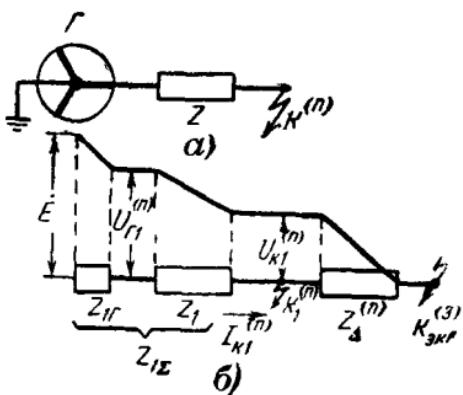


Рис. 14-6 Несимметричное короткое замыкание (а) и эквивалентное трехфазное короткое замыкание (б) для определения величин токов и напряжений прямой последовательности.

При наличии демпферных обмоток приближенные значения постоянных времени затухания свободных переходного и сверхпереходного токов прямой последовательности любого вида короткого замыкания в соответствии с (9-35) и (9-36) будут:

$$T_d^{(n)} \approx T_f^{(n)} + T_{1d}^{(n)} \quad (14-45)$$

и

$$T_d''^{(n)} \approx \frac{\sigma^{(n)} T_f^{(n)} T_{1d}^{(n)}}{T_f^{(n)} + T_{1d}^{(n)}}, \quad (14-46)$$

где значения $T_f^{(n)}$, $T_{1d}^{(n)}$ и $\sigma^{(n)}$ должны быть определены соответственно по (7-45), (7-48) и (9-37) с учетом дополнительной реактивности $x_\Delta^{(n)}$.

Для эквивалентной постоянной времени затухания апериодической слагающей тока статора при любом виде короткого замыкания согласно (9-13) можно написать выражение в общем виде

$$T_{\text{а.з}}^{(n)} = \frac{x_{2\Sigma} + x_\Delta^{(n)}}{\omega(r_\Sigma + r_\Delta^{(n)})}, \text{ сек,} \quad (14-47)$$

где $r_\Delta^{(n)}$ — дополнительное активное сопротивление для данного вида короткого замыкания, определяемое, как и $x_\Delta^{(n)}$, но при $x=0$.

Таким образом, изменение во времени действующего значения продольного тока прямой последовательности при любом (n) несимметричном коротком замыкании можно представить по аналогии с (9-40) и (9-46) как

$$\begin{aligned} I_{d1t}^{(n)} &= I_{d1}^{(n)} + I_{d1\text{св/0/}}^{(n)} e^{-t/T_d^{(n)}} + I_{d1\text{св/0/}}''^{(n)} e^{-t/T_d''^{(n)}} + \\ &+ \Delta I_{d1\text{пр}}^{(n)} F_{dt}^{(n)} \leq \frac{U_n}{x_{\text{вн1}} + x_\Delta^{(n)}}, \end{aligned} \quad (14-48)$$

причем данное выражение ограничено условием, что под действием АРВ напряжение прямой последовательности генератора не может превзойти нормальное значение.

Для мгновенного значения тока (фазы A) при любом

виде короткого замыкания аналогично (9-43) имеем¹:

$$i_A^{(n)} = m^{(n)} \left\{ i_{1A}^{(n)} - [U_{q0} \cos \gamma_0 + U_{d0} \sin \gamma_0] \frac{x_{d\Sigma}^{\prime\prime(n)} + x_{q\Sigma}^{\prime\prime(n)}}{2x_{d\Sigma}^{\prime\prime(n)} x_{q\Sigma}^{\prime\prime(n)}} \times \right. \\ \times e^{-t/T_{a.9}^{(n)}} - [U_{q0} \cos(2t + \gamma_0) - U_{d0} \sin(2t + \gamma_0)] \times \\ \times \left. \frac{x_{q\Sigma}^{\prime\prime(n)} - x_{d\Sigma}^{\prime\prime(n)}}{2x_{d\Sigma}^{\prime\prime(n)} x_{q\Sigma}^{\prime\prime(n)}} e^{-t/T_{a.9}^{(n)}} \right\}, \quad (14-49)$$

где $x_{d\Sigma}^{\prime\prime(n)}$ и $x_{q\Sigma}^{\prime\prime(n)}$ определены с учетом реактивности $x_{\Delta}^{(n)}$; $i_{1A}^{(n)}$ — мгновенное значение тока прямой последовательности фазы A .

Важно заметить, что величина тока прямой последовательности в месте короткого замыкания, а также связанные с нею величины токов других последовательностей зависят от сопротивлений всех последовательностей элементов рассматриваемой схемы (включая сопротивление дуги при ее учете). Так, например, если нейтраль трансформатора, на выводах которого имеется однофазное или двухфазное замыкание на землю, заземлить через какое-либо сопротивление, то это скажется на величинах токов всех последовательностей, хотя токи прямой и обратной последовательностей через это сопротивление и не протекают.

Пример 14-1. Известны следующие величины токов короткого замыкания:

$$I'^{(3)} = 20 \text{ ka}; \quad I_{t=1}^{(3)} = 15 \text{ ka}; \quad I^{(3)} = I^{(2)} = I^{(1)} = 10 \text{ ka}.$$

Определить величины токов $I'^{(2)}$, $I'^{(1)}$, $I_{t=1}^{(2)}$ и $I_{t=1}^{(1)}$, считая, что генератор предварительно работал на холостом ходу и его АРВ был отключен.

Из равенства $I^{(3)} = I^{(2)}$, т. е. $\frac{E}{x_1} = \frac{\sqrt{3}E}{x_1 + x_2}$, находим соотношение

$$x_2 = 0,73x_1.$$

Аналогично из равенства $I^{(3)} = I^{(1)}$, т. е. $\frac{E}{x_1} = \frac{3E}{x_1 + x_2 + x_0}$, находим $x_0 = 2x_1 - x_2 = 2x_1 - 0,73x_1 = 1,27x_1$.

¹ Из высших гармоник учтена только вторая.

Из уравнения для тока трехфазного короткого замыкания при $t = 1$ сек, т. е.

$$I_t = (I' - I) e^{-t/T'_d} + I \text{ или } 15 = (20 - 10) e^{-1/T'_d} + 10,$$

находим $T'_d = 1,43$ сек.

Следовательно, постоянная времени обмотки возбуждения при разомкнутом статоре будет:

$$T_{f0} = T'_d = \frac{x_1}{x'_1} = T'_d \frac{I'^{(3)}}{I^{(3)}} = 1,43 \frac{20}{10} = 2,86 \text{ сек.}$$

Значения постоянной времени при других видах короткого замыкания:

$$T'_d = T_{f0} \frac{I^{(2)}}{I'^{(2)}} = 2,86 \frac{10}{14,1} \approx 2 \text{ сек};$$

$$T'_d = T_{f0} \frac{I^{(1)}}{I'^{(1)}} = 2,86 \frac{10}{12} = 2,38 \text{ сек.}$$

Начальные значения переходных токов при двух- и однофазном коротких замыканиях составляют:

$$I'^{(2)} = \frac{\sqrt{3}E}{x'_1 + x_2} = \frac{\sqrt{3}E}{(0,5 + 0,73)x_1} = \frac{\sqrt{3} \cdot 10}{1,23} = 14,1 \text{ кА},$$

где $x'_1/x_1 = I^{(3)}/I'^{(3)} = 10/20 = 0,5$, т. е. $x'_1 = 0,5x_1$;

$$I'^{(1)} = \frac{3E}{x'_1 + x_2 + x_0} = \frac{3E}{(0,5 + 0,73 + 1,27)x_1} = \frac{3 \cdot 10}{2,5} = 12 \text{ кА.}$$

Искомые значения токов через 1 сек будут:

$$I^{(2)} = (14 - 10) e^{-1/2} + 10 = 12,5 \text{ кА};$$

$$I^{(1)} = (12 - 10) e^{-1/2,38} + 10 = 11,3 \text{ кА.}$$

Пример 14-2. На кабельной линии, присоединенной через реактор к шинам генераторного напряжения, произошло двухфазное короткое, которое через 1,5 сек перешло в трехфазное короткое замыкание.

Определить ток в момент перехода двухфазного в трехфазное короткое замыкание, имея в виду, что участвующие в цепи элементы характеризуются следующими данными:

Генератор 50 Мвт; 6,3 кв; $x_d = 1,51$; $x'_d = 0,23$; $x_2 = 0,26$; $T_{f0} = 4,1$ сек; $I_{f0} = 1$; АРВ отключен.

Реактор 600 а; 6 кв; $x = 6\%$.

Кабель — длина поврежденного участка 2 км, $x = 0,069 \text{ ом/км}$.

Проведем решение в именованных единицах.

Фазные значения э. д. с.

$$E'_{q0} = E_{q0} = 6,3/\sqrt{3} = 3,64 \text{ кв.}$$

Реактивности элементов схемы:

$$x'_d = 0,23 \frac{6,3^2}{50} = 0,182 \text{ ом}; \quad x_d = 1,51 \frac{6,3^2}{50} = 1,19 \text{ ом};$$
$$x_2 = 0,26 \frac{6,3^2}{50} = 0,206 \text{ ом}; \quad x_p = \frac{6}{100} \cdot \frac{6}{\sqrt{3} \cdot 0,6} = 0,346 \text{ ом};$$
$$x_{k6} = 2 \cdot 0,069 = 0,138 \text{ ом}.$$

Результирующие реактивности прямой последовательности:
для начального момента

$$x'_{1\Sigma} = 0,182 + 0,346 + 0,138 = 0,666 \text{ ом};$$

для установившегося режима

$$x_{1\Sigma} = 1,19 + 0,346 + 0,138 = 1,674 \text{ ом}.$$

То же обратной последовательности

$$x_{2\Sigma} = 0,206 + 0,346 + 0,138 = 0,69 \text{ ом}.$$

Значение постоянной времени

$$T'_d^{(2)} = 4,1 \frac{0,666 + 0,69}{1,674 + 0,69} = 2,35 \text{ сек.}$$

Значения токов прямой последовательности при двухфазном коротком замыкании

$$I_1'^{(2)} = \frac{3,64}{0,666 + 0,69} = 2,68 \text{ ка}; \quad I_1^{(2)} = \frac{3,64}{1,674 + 0,69} = 1,53 \text{ ка}$$

и через 1,5 сек $I_1^{(2)} = (2,68 - 1,53) e^{-1,5/2,35} + 1,53 = 2,14 \text{ ка}$.

Значение переходной э. д. с. через 1,5 сек будет:

$$E'q = I_1^{(2)} (x'_{1\Sigma} + x_{2\Sigma}) = 2,14 (0,666 + 0,69) = 2,9 \text{ кв.}$$

Искомый ток в момент перехода двухфазного в трехфазное короткое замыкание составляет:

$$I^{(3)} = \frac{2,9}{0,666} = 4,35 \text{ ка.}$$

Пример 14-3. Для схемы рис. 14-7 определить наименьшую величину начального тока при однофазном коротком замыкании на линии. Реактивности всех элементов и э. д. с. генератора указаны на исходной схеме, причем их величины даны в относительных единицах при $S_b = 100 \text{ Mva}$ и $U_b = U_{ср}$.

Схемы замещения прямой и нулевой последовательностей показаны на том же рисунке, где n — относительная длина участка линии от трансформатора $T-1$ до предполагаемого места короткого за-

мыкания Схема обратной последовательности аналогична схеме прямой последовательности с тем лишь разницей, что в ней $E=0$ и вместо U_{k1} входит U_{k2} .

Результирующие реактивности до места короткого замыкания составляют

$$x_{1\Sigma} = 0,15 + 0,12 + 0,3n = 0,27 + 0,3n = x_{2\Sigma}$$

и

$$x_{0\Sigma} = \frac{(0,12 + 1,2n)[0,12 + 1,2(1-n)]}{0,12 + 1,2 + 0,2} = 0,11 + n - n^2.$$

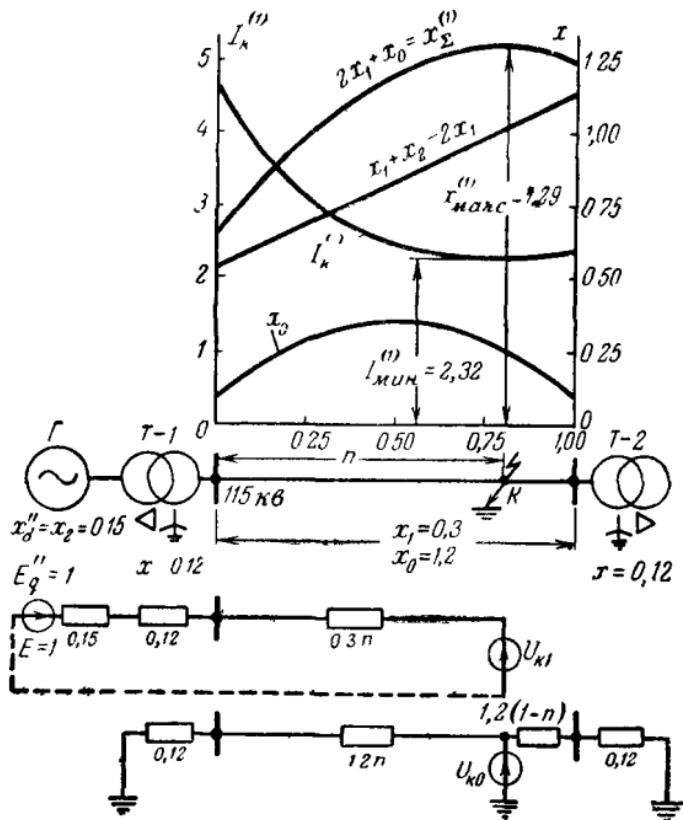


Рис 14-7 К примеру 14-3

Суммарная реактивность для определения тока прямой последовательности при однофазном коротком замыкании составляет:

$$x_{\Sigma}^{(1)} = 2(0,27 + 0,3n) + (0,11 + n - n^2) = 0,65 + 1,6n - n^2.$$

Искомый минимум тока, очевидно, будет, когда $x_{\Sigma}^{(1)}$ достигнет своего максимума; его находим из условия

$$\frac{dx_{\Sigma}^{(1)}}{dn} = 1,6 - 2n = 0,$$

откуда

$$n = 1,6/2 = 0,8,$$

т. е.

$$x_{\Sigma \max}^{(1)} = 0,65 + 1,6 \cdot 0,8 - 0,8^2 = 1,29.$$

Следовательно, искомый ток будет:

$$I_k^{(1)} = 3 \frac{1}{1,29} = 2,32 \text{ или } I_k^{(1)} = 2,32 \frac{100}{\sqrt{3} \cdot 115} = 1,16 \text{ кА}$$

Для наглядности на рис. 14-7 построен график изменения $x_{\Sigma}^{(1)}$ (и его слагаемых) и тока $I_k^{(1)}$ в функции положения точки короткого замыкания на линии.

Интересно отметить, что если разземлить нейтраль трансформатора $T-1$ и для линии принять $x_0 = 2x_1$, то ток при однофазном коротком замыкании в любой точке линии, как нетрудно убедиться, будет одним и тем же.

14-7. Комплексные схемы замещения

Установленные в предыдущих параграфах соотношения между симметричными составляющими напряжений в месте короткого замыкания позволяют для каждого вида несимметричного короткого замыкания соединить вместе схемы отдельных последовательностей и образовать тем самым комплексную схему замещения для соответствующего вида короткого замыкания.

Такие схемы приведены на рис. 14-8, причем как общий случай здесь принято, что в месте замыкания имеется сопротивление дуги и схема каждой последовательности характеризуется соответствующим полным сопротивлением (Z_1 , Z_2 , Z_0). Они соответствуют особой фазе. Нетрудно убедиться, что в них соблюдаются не только соотношения между симметричными составляющими напряжений в месте короткого замыкания, но также соотношения между симметричными составляющими токов в месте короткого замыкания.

Нужно иметь в виду, что в комплексной схеме для однофазного короткого замыкания (рис. 14-8,б) обеспечиваются правильные значения напряжений прямой последовательности в различных точках. Что касается напряжений обратной и нулевой последовательностей, то они должны определяться относительно точек нулевого потенциала схем одноименных последовательностей, т. е. соответственно по отношению к точкам H_2 и H_0 , которые являются началами схем этих последовательностей.

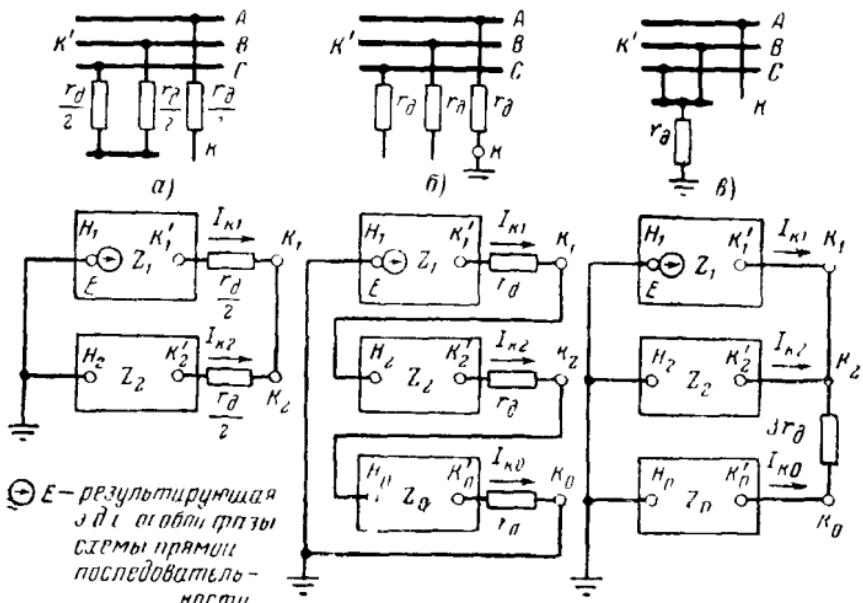


Рис. 14-8 Комплексные схемы замещения

а — для двухфазного замыкания через дугу, *б* — для однофазного замыкания через дугу; *в* — для двухфазного замыкания на землю через дугу.

Комплексная схема для двухфазного замыкания на землю (рис. 14-8,*в*) при $Z_0 = \infty$ или $r_d = \infty$ переходит в комплексную схему для обычного двухфазного замыкания. При отсутствии переходного сопротивления в месте замыкания достаточно положить равными нулю r_d .

Схема прямой последовательности обычно содержит много источников, в то время как в схемах рис. 14-8 условно показана лишь одна результирующая э. д. с.

Комплексные схемы особенно удобны при использовании расчетных моделей и установок, поскольку в этом случае можно замерить приборами токи и напряжения отдельных последовательностей для любого участка и любой точки рассчитываемой системы.

При указанном в § 11-3 ограничении (учет лишь основной гармоники) комплексные схемы замещения справедливы также для переходных про-

Рис. 14-9. Комплексная схема замещения в операторной форме для однофазного замыкания через дугу.

цессов. Эти схемы позволяют определить (в соответствии с применяемым методом расчета) как периодические, так и апериодические слагающие токов.

При строгом определении апериодической слагающей тока целесообразно применение операторного метода (§ 3-5). Так, например, для однофазного короткого замыкания эта слагающая может быть определена из комплексной схемы в операторной форме, представленной на рис. 14-9, где $Z_1(p)$, $Z_2(p)$, $Z_0(p)$ — операторные сопротивления соответствующих последовательностей, приведенные относительно места короткого замыкания, а $U(p)$ — изображение того напряжения, которое было в данной точке при предшествовавшем режиме, но взятое с обратным знаком. Переход от изображений к оригиналам осуществляют известными приемами.

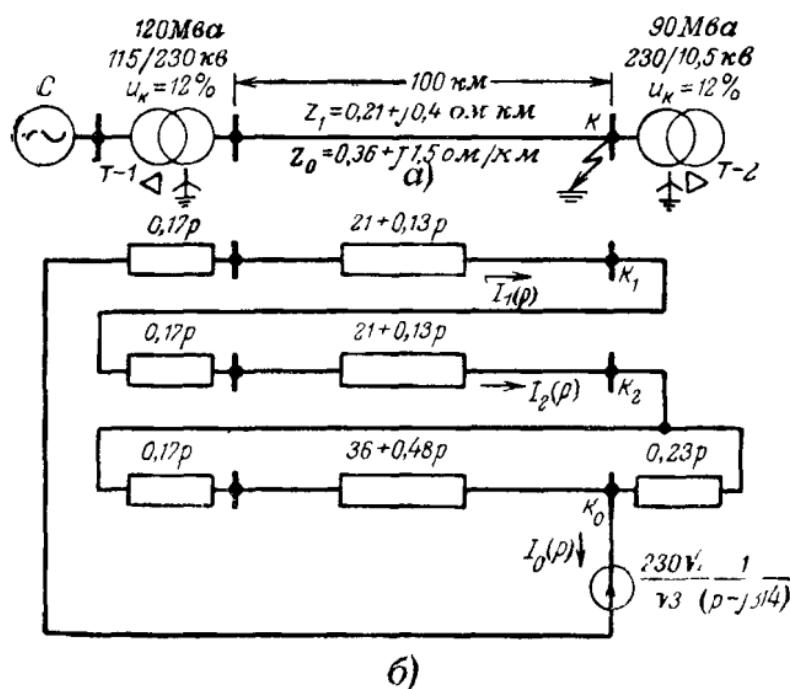


Рис 14-10. К примеру 14-4.
а — исходная схема; б — комплексная схема замещения
в операторной форме.

Пример 14-4. При однофазном металлическом коротком замыкании в конце линии схемы рис 14-10,а найти выражение для тока в месте короткого замыкания. Исходные данные приведены на рис. 14-10,а. Источником является система, которая поддерживает

22—2498

у трансформатора $T-1$ синусоидальное напряжение постоянной амплитуды $\sqrt{2} \frac{115}{\sqrt{3}} \text{ кв}$. Активными сопротивлениями трансформаторов пренебречь.

Комплексная схема замещения для рассматриваемого случая показана на рис. 14-10,б. Операторные сопротивления $Z(p) = r + Lp$ ее элементов выражены в именованных единицах и приведены к стороне 230 кв .

Результирующие операторные сопротивления отдельных последовательностей составляют

$$Z_{1\Sigma}(p) = 21 + 0,13p + 0,17p = 21 + 0,3p = Z_{2\Sigma}(p);$$

$$Z_{0\Sigma}(p) = (36 + 0,48p + 0,17p) // 0,23p = \frac{0,15p^2 + 8,15p}{0,88p + 36}.$$

Суммарное операторное сопротивление при однофазном коротком замыкании

$$Z^{(1)}(p) = 2(21 + 0,3p) + \frac{0,15p^2 + 8,15p}{0,88p + 36} = \frac{p^2 + 100p + 2280}{1,32p + 54,5}.$$

Примем, что в момент короткого замыкания напряжение источника проходило через нуль. Тогда приведенное напряжение системы как функция времени и ее изображение будут:

$$u_A = \sqrt{2} \frac{230}{\sqrt{3}} \sin \omega t \doteq U_A(p) = \sqrt{2} \frac{230}{\sqrt{3}} \cdot \frac{1}{(p - j314)}.$$

Искомый ток в операторной форме

$$I_A(p) = \sqrt{2} \cdot \frac{230}{\sqrt{3}} \cdot \frac{3(1,32p + 54,5)}{(p - j314)(p^2 + 100p + 2280)}.$$

Для характеристического уравнения

$$Z^{(1)}(p) = 0 = p^2 + 100p + 2280$$

находим корни:

$$p_1 = -35,15 \text{ и } p_2 = -64,85$$

Следовательно, при переходном процессе, помимо принужденного синусоидального тока, имеют место два свободных тока, затухающих экспоненциально с постоянными времени соответственно:

$$T_1 = -\frac{1}{-35,15} = 0,028 \text{ сек и } T_2 = -\frac{1}{-64,85} = 0,015 \text{ сек.}$$

После перехода от изображения к оригиналу искомое выражение тока в месте короткого замыкания будет:

$$i_A = 2340 \sin(\omega t - 0,44\pi) + 490 e^{-t/0,028} + 1810 e^{-t/0,015} \text{ а.}$$

При достижении положительной амплитуды принужденного тока, что наступит через $t = \frac{(0,5 + 0,44)\pi}{31\omega} = 0,0094$ сек, мгновенное значение тока в поврежденной фазе по полученному выражению составляет $i_A = 3650$ а.

14-8. Сравнение видов короткого замыкания

Правило эквивалентности прямой последовательности и установленные значения $Z_{\Delta}^{(n)}$ и $m^{(n)}$ (см. табл. 14-2) позволяют достаточно просто произвести сравнение различных видов короткого замыкания. Ограничимся таким сравнением для условий, когда цепь короткого замыкания чисто индуктивная.

Имея в виду, что короткие замыкания разных видов предполагаются происходящими поочередно в одной и той же точке системы и при одних и тех же исходных условиях, на основании данных табл. 14-2 можно написать, что между величинами дополнительных реактивностей $x_{\Delta}^{(n)}$ при разных видах короткого замыкания существуют следующие неравенства:

$$x_{\Delta}^{(1)} > x_{\Delta}^{(2)} > x_{\Delta}^{(1,1)} > x_{\Delta}^{(3)} = 0; \quad (14-50)$$

Соответственно

$$I_{k1}^{(1)} < I_{k1}^{(2)} < I_{k1}^{(1,1)} < I_k^{(3)} \quad (14-51)$$

и

$$U_{k1}^{(1)} > U_{k1}^{(2)} > U_{k1}^{(1,1)} > U_k^{(3)} = 0. \quad (14-52)$$

Далее, согласно (14-44) и (14-45) постоянные времени затухания свободного переходного тока при разных видах короткого замыкания (конечно, в одной и той же точке) связаны неравенствами:

$$T_d'^{(1)} > T_d'^{(2)} > T_d'^{(1,1)} > T_d'^{(3)}. \quad (14-53)$$

Такими же неравенствами связаны постоянные времени затухания свободного сверхпереходного тока при

разных видах короткого замыкания. Это следует из структуры (14-46), так как с увеличением внешней реактивности цепи статора постоянные времени T'_{1d} и T'_f возрастают.

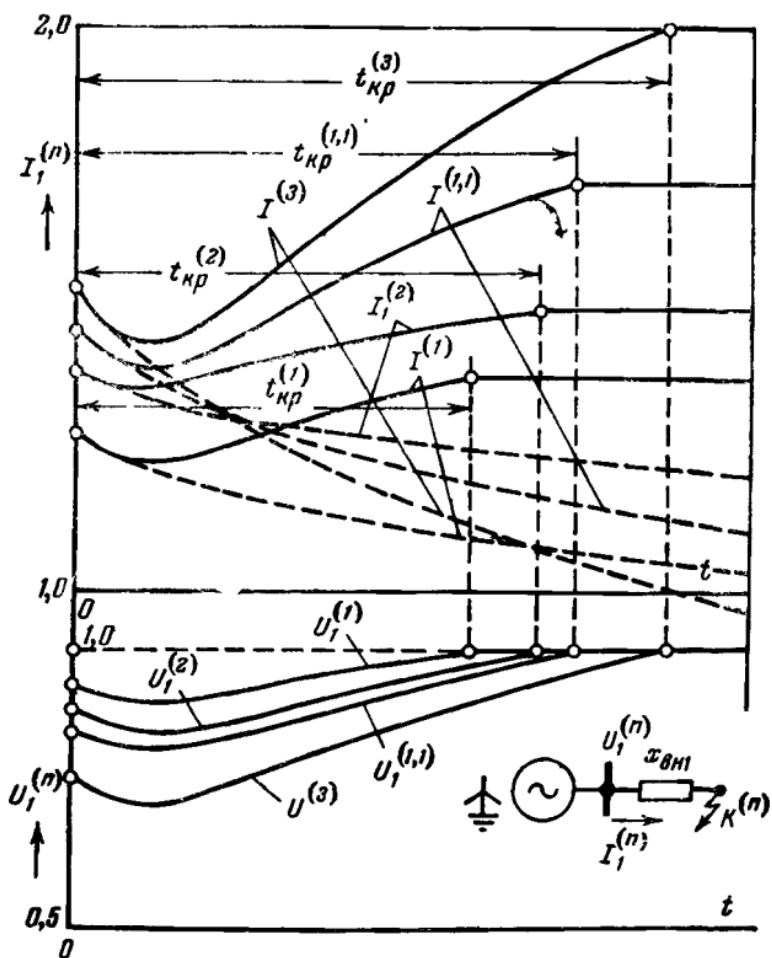


Рис. 14-11. Кривые изменения во времени тока и напряжения прямой последовательности генератора при различных видах короткого замыкания в одной и той же точке.

Увеличение внешней реактивности статора, как было установлено в § 8-3, замедляет форсировку возбуждения. Однако благодаря тому, что при этом напряжение прямой последовательности генератора падает меньше, его восстановление (если это вообще возможно) происходит за более короткий промежуток времени. Следовательно, величины критического времени при разных видах короткого замыкания в одной и той же точке различны.

дах короткого замыкания в одной и той же точке связаны неравенствами:

$$t_{kp}^{(1)} < t_{kp}^{(2)} < t_{kp}^{(1,1)} < t_{kp}^{(3)}. \quad (14-54)$$

Кривые, проведенные на рис. 14-11 сплошными линиями, показывают характер изменения тока и напряжения прямой последовательности генератора при разных видах короткого замыкания и наличии АРВ у генератора. Как видно, внешняя реактивность x_{bh1} здесь выбрана больше критической x_{kp} . Если же $x_{bh1} < x_{kp}$, то, очевидно, при трехфазном коротком замыкании напряжение генератора под действием АРВ не достигнет нормальной величины, но при несимметричном коротком замыкании, при котором $(x_{bh1} + x_{\Delta}^{(n)}) > x_{kp}$, напряжение прямой последовательности генератора будет доведено до нормального значения.

Таким образом, чем больше дополнительная реактивность $x_{\Delta}^{(n)}$, характеризующая вид несимметричного короткого замыкания, тем медленнее протекает переходный процесс генератора, но вместе с тем раньше наступает установившийся режим.

Аналогично процесс гашения поля генератора при несимметричном коротком замыкании протекает тем медленнее, чем больше для данного вида короткого замыкания реактивность $x_{\Delta}^{(n)}$. Величины постоянных времени гашения поля и его продолжительности при разных видах короткого замыкания в одной и той же точке связаны неравенствами, аналогичными (14-53).

В соответствии с (14-47) имеем:

$$T_a^{(2)} = T_a^{(3)}. \quad (14-55)$$

Для постоянных времени $T_a^{(1)}$ и $T_a^{(1,1)}$ нельзя указать определенные соотношения, так как величины x_0 и r_0 могут изменяться в очень широких пределах.

Теперь выясним примерные пределы, в которых могут быть величины токов при несимметричных коротких замыканиях по сравнению с величинами токов трехфаз-

ногого короткого замыкания, возникающего в той же точке системы. Знание этих пределов представляет практический интерес, так как оно позволяет по известной для

данной точки величине тока трехфазного короткого замыкания оценить в первом приближении возможные наибольшие и наименьшие значения тока при несимметричных коротких замыканиях. Следует особо подчеркнуть, что устанавливаемые ниже предельные соотношения справедливы только для токов в месте короткого замыкания и их нельзя распространять на токи остальных ветвей рассматриваемой схемы.

На основании (14-41) и (14-42) абсолютную величину отношения тока в месте любого (n) несимметричного металлического короткого замыкания чисто индуктивной схемы к току трехфазного короткого замыкания при тех же условиях можно представить как

$$K_{(n-3)} = \frac{I_k^{(n)}}{I_k^{(3)}} = m^{(n)} \frac{E^{(n)}}{E^{(3)}} \frac{1}{1 + (x_A^{(n)}/x_{1\Sigma})}, \quad (14-56)$$

Рис. 14-12 Кривые изменения отношений $K_{(1-\Delta)}$, $K_{(1,1-\Delta)}$ и K_3 в функции $x_{0\Sigma}/x_{1\Sigma}$.

мыкания чисто индуктивной схемы к току трехфазного короткого замыкания при тех же условиях можно представить как

где у результирующей э. д. с. поставлен индекс, указывающий, какому виду короткого замыкания отвечает ее значение.

Последнее выражение справедливо для произвольного момента времени; при этом в зависимости от того, какой реактивностью введен генератор в схему прямой последовательности, для него должна быть принята соответствующая э. д. с. Для приближенной оценки пределов изменения $K_{(n-3)}$ можно пренебречь различием величин $E^{(n)}$ и $E^{(3)}$, что значительно упрощает (14-56).

В начальный момент короткого замыкания $x_{1\Sigma} \approx x_{2\Sigma}$, а при установившемся режиме короткого замыкания вблизи

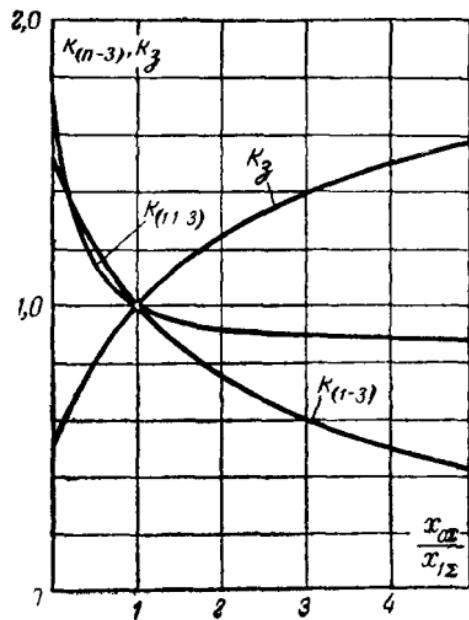


Рис. 14-12 Кривые изменения отношений $K_{(1-\Delta)}$, $K_{(1,1-\Delta)}$ и K_3 в функции $x_{0\Sigma}/x_{1\Sigma}$.

мыкания чисто индуктивной схемы к току трехфазного короткого замыкания при тех же условиях можно представить как

где у результирующей э. д. с. поставлен индекс, указывающий, какому виду короткого замыкания отвечает ее значение.

Последнее выражение справедливо для произвольного момента времени; при этом в зависимости от того, какой реактивностью введен генератор в схему прямой последовательности, для него должна быть принята соответствующая э. д. с. Для приближенной оценки пределов изменения $K_{(n-3)}$ можно пренебречь различием величин $E^{(n)}$ и $E^{(3)}$, что значительно упрощает (14-56).

В начальный момент короткого замыкания $x_{1\Sigma} \approx x_{2\Sigma}$, а при установившемся режиме короткого замыкания вблизи

генератора $x_{1\Sigma} \gg x_{2\Sigma}$. Следовательно, отношение $K_{(2-3)}$ находится примерно в следующих пределах

$$\frac{\sqrt{3}}{2} \leq K_{(2-3)} < \sqrt{3}.$$

При достаточно большой удаленности короткого замыкания токи двух- и трехфазного короткого замыкания изменяются во времени мало, благодаря чему между ними в течение всего процесса короткого замыкания сохраняется приблизительно постоянное соотношение:

$$I_{\Sigma}^{(2)} \approx \frac{\sqrt{3}}{2} I_{\Sigma}^{(3)} = 0,87 I_{\Sigma}^{(3)}. \quad (14-57)$$

Поскольку реактивность $x_{0\Sigma}$ может изменяться в очень широких пределах (почти от 0 до ∞), то отношение $K_{(1-3)}$ находится в диапазоне

$$0 \leq K_{(1-3)} < 3.$$

При коротком замыкании в точках системы, где $x_{2\Sigma}^1 \approx x_{1\Sigma}$, отношение $K_{(1-3)}$, находясь в пределах $0 \leq K_{(1-3)} < 1,5$, изменяется в функции $x_{0\Sigma}/x_{1\Sigma}$, как показано на рис. 14-12.

Пределы отношения $K_{(1-3)}$ получаются те же, что и для $K_{(2-3)}$. Изменение отношения $K_{(1-3)}$ в зависимости от $x_{0\Sigma}/x_{1\Sigma}$ при $x_{2\Sigma} = x_{1\Sigma}$ характеризует соответствующая кривая рис. 14-12. Как видно, в диапазоне $x_{0\Sigma}/x_{1\Sigma} = 0,2 \div 1$ ток однофазного короткого замыкания немного больше тока двухфазного короткого замыкания на землю, в то время как при всех остальных значениях $x_{0\Sigma}/x_{1\Sigma}$ имеет место обратное соотношение, которое прогрессивно увеличивается с ростом $x_{0\Sigma}/x_{1\Sigma}$.

Практический интерес представляет также сравнение величин токов в земле при однофазном и двухфазном коротких замыканиях на землю.

Используя (14-14), (14-15), (14-27) и (14-29), находим, что отношение $K_a = I_a^{(1)}/I_a^{(1,1)} = I_{x_0}^{(1)}/I_{x_0}^{(1,1)}$ можно предста-

вить в следующем виде:

$$K_3 = \frac{x_{1\Sigma}x_{2\Sigma} + x_{1\Sigma}x_{0\Sigma} + x_{2\Sigma}x_{0\Sigma}}{x_{1\Sigma}x_{2\Sigma} + x_{2\Sigma}^2 + x_{2\Sigma}x_{0\Sigma}}, \quad (14-58)$$

откуда следует, что в зависимости от соотношения между $x_{2\Sigma}^2$ и $x_{1\Sigma}x_{0\Sigma}$ может быть $K_3 \geq 1$.

При $x_{2\Sigma} = x_{1\Sigma}$ выражение (14-58) принимает более простой вид:

$$K_3 = \frac{1 + (2x_{0\Sigma}/x_{1\Sigma})}{2 + (x_{0\Sigma}/x_{1\Sigma})} \quad (14-59)$$

и в данном случае пределы K_3 будут:

$$0,5 < K_3 < 2.$$

Изменение K_3 в функции $x_{0\Sigma}/x_{1\Sigma}$ иллюстрирует соответствующая кривая рис. 14-12. Как видно, лишь при $x_{0\Sigma} = x_{1\Sigma}$ токи в земле при сравниваемых видах короткого замыкания одинаковы; при $x_{0\Sigma} > x_{1\Sigma}$ ток в земле больше при однофазном коротком замыкании, а при $x_{0\Sigma} < x_{1\Sigma}$, напротив, больше ток при двухфазном коротком замыкании на землю.

Соотношения (14-58) и (14-59) справедливы для токов нулевой последовательности любой ветви схемы, так как они пропорциональны токам в месте короткого замыкания.

Пример 14-5. Для генератора с параметрами $x_d = 1,0$; $x'_d = 0,3$; $x_2 = 0,42$ и $x_0 = 0,06$, нейтраль которого заземлена через относительную реактивность $x = 0,25$, определить, в каком соотношении находятся значения постоянной времени $T_d^{(n)}$, начального переходного тока и установившегося тока при разных видах короткого замыкания на выводах генератора. В предшествующем режиме генератор работал на холостом ходу с номинальным напряжением. Рассмотреть два случая, а именно при отключенном и включенном АРВ, считая в последнем случае $I_{f\text{пр}} = 3,44$.

Найдем вначале дополнительные реактивности для каждого вида короткого замыкания (см. табл. 14-2):

$$x_\Delta^{(3)} = 0; \quad x_\Delta^{(2)} = 0,42; \quad x_\Delta^{(1)} = 0,42 + 0,06 + 3 \cdot 0,25 = 1,23;$$

$$x_\Delta^{(1,1)} = 0,42 // (0,06 + 3 \cdot 0,25) = 0,28.$$

Постоянные времени затухания свободного переходного тока по (14-44):

$$T_d'(3) = T_{f_0} \frac{0,3}{1,0} = 0,3 T_{f_0};$$

$$T_d'(2) = T_{f_0} \frac{0,3 + 0,42}{1,0 + 0,42} = 0,51 T_{f_0};$$

$$T_d'(1,1) = T_{f_0} \frac{0,3 + 0,28}{1,0 + 0,28} = 0,45 T_{f_0};$$

$$T_d'(1) = T_{f_0} \frac{0,3 + 1,23}{0,1 + 1,23} = 0,69 T_{f_0}$$

и искомое соотношение между ними составляет:

$$T_d'(3) : T_d'(2) : T_d'(1,1) : T_d'(1) = 1 : 1,7 : 1,5 : 2,3.$$

Величины начального переходного тока:

$$I'(3) = \frac{1}{0,3} = 3,33;$$

$$I'(2) = \frac{\sqrt{3}}{0,3 + 0,42} = 2,42;$$

$$I'(1,1) = \frac{1}{0,3 + 0,28} \sqrt{3} \sqrt{1 - \frac{0,42 \cdot 0,81}{(0,42 + 0,81)^2}} = 2,65;$$

$$I'(1) = \frac{3}{0,3 + 1,23} = 1,96,$$

т. е. они находятся в соотношении

$$I'(3) : I'(2) : I'(1,1) : I'(1) = 1 : 0,73 : 0,8 : 0,59.$$

Аналогично находим величины установившегося тока при отсутствии АРВ:

$$I^{(3)} = 1,0; I^{(2)} = 1,22; I^{(1,1)} = 1,2 \text{ и } I^{(1)} = 1,34;$$

соотношение между ними составляет:

$$I^{(3)} : I^{(2)} : I^{(1,1)} : I^{(1)} = 1 : 1,22 : 1,2 : 1,34.$$

Теперь найдем величины установившегося тока при наличии АРВ. Критическая реактивность $x_{kp} = 1,0 / (3,44 - 1) = 0,41 \text{ и, следова-}$

тельно, токи будут:

$$I^{(3)} = \frac{3,44}{1,0} = 3,44;$$

$$I^{(2)} = \frac{\sqrt{3}}{0,42} = 4,15 \text{ (так как } x_{kp} < x_{\Delta}^{(2)})$$

$$I^{(1,1)} = 3,44 \cdot 1,2 = 4,13 \text{ (так как } x_{kp} > x_{\Delta}^{(1,1)})$$

$$I^{(1)} = \frac{3}{1,23} = 2,44 \text{ (так как } x_{kp} < x_{\Delta}^{(1)})$$

и соотношение между ними:

$$I^{(3)} \cdot I^{(2)} \cdot I^{(1,1)} \cdot I^{(1)} = 1 \cdot 1,21 : 1,2 : 0,71.$$

Пример 14-6 При данных предыдущего примера определить, в какой момент времени токи при трехфазном и двухфазном коротких замыканиях одинаковы, считая АРВ отключенным

В соответствии с полученными ранее результатами поставленное условие можно записать в следующем виде

$$(3,33 - 1) e^{-t'/0,3} + 1 = (2,42 - 1,22) e^{-t'/0,51} + 1,22$$

или

$$2,33 e^{-t'/0,3} - 1,2 e^{-t'/0,51} = 0,22,$$

где $t' = t/T_{f0}$.

Последнее уравнение проще всего решить подбором: он приводит к $t' = 0,28$, т. е. если, например, $T_{f0} = 5$ сек, то искомое время будет $t = 0,28 \cdot 5 = 1,4$ сек

14-9. Векторные диаграммы токов и напряжений

При выводе основных соотношений и расчетных выражений, характеризующих каждый вид короткого замыкания (см. § 14-2—14-5), были приведены векторные диаграммы токов и напряжений в месте короткого замыкания и показаны их изменения в зависимости от сопротивления дуги.

Теперь проследим, как деформируются векторные диаграммы токов и напряжений при разных видах короткого замыкания по мере удаления от места короткого замыкания и при переходе через трансформатор.

Обратимся к схеме рис. 14-13, где в конце воздушной линии присоединены однополюсные выключатели, с помощью которых может быть осуществлен любой вид короткого замыкания. Для упрощения примем, что цепь короткого замыкания состоит из чисто индуктивных сопротивлений.

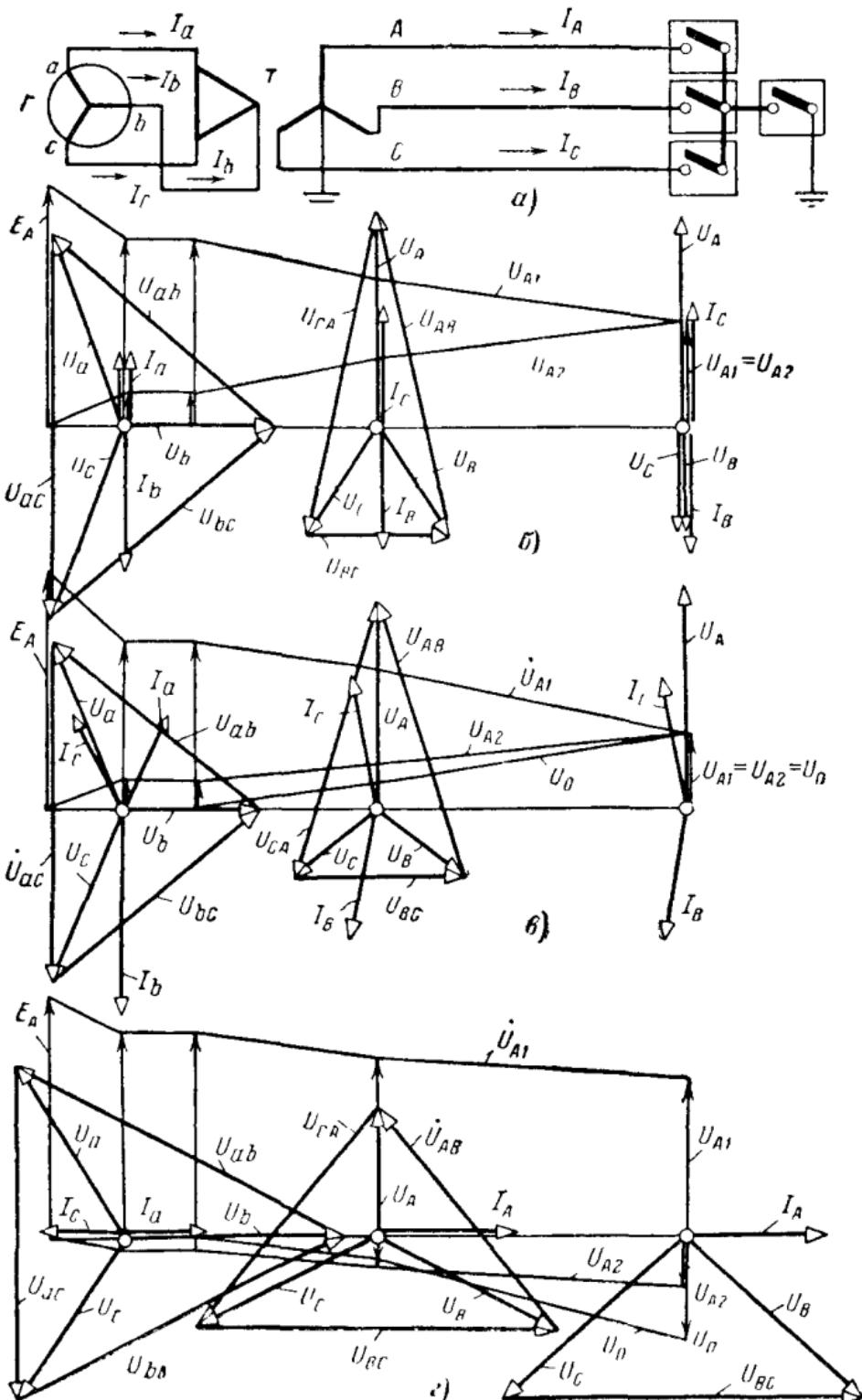


Рис. 14-13 Принципиальная схема (а), эпюры относительных напряжений отдельных последовательностей и векторные диаграммы токов и напряжений при двухфазном (б), двухфазном на землю (в) и однофазном (г) коротких замыканиях

Характер эпюор напряжений отдельных последовательностей вдоль элементов рассматриваемой схемы для каждого несимметричного короткого замыкания представлен на рис. 14-13. По мере приближения к генератору напряжение прямой последовательности возрастает, а напряжения обратной и нулевой последовательностей уменьшаются (по абсолютной величине). При указанном на рис. 14-13 соединении обмоток трансформатора напряжение нулевой последовательности за трансформатором отсутствует. Как видно из соотношения между U_{A2} и U_{A0} в месте однофазного короткого замыкания, в данном случае $x_{0\Sigma} > x_{2\Sigma}$.

Векторные диаграммы напряжений, построенные по соответствующим величинам симметричных составляющих, приведены для места короткого замыкания, в начале линий и на выводах генератора; при этом считалось, что обмотки трансформатора соединены по схеме группы Y_0/Δ -11. Чтобы можно было сравнивать диаграммы на обеих сторонах трансформатора, принято, что токи и напряжения выражены в относительных единицах или приведены к одной ступени напряжения.

Наибольшее искажение векторной диаграммы напряжений всегда получается в месте короткого замыкания. Для точек, расположенных ближе к генератору, это искажение становится все меньшим. Полностью симметричной сохраняется система векторов э. д. с.

Интересно отметить, что благодаря трансформатору с нечетной группой соединения обмоток однофазное короткое замыкание на стороне звезды генератор воспринимает как двухфазное короткое замыкание.

14-10. Взаимное электромагнитное влияние синхронных машин при переходном процессе несимметричного короткого замыкания

Соображения и выводы, изложенные в § 9-6, в равной мере относятся к оценке взаимного влияния синхронных машин на изменения токов и напряжений прямой последовательности при любом несимметричном коротком замыкании. Что касается составляющих обратной и нулевой последовательностей токов и напряжений в произвольной ветви или точке схемы, то, поскольку при принятых допущениях они пропорциональны току прямой последовательности в месте короткого замыкания,

ния, их изменение определяется закономерностью изменения только этого тока.

Таким образом, при несимметричном коротком замыкании свободная периодическая слагающая тока в произвольной ветви состоит из частных свободных токов в общем случае всех трех последовательностей, причем токи обратной и нулевой последовательностей для заданных конкретных условий представляют собой некоторые постоянные доли соответствующих частных свободных токов прямой последовательности в месте короткого замыкания. В зависимости от того, сколь велико участие составляющих обратной и нулевой последовательностей в фазном токе той или иной ветви схемы, его изменение во времени может быть достаточно близким к изменению тока в месте короткого замыкания или, напротив, определяется в основном лишь изменением тока прямой последовательности данной ветви, которое, как отмечалось в § 9-6, может существенно отличаться от изменения тока в месте короткого замыкания.

Допустим, что в схеме рис. 9-12,*a* произошло однофазное короткое замыкание, причем нейтрали обоих генераторов наглухо заземлены. Как и раньше (§ 9-6), условимся, что параметры генераторов этой схемы отличаются только значениями своих постоянных времени T_{f0} . Комплексная схема для рассматриваемого случая представлена

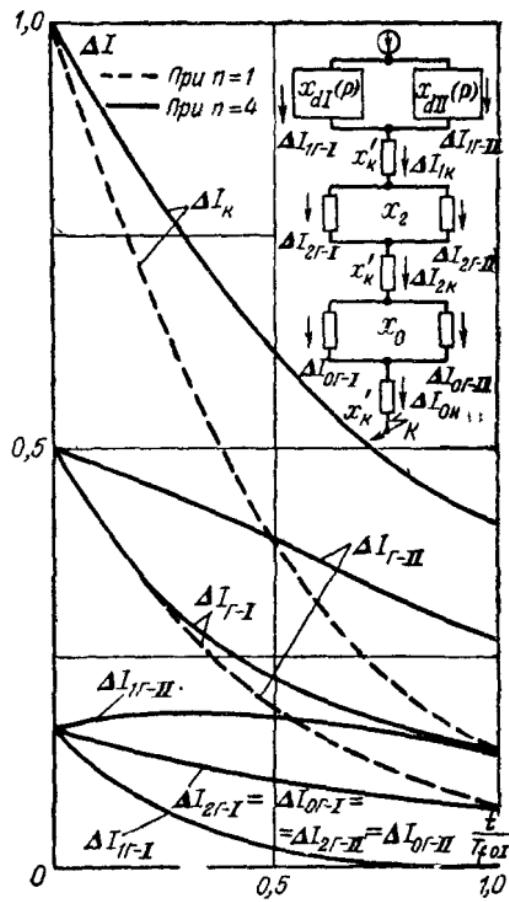


Рис 14-14 Изменение во времени свободных токов одноФазного короткого замыкания при разных значениях постоянных времени T_{f0} генераторов

в верхней части рис. 14-14, где в прямой последовательности генераторы введены своими операторными реактивностями.

Чтобы воспользоваться для характеристики изменения тока прямой последовательности кривыми рис. 9-14, полученными для условий трехфазного короткого замыкания, очевидно, нужно предположить, что однофазное короткое замыкание произошло за реактивностью x'_k , величина которой удовлетворяет равенству:

$$x_k = 0,5(x_2 + x_0) + 3x'_k,$$

где x_2 и x_0 — реактивности обратной и нулевой последовательностей одного генератора.

На рис. 14-14 приведены кривые изменения симметричных составляющих свободных токов обоих генераторов, а также свободных фазных токов генераторов и токов в месте короткого замыкания. Они даны для случая, когда постоянные времени T_{f0} генераторов отличаются существенно ($n=4$), и для сравнения при полной симметрии ($n=1$). Их построение выполнено на основе соответствующих кривых рис. 9-14.

При однофазном коротком замыкании в соответствии с принятыми условиями начальные значения свободных токов всех последовательностей обоих генераторов одинаковы и каждый из них составляет $\frac{1}{6} \Delta I_{k|01}$.

Как видно, различие между свободными токами генераторов в данном случае меньше, чем при трехфазном коротком замыкании (см. рис. 9-14,2), причем если при трехфазном коротком замыкании и $n>1$ ток $\Delta I_{\Gamma,1}$ всегда меньше, чем при $n=1$, то при однофазном коротком замыкании наблюдается обратная картина.

Из приведенного примера, разумеется, нельзя делать общих выводов, поскольку, как указывалось выше, характер изменения фазного тока в любой ветви схемы в значительной мере зависит от долевого участия в нем симметричных составляющих отдельных последовательностей. Сказанное относится также к оценке изменения напряжений при несимметричных коротких замыканиях.

14-11. Применение практических методов к расчету переходного процесса при однократной поперечной несимметрии

Все изложенные ранее практические методы и приемы расчета переходного процесса при трехфазном ко-

ротком замыкании согласно правилу эквивалентности прямой последовательности могут быть применены для расчета переходного процесса при любом несимметричном коротком замыкании. Хотя упомянутое правило и дает общий ответ на вопрос, как определить все интересующие величины токов и напряжений прямой последовательности при однократной несимметрии, тем не менее целесообразно дать некоторые дополнительные указания по использованию каждого из практических методов, иллюстрируя их числовыми примерами.

Предварительно сделаем лишь одно общее замечание. Неоднократно уже отмечалось, что практические методы расчета обычно позволяют с относительно большей точностью оценить величину тока в месте короткого замыкания. Поскольку токи обратной и нулевой последовательностей пропорциональны току прямой последовательности в месте несимметричного короткого замыкания, то, следовательно, распределение токов и напряжений обратной и нулевой последовательностей также получается с относительно большей точностью, чем распределение токов и напряжений прямой последовательности. Это обстоятельство важно для практики, так как позволяет в тех случаях, когда требуется знать токи (или напряжения) только обратной и нулевой последовательностей (например, при определении токов, влияющих на провода связи, токов, необходимых для расчета защитного заземления, при проектировании и настройке специальных устройств релейной защиты и системной автоматики и т. д.), применять более простые методы расчета.

а) Расчет начальных значений токов и напряжений

В большинстве практических расчетов начального момента несимметричного переходного процесса в качестве схемы обратной последовательности можно принимать схему прямой последовательности, исключив из нее все э. д. с.; при этом, очевидно, $x_{2\sigma} = x_{1\sigma}$.

Поскольку напряжение прямой последовательности в любой точке схемы при несимметричном коротком замыкании всегда выше, чем при трехфазном коротком замыкании в той же точке, то подпитывающий эффект отдельных двигателей или нагрузки в целом при несимметричных коротких замыканиях проявляется слабее, чем при трехфазном коротком замыкании. В силу этого при расчете ударного тока несимметричного короткого

замыкания часто можно пренебречь нагрузками и отдельными двигателями, за исключением лишь достаточно мощных двигателей, непосредственно связанных с точкой короткого замыкания.

При необходимости более точного учета нагрузки, что встречается при определении токораспределения (главным образом для целей релейной защиты), удобно использовать принцип наложения (см. § 2-6) предшествующего нормального режима на собственно аварийный режим. Расчет последнего при несимметричном коротком замыкании сводится к нахождению токов и напряжений в соответствующей данной несимметрии комплексной схеме при включении ее на напряжение, равное по величине и противоположное по направлению тому напряжению, которое было в точке короткого замыкания до его возникновения. Дополнительное упрощение в расчете такого режима, как известно, состоит в пренебрежении активными сопротивлениями элементов схемы. Однако в протяженной воздушной и особенно кабельной сети часто приходится учитывать активное сопротивление линий, влияние которого особенно заметно при однофазном коротком замыкании. Равным образом при учете токоограничивающего эффекта дуги, возникающей в месте короткого замыкания, также приходится вводить в схемы соответствующих последовательностей ее активное сопротивление.

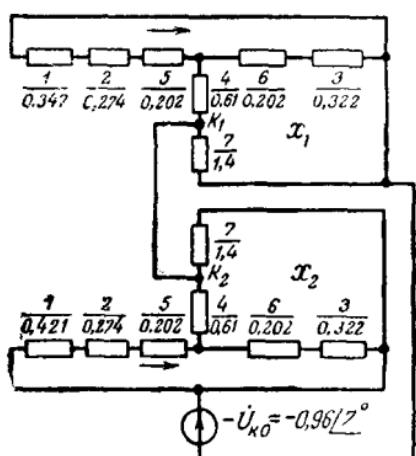


Рис. 14-15. Комплексная схема замещения к примеру 14-7.

$x_2=0,213$ и обмотки трансформатора Т-3 соединены по схеме $\Sigma_0/\Delta-11$; нагрузка $H 120 \text{ Mva}, 10,5 \text{ кв}$.

Проведем решение, как и в примере 6-5, путем наложения собственно аварийного режима на предшествующий нормальный режим, который задан в условии упомянутого примера (см. рис. 6-16).

При ранее выбранных базисных условиях реактивность обратной последовательности генератора будет:

$$x_2 = 0,213 \frac{500}{353} \left(\frac{20,0}{16,9} \right)^2 = 0,421.$$

Для нагрузки принимаем $x''=x_2=0,35$, что при базисных условиях составит:

$$x'' = x_2 = 0,35 \frac{500}{120} \left(\frac{10,5}{10,75} \right)^2 = 1,4.$$

Остальные элементы в схему обратной последовательности войдут теми же реактивностями, что и в схему прямой последовательности.

Для большей точности расчета нагрузку введем как в схему прямой, так и в схему обратной последовательности. Комплексная схема для собственно аварийного режима в данном случае имеет вид, представленный на рис. 14-15, где указаны относительные базисные реактивности всех элементов¹.

Найдем результирующие реактивности:
схемы прямой последовательности

$$x_8 = 0,347 + 0,274 + 0,202 = 0,823; \quad x_9 = 0,202 + 0,322 = 0,524;$$

$$x_{10} = 0,823 // 0,524 = 0,32; \quad x_{11} = 0,32 + 0,61 = 0,93;$$

$$x_{1\Sigma} = 0,93 // 1,4 = 0,559;$$

схемы обратной последовательности

$$x_8 = 0,421 + 0,274 + 0,202 = 0,897; \quad x_9 = 0,524; \quad x_{10} = 0,897 // 0,524 = 0,33;$$

$$x_{11} = 0,33 + 0,61 = 0,94; \quad x_{2\Sigma} = 0,94 // 1,4 = 0,563.$$

Считая неповрежденной фазу A , находим ток прямой последовательности в месте короткого замыкания:

$$I_{\text{кA1}} = \frac{0 - (-0,96 \angle 7^\circ)}{(0,559 + 0,563) \angle 90^\circ} = 0,855 \angle -83^\circ.$$

Аварийная составляющая тока прямой последовательности фазы A линии $L-1$ будет:

$$I_{\text{авA1}} = 0,855 \angle -83^\circ \frac{0,559}{0,93} \frac{0,32}{0,823} = 0,2 \angle -83^\circ;$$

то же обратной последовательности

$$I_{\text{авA2}} = -0,855 \angle -83^\circ \frac{0,563}{0,94} \frac{0,33}{0,897} = -0,188 \angle -83^\circ.$$

Умножив эти токи на базисный ток $I_b = 1,41 \text{ ka}$ (на стороне линии $L-1$) и перейдя к записи в комплексах, получим:

$$I_{\text{авA1}} = 1,41 \cdot 0,2 \angle -83^\circ = 0,034 - j 0,282 \text{ ka};$$

$$I_{\text{авA2}} = -1,41 \cdot 0,188 \angle -83^\circ = -0,032 + j 0,263 \text{ ka}.$$

¹ Один и тот же элемент в схемах разных последовательностей обозначен одинаковым порядковым номером.

Полный ток прямой последовательности фазы *A* линии *L-1* определяем как сумму аварийной составляющей I_{avA1} и предшествующего тока I_{A0} , т. е.

$$I_{A1} = 0,034 - j 0,282 + 0,86 - j 0,19 = 0,894 - j 0,472 \text{ к.а.}$$

При суммировании токов прямой и обратной последовательностей одноименных фаз необходимо учесть, что короткое замыкание отделено от рассматриваемой линии трансформатором, при переходе через который происходит сдвиг симметричных составляющих

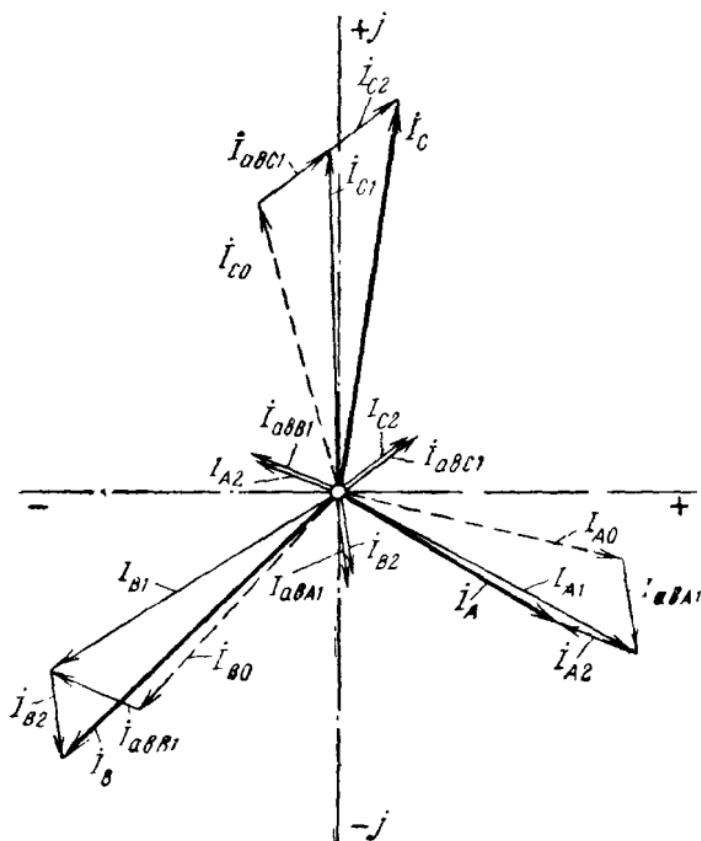


Рис. 14-16. Векторная диаграмма токов к примеру 14-7.

относительно друг друга. В данном случае обмотки трансформатора имеют соединение $Y_0/\Delta-11$, поэтому при переходе со стороны треугольника на сторону звезды ток прямой последовательности повернется на -30° , а обратной на $+30^\circ$. Как указывалось в § 13-5, можно поступить проще: сохранить векторы тока прямой последовательности и повернуть на удвоенный угол векторы тока обратной последовательности. Так, для фазы *A* линии *L-1* получим:

$$I_A = 0,894 - j 0,472 + (-0,032 + j 0,263) e^{j60^\circ} = 0,65 - j 0,368 \text{ к.а.}$$

Полная векторная диаграмма токов в линии $L-1$ представлена на рис. 14-16. Из нее видно, что в данном случае аварийная составляющая тока значительно меньше тока предшествующего режима.

Пример 14-8. При включении асинхронного двигателя AD , питающегося от шин 6 кв понижающей подстанции (рис. 14-17, а), одна фаза из-за неисправности выключателя B осталась разомкнутой. Для этих условий определить величину начального пускового тока и оценить, в какой мере это отразится на врачающем моменте других асинхронных двигателей, которые питаются от тех же шин (считая их номинальное напряжение 6 кв).

Система характеризуется неизменным напряжением 115 кв, приложенным за реактивностью $x_1 = x_2 = 26,4 \text{ ом}$.

Трансформатор T 10 Мва; 115/6,3 кв; $u_k = 10\%$.

Асинхронный двигатель AD 4 000 квт; 6 кв; $\cos \phi = 0,87$; $\eta = 0,92$; $I_{\text{пуск}} = 4,5$.

Нагрузка H 2,5 Мва характеризуется средними параметрами.

Пуск двигателя на двух фазах можно рассматривать как двухфазное короткое замыкание за реактивностью, которая в прямой и обратной последовательности одинакова. Таким образом, для заданных условий комплексная схема имеет вид, представленный на рис. 14-17, б, где N_1 и N_2 — нейтральные точки обмотки статора двигателя соответственно в схемах прямой и обратной последовательностей. Указанные на схеме величины реактивностей и э. д. с. выражены в относительных единицах¹ при $S_b = 10 \text{ Мва}$ и $U_{b1} = 6,3 \text{ кв}$; соответственно $I_{b1} = 0,92 \text{ ка}$ и $U_{b11} = 115 \text{ кв}$.

Остановимся на определении реактивности двигателя при базовых условиях.

Номинальная полная мощность двигателя $S_n = \frac{4}{0,87 \cdot 0,92} = 5 \text{ Мва}$

и искомая реактивность

$$x = \frac{1}{4,5} \cdot \frac{10}{5} \left(\frac{6,3}{6} \right)^2 = 0,4.$$

Результирующие реактивности относительно точек N_1 и N_2

$$x_{1\Sigma} = x_{2\Sigma} = (0,02 + 0,1) / 1,4 + 0,4 = 0,51$$

¹ Для нагрузки приняты $x'' = x_2$ и $E'' = 0,85$.

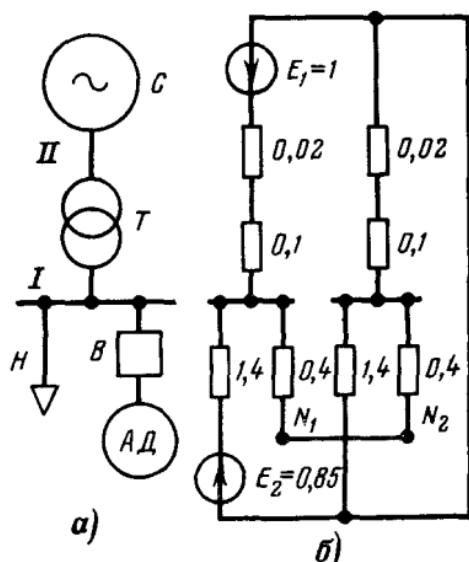


Рис. 14-17. К примеру 14-8.
а — исходная схема; б — комплексная схема замещения.

заторможенного двигателя, которая в прямой и обратной последовательности одинакова. Таким образом, для заданных условий комплексная схема имеет вид, представленный на рис. 14-17, б, где N_1 и N_2 — нейтральные точки обмотки статора двигателя соответственно в схемах прямой и обратной последовательностей. Указанные на схеме величины реактивностей и э. д. с. выражены в относительных единицах¹ при $S_b = 10 \text{ Мва}$ и $U_{b1} = 6,3 \text{ кв}$; соответственно $I_{b1} = 0,92 \text{ ка}$ и $U_{b11} = 115 \text{ кв}$.

Остановимся на определении реактивности двигателя при базовых условиях.

Номинальная полная мощность двигателя $S_n = \frac{4}{0,87 \cdot 0,92} = 5 \text{ Мва}$

и искомая реактивность

$$x = \frac{1}{4,5} \cdot \frac{10}{5} \left(\frac{6,3}{6} \right)^2 = 0,4.$$

Результирующие реактивности относительно точек N_1 и N_2

$$x_{1\Sigma} = x_{2\Sigma} = (0,02 + 0,1) / 1,4 + 0,4 = 0,51$$

и результирующая э. д. с.

$$E_{\Sigma} = \frac{1 \cdot 1,4 + 0,85 \cdot 0,12}{1,4 + 0,12} = 0,987.$$

Составляющая прямой последовательности пускового тока

$$I_{1\text{пуск}} = \frac{0,987}{2 \cdot 0,51} = 0,97,$$

а величина пускового тока при базисных условиях

$$I_{\text{пуск}} = \sqrt{3} \cdot 0,97 = 1,68$$

и при номинальных условиях двигателя

$$I_{\text{пуск}} = 1,68 \frac{0,92}{0,48} = 3,2 \text{ (здесь } I_{\text{в}} = 0,48 \text{ кA}),$$

т. е. он меньше номинального пускового тока на 29%.

Симметричные составляющие напряжения на шинах равны:

$$\begin{aligned} U_1 &= 0,97(0,51 + 0,4) = 0,88; \\ U_2 &= 0,97(0,51 - 0,4) = 0,107. \end{aligned}$$

Имея в виду, что момент от напряжения обратной последовательности при рабочем скольжении значительно мал, вращающий момент двигателей, пытающихся от шин по трем фазам, практически будет:

$$\begin{aligned} M &\approx U_{1(n)}^2 M_{\text{в}} = \\ &= \left(0,88 \cdot \frac{6,3}{6} \right)^2 M_{\text{в}} = 0,86 M_{\text{в}}, \end{aligned}$$

т. е. снизится на 14%.

Что касается двигателя, включенного двумя фазами, то на его выводах составляющие напряжения будут:

$$U_1 = 0,97 \cdot 0,4 = 0,39$$

и

$$U_2 = -0,97 \cdot 0,4 = -0,39$$

и пусковой момент двигателя, как и следовало ожидать, $M_{\text{пуск}} = 0$.

Пример 14-9. Для схемы рис. 14-18, а требуется выявить участие нагрузок в начальном сверхпереходном токе при двухфазном коротком замыкании в точке К и

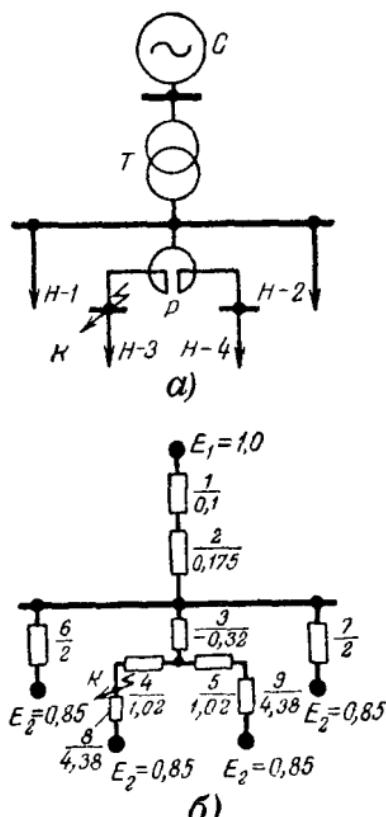


Рис. 14-18. К примеру 14-9.
а — исходная схема; б — схема замещения прямой последовательности.

сравнить его с участием при трехфазном коротком замыкании в той же точке.

Относительные реактивности системы при $S_6=100 \text{ Mva}$ и $U_6=115 \text{ кв}$ составляют: $x_1=x_2=0,1$; за этой реактивностью в схеме прямой последовательности приложено неизменное напряжение, относительная величина которого $U=1$.

Трансформатор $T 60 \text{ Mva}$; $115/6,3 \text{ кв}$; $u_k=10,5\%$.

Реактор сдвоенный $P 2 \cdot 1000 \text{ а}$; 6 кв ; $x=8\%$; коэффициент связи $k=0,46$.

Нагрузки $H-1$ и $H-2$ по $17,5 \text{ Mva}$; $H-3$ и $H-4$ по 8 Mva .

На рис. 14-18,б приведена схема замещения прямой последовательности, где все элементы и э. д. с. выражены в относительных единицах при $S_6=100 \text{ Mva}$ и $U_6=U_{ср}$. Реактивности ветвей схемы замещения сдвоенного реактора определены по выражениям, помещенным в приложении П-5.

Схема обратной последовательности в данном случае будет такой же, за исключением того, что в ней все э. д. с. равны нулю.

Произведем преобразование схемы к элементарному виду:

$$x_{10} = (0,1 + 0,175) // 2 // 2 - 0,32 = -0,1; E_3 = 1 // 0,85 = 0,97;$$

$$x_{11} = (-0,1) // (4,38 + 1,02) = -0,102; E_4 = 0,97 // 0,85 \approx 0,97;$$

$$x_{1\Sigma} = (1,02 - 0,102) // 4,38 = 0,76 = x_{2\Sigma} \text{ и } E_{\Sigma} = 0,97 // 0,85 = 0,955.$$

При двухфазном коротком замыкании ток прямой последовательности в месте короткого замыкания составляет:

$$I_{k1} = \frac{0,955}{2 \cdot 0,76} = 0,63$$

и напряжение прямой последовательности в месте короткого замыкания

$$U_{k1} = 0,63 \cdot 0,76 = 0,48.$$

Ток прямой последовательности в элементе 4

$$I_4 = \frac{0,97 - 0,48}{1,02 - 0,102} = 0,535$$

и напряжение прямой последовательности за этим элементом
 $U_4 = 0,48 + 0,535 \cdot 1,02 = 1,03$.

Ток прямой последовательности, поступающий в нагрузку $H-4$ (элемент 9),

$$I_9 = \frac{1,03 - 0,85}{1,02 + 4,38} = 0,033.$$

Напряжение прямой последовательности на шинах подстанции

$$U = 1,03 + (0,535 + 0,033) (-0,32) = 0,85.$$

Следовательно, нагрузки $H-1$ и $H-2$ в схеме прямой последовательности никакого участия не принимают, так как ток этой последовательности в них отсутствует. Наличие нагрузок сказы-

вается лишь в очень незначительном снижении результирующей реактивности $x_{2\Sigma}$.

Начальный сверхпереходный ток в месте двухфазного короткого замыкания будет:

$$I_k''(2) = \sqrt{3} \cdot 0,63 = 1,09$$

или

$$I_k''(2) = 1,09 \cdot \frac{100}{\sqrt{3} \cdot 6,3} = 10 \text{ кА};$$

при этом, если исключить нагрузку $H-3$, этот ток был бы

$$I_k''(2) = \sqrt{3} \cdot \frac{0,97}{2(1,02 - 0,102)} = 0,92,$$

т. е. подпитка от нагрузки $H-3$ составляет $\frac{1,09 - 0,92}{1,09} \cdot 100 = 15,6\%$.

Аналогичный подсчет для трехфазного короткого замыкания в той же точке показывает, что остаточное напряжение на шинах подстанции снижается до $U=0,73$ и участие нагрузок в образовании сверхпереходного начального тока в месте короткого замыкания составляет приблизительно 25%.

Пример 14-10. На линии схемы рис. 14-19, а в 100 км от станции произошло металлическое замыкание между фазами B и C с одновременным замыканием образовавшейся общей точки через дугу на землю. Для начального момента нарушения режима построить векторные диаграммы токов в линии и напряжений в ее начале.

Генератор Γ 60 МВА; 10,5 кВ; $x''_d=0,15$; $x_2=0,185$; предварительно работал на холостом ходу с nominalным напряжением.

Трансформатор T 60 МВА; 154/10,5 кВ; $u_k=10\%$; $Y_0/\Delta-11$.

Линия L $Z_1=Z_2=0,28+j0,4$ ом/км; $Z_0=0,43+j1,2$ ом/км.

Сопротивление дуги $r_d=9,5$ ом. Примем за базисные условия $S_b=60$ МВА и $U_b=U_{cp}$. Тогда сопротивления линии в относительных базисных единицах будут:

$$Z_1 = Z_2 = (0,28 + j0,4) 100 \cdot \frac{60}{115^2} = 0,07 + j0,1;$$

аналогично

$$Z_0 = 0,11 + j0,3$$

и сопротивление дуги

$$r_d = 0,04.$$

На рис. 14-19,б приведена комплексная схема замещения для рассматриваемого случая. Результатирующие сопротивления схем отдельных последовательностей составляют.

$$Z_{1\Sigma} = 0,07 + j 0,35 = 0,36 \angle 78,5^\circ;$$

$$Z_{2\Sigma} = 0,07 + j 0,385 = 0,39 \angle 79,5^\circ;$$

$$Z_{0\Sigma} = 0,23 + j 0,40 = 0,46 \angle 60^\circ.$$

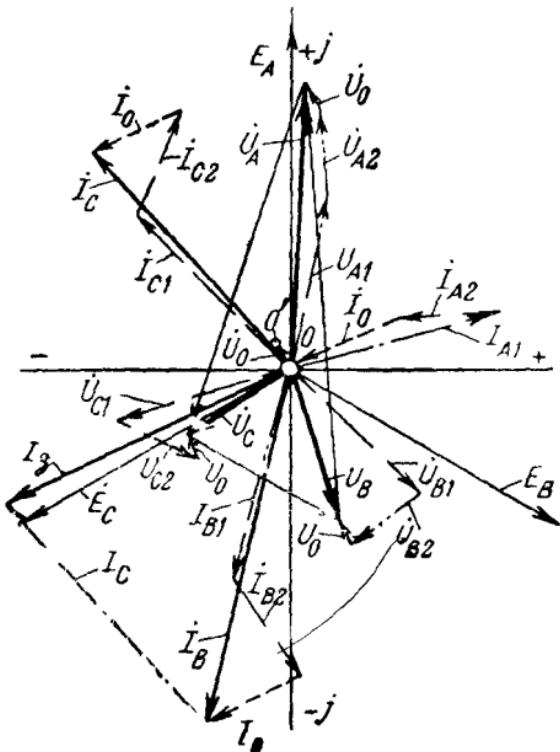


Рис. 14-20. К примеру 14-10.
Векторные диаграммы токов и напряжений в начале линии.

Дополнительное сопротивление

$$Z_{\Delta}^{(1,1)} = (0,07 + j 0,385) / (0,23 + j 0,4) = 0,07 + j 0,2 = 0,214 \angle 70,5^\circ.$$

Суммарное сопротивление для данного вида замыкания

$$Z^{(1,1)} = (0,07 + j 0,35) + (0,07 + j 0,20) = 0,14 + j 0,55 = 0,57 \angle 75,5^\circ.$$

Симметричные составляющие токов в месте замыкания (они же в данном случае являются симметричными составляющими фаз-

ных токов линии)

$$I_{KA1} = \frac{1 \angle 90^\circ}{0,57 \angle 75,5^\circ} = 1,75 \angle 14,5^\circ,$$

$$I_{KA2} = (-1,75 \angle 14,5^\circ) \frac{0,214 \angle 70,5^\circ}{0,39 \angle 79,5^\circ} = -0,96 \angle 5,5^\circ;$$

$$I_K = (-1,75 \angle 14,5^\circ) \frac{0,214 \angle 70,5^\circ}{0,46 \angle 60^\circ} = -0,82 \angle 24,5^\circ.$$

Симметричные составляющие напряжений в начале линии здесь легче определить, идя в схеме каждой последовательности от точки нулевого потенциала, т. е.

$$\dot{U}_{A1} = 1 \angle 90^\circ - (1,75 \angle 14,5^\circ) 0,25 \angle 90^\circ = 0,6 \angle 78^\circ;$$

$$\dot{U}_{KA2} = 0 - (-0,96 \angle 5,5^\circ) 0,285 \angle 90^\circ = 0,274 \angle 95,5^\circ,$$

$$U_0 = 0 - (-0,82 \angle 24,5^\circ) 0,10 \angle 90^\circ = 0,082 \angle 114,5^\circ.$$

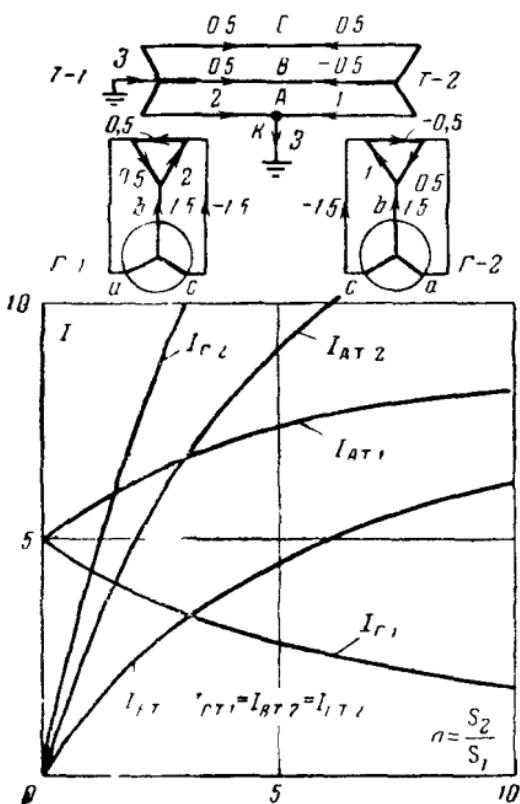


Рис 14.21 К примеру 14-11.

■ — исходная схема и распределение фазных токов б — кривые изменения токов в функции $n = S_2/S_1$

По найденным симметричным составляющим токов и напряжений построены требуемые векторные диаграммы (рис. 14-20).

Пример 14-11 При однофазном коротком замыкании в точке К схемы рис. 14-21 найти закономерности изменения начальных сверхпереходных токов в фазах обоих трансформаторов и генераторов в зависимости от соотношения номинальных мощностей последних, считая, что номинальные мощности генератора и трансформатора, образующих один блок, одинаковы. Эти закономерности представить соответствующими кривыми

Реактивности генераторов, отнесенные к своим номинальным мощностям, составляют $x''_d = 0,15 = x_2$, относительные эдс $E''_{q0} = 1$. Относительные реактивности трансформаторов $x = 0,1$.

Пусть номинальная мощность генератора Г-2 $S_2 = nS_1$. Тогда реактивность

блока «Г-2 и Т-2», отнесенная к мощности S_1 , будет:

$$x_1 = x_2 = \frac{(0,15 + 0,1)}{n} = \frac{0,25}{n}$$

Для результирующих реактивностей отдельных последователей имеем:

$$x_{1\Sigma} = x_{2\Sigma} = 0,25 \frac{1/n}{1 + (1/n)} = \frac{0,25}{1 + n}$$

и

$$x_{0\Sigma} = 0,1.$$

Суммарная реактивность для однофазного короткого замыкания

$$x^{(1)} = 2 \frac{0,25}{1+n} + 0,1 = \frac{0,6 + 0,1n}{1+n}.$$

Симметричные составляющие тока в месте короткого замыкания

$$I_{kA1} = I_{kA2} = I_{k\bullet} = \frac{1+n}{0,6+0,1n}$$

Произведя их распределение, найдем:
в трансформаторе T -1

$$I_{A1} = I_{A2} = \frac{1}{0,6+0,1n} \quad \text{и} \quad I_{\bullet} = \frac{1+n}{0,6+0,1n};$$

в трансформаторе T 2

$$I_{A1} = I_{A2} = \frac{n}{0,6+0,1n} \quad \text{и} \quad I_{\bullet} = 0.$$

Соответственно фазные токи будут:
в трансформаторе T -1

$$I_A = \frac{3+n}{0,6+0,1n} \quad \text{и} \quad I_B = I_C = \frac{n}{0,6+0,1n};$$

в трансформаторе T -2

$$I_A = \frac{2n}{0,6+0,1n} \quad \text{и} \quad I_B = I_C = -\frac{n}{0,6+0,1n}.$$

При указанных на рис 14.21 соединениях обмоток трансформаторов относительные величины фазных токов генераторов будут

$$\text{у } \Gamma\text{-1} \quad I_a = 0 \quad \text{и} \quad I_b = -I_c = \frac{3}{0,6+0,1n};$$

$$\text{у } \Gamma\text{-2} \quad I_a = 0 \quad \text{и} \quad I_b = -I_c = \frac{3n}{0,6+0,1n}$$

По полученным закономерностям построены кривые, которые приведены на графике рис. 14-21. В пределе, когда $n=\infty$, т. е. $S_2=\infty$, ток в месте короткого замыкания достигает наибольшей величины ($I_{KA}=30$), при этом тока от генератора Г-1 совсем не будет.

Нанесенное на схеме рис. 14-21 токораспределение соответствует условию, что номинальные мощности обоих генераторов одинаковы; при этом за единицу условно принят ток прямой последовательности в месте короткого замыкания. Оно наглядно показывает, что, хотя нейтраль трансформатора Т-2 не заземлена, генератор Г-2 все же участвует в питании однофазного короткого замыкания, используя замкнутый контур через заземленную нейтраль трансформатора Т-1 и неповрежденные фазы своей цепи. Более того, в данном случае (при $n=1$) токи обоих генераторов одинаковы, причем каждый из них воспринимает это короткое замыкание как некоторое эквивалентное двухфазное короткое замыкание между фазами b и c .

Пример 14-12. От шин 110 кв узловой подстанции отходит однолинейная воздушная линия протяженностью 50 км. На конце этой линии присоединен трансформатор 60 МвА, 110/6,6 кв, $x_k=10,5\%$, соединение обмоток Y_0/Δ .

Известно, что на указанной линии произошло короткое замыкание; при этом произведенные записи автоматических осциллографов, установленных на узловой подстанции, позволили определить действующие значения фазных токов линии $I_A=I_C=2560$ а, $I_B=-535$ а, тока и напряжения нулевой последовательности соответственно $I_0=355$ а и $U_0=5300$ в.

Используя приведенные данные, а также имея в виду, что упомянутый трансформатор предварительно работал на холостом ходу и реактивности линии $x_1=0,4$ ом/км и $x_0=1,4$ ом/км, требуется определить вид и место короткого замыкания, а также построить векторные диаграммы токов в линии со стороны питания и напряжений на шинах узловой подстанции. Систему можно рассматривать как источник неизменного напряжения 115 кв. Для упрощения активными сопротивлениями можно пренебречь.

По известным величинам токов можно заключить, что на линии произошло одновременное короткое замыкание фаз A и C на землю. Поскольку трансформатор не был загружен (его намагничивающим током пренебрегаем), то, очевидно, ток неповрежденной фазы B является током нулевой последовательности на участке линии от места короткого замыкания до трансформатора.

Следовательно, ток нулевой последовательности в месте короткого замыкания составляет:

$$I_{K0}=355+535=890 \text{ а.}$$

Реактивность нулевой последовательности системы

$$x_{C0}=5300/355=15 \text{ ом}$$

и реактивность трансформатора

$$x_T=\frac{10,5}{100} \frac{110^2}{60}=21,2 \text{ ом.}$$

Пусть l_k — расстояние от узловой подстанции до места короткого замыкания; тогда для определения этого расстояния исходим

из очевидного равенства:

$$(15 + 1,4l_s)355 = 21,2 + 1,4(50 - l_n) \cdot 535,$$

откуда $l_n = 35 \text{ км}$.

Симметричные составляющие напряжения неповрежденной фазы B в месте короткого замыкания

$$\dot{U}_{k1} = \dot{U}_{k2} = \dot{U}_{k0} = j(15 + 1,4 \cdot 35)0,355 = j22,7 \text{ кв.}$$

При заданном условии можно принять $x_{1\Sigma} = x_{2\Sigma}$ и определить эту реактивность из уравнения

$$\frac{(115/\sqrt{3}) - 22,7}{x_{1\Sigma}} - \frac{22,7}{x_{1\Sigma}} - 0,89 = 0,$$

откуда $x_{1\Sigma} = 23,7 \text{ ом}$.

Следовательно, реактивности системы

$$x_{1C} = x_{2C} = 23,7 - 0,4 \cdot 35 \approx 10 \text{ ом.}$$

Симметричные составляющие тока неповрежденной фазы B линии со стороны узловой подстанции будут:

$$I_1 = \frac{(115/\sqrt{3}) - 22,7}{23,7} = 1,85 \text{ ка;}$$

$$I_2 = -(1,85 - 0,89) = -0,96 \text{ ка и } I_0 = -0,355 \text{ ка.}$$

Симметричные составляющие напряжения фазы B на шинах узловой подстанции будут: $U_1 = j(115/\sqrt{3} - 10 \cdot 1,85) = j48 \text{ кв}$; $\dot{U}_2 = 0 - j(-0,96)10 = 9,6 \text{ кв}$; $\dot{U}_0 = j5,3 \text{ кв}$.

Требуемые векторные диаграммы приведены на рис. 14-22.

Пример 14-13. Для начального момента однофазного короткого замыкания в точке M схемы рис. 14-23,а определить фазные токи всех элементов и токи в заземленных нейтралях.

Схема, представленная на рис. 14-23,а, аналогична схеме рис. 2-5,а, которая использована в примере 2-3. Все данные для прямой последовательности сохраняются теми же, что и в упомянутом примере. Для упрощения (это касается генератора и нагрузки) примем, что реактивности обратной последовательности всех элементов равны реактивностям прямой последовательности.

Дополнительные данные для нулевой последовательности следующие: соединения обмоток трансформатора и автотрансформатора выполнены по группе $Y_0/\Delta-11$; их нейтрали, а также нейтраль системы заземлены наглухо; для системы $x_0 = 12 \text{ ом}$ и для линии $x_0 = 3,3x_1 = 3,3 \cdot 0,4 = 1,32 \text{ ом/км}$.

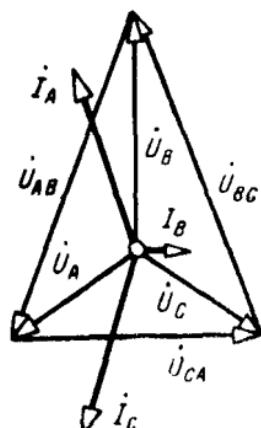


Рис. 14-22. К примеру 14-12.

Векторные диаграммы токов и напряжений.

Всеми активными сопротивлениями пренебрегаем, считая также предшествующие токи чисто индуктивными

Решение проведем, как и примера 2-3, в именованных единицах, считая в качестве основной ступень напряжения, где находится точка короткого замыкания.

Схема замещения прямой последовательности показана на рис. 14-23,б. Реактивности ее элементов: $x_1=71 \text{ ом}$; $x_2=35,2 \text{ ом}$; $x_3=54 \text{ ом}$; $x_4=46 \text{ ом}$; $x_5=-5,4 \text{ ом}$; $x_6=94,5 \text{ ом}$; $x_7=33,2 \text{ ом}$; $x_8=-2940 \text{ ом}$; $x_{\Delta}^{(1)}$ — дополнительная реактивность, которая подлежит еще определению.

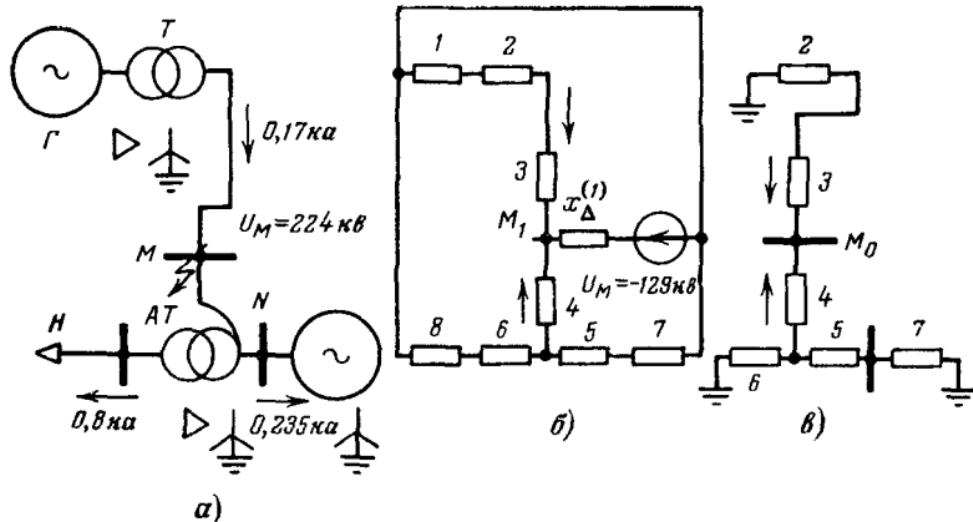


Рис. 14-23. К примеру 14-13 Однофазное короткое замыкание в точке M .

а — исходная схема, б — схема замещения прямой последовательности; в — то же нулевой последовательности.

Преобразованием этой схемы находим: $x_9=71+35,2+54=160,2 \text{ ом}$; $x_{10}=33,2-5,4=27,8 \text{ ом}$; $x_{11}=2940+94,5=3034,5 \text{ ом}$; $x_{13}=27,8/3034=27,6 \text{ ом}$; $x_{14}=27,6+46=73,6 \text{ ом}$ и

$$x_{1\Sigma}=73,6//160,2=50,5 \text{ ом.}$$

По условию $x_{2\Sigma}=x_{1\Sigma}=50,5 \text{ ом}$.

Схема нулевой последовательности представлена на рис. 14-23,в. Реактивности ее элементов: $x_3=178 \text{ ом}$; $x_7=40 \text{ ом}$; для остальных элементов реактивности те же, что и в схеме рис 14-23,б. Преобразованием находим: $x_9=35,2+178=213,2 \text{ ом}$; $x_{10}=40-5,4=34,6 \text{ ом}$; $x_{11}=34,6//94,5=25,4 \text{ ом}$; $x_{12}=25,4+46=71,4 \text{ ом}$ и $x_{0\Sigma}=71,4//213,2=53,3 \text{ ом}$.

Дополнительная реактивность в схеме прямой последовательности при однофазном коротком замыкании

$$x_{\Delta}^{(1)}=x_2+x_6=50,5+53,3=103,8 \text{ ом.}$$

Предшествующее фазное напряжение в точке M

$$U = \frac{224}{\sqrt{3}} = 129 \text{ кв.}$$

Симметричные составляющие токов в месте короткого замыкания:

$$I_{kA1} = I_{kA2} = I_{k0} = \frac{0 - (-129)}{50,5 + 103,8} = 0,84 \text{ ка.}$$

Ток в месте короткого замыкания

$$I_{kA} = 3,0 \cdot 0,84 = 2,52 \text{ ка.}$$

Найдем распределение собственно аварийных составляющих токов прямой последовательности:

$$\text{в линии } I_{ab} = 0,84 \frac{50,5}{160,2} = 0,27 \text{ ка;}$$

$$\text{на стороне высшего напряжения } AT \quad I_{ab} = 0,84 - 0,27 = 0,57 \text{ ка;}$$

$$\text{на стороне среднего напряжения } AT \quad I_{ab} = 0,57 \frac{27,6 \cdot 220}{27,8 \cdot 121} = 1,03 \text{ ка;}$$

$$\text{в обмотке низшего напряжения } AT \quad I_{ab} = 0,57 \frac{27,6 \cdot 220}{3034 \cdot 11} = 0,1 \text{ ка;}$$

$$\text{в общей обмотке } AT \quad I_{ab} = 1,03 - 0,57 = 0,46 \text{ ка.}$$

В соответствии с условием эти токи одновременно являются токами обратной последовательности.

Распределение токов нулевой последовательности в схеме рис. 14-23,*a* будет:

$$\text{в линии } I_0 = 0,84 \frac{53,3}{213,2} = 0,21 \text{ ка; на стороне высшего напряжения } AT \quad I_0 = 0,84 - 0,21 = 0,63 \text{ ка; аналогично на стороне среднего напряжения } I_0 = 0,83 \text{ ка; то же низшего напряжения } I_0 = 3,4 \text{ ка; в общей обмотке } AT \quad I_0 = 0,2 \text{ ка.}$$

Учитывая токи предшествующего режима (см. рис. 14-23,*a*), определяем фазные токи линий:

$$I_A = (0,27 + 0,17) + 0,27 + 0,21 = 0,92 \text{ ка;}$$

$$I_B = a^2 \cdot 0,44 + a \cdot 0,27 + 0,21 = -0,145 - j0,147 \text{ ка} = I_C.$$

Токи на стороне высшего напряжения AT :

$$I_A = (0,57 - 0,17) + 0,57 + 0,63 = 1,6 \text{ ка;}$$

легко убедиться, что $I_B = \hat{I}_C = 0,145 + j0,147 \text{ ка.}$

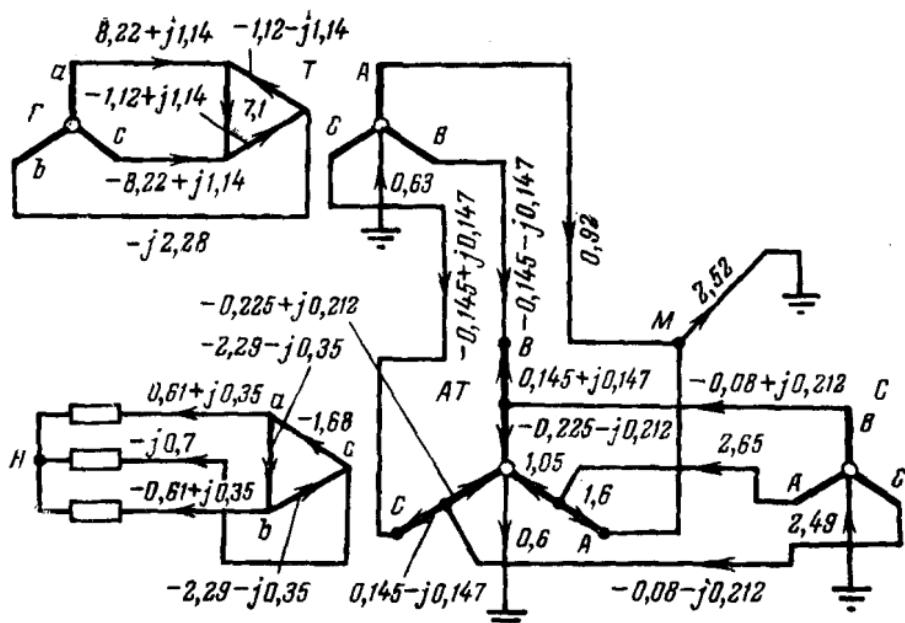


Рис. 14-24. К примеру 14-13. Распределение фазных токов в схеме при однофазном коротком замыкании в точке M .

Фазные токи генератора согласно (13-1) будут:

$$I_a = (0,92 + 0,145 + j0,147) \frac{242}{\sqrt{3} \cdot 18} = 8,22 + j1,14 \text{ кA};$$

аналогично $I_b = -j2,28 \text{ кA}$ и $I_c = -8,22 + j1,14 \text{ кA}$.

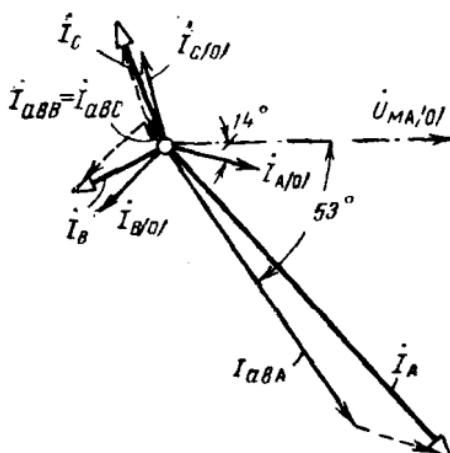


Рис. 14-25. К примеру 14-13. Векторная диаграмма токов линий.

Искомое распределение фазных токов представлено на схеме рис. 14-24.

Дополнительно определим, какой величины должно быть активное сопротивление в месте повреждения, чтобы ток нейтрали трансформатора T не превышал 500 а.

Поскольку ток в нейтрали трансформатора T пропорционален току в месте повреждения, то искомое сопротивление можно найти из равенства:

$$\frac{129}{V(3r)^2 + (50,5 + 103,8)^2} = 0,84 \frac{0,50}{0,63},$$

откуда $r = 39$ ом.

Для иллюстрации на рис. 14-25 приведена для этого случая векторная диаграмма токов линии; при ее построении считалось, что в предшествующем режиме в конце линии $\cos \varphi_0 = 0,97$ (т. е. $\varphi_0 = 14^\circ$). Как видно, в неповрежденных фазах собственно аварийные составляющие токов значительно меньше предшествующих токов.

б) Расчет для выбора или проверки выключателей по отключающей способности

В соответствии с правилом эквивалентности прямой последовательности при любом несимметричном коротком замыкании могут быть найдены величины периодической слагающей тока и относительного содержания апериодической слагающей тока, которые необходимы для выбора или проверки выключателя по его отключающей способности. Суммарные сопротивления для любого (n) вида короткого замыкания в произвольной точке, как известно, будут:

$$x^{(n)} = x^{(3)} + x_{\Delta}^{(n)}$$

и

$$r^{(n)} = r^{(3)} + r_{\Delta}^{(n)},$$

где $x^{(3)}$ и $r^{(3)}$ — результирующие сопротивления при трехфазном коротком замыкании в той же точке, т. е. сопротивления прямой последовательности;

$x_{\Delta}^{(n)}$ и $r_{\Delta}^{(n)}$ — дополнительные сопротивления, определяемые в соответствии с данными табл. 14-2; при этом результирующие сопротивления обратной последовательности принимаются такими же, как и сопротивления прямой последовательности.

Для заданного времени τ и реактивности $x^{(n)}$, выраженной в относительных единицах при $S_6 = S_{\Sigma}$, по кривым рис. 10-3 следует найти значение $\gamma_{\tau}^{(n)}$, после чего значение периодической слагающей тока в момент τ будет:

$$I_{\pi\tau}^{(n)} = \gamma_{\tau}^{(n)} I''^{(n)}, \quad (14-60)$$

где $I''^{(n)}$ — начальный сверхпереходной ток при данном виде короткого замыкания.

Далее, для отношения $x^{(n)}/r^{(n)}$ и заданного времени τ по кривым рис. 10-4 находим значение λ_{τ} . Искомая расчетная величина относительного содержания апериодической слагающей будет:

$$\beta^{(n)} = \frac{i_{\pi\tau}^{(n)}}{\sqrt{2} I_{\pi\tau}^{(n)}} = \frac{\sqrt{2} \lambda_{\tau}^{(n)} I''^{(n)}}{\sqrt{2} I_{\pi\tau}^{(n)}}. \quad (14-61)$$

Поскольку τ мало, то превышение тока над трехфазным коротким замыканием обычно может быть только при однофазном коротком замыкании при условии, если последнее находится вблизи глухозаземленных нейтралей.

Пример 14-14. При исходных данных примера 10-2 (рис. 10-5, а) определить расчетные величины для проверки выключателей $B-1$ и $B-2$ по отключающей способности при однофазном коротком замыкании.

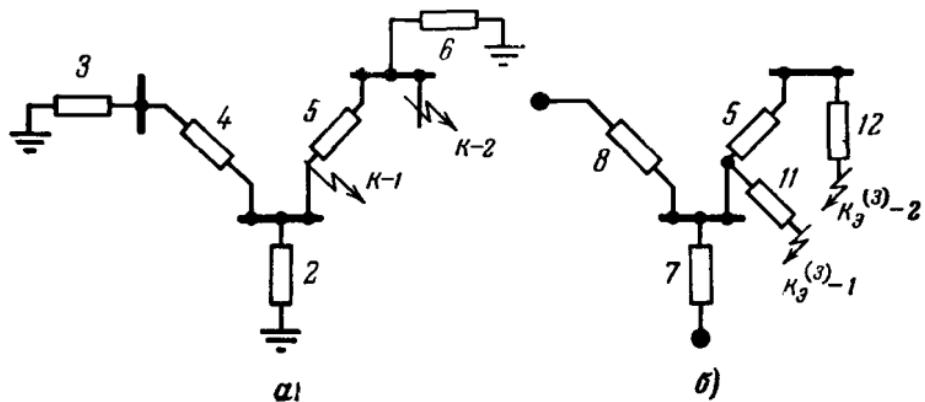


Рис. 14-26. К примеру 14-14.

а — схема замещения нулевой последовательности; **б** — то же прямой последовательности.

Дополнительные данные для системы: $x_0 = x_1$ и $r_0 = r_1$; для линий: Л-1 $x_0 = 1,92 \text{ ом/км}$ и $r_0 = \left(0,15 + \frac{0,108}{2}\right) = 0,204 \text{ ом/км}$ двух цепей; Л-2 $x_0 = 1,3 \text{ ом/км}$ и $r_0 = 0,15 + 0,108 = 0,258 \text{ ом/км}$.

Схема нулевой последовательности представлена на рис. 14-26, а. Ее элементы имеют следующие сопротивления в относительных базисных единицах (при $S_0 = 470 \text{ Mva}$ и $U_0 = U_{cp}$): $x_2 = 0,11$; $r_2 = 3,06 \cdot 10^{-3}$; $x_3 = 0,03$; $r_3 = 2,1 \cdot 10^{-3}$; $x_4 = 0,64$; $r_4 = 135 \cdot 10^{-3}$; $x_5 = 0,28$; $r_5 = 56,4 \cdot 10^{-3}$; $x_6 = 0,71$ и $r_6 = 27,3 \cdot 10^{-3}$.

Результирующие сопротивления схемы нулевой последовательности относительно разных точек короткого замыкания:

$$\text{точки } K-1 \quad x_{0\Sigma} = 0,087 \text{ и } r_{0\Sigma} = 2,9 \cdot 10^{-3};$$

$$\text{точки } K-2 \quad x_{0\Sigma} = 0,245 \text{ и } r_{0\Sigma} = 18,7 \cdot 10^{-3}.$$

Используя полученные в примере 10-2 результирующие сопротивления прямой последовательности, находим дополнительные сопротивления при однофазных коротких замыканиях:

в точке $K-1$

$$\lambda^{(1)} = 0,1 + 0,087 = 0,187 \text{ и } r^{(1)} = (4 + 2,9) \cdot 10^{-3} = 6,9 \cdot 10^{-3};$$

в точке $K-2$

$$\lambda^{(1)} = 0,19 + 0,245 = 0,435 \text{ и } r^{(1)} = (27,6 + 18,7) \cdot 10^{-3} = 46,3 \cdot 10^{-3}.$$

Схема прямой последовательности, где точки короткого замыкания отнесены на соответствующие дополнительные сопротивления, показана на рис. 14-26, б. В ней $x_7 = 0,25$; $x_8 = 0,165$; $x_5 = 0,09$; $x_{11} = -0,187$ и $x_{12} = 0,435$.

При коротком замыкании в точке $K-1$ выделим в отдельные ветви станцию и систему. При этом

$$x_{ct}^{(1)} = 0,25 + 0,187 + \frac{0,25 \cdot 0,187}{0,165} = 0,72$$

и

$$x_C^{(1)} = 0,165 + 0,187 + \frac{0,165 \cdot 0,187}{0,25} = 0,475.$$

Для $x = 0,72$ и $\tau = 0,06 \text{ сек}$ по кривой рис. 10-3 находим $\gamma_\tau^{(1)} = 0,94$. Значение периодической слагающей тока в месте короткого замыкания при $\tau = 0,06 \text{ сек}$ составляет:

$$I_{\pi\tau}^{(1)} = 3 \left(0,94 \frac{1}{0,72} + \frac{1}{0,475} \right) \cdot 1,18 = 12,1 \text{ ka},$$

т. е. несколько больше, чем при трехфазном коротком замыкании:

$$I_{\pi\tau}^{(3)} = 11,4 \text{ ka}.$$

Для отношения $x/r = (0,1 + 0,187) / (4 + 6,9) \cdot 10^{-3} = 26,4$ по кривой рис. 10-4 для $\tau = 0,06 \text{ сек}$ находим $\lambda_\tau = 0,49$. Следовательно, расчетное относительное содержание апериодической слагающей будет:

$$\beta^{(1)} = \frac{\sqrt{2} \cdot 0,49 (3/0,287) \cdot 1,18}{\sqrt{2} \cdot 12,1} = 0,5 \text{ (вместо } \beta^{(0)} = 0,33).$$

При коротком замыкании в точке $K-2$ выделение станции в отдельную ветвь дает $x_{ct}^{(1)} = 1,57$, что указывает на возможность не

считаться с едва заметным затуханием периодической слагающей. Поэтому при суммарной реактивности $x^{(1)}=0,19+0,435=0,625$ значение периодической слагающей для $\tau=0,06$ сек будет

$$I_{\text{пт}}^{(1)} = \frac{3}{0,625} \cdot 1,18 = 5,65 \text{ кA (вместо } I_{\text{пт}}^{(3)} = 6,03).$$

Для отношения $x_r = 0,625/(27,6 + 46,3) \cdot 10^{-3} = 8,5$ по кривой рис. 10-4 для $\tau = 0,06$ сек находим $\lambda_{\tau}^{(1)} = 0,13$. При принятых допущениях, очевидно, $\beta^{(1)} = \lambda_{\tau}^{(1)} = 0,13$ (вместо $\beta^{(3)} = 0,114$)

в) Применение метода расчетных кривых

Расчетные кривые, приведенные в § 10-4, могут быть использованы для приближенного определения тока прямой последовательности в произвольный момент процесса любого несимметричного короткого замыкания. Для этого нужно предварительно найти расчетную реактивность схемы прямой последовательности, в которой точка короткого замыкания должна быть отнесена на дополнительную реактивность $x_{\Delta}^{(n)}$ для данного вида короткого замыкания (см. табл. 14-2).

В общем случае при расчете с учетом индивидуального изменения токов расчетная реактивность выделяемой генерирующей ветви при любом несимметричном коротком замыкании по аналогии с (10-13) или (10-14) определяется как

$$x_{\text{расч } M}^{(n)} = \frac{x_{1\Sigma} + x_{\Delta}^{(n)}}{C_M} \frac{S_{hM}}{S_b} \quad (14-62)$$

или

$$x_{\text{расч } M}^{(n)} = \frac{x_{1\Sigma} + x_{\Delta}^{(n)}}{C_M} \frac{S_{hM}}{U_{cp}^2}, \quad (14-63)$$

где $x_{1\Sigma}$ и $x_{\Delta}^{(n)}$ — результирующая реактивность прямой последовательности (для начального момента) и дополнительная реактивность для данного вида короткого замыкания, выраженные в (14-62) в относительных единицах при S_b и $U_b = U_{cp}$, а в (14-63) — в омах, приведенных к напряжению U_{cp} ; S_{hM} — суммарная номинальная мощность генератора выделяемой ветви M , Мвт;

C_m — коэффициент распределения для той же ветви, определяемый в схеме прямой последовательности, т. е. тот же коэффициент распределения, что и при трехфазном коротком замыкании в рассматриваемой точке.

При расчете по общему изменению, очевидно, $C=1$, а под S_{nm} следует понимать суммарную номинальную мощность всех генераторов схемы

Имея в виду приближенность данного метода расчета, можно для упрощения всегда принимать $x_{2\Sigma} \approx x_{1\Sigma}$, т. е. считать результирующую реактивность обратной последовательности равной результирующей реактивности, определяемой для трехфазного короткого замыкания в той же точке.

По найденной расчетной реактивности при данном виде короткого замыкания, используя соответствующие расчетные кривые, находят для заданного момента времени t относительную величину тока прямой последовательности (рис. 14-27).

Величина периодической слагающей тока в месте короткого замыкания при этом будет:

$$I_{kt}^{(n)} = m^{(n)} I_{*klf}^{(n)} \dot{I}_{n\Sigma} \quad (14-64)$$

или при расчете с учетом индивидуального изменения

$$I_{kt}^{(n)} = m^{(n)} \left[I_{*lI}^{(n)} \dot{I}_{nI} + I_{*lII}^{(n)} \dot{I}_{nII} + \dots \right], \quad (14-65)$$

где $m^{(n)}$ — коэффициент, значения которого для каждого вида короткого замыкания приведены в табл. 14-2 и на рис. 14-27,

$\dot{I}_{n\Sigma}$ — суммарный номинальный ток генераторов, приведенный к напряжению той ступени, где рассматривается короткое замыкание;

$I_{*lI}, I_{*lII} \dots$ — относительные токи прямой последовательности, найденные по расчетным кривым для выделенных ветвей I, II и т. д.;

$\dot{I}_{nI}, \dot{I}_{nII} \dots$ — номинальные токи тех же ветвей, приведенные к напряжению ступени, где рассматривается короткое замыкание.

Источник бесконечной мощности при расчете несимметричных коротких замыканий надлежит учитывать так же, как и при расчете трехфазного короткого замыкания. Его взаимную реактивность можно определить по выражению (10-15), считая в нем $x_{\Sigma} = x_{1\Sigma} + x_{\Delta}^{(n)}$. Затем найденный

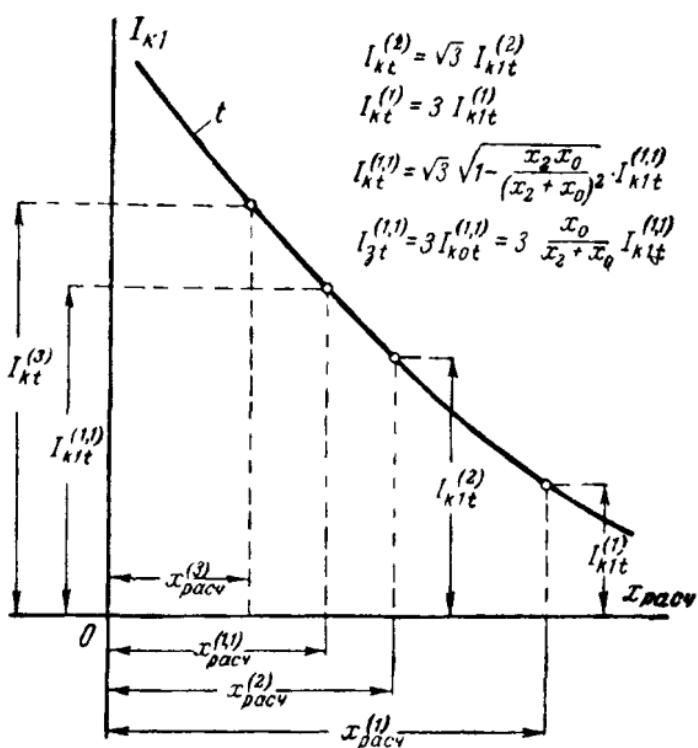


Рис. 14-27. К применению метода расчетных кривых для несимметричных коротких замыканий.

по (10-16) или (10-17) ток прямой последовательности от этого источника следует прибавить к току той же последовательности других генераторов.

Благодаря дополнительной реактивности $x_{\Delta}^{(n)}$ условия для отдельных генераторов (или станций) при несимметричных коротких замыканиях отличаются меньше, чем при трехфазном коротком замыкании в той же точке. Поэтому при расчете несимметричных коротких замыканий часто можно не учитывать индивидуального изменения или этот учет производить для меньшего числа выделяемых ветвей.

Пример 14-15. Известно, что при трехфазном коротком замыкании в некоторой точке системы, содержащей преимущественно тепл-

ловые станции, начальный сверхпереходный и установившийся токи одинаковы и каждый из них составляет 10 ка.

Определить наименьшие величины токов при трехфазном и двухфазном коротких замыканиях в той же точке.

Следует отметить, что при столь малой исходной информации решение данного примера может быть выполнено только методом расчетных кривых. Обращаясь к рис. 10-7, б, видим, что поставленное условие имеет место при $x_{\text{расч}}^{(3)} = 0,6$ и наименьшая относительная величина тока $I_{\text{мин}}^{(3)*} = 1,35$, что составляет $I_{\text{мин}}^{(3)} = \frac{1,35}{1,65} \cdot 10 =$

$= 8,2 \text{ ка}$ (где 1,65 — относительный ток для $t = 0$ или $t = \infty$ при том же $x_{\text{расч}}^{(3)}$).

Расчетная реактивность при двухфазном коротком замыкании $x_{\text{расч}}^{(2)} = 2 \cdot 0,6 = 1$, для которой по кривым рис. 10-7, б находим наименьшую относительную величину тока прямой последовательности $I_{\text{мин}}^{(2)*} = 0,75$. Следовательно, искомый ток при двухфазном коротком замыкании составляет:

$$I_{\text{мин}}^{(2)} = \sqrt{3} \cdot \frac{0,75}{1,65} \cdot 10 = 7,9 \text{ ка.}$$

Пример 14-16. Для узловой подстанции системы, общая мощность станций (главным образом тепловых) которой составляет 1 800 Мва, известны величины мощностей короткого замыкания для $t = 0,2$ сек: $S_k^{(3)} = 2700 \text{ Мва}$ и $S_k^{(1)} = 2400 \text{ Мва}$. На этой подстанции предполагается дополнительно установить трансформатор 160 Мва, $u_k = 10,5\%$.

Определить возможные наибольшие величины мощностей короткого замыкания на этой подстанции при глухозаземленной нейтрали вновь устанавливаемого трансформатора.

Относительная величина мощности трехфазного короткого замыкания составляет $S_k^{(3)*} = 2700/1800 = 1,5$, чему по кривой для $t = 0,2$ сек (рис. 10-7, б) соответствует $x_{\text{расч}}^{(3)} = x_{1\Sigma} = 0,55$.

Относительная величина мощности прямой последовательности при однофазном коротком замыкании составляет $S_{k1}^{(1)*} = \frac{2400}{3 \cdot 1800} =$

$= 0,45$. По той же кривой находим $x_{\text{расч}}^{(1)} = 2,1$.

Результирующую реактивность нулевой последовательности найдем как

$$x_{0\Sigma} = x_{\text{расч}}^{(1)} - 2 x_{\text{расч}}^{(3)} = 2,1 - 2 \cdot 0,55 = 1,0.$$

Реактивность трансформатора, отнесенная к мощности системы, будет:

$$x_T = 0,105 \frac{1800}{160} = 1,12.$$

После присоединения указанного трансформатора результирующая реактивность нулевой последовательности уменьшится до

$$x_{0\Sigma} = \frac{1 \cdot 1,12}{1 + 1,12} = 0,53.$$

Расчетные реактивности при однофазном и двухфазном коротких замыканиях на землю составляют

$$x_{\text{расч}}^{(1)} = 2 \cdot 0,55 + 0,53 = 1,63$$

и

$$x_{\text{расч}}^{(1,1)} = 0,55 + (0,55 / 0,53) = 0,82.$$

По кривым рис. 10-7,б находим наибольшие значения токов прямой последовательности:

$$I_{k1\text{макс}}^{(1)} = 0,66 \quad \text{и} \quad I_{*k1\text{макс}}^{(1,1)} = 1,34.$$

Искомые наибольшие мощности короткого замыкания будут:

$$S_k^{(1)} = 3 \cdot 0,66 \cdot 1800 \approx 3600 \text{ Mva}$$

$$S_k^{(1,1)} = 1,5 \cdot 1,34 \cdot 1800 \approx 3600 \text{ Mva}$$

(здесь принято $m^{(1,1)} = 1,5$, так как $x_{2\Sigma} \approx x_{0\Sigma}$).

Мощности при трех- и двухфазном коротких замыканиях, разумеется, не зависят от вновь присоединенного трансформатора (конечно, при коротких замыканиях до этого трансформатора). Для сравнения укажем, что наибольшие величины этих мощностей короткого замыкания составляют.

$$S_k^{(3)} = 1,8 \cdot 1800 = 3240 \text{ Mva}$$

и

$$S_k^{(2)} = \sqrt{3} \cdot 1,05 \cdot 1800 = 3300 \text{ Mva}.$$

Пример 14-17. При однофазном коротком замыкании в точке К схемы, приведенной на рис. 14-28,а, определить для $t=0,2$ сек ток нулевой последовательности на всех участках заданной схемы, считая, что выключатель В-1 отключен, а выключатели В-2 и В-3 включены. Помимо того, оценить, в какой мере изменяются эти токи, если произойдет короткое замыкание не одной, а двух фаз на землю.

Элементы схемы характеризуются следующими данными.

Гидрогенераторы Г-1—Г-4 одинаковые, каждый 97 Мва; 10,5 кв, $x''_d = 0,29$; АРВ включено.

Трансформаторы Т-1 и Т-2 одинаковые, каждый 180 Мва; $u_k = 14\%$; 230/10,5/10,5 кв (т. е. его обмотка 10,5 кв разделена на две

параллельные ветви); нейтрали обмоток 230 кв заземлены через реактивности, каждая из которых $x=25 \text{ ом}$

Автотрансформаторы $AT-1$ и $AT-2$ одинаковые, каждый $120 M\text{va}$, $230/115/10,5 \text{ кв}$; $\text{и вс}=9\%$; $\text{и в н}=31,8\%$, $\text{и с н}=18\%$.

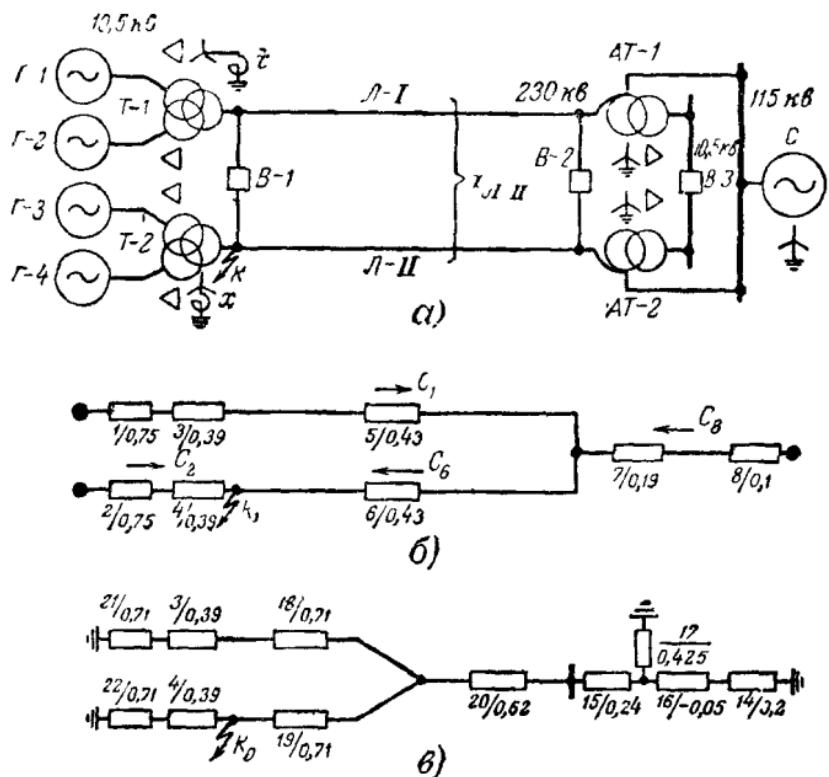


Рис. 14-28. К примеру 14-17.

а — исходная схема; *б* — схема замещения прямой (обратной) последовательности; *в* — то же нулевой последовательности.

Линия имеет две цепи. $Л-I$ и $Л-II$, ее протяженность 110 км; реактивности одной цепи $x_1=0,41 \text{ ом}/\text{км}$; $x_0=1,28 \text{ ом}/\text{км}$; реактивность взаимоиндукции нулевой последовательности между цепями $x_{01-11}=0,6 \text{ ом}/\text{км}$.

Система С $500 M\text{va}$; 115 кв ; относительные реактивности $x_1=x_2=0,1$ и $x_0=0,2$.

Проведем решение в относительных единицах, приняв за базисные условия $S_b=500 M\text{va}$ и $U_b=U_{ср}$.

Схемы замещения прямой (обратной) и нулевой последовательностей приведены на рис. 14-28, б и в. На них указаны относительные реактивности элементов при выбранных базисных условиях. Укрупненный блок из двух генераторов заменен одним генератором мощностью $2 \cdot 97 = 194 M\text{va}$. В схеме нулевой последовательности (рис. 14-28, в) учтена взаимоиндукция между цепями¹ (элемент 20).

¹ См. приложение П-8.

Постепенным преобразованием схемы прямой последовательности (рис 14-27,б) находим:

$$x_9 = 0,75 + 0,39 + 0,43 = 1,57; x_{10} = 0,19 + 0,1 = 0,29;$$

$$x_{11} = 1,57 / 0,29 = 0,245; x_{12} = 0,245 + 0,43 = 0,675;$$

$$x_{13} = 0,75 + 0,39 = 1,14; x_{1\Sigma} = x_{2\Sigma} = 1,14 / 0,675 = 0,424.$$

Преобразование схемы нулевой последовательности дает:

$$x_{23} = 0,71 + 0,39 + 0,71 = 1,81; x_{24} = 0,2 - 0,05 = 0,15;$$

$$x_{25} = 0,15 / 0,425 = 0,111; x_{26} = 0,111 + 0,24 + 0,62 = 0,97;$$

$$x_{27} = 0,97 / 1,81 = 0,63; x_{28} = 0,63 + 0,71 = 1,34;$$

$$x_{29} = 0,71 + 0,39 = 1,1; x_{0\Sigma} = 1,1 / 1,34 = 0,605.$$

Суммарная реактивность для однофазного короткого замыкания $x^{(1)} = 2 \cdot 0,424 + 0,605 = 1,453$.

Для уточнения расчета выделим ближайший к месту короткого замыкания блок, состоящий из генераторов Г-3 и Г-4 в отдельную ветвь. Коэффициент распределения для этой ветви в схеме прямой последовательности составляет

$$C_2 = 0,424 / 1,14 = 0,37$$

и, следовательно, расчетная реактивность этой ветви будет.

$$x_{\text{расч}}^{(1)} = \frac{1,453}{0,37} \cdot \frac{194}{500} = 1,52.$$

Соответственно для системы вместе с генераторами Г-1 и Г-2

$$x_{\text{расч}}^{(1)} = \frac{1,453}{(1 - 0,37)} \cdot \frac{(500 + 194)}{500} = 3,2,$$

т. е. больше 3, что позволяет не считаться с изменением тока во времени и определять его упрощенно (как для начального момента).

Поскольку у выводов генераторов нет нагрузки, то ток от генераторов Г-3 и Г-4, найденный по кривым рис. 10-8 для $x_{\text{расч}}^{(1)} = 1,52$ и $t = 0,2$ сек, берем с поправочным коэффициентом, определяемым (10-19):

$$b = 1 + \frac{1,52 - 0,29}{1,2} = 2,02;$$

при этом

$$I_1 = 2,02 \cdot 0,67 = 1,35.$$

Таким образом, ток нулевой последовательности в месте короткого замыкания составляет:

$$I_{\text{н.п.}} = 1,35 \cdot \frac{194}{\sqrt{3} \cdot 230} + \frac{1}{3,2} \cdot \frac{(500 + 194)}{\sqrt{3} \cdot 230} = 1,2 \text{ к.а.}$$

Теперь, обращаясь к схеме рис. 14-27, в, нетрудно найти распределение тока нулевой последовательности и токи в нейтралях. Так, ток нулевой последовательности в трансформаторе $T-2$

$$I_0 = 1200 \cdot \frac{0,605}{1,1} = 660 \text{ а.}$$

и в его нейтрали $I = 3 \cdot 660 = 1980 \text{ а.}$

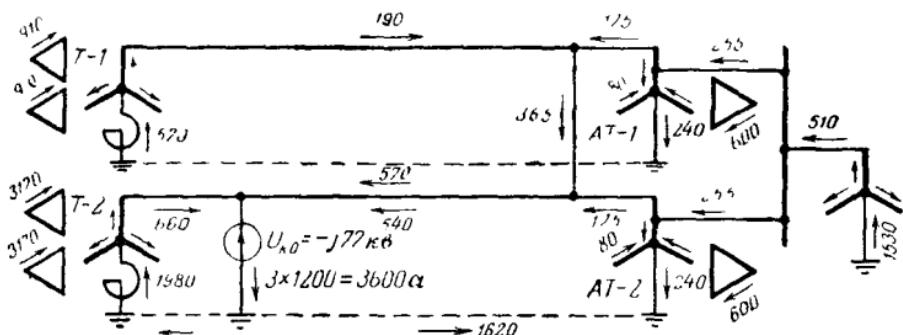


Рис. 14-29. К примеру 14-17. Распределение токов нулевой последовательности и токов в нейтралях.

Искомое токораспределение приведено на рис. 14-29, где для упрощения чертежа соединение элементов условно показано лишь по одной фазе.

При двухфазном коротком замыкании на землю дополнительная реактивность будет.

$$x_{\Delta}^{(1,1)} = 0,424 // 0,605 = 0,249$$

и суммарная реактивность для определения тока прямой последовательности

$$x^{(1,1)} = 0,424 + 0,249 = 0,673.$$

Расчетные реактивности при этом виде короткого замыкания очевидно меньше, чем при однофазном коротком замыкании в отношении $x^{(1,1)}/x^{(1)} = 0,673/1,453 = 0,463$, и составляют:

генераторов $\Gamma-3$ и $\Gamma-4$ $x_{\text{расч}}^{(1,1)} = 0,463 \cdot 1,52 \approx 0,7$;

системы и генераторов $\Gamma-1$ и $\Gamma-2$ $x_{\text{расч}}^{(1,1)} = 0,463 \cdot 3,2 = 1,47$.

По кривым рис. 10-8 для этих значений $x_{\text{расч}}^{(1,1)}$ и $t=0,2 \text{ сек}$ находим относительные величины токов прямой последовательности $I_1 = 1,44$ и $I_1 = 0,69$.

Значение поправочного коэффициента для тока от генераторов Г-3 и Г-4 будет:

$$b = 1 + \frac{0,7 - 0,29}{1,2} = 1,34.$$

Ток прямой последовательности в месте короткого замыкания составляет:

$$I_{k1}^{(1,1)} = 1,34 \cdot 1,44 \cdot \frac{194}{\sqrt{3} \cdot 230} + 0,69 \cdot \frac{(500 + 194)}{\sqrt{3} \cdot 230} = 2,14 \text{ ka.}$$

Ток нулевой последовательности в месте короткого замыкания будет:

$$I_{k0}^{(1,1)} = \frac{0,249}{0,605} \cdot 2,14 = 0,88 \text{ ka},$$

т. е. соотношение между токами нулевой последовательности

$$I_{k0}^{(1,1)} = \frac{0,88}{1,2} I_{k0}^{(1)} = 0,73 I_{k0}^{(1)},$$

которое сохраняется для всех ветвей схемы нулевой последовательности.

2) Применение метода спрямленных характеристик

При применении метода спрямленных характеристик к расчету несимметричных коротких замыканий в схему прямой последовательности для рассматриваемого момента времени t генераторы должны быть введены в зависимости от ожидаемого для них режима или своими расчетными э. д. с. E_t и реактивностями x_t , если предполагается режим увеличения возбуждения, или $E = U_n$ и $x = 0$, если предполагается, что к данному моменту времени напряжение прямой последовательности генератора достигнет нормальной величины, т. е. генератор будет работать в режиме нормального напряжения.

При оценке возможного режима генератора следует сопоставлять его x_{kpt} с внешней реактивностью, определяемой из схемы прямой последовательности, в которой точка эквивалентного трехфазного короткого замыкания отнесена на дополнительную реактивность $x_{\Delta}^{(n)}$. Когда в схеме имеется несколько генераторов, их режимы выбирают, руководствуясь теми же соображениями, которые изложены в § 5-7 и 10-6.

Правильность выбранного режима генератора проверяют путем сравнения вычисленного для данного гене-

ратора тока прямой последовательности в рассматриваемый момент времени I_{1t} с его критическим током I_{kpt} для того же момента времени. Для режима увеличения возбуждения должно быть $I_{1t} \geq I_{kpt}$; для режима нормального напряжения должно быть $I_{1t} \leq I_{kpt}$.

Режим увеличения возбуждения может быть проверен также по напряжению прямой последовательности генератора, которое должно быть $U_{1t} \leq U_n$.

Следует подчеркнуть, что независимо от режима генератора в схему обратной последовательности, а также и в схему нулевой последовательности (если через генератор обеспечен путь для протекания токов нулевой последовательности) генератор должен быть введен соответствующими реактивностями, т. е. x_2 и x_0 .

При отсутствии у генератора АРВ его следует вводить в схему прямой последовательности соответствующими расчетными E_t и x_t ; при этом никакой проверки режима производить не требуется.

Пример 14-18. При двухфазном и однофазном коротких замыканиях в точке K схемы на рис. 14-30, а определить фазные токи генератора, а также коэффициенты несимметрии его токов и напряжений.

Определение произвести для $t=1,5$ сек.

Элементы схемы характеризуются следующими данными

Гидрогенератор $G 83,5 Mva$, $10,5 ka$; $x_2=0,37$; остальные параметры, как у типового гидрогенератора средней мощности; предшествующее возбуждение $I_{f0}=1,5$; АРВ включено.

Трансформатор $T 25 Mva$; $38,5/10,5$ кв; $u_k=8\%$; $Y_0/\Delta-3$.

Нагрузка $H 50 Mva$; параметры типовые, т. е. $x_1=1,2$ и $x_2=0,35$.

Нейтраль трансформатора T заземлена через реактивность $x=13,6$ ом.

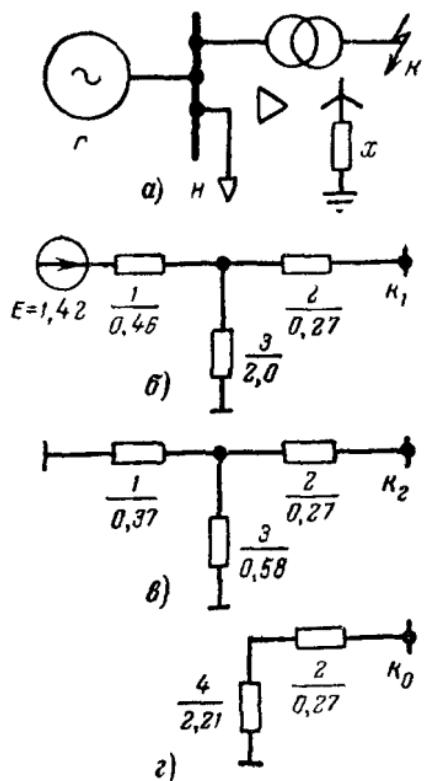


Рис. 14-30. К примеру 14-18.

a — исходная схема; *b* — схема замещения прямой последовательности; *c* — то же обратной последовательности; *d* — то же нулевой последовательности.

Проведем решение в относительных единицах, принимая за базисные единицы номинальные величины генератора, т. е.

$$S_0 = 83,5 \text{ Mva} \text{ и } U_0 = 10,5 \text{ кв}$$

По кривым рис. 10-16,б находим для $t=1,5$ сек при $I_{f0}=1,5$ расчетные значения $E_t=1,42$ и $x_t=0,46$

По выражению (10-21) находим критическую реактивность для данного момента времени:

$$x_{kpt} = 0,46 \cdot \frac{1}{1,42 - 1} = 1,09.$$

Приведенные к базисным условиям реактивности всех элементов указаны на схемах замещения соответствующих последовательностей (рис. 14-30,б, в и г).

Результирующая реактивность схемы обратной последовательности

$$x_{2\Sigma} = (0,37/0,58) + 0,27 = 0,23 + 0,27 = 0,5;$$

то же нулевой последовательности

$$x_{0\Sigma} = 0,27 + 2,21 = 2,48.$$

При двухфазном коротком замыкании точка эквивалентного трехфазного короткого замыкания должна быть отнесена от K_1 в схеме рис. 14-30,б на $x_{\Delta}^{(2)} = x_{2\Sigma} = 0,5$; при этом внешняя реактивность по отношению к генератору в схеме прямой последовательности составит:

$$x_{BB} = (0,27 + 0,5)/2,0 = 0,56 < x_{kpt} = 1,09$$

Следовательно, ток прямой последовательности генератора, считая вектор э. д. с. направленным по оси комплексных величин, будет:

$$I_{A1} = \frac{j1,42}{j(0,46 + 0,56)} = 1,39.$$

Ток обратной последовательности в месте короткого замыкания можно найти как

$$I_{KA2} = -1,39 \cdot \frac{0,56}{0,27 + 0,5} = -1,01;$$

соответственно ток обратной последовательности генератора

$$I_{A2} = -1,01 \cdot \frac{0,23}{0,37} = -0,63.$$

Симметричные составляющие напряжения генератора легко находим как

$$\dot{U}_{A1} = j1,42 - j0,46 \cdot 1,39 = j0,78$$

и

$$\dot{U}_{A2} = 0 - j0,37 \cdot (-0,63) = j0,23.$$

Искомые коэффициенты несимметрии:
токов

$$b_{I2} = \frac{0,63}{1,39} = 0,45,$$

напряжений

$$b_{U2} = \frac{0,23}{0,78} = 0,3.$$

В соответствии с заданной группой соединения обмоток трансформатора модули фазных токов генератора будут:

$$I_a = 1,39 + 0,63 = 2,02 \text{ и } I_b = I_c = |a^2 \cdot 1,39 + a \cdot 0,63| = 1,16.$$

При однофазном коротком замыкании $x_{\Delta}^{(1)} = 0,5 + 2,48 = 2,98$ и, следовательно, внешняя реактивность по отношению к генератору в схеме прямой последовательности составляет:

$$x_{\text{вн}} = (0,27 + 2,98) // 2,0 = 1,24 > x_{\text{кр},t} = 1,09,$$

т. е при этом виде короткого замыкания напряжение прямой последовательности генератора под действием АРВ при $t=1,5$ сек уже будет нормальным

Поэтому ток прямой последовательности генератора в данном случае будет:

$$I_{A1} = \frac{j1}{j1,24} = 0,81.$$

Ток обратной последовательности в месте короткого замыкания найдем как

$$I_{kA2} = 0,81 \cdot \frac{1,24}{0,27 + 2,98} = 0,31;$$

ток обратной последовательности генератора

$$I_{A2} = 0,31 \cdot \frac{0,23}{0,37} = 0,19.$$

Симметричные составляющие напряжения генератора:

$$\dot{U}_{A1} = j1 \text{ и } \dot{U}_{A2} = 0 - j0,37 \cdot 0,19 = -j0,07.$$

Значения коэффициентов несимметрии:
токов

$$b_{I2} = \frac{0,19}{0,81} = 0,24;$$

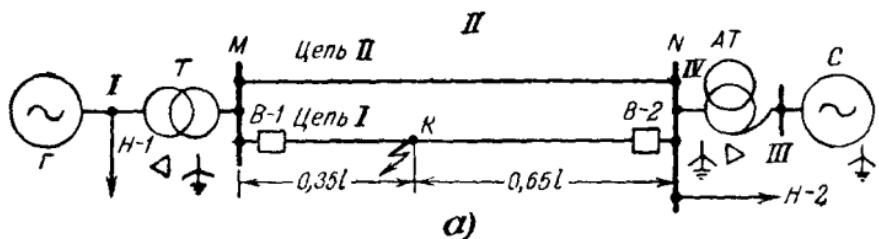
напряжений

$$b_{U2} = \frac{0,07}{1} = 0,07.$$

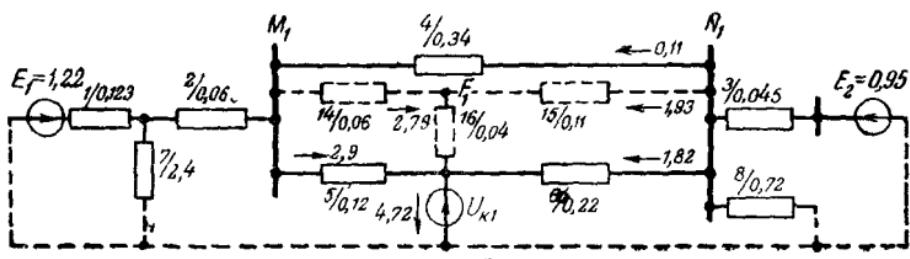
Модули фазных токов генератора будут:

$$I_a = 0,81 - 0,19 = 0,62 \text{ и } I_b = I_c = |a^2 \cdot 0,81 - a \cdot 0,19| = 0,93.$$

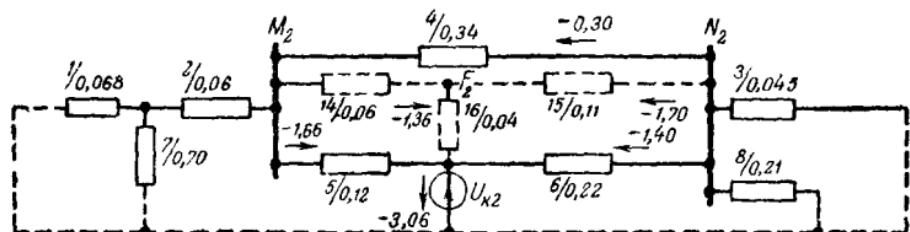
Пример 14-19 При двухфазном коротком замыкании на землю в точке К схемы рис. 14-31,*a* построить векторные диаграммы токов в обеих цепях линий передачи. Построение произвести для $t = 0,5$ сек, считая в одном случае выключатели $B-1$ и $B-2$ включенными, в другом — выключатель $B-1$ отключенным, а выключатель $B-2$ включенным.



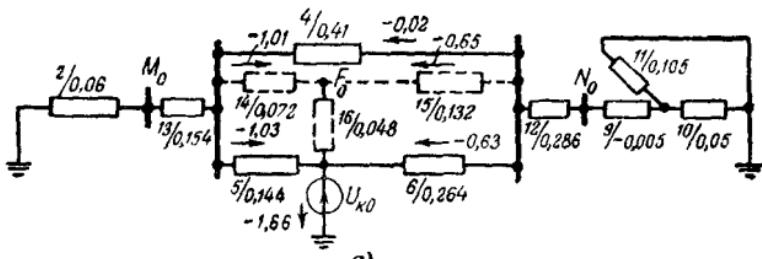
а)



б)



в)



г)

Рис. 14-31. К примеру 14-19.

а — исходная схема; *б* — схема замещения прямой последовательности; *в* — то же обратной последовательности; *г* — то же нулевой последовательности.

ними, в другом — выключатель $B-1$ отключенным, а выключатель $B-2$ включенным.

Элементы схемы характеризуются следующими данными.

Генератор G 235 МВА; 13,8 кВ; $x_2=0,16$; $I_{f0}=2$; АРВ включено. Трансформатор T 180 МВА; 121/13,8 кВ; $u_k=10,5\%$; $Y_0/\Delta-11$.

Автотрансформатор AT 160 Mva , 220/115/11 кв, $\mu_{BC}=8\%$;
 $\mu_{VN}=28\%$, $\mu_{SN}=18\%$; $Y_0/\Delta-11$.

Линия 124 км; $x_1=0,4$ ом/км одной цепи; $x_0=3,2x_1$ одной цепи;
 $x_{01-II}=2x_1$

Система C — источник бесконечной мощности ($x_1=x_2=x_0=0$) с напряжением 220 кв.

За базисные величины примем $S_B=100 Mva$ и $U_{B1}=13,8$ кв;

$$\text{тогда } U_{BII} = 121 \text{ кв}; U_{BIII} = 121 \cdot \frac{220}{115} = 232 \text{ кв}; I_{BII} = \frac{100}{\sqrt{3} \cdot 121} = 0,48 \text{ ka}.$$

При включенных выключателях $B-1$ и $B-2$ для генератора применем режим подъема возбуждения. По кривым рис. 10-16,а для $t=0,5$ сек при $I_{f0}=2$ находим $E_t=1,22$ и $x_t=0,29$.

На рис. 14-31, б, в и г приведены схемы отдельных последовательностей, где все реактивности и э д. с. элементов выражены в относительных единицах при выбранных базисных условиях. В схемах прямой и обратной последовательностей взаимоиндукция между цепями линии не учтена, поскольку она весьма мала. В схеме нулевой последовательности (рис. 14-31, г) эта взаимоиндукция введена (элементы 12 и 13) *.

После преобразования в схемах каждой последовательности треугольника с элементами 4, 5, 6 в эквивалентную звезду с элементами 14, 15, 16 дальнейшее приведение этих схем к элементарному виду не вызывает трудностей.

В результате такого приведения имеем: $E_\Sigma=1,0$; $x_{1\Sigma}=0,133$;
 $x_{2\Sigma}=0,121$ и $x_{0\Sigma}=0,223$.

Дополнительная реактивность для данного вида короткого замыкания

$$x_\Delta^{(1,1)} = 0,121//0,223 = 0,079.$$

Принимая $\dot{E}_{A\Sigma}=j1$, находим ток прямой последовательности в месте короткого замыкания

$$I_{KA1} = \frac{j1}{j(0,133+0,079)} = 4,72.$$

Напряжение прямой последовательности в точке F_1 (рис. 14-31, б)

$$\dot{U}_{A1} = j(0,079 + 0,04) \cdot 4,72 = j0,56.$$

Распределение симметричных составляющих токов фазы A приведено на схемах рис. 14-31, б, в и г.

Правильность выбранного режима генератора Γ подтверждается тем, что его напряжение прямой последовательности

$$\dot{U}_{A1} = j0,56 + j(0,06 + 0,06) \cdot 2,79 \approx j0,9 < j1.$$

* См. приложение П-8.

При отключении выключателе $B-1$ в представленных схемах каждой последовательности нужно разомкнуть цепь элемента 5 . Поскольку в данном случае резко увеличивается электрическая удаленность генератора Γ , то для него следует принять режим нормального напряжения, т. е. в схеме прямой последовательности положить $E_1=1$ и $x_1=0$.

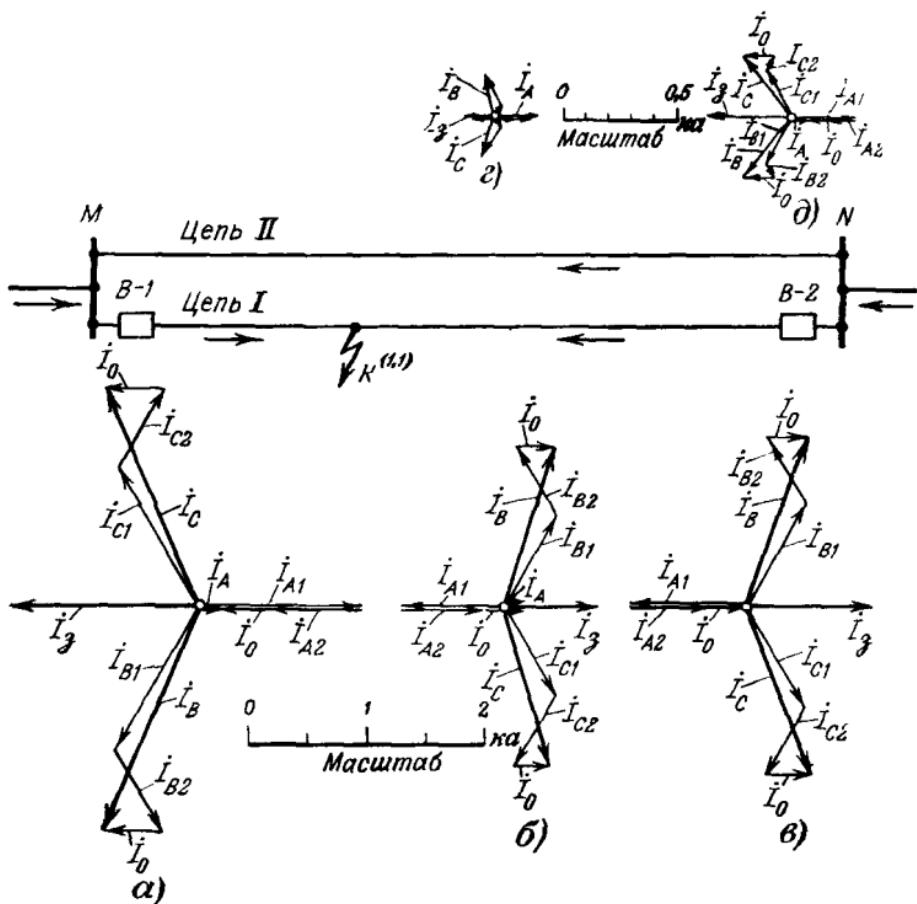


Рис. 14-32. К примеру 14-19. Векторные диаграммы токов в цепях линий.

a — в выключателе $B-1$; **б** — в выключателе $B-2$ при включенном выключателе $B-1$; **в** — то же при отключенном выключателе $B-1$; **г** — в цепи II при включенном выключателе $B-1$; **д** — то же при отключенном выключателе $B-1$.

Свернув при этих условиях схемы отдельных последовательностей, найдем:

$$E_\Sigma = 0,9; \quad x_{1\Sigma} = 0,258; \quad x_{2\Sigma} = 0,263 \text{ и } x_{0\Sigma} = 0,474.$$

Новое значение дополнительной реактивности

$$x_{\Delta}^{(1,1)} = 0,263/0,474 = 0,560.$$

Ток прямой последовательности в месте короткого замыкания

$$I_{kA1} = \frac{j0,9}{j(0,258 + 0,169)} = 2,1;$$

напряжение в точке N_1 (рис. 14-31,б)

$$U_{A1} = j(0,169 + 0,22) \cdot 2,1 = j0,82;$$

ток прямой последовательности генератора Γ

$$I_{A1} = \frac{j(1 - 0,82)}{j(0,34 + 0,06)} + \frac{j1}{j2,4} = 0,88,$$

т. е. он меньше критического тока $I_{kp} = (1,22 - 1)/0,123 = 1,79$, что указывает на правильность выбранного режима.

На рис. 14-32 приведены искомые векторные диаграммы токов. Там же указаны масштабы, в которых они построены. Для ясности масштаб для токов в цепи II принят в 2 раза больше, чем для токов в участках цепи I .

Принятые положительные направления токов на отдельных участках рассматриваемой двухцепной линии показаны стрелками на схеме рис. 14-32.

Глава пятнадцатая

ОДНОКРАТНАЯ ПРОДОЛЬНАЯ НЕСИММЕТРИЯ

15-1. Общие замечания

Продольную несимметрию в какой-либо точке трехфазной системы в общем виде можно представить включением в рассечку каждой фазы неодинаковых сопротивлений, причем последние могут быть еще связаны между собой взаимоиндукцией, значения которой для каждой пары фаз также различны.

Как отмечалось ранее (§ 14-1), такой подход к решению задачи принципиально позволяет получить расчетные выражения в самом общем виде. Однако он связан с необходимостью проводить довольно сложные выкладки, при этом конечный результат представляется громоздкими выражениями. Поэтому, как и при попечной несимметрии, значительно проще и нагляднее проводить решение для каждого вида продольной несимметрии, используя характеризующие его граничные условия.

В настоящей главе рассмотрены два вида наиболее часто встречающейся продольной несимметрии, а именно: разрыв одной фазы и разрыв двух фаз (в одном и том же месте). Кроме того, показано, как учсть сопротивление, которое может оказаться в месте разрыва, т. е. при неполном разрыве одной или двух фаз.

Основные уравнения падений напряжения в схемах каждой последовательности, составленные для симметричной части системы, аналогичны уравнениям (11-4) — (11-6), и при чисто индуктивной цепи их можно представить в виде:

$$\Delta \dot{U}_{LA1} = \dot{E}_{A\Sigma} - jx_{L1\Sigma} \dot{I}_{LA1}; \quad (15-1)$$

$$\Delta \dot{U}_{LA2} = 0 - jx_{L2\Sigma} \dot{I}_{LA2}; \quad (15-2)$$

$$\Delta \dot{U}_{L0} = 0 - jx_{L0\Sigma} \dot{I}_{L0}, \quad (15-3)$$

где $\Delta \dot{U}_{LA1}$, $\Delta \dot{U}_{LA2}$, $\Delta \dot{U}_{L0}$ — симметричные составляющие падения напряжения фазы A на несимметричном участке системы;

$x_{L1\Sigma}$, $x_{L2\Sigma}$, $x_{L0\Sigma}$ — результирующие реактивности схем соответствующих последовательностей относительно места продольной несимметрии (§ 13-4).

Дополнительная связь между симметричными составляющими токов и падений напряжений легко устанавливается из граничных условий рассматриваемой продольной несимметрии подобно тому, как это имело место при поперечной несимметрии.

15-2. Разрыв одной фазы

Разрыв одной фазы (рис. 15-1,а) можно характеризовать следующими граничными условиями:

$$\dot{I}_{LA} = 0; \quad (15-4)$$

$$\Delta \dot{U}_{LB} = 0; \quad (15-5)$$

$$\Delta \dot{U}_{LC} = 0. \quad (15-6)$$

Эти условия аналогичны граничным условиям двухфазного короткого замыкания на землю, причем данная

аналогия найдет свое отражение и в расчетных выражениях.

При разложении на симметричные составляющие условия (15-5) и (15-6) приводят к равенствам:

$$\Delta \dot{U}_{LA1} = \Delta \dot{U}_{LA2} = \Delta \dot{U}_{L0} = \frac{1}{3} \Delta \dot{U}_{LA}. \quad (15-7)$$

Используя (15-2), (15-3) и (15-7), выразим \dot{I}_{LA2} и \dot{I}_{L0} через $\Delta \dot{U}_{LA1}$ т. е.

$$\dot{I}_{LA2} = -\frac{\Delta \dot{U}_{LA1}}{j x_{L2\Sigma}}; \quad (15-8)$$

$$\dot{I}_{L0} = -\frac{\Delta \dot{U}_{LA1}}{j x_{L0\Sigma}}. \quad (15-9)$$

В соответствии с (15-4) можно записать:

$$\dot{I}_{LA1} + \dot{I}_{LA2} + \dot{I}_{L0} = 0. \quad (15-10)$$

После подстановки (15-8) и (15-9) в (15-10) нетрудно получить¹:

$$\Delta \dot{U}_{LA1} = j x_{\Delta L}^{(1)} \dot{I}_{LA1}, \quad (15-11)$$

где

$$x_{\Delta L}^{(1)} = x_{L2\Sigma} // x_{L0\Sigma}. \quad (15-12)$$

Для тока прямой последовательности фазы A в месте разрыва из (15-1) и (15-11) имеем:

$$\dot{I}_{LA1} = \frac{\dot{E}_{A\Sigma}}{j(x_{L1\Sigma} + x_{\Delta L}^{(1)})}. \quad (15-13)$$

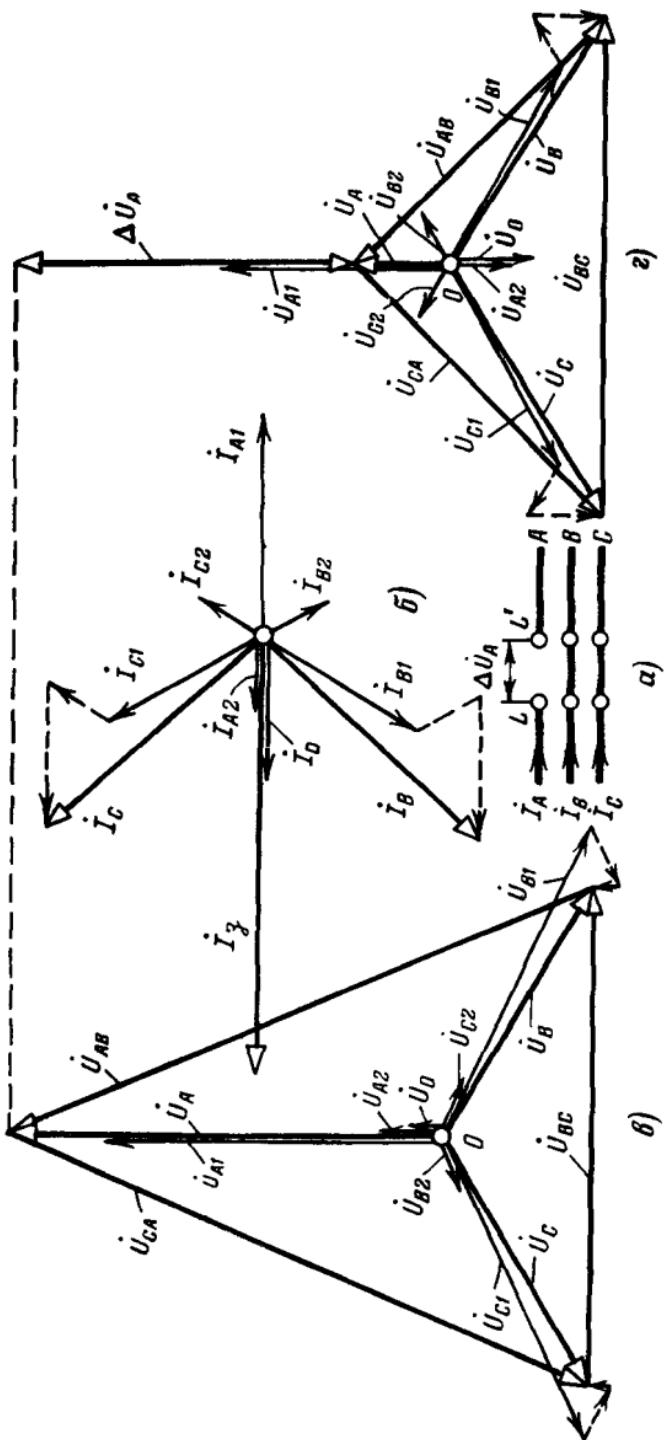
Для токов обратной и нулевой последовательностей с учетом (15-8) и (15-9):

$$\dot{I}_{LA2} = -\frac{x_{L0\Sigma}}{x_{L2\Sigma} + x_{L0\Sigma}} \dot{I}_{LA1}; \quad (15-8a)$$

$$\dot{I}_{L0} = -\frac{x_{L2\Sigma}}{x_{L2\Sigma} + x_{L0\Sigma}} \dot{I}_{LA1}. \quad (15-9a)$$

Для определения напряжений с одной из сторон продольной несимметрии (в данном случае обрыва одной

¹ Верхний индекс (1) и далее (2) одновременно с нижним индексом L указывает обрыв соответственно одной и двух фаз.



фазы) следует предварительно найти по схемам отдельных последовательностей симметричной части цепи соответствующие составляющие этих напряжений. Прибавив к последним $\Delta\dot{U}_{LA1}$, $\Delta\dot{U}_{LA2}$, $\Delta\dot{U}_{L0}$, находят симметричные составляющие напряжений с другой стороны продольной несимметрии.

Зная все симметричные составляющие токов и напряжений, легко известным способом определить фазные величины токов и напряжений. В частности, для определения фазных токов в месте обрыва одной фазы могут быть использованы выражения, аналогичные (14-30) и (14-31); в последних ток $I_{kA1}^{(1,1)}$ и реактивности $x_{2\Sigma}$ и $x_{0\Sigma}$ должны быть соответственно заменены током $I_{LA1}^{(1)}$ и реактивностями $x_{L2\Sigma}$ и $x_{L0\Sigma}$. Равным образом, для нахождения модуля фазных токов при обрыве одной фазы может быть использован коэффициент, определяемый по выражению, аналогичному (14-33).

Для иллюстрации на рис. 15-1, б, в и г приведены векторные диаграммы токов и напряжений в месте обрыва одной фазы (A):

15-3. Разрыв двух фаз

При разрыве двух фаз (рис. 15-2, а) граничные условия, очевидно, будут:

$$\dot{I}_{LB} = 0; \quad (15-14)$$

$$\dot{I}_{LC} = 0; \quad (15-15)$$

$$\Delta\dot{U}_{LA} = 0, \quad (15-16)$$

т. е. они аналогичны граничным условиям однофазного короткого замыкания.

В соответствии с (15-14) и (15-15) следует, что симметричные составляющие тока фазы A в месте обрыва двух других фаз связаны простым соотношением:

$$\dot{I}_{LA1} = \dot{I}_{LA2} = \dot{I}_{L0} = \frac{1}{3} \dot{I}_{LA}. \quad (15-17)$$

С другой стороны, поскольку согласно (15-16)

$$\Delta\dot{U}_{LA1} + \Delta\dot{U}_{LA2} + \Delta\dot{U}_{L0} = 0, \quad (15-18)$$

достаточно сложить правые части уравнений (15-1) —

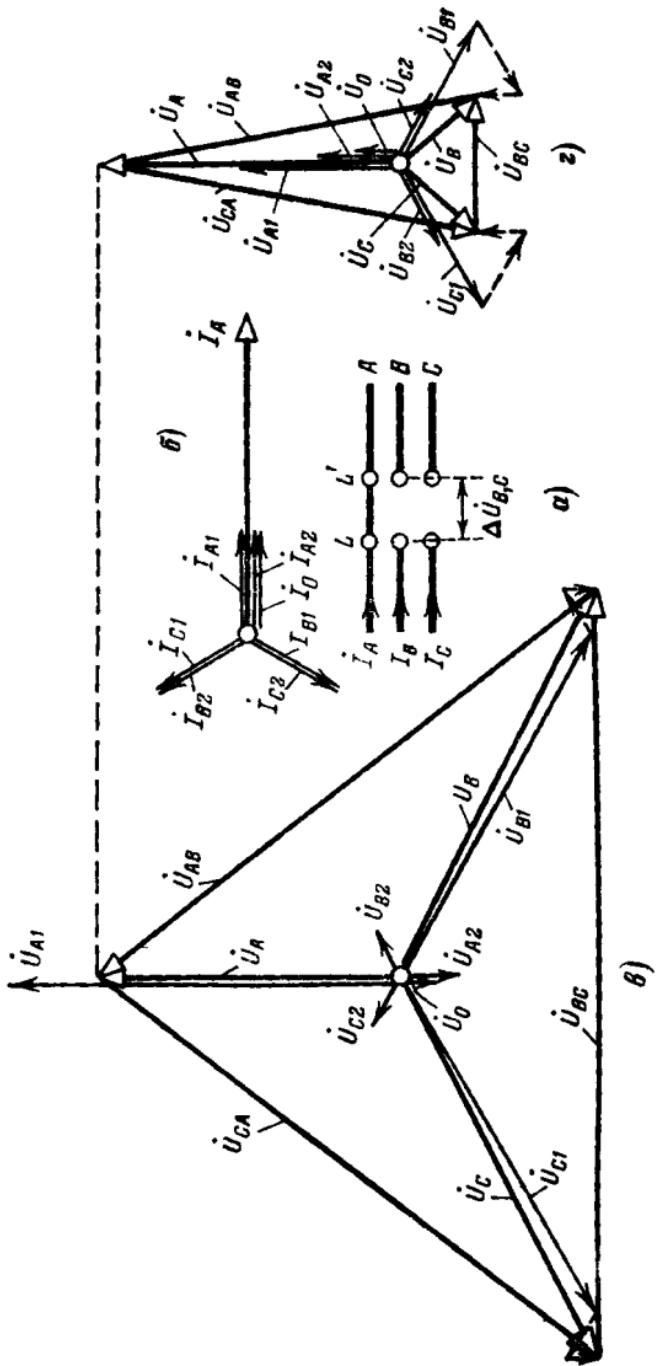


Рис 15-2 Разрыв двух фаз трехфазной цепи
 а — исходная схема, б — векторная диаграмма токов в месте разрыва в и с — векторные диаграммы напряжений по концам разрыва (соответственно в точках L и L')

(15-3) и сумму приравнять нулю; после этого, учитывая (15-17), получаем:

$$I_{LA1} = \frac{\dot{E}_{A\Sigma}}{j(x_{L1\Sigma} + x_{\Delta L}^{(2)})}, \quad (15-19)$$

где

$$x_{\Delta L}^{(2)} = x_{L2\Sigma} + x_{L0\Sigma}. \quad (15-20)$$

Для фазного тока согласно (15-17) имеем:

$$I_{LA} = 3I_{LA1}. \quad (15-21)$$

Симметричные составляющие разности фазных напряжений в месте обрыва определяются для обратной и нулевой последовательностей соответственно по (15-2) и (15-3), а для прямой последовательности проще по (15-18):

$$\Delta U_{LA1} = -(\Delta U_{LA2} + \Delta U_{L0}) = jx_{\Delta L}^{(2)} I_{LA1}. \quad (15-22)$$

На рис. 15-2,*б*, *в* и *г* приведены векторные диаграммы токов и напряжений в месте обрыва фаз *B* и *C*.

15-4. Несимметрия от включения сопротивлений

Ограничимся рассмотрением случаев, когда в одну или в две фазы включаются одинаковые сопротивления *Z* (рис. 15-3,*а* и *в*). Такие условия могут возникнуть, например, при неодновременном расхождении контактов полюсов выключателя, при котором дуга отключаемого тока возникает еще не на всех полюсах.

Включение сопротивлений в одну или две фазы можно рассматривать как шунтирование таких же сопротивлений соответственно в двух других или третьей фазах (рис. 15-3,*б* и *г*), если при такой замене источники характеризуются величинами э. д. с., которые у них были в действительном предшествующем режиме.

Закорачивание сопротивления, вообще говоря, можно представить как включение такого же сопротивления, но с обратным знаком.

Для случая, когда имеется сопротивление в одной фазе, например *A*, вместо граничного условия (15-4), очевидно, имеем:

$$\Delta U_{LA} = ZI_{LA}; \quad (15-23)$$

два остальных граничных условия, т. с. (15-5) и (15-6) остаются прежними, поэтому также сохраняются равенства (15-7).

Представив (15-23) через симметричные составляющие и используя (15-2), (15-3) и (15-7), нетрудно получить выражение для дополнительного сопротивления в схеме прямой последовательности

$$Z_{\Delta L}^{(I)} = \frac{Z}{3} // jx_{L2\Sigma} // jx_{L0\Sigma}. \quad (15-24)$$

Таким образом, учет сопротивления Z , включенного в одну фазу, сводится к тому, что вместо реактивности $x_{\Delta L}$, определяемой по (15-12) при разрыве фазы, нужно в полученные ранее выражения ввести сопротивление $Z_{\Delta L}^{(I)}$, определяемое по (15-24).

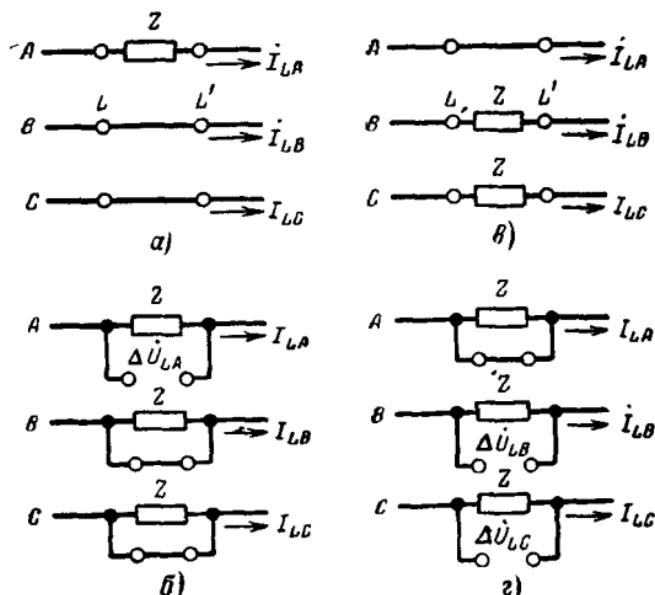


Рис. 15-3. Несимметрия от включения сопротивлений.

а и *б* — в одну фазу; *в* и *г* — в две фазы

Когда одинаковые сопротивления включены только в две фазы, например *B* и *C* (рис. 15-3,*в* и *г*), для характеристики такой несимметрии нужно вместо (15-14) и (15-15) ввести другие граничные условия:

$$\Delta U_{LB} = Z I_{LB} \quad (15-25)$$

и

$$\Delta \dot{U}_{LC} = Z \dot{I}_{LC}, \quad (15-26)$$

в то время как условие (15-16) остается в силе.

После разложения на симметричные составляющие из граничных условий следует, что

$$\Delta \dot{U}_{L0} = \frac{Z}{3} [(\dot{I}_{L0} - \dot{I}_{LA1}) + (\dot{I}_{L0} - \dot{I}_{LA2})]; \quad (15-27)$$

$$\Delta \dot{U}_{LA1} = \frac{Z}{3} [(\dot{I}_{LA1} - \dot{I}_{LA2}) + (\dot{I}_{LA1} - \dot{I}_{L0})]; \quad (15-28)$$

$$\Delta \dot{U}_{LA2} = \frac{Z}{3} [(\dot{I}_{LA2} - \dot{I}_{LA1}) + (\dot{I}_{LA2} - \dot{I}_{L0})]. \quad (15-29)$$

Эти три уравнения вместе с (15-1) — (15-3) позволяют найти расчетные выражения для всех симметричных

Таблица 15-1

**Симметричные составляющие токов и падений напряжений
в месте однократной продольной несимметрии**

Определяемые величины	При включении сопротивления	
	в одну фазу $[L^{(1)}]$	в две фазы $[L^{(2)}]$
\dot{I}_{LA1}	$\frac{\dot{E}_{A\Sigma}}{jx_{L1\Sigma} + Z_{\Delta L}^{(1)}}$	$\frac{\dot{E}_{A\Sigma}}{jx_{L1\Sigma} + Z_{\Delta L}^{(2)}}$
$Z_{\Delta L}^{(n)}$	$\frac{Z}{3} // jx_{L2\Sigma} // jx_{L0\Sigma}$	$Z // [(Z // jx_{L2\Sigma}) + (Z // jx_{L0\Sigma})]$
\dot{I}_{LA2}	$-\frac{Z_{\Delta L}^{(1)}}{jx_{L2\Sigma}} \dot{I}_{LA1}$	$\frac{-Z_{\Delta L}^{(2)}}{Z + jx_{L2\Sigma}} \dot{I}_{LA1}$
\dot{I}_{L0}	$-\frac{Z_{\Delta L}^{(1)}}{jx_{L0\Sigma}} \dot{I}_{LA1}$	$\frac{-Z_{\Delta L}^{(2)}}{Z + jx_{L0\Sigma}} \dot{I}_{LA1}$
$\Delta \dot{U}_{LA1}$	$Z_{\Delta L}^{(1)} \dot{I}_{LA1}$	$Z_{\Delta L}^{(2)} \dot{I}_{LA1}$
$\Delta \dot{U}_{LA2}$	$\Delta \dot{U}_{LA1}$	$\frac{jx_{L2\Sigma} (Z - Z_{\Delta L}^{(2)})}{Z + jx_{L2\Sigma}} \dot{I}_{LA1}$
$\Delta \dot{U}_{L0}$	$\Delta \dot{U}_{LA1}$	$\frac{jx_{L0\Sigma} (Z - Z_{\Delta L}^{(2)})}{Z + jx_{L0\Sigma}} \dot{I}_{LA1}$

составляющих токов и падений напряжений (см. табл. 15-1). Здесь лишь приведем выражения для дополнительного сопротивления, вводимого в схему прямой последовательности:

$$Z_{\Delta L}^{(2)} = [(Z//jx_{L0\Sigma}) + (Z//jx_{L2\Sigma})]//Z. \quad (15-30)$$

Расчетные выражения для симметричных составляющих токов и падений напряжений в месте продольной несимметрии, вызванной включением сопротивления в одну или две фазы, сведены в табл. 15-1. Разрыв одной или двух фаз является частным случаем такой несимметрии; расчетные выражения для него получаются из выражений, приведенных в табл. 15-1, полагая $Z=\infty$.

15-5. Правило эквивалентности прямой последовательности

Из структуры выражений для тока прямой последовательности при рассмотренных видах однократной продольной несимметрии непосредственно следует, что этот ток можно определять как ток симметричного трехфазного режима в схеме, где несимметричный участок заменен симметричной цепью, величина сопротивления которой для каждого вида продольной несимметрии определяется сопротивлениями как самого несимметричного участка, так и схем обратной и нулевой последовательностей относительно места несимметрии.

Изложенное положение представляет собой по существу правило эквивалентности прямой последовательности применительно к условиям однократной продольной несимметрии. Оно аналогично такому же правилу при однократной поперечной несимметрии (§ 14-6) и позволяет ток прямой последовательности в месте продольной несимметрии выразить в общем виде как

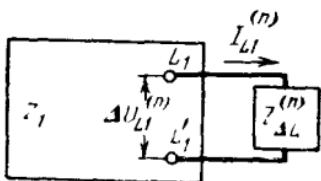
$$\dot{I}_{LA1}^{(n)} = \frac{\dot{E}_{A\Sigma}}{jx_{L1\Sigma} + Z_{\Delta L}^{(n)}}, \quad (15-31)$$

а падение напряжения прямой последовательности на несимметричном участке

$$\Delta U_{L1}^{(n)} = Z_{\Delta L}^{(n)} \dot{I}_{L1}^{(n)}, \quad (15-32)$$

где верхний индекс (n) условно показывает вид рассмотриваемой продольной несимметрии [как-то: (1) — сопротивление в одной фазе или ее обрыв; (2) — сопротивление в двух фазах или их обрыв].

Рис 15-4 К правилу эквивалентности прямой последовательности при продольной несимметрии



Принципиальная схема рис 15-4 иллюстрирует два последних выражения.

Следует напомнить, что правило эквивалентности прямой последовательности справедливо при учете только основной гармоники переменных величин

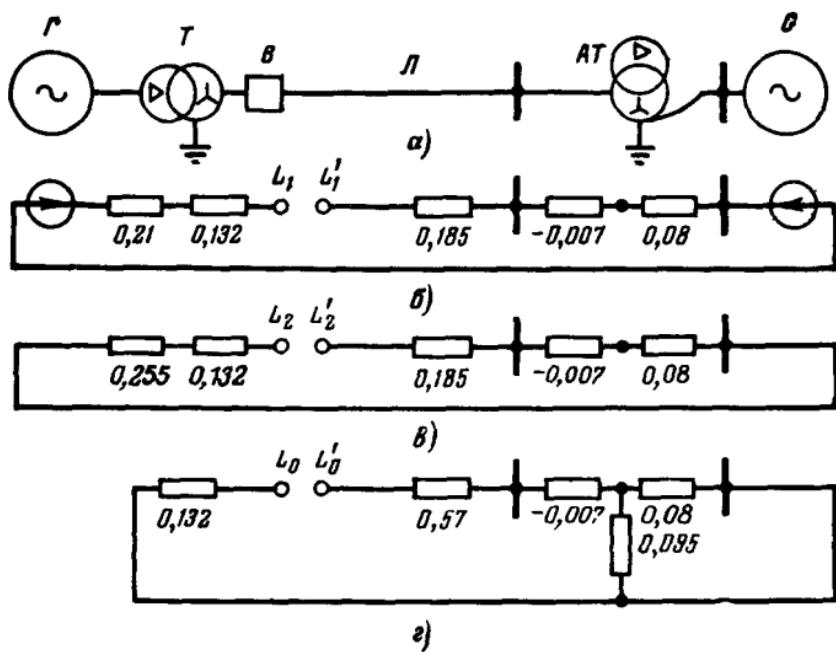


Рис 15-5 К примеру 15-1

a — исходная схема, *б* — схема замещения прямой последовательности, *в* — то же обратной последовательности, *г* — то же нейевой последовательности.

Возникновение продольной несимметрии в соответствии с правилом эквивалентности прямой последовательности приводит либо к увеличению сопротивления цепи (разрыв одной или двух фаз и пр.), либо к ее уменьшению (перекрытие сопротивления одной или двух фаз

и т. п.). В последнем случае для расчета переходного процесса могут быть использованы практические методы расчета коротких замыканий (гл. 10).

Пример 15-1. Для блока, состоящего из генератора Γ , трансформатора T , линии L и автотрансформатора AT (рис. 15-5,а) требуется сравнить величины начальных сверхпереходных токов при несинхронном включении его в систему C , считая, что такое включение производится одновременно:

- а) тремя фазами выключателя B ; б) то же двумя фазами; в) то же одной фазой.

Генератор Γ 176,5 Мв; 18 кв; $x''_d=0,21$; $x_2=0,255$.

Трансформатор T 160 Мв; 242/18 кв; $u_k=12\%$; $Y_0/\Delta-11$.

Автотрансформатор AT 200 Мв; 525/220/10,5 кв; $u_{BC}=10\%$; $u_{BN}=24\%$; $u_{CN}=12\%$; $Y_0/\Delta-11$.

Линия L 145 км; $x_1=0,425$ ом/км; $x_0=1,31$ ом/км.

Система C — источник бесконечной мощности ($x_1=x_2=x_0=0$) с напряжением 510 кв.

Решение проведем в относительных единицах, выбрав за базисные условия $S_b=176,5$ Мв, $U_{b1}=18$ кв; тогда $U_{b11}=242$ кв и $U_{b111}=577,5$ кв.

Схемы замещения отдельных последовательностей с указанием относительных базисных реактивностей их элементов приведены на рис. 15-5,б, в и г.

Результирующие реактивности схем отдельных последовательностей относительно места разрыва составляют:

$$x_{L1\Sigma} = 0,21 + 0,132 + 0,185 - 0,007 + 0,08 = 0,6;$$

$$x_{L2\Sigma} = 0,255 + 0,132 + 0,185 - 0,007 + 0,08 = 0,645;$$

$$x_{L0\Sigma} = 0,132 + 0,3 + 0,27 - 0,007 + (0,08/0,095) = 0,74.$$

Считаем, что при включении выключателя напряжение генератора по величине равно напряжению системы, которое в относительных единицах составляет $U=510/577,5=0,88$. Наиболее тяжелые условия по току имеют место, когда напряжения включаемых источников находятся в противофазе.

а) При включении трех фаз

Наибольшая величина сверхпереходного тока при этом будет:

$$I_L^{''(3)} = 2 \cdot 0,88 / 0,6 = 2,93.$$

б) При включении двух фаз (разрыв одной фазы)

Дополнительная реактивность, вводимая в схему прямой последовательности, будет

$$x_{\Delta L}^{(1)} = 0,645 / 0,74 = 0,345.$$

Значения составляющих прямой и обратной последовательностей наибольшего сверхпереходного тока будут:

$$I_{L1}^{''(1)} = \frac{2 \cdot 0,88}{0,6 + 0,345} = 1,86 \quad \text{и} \quad I_{L2}^{''(1)} = -1,86 \frac{0,345}{0,645} = -1.$$

Поскольку обмотки трансформатора имеют соединение Y/Δ , то в одной из фаз генератора эти составляющие тока совпадают по направлению, т. е. наибольшая величина тока в фазе генератора будет:

$$I_{Lr}''^{(1)} = 1,86 + 1 = 2,86.$$

в) При включении одной фазы (разрыв двух фаз)

В данном случае дополнительная реактивность составляет:

$$x_{\Delta L}^{(2)} = 0,645 + 0,74 = 1,385.$$

Составляющие прямой и обратной последовательностей наибольшего сверхпереходного тока будут.

$$I_{L1}''^{(2)} = I_{L2}''^{(2)} = \frac{2 \cdot 0,88}{0,6 + 1,385} = 0,89.$$

В двух фазах генератора эти составляющие тока сдвинуты друг относительно друга на 60° (имея в виду переход через Y/Δ) и, следовательно, величина наибольшего сверхпереходного тока в этих фазах генератора будет:

$$I_L''^{(2)} = \sqrt{3} \cdot 0,89 = 1,54.$$

Искомое соотношение между наибольшими сверхпереходными токами генератора при различных условиях его несинхронного включения получается следующим:

$$I_L''^{(3)} : I_L''^{(1)} : I_L''^{(2)} = 2,93 : 2,86 : 1,54 = 1 : 0,98 : 0,53.$$

Пример 15-2. От шин 10,5 кв тепловой электростанции отходит линия к потребителю. Ее присоединение выполнено через реактор 10 кв, 1000 а, $x=6\%$.

Определить для $t=0,2$ сек величину наибольшего тока в фазе при трехфазном коротком замыкании за реактором при условии, что одна фаза реактора закорочена. Сравнить этот ток с током для тех же условий, но при наличии всех трех фаз реактора.

Суммарная номинальная мощность станции 375 Мва, ее относительная реактивность для начального момента $x=0,24$.

Для решения воспользуемся методом расчетных кривых.

Реактивность реактора, отнесенная к номинальным данным станции, будет:

$$x = 0,06 \cdot \frac{21}{1} \cdot \frac{10}{10,5} = 1,2,$$

где суммарный номинальный ток генераторов станции $I_n = 375 / \sqrt{3} \cdot 10,5 = 21$ ка.

Закорачивание фазы реактора эквивалентно включению в эту фазу реактивности $x=-1,2$. Следовательно, дополнительная реак-

тивность, включаемая в схему прямой последовательности, согласно (15-24) будет:

$$x_{AL}^{(1)} = \frac{(-1,2)}{3} // (0,24 + 1,2) = \frac{-0,4 \cdot 1,44}{1,44 - 0,4} = -0,55.$$

Здесь принято $x_{L0\Omega} = \infty$, поскольку на стороне генераторного напряжения обычно сопротивление нулевой последовательности очень велико.

Расчетная реактивность в данном случае составляет:

$$x_{расч} = 0,24 + 1,2 - 0,55 = 0,89.$$

По кривым рис. 10,7,б при $x_{расч} = 0,89$ для $t = 0,2$ сек находим $I_{L1}^* \approx 1$.

Ток обратной последовательности в месте несимметрии по (15-8а) будет:

$$I_{L2} = -\frac{(-0,55)}{1,44} \cdot 1 = 0,38.$$

Следовательно, искомый наибольший ток составляет:

$$I_L = 1 + 0,38 = 1,38 \text{ или } I_L = 1,38 \cdot 21 = 29 \text{ ка.}$$

При наличии трех фаз реактора $x_{расч} = 1,44$ и ток короткого замыкания по тем же кривым рис. 10-7,б получается

$$I_L = 0,64 \text{ или } I_L = 0,64 \cdot 21 = 13,4 \text{ ка.}$$

Таким образом, закорачивание одной фазы реактора при заданных условиях приводит к увеличению тока короткого замыкания более чем в 2 раза.

Пример 15-3. Для генератора намечается провести опыт по схеме, представленной на рис. 15-6. Предварительно генератор нагружают чисто реактивным отстающим током, равным 80% номинального тока; при этом напряжение генератора устанавливают на уровне номинального. Затем производят включение выключателя фазы A, а через 0,8 сек дополнительно включают выключатель фазы B и одновременно вводят в действие автомат гашения поля (АГП).

Для указанного цикла проводимого опыта требуется построить кривые изменения во времени токов всех последовательностей (их модулей), э. д. с. E'_q и напряжения прямой последовательности генератора.

Генератор имеет следующие параметры: $x_d = 1,0$; $x'_d = 0,3$; $x_2 = 0,42$; $x_0 = 0,06$; $T_{f0} = 3$ сек; $I_{f\text{пр}} = 3,2$; $T_e = 0$; АРВ включено; разрядное сопротивление АГП $r = 1,5r_f$.

Нейтраль генератора заземлена через реактивность, относительная величина которой составляет 0,18.

Определим вначале величины, относящиеся к предшествующему режиму генератора.

Относительная величина внешней реактивности, очевидно, составляет $x = 1/0,8 = 1,25$. Считая, что взаимоиндукции между фазами

нет, эта реактивность для всех последовательностей тока будет одинакова.

Предшествующее значение переходной э. д. с. составляет:

$$E'_{q0} = 1 + 0,8 \cdot 0,3 = 1,24.$$

После включения выключателя фазы A реактивность x , включенная в эту фазу, оказывается закороченной. Этому эквивалентно включение в фазу A реактивности $x = -1,25$.

Результирующие реактивности схемы будут:

$$x_{L2\Sigma} = 0,42 + 1,25 = 1,67 \text{ и } x_{L0\Sigma} = 0,06 + 3 \cdot 0,18 + 1,25 = 1,85.$$

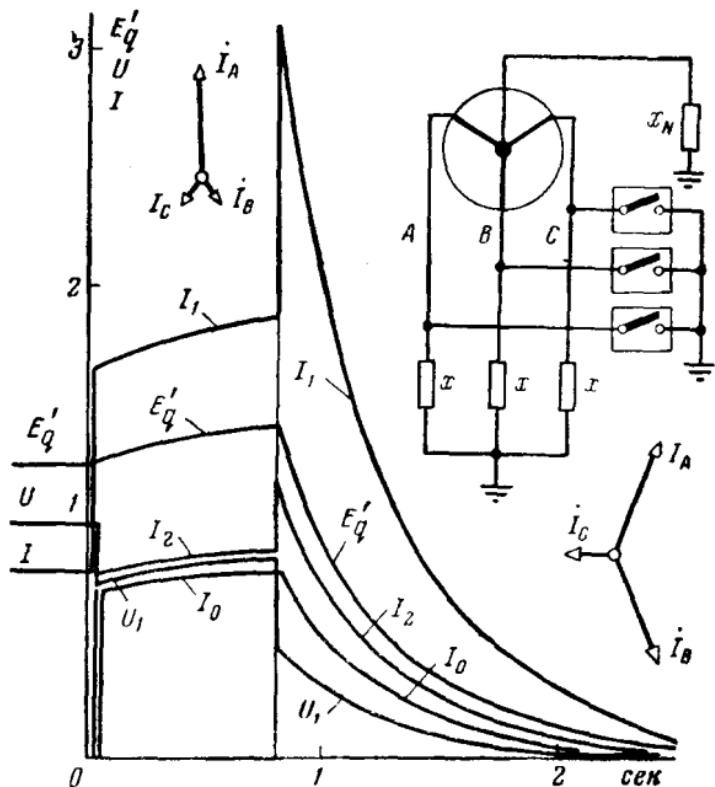


Рис. 15-6. К примеру 15-3.

Для первого этапа опыта дополнительная реактивность, включаемая в схему прямой последовательности, будет:

$$x_{AL}^{(1)} = \left(-\frac{1,25}{3} \right) // 1,67 // 1,85 = -0,8.$$

Начальное значение тока прямой последовательности первого этапа опыта

$$I'_{L1} = \frac{1,24}{0,3 + 1,25 - 0,8} = 1,65;$$

установившийся ток прямой последовательности первого этапа

$$I_{L1} = \frac{3,2}{1,0 + 1,25 - 0,8} = 2,2;$$

значение постоянной времени

$$T'_d = 3 \frac{0,3 + 1,25 - 0,8}{1,0 + 1,25 - 0,8} = 1,55 \text{ сек.}$$

Значение тока прямой последовательности через 0,8 сек будет:

$$I_{L1} = 2,2 + (1,65 - 2,2) e^{-0,8/1,55} = 1,88.$$

Значение E'_q через 0,8 сек $E'_q = 1,88 (0,3 + 1,25 - 0,8) = 1,41$.

Напряжение прямой последовательности в начальный момент

$$U_1 = 1,65 (1,25 - 0,8) = 0,74$$

и через 0,8 сек

$$U_1 = 1,88 (1,25 - 0,8) = 0,845$$

Значения токов обратной и нулевой последовательностей в начальный момент

$$I_{L2} = -\frac{(-0,8)}{1,67} 1,65 = 0,79 \text{ и } I_{L0} = -\frac{(-0,8)}{1,85} 1,65 = 0,715;$$

через 0,8 сек $I_{L2} = 0,88$ и $I_{L0} = 0,795$

После включения выключателя фазы B процесс можно рассматривать как включение в фазу C короткозамкнутого генератора реактивности $x = 1,25$. В этом случае дополнительная реактивность, вводимая в схему прямой последовательности, будет

$$x_{AL}^{(1)} = \frac{1,25}{3} // 0,42 // (0,06 + 3 \cdot 0,18) = 0,155.$$

Следовательно, симметричные составляющие тока после включения выключателя фазы B возрастают до следующих значений

$$I_{L1} = \frac{1,41}{0,3 + 0,155} = 3,1; I_{L2} = -\frac{0,155}{0,42} 3,1 = -1,19$$

и

$$I_{L0} = -\frac{0,155}{(0,06 + 3 \cdot 0,18)} 3,1 = -0,8,$$

а напряжение прямой последовательности упадет до $U_1 = 3,1 \cdot 0,155 = 0,48$.

Поскольку в этот момент происходит гашение поля, то дальнейшее затухание (до нуля) всех величин будет происходить с по 400

стоянной времени

$$T'_d = 3 \cdot \frac{1}{1+1,5} \cdot \frac{0,3 + 0,155}{1,0 + 0,155} = 0,47 \text{ сек.}$$

Требуемые кривые показаны на рис. 15-6. Там же показан вид векторных диаграмм токов на первом и втором этапах опыта

15-6. Комплексные схемы замещения

Полученные выше соотношения между симметричными составляющими падений напряжений в месте рассматриваемой продольной несимметрии позволяют со-

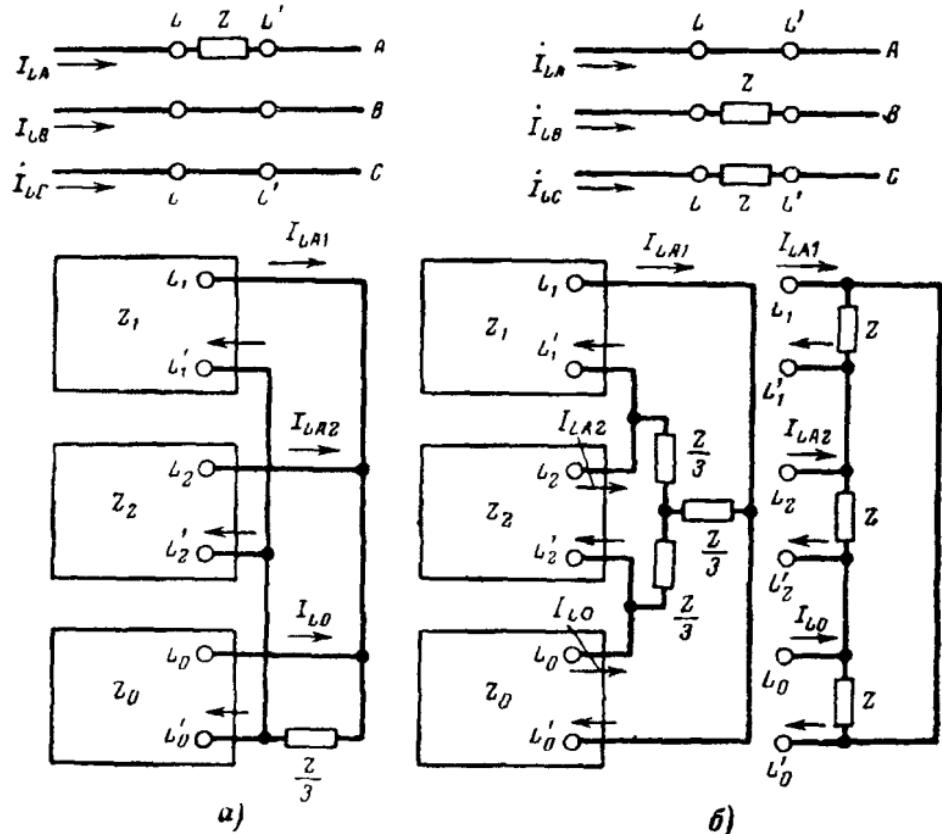


Рис. 15-7 Комплексные схемы замещения

а — при наличии сопротивления в одной фазе, б — при наличии одинаковых сопротивлений в двух фазах

ставить для каждого вида несимметрии комплексную схему замещения, соединив соответственным образом между собой схемы отдельных последовательностей и введя сопротивление, обусловливающее данную несимметрию.

Такие схемы приведены на рис. 15-7, а и б, причем в последнем случае показаны два варианта соединения, а именно: когда сопротивления $Z/3$ соединены в звезду и когда сопротивления Z соединены в треугольник.

Как и при однократной поперечной несимметрии, эти комплексные схемы соответствуют особой фазе, в качестве которой, как обычно, принята фаза A .

Все сказанное в § 14-7 относительно наглядности и целесообразности комплексных схем при поперечной не-

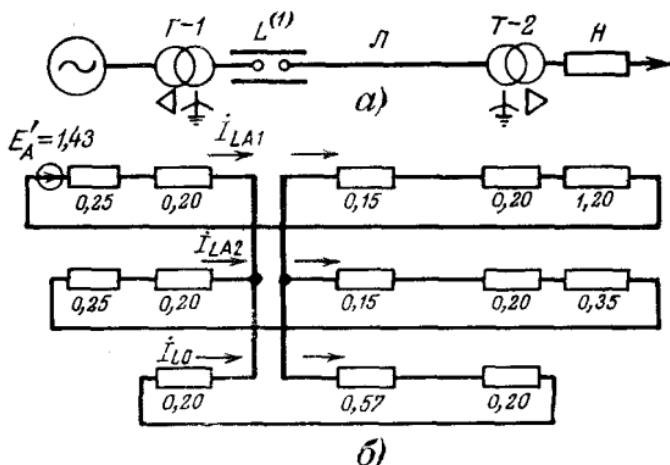


Рис. 15-8. К примеру 15-4.

а — исходная схема; б — комплексная схема замещения.

симметрии и полной мере относится также к комплексным схемам при продольной несимметрии. Они особенно удобны при использовании расчетных моделей или столов, а также в совместном применении с аналоговыми вычислительными машинами.

Пример 15-4. Для схемы рис. 15-8, а определить токи в линии при разрыве провода одной ее фазы.

Комплексная схема для данного случая приведена на рис. 15-8, б, где все элементы выражены в относительных единицах при базисных условиях.

Результирующие реактивности отдельных последовательностей относительно места разрыва составляют:

$$x_{L1\Sigma} = 0,15 + 0,20 + 1,20 + 0,25 + 0,20 = 2,0;$$

$$x_{L2\Sigma} = 0,15 + 0,20 + 0,35 + 0,25 + 0,20 = 1,15;$$

$$x_{L0\Sigma} = 0,57 + 0,20 + 0,20 = 0,97.$$

Дополнительная реактивность

$$x_{\Delta L}^{(1)} = 1,15 / 0,97 = 0,526,$$

Симметричные составляющие токов в месте обрыва будут:

$$I_{LA1} = \frac{1,43}{(2.0 + 0,526)} = 0,565; I_{LA2} = -\frac{0,526}{1,15} \cdot 0,565 = -0,258;$$

$$I_{L0} = -\frac{0,526}{0,97} \cdot 0,565 = -0,307.$$

Ток в неповрежденных фазах линии

$$I_{LB} = I_{LC} = a^2 \cdot 0,565 - a \cdot 0,258 - 0,307 = 0,85 \angle 237^\circ.$$

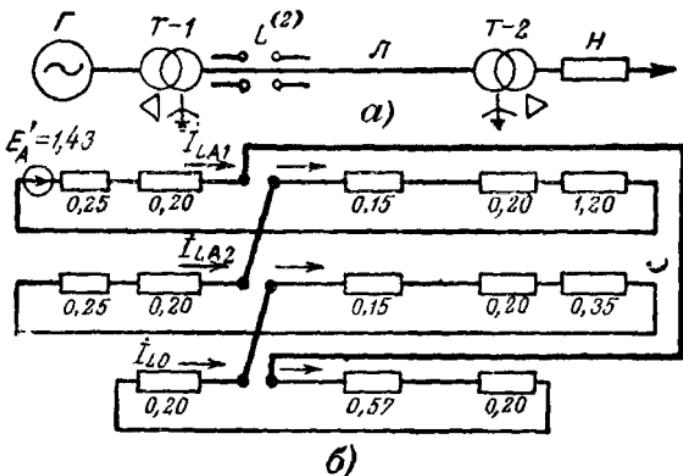


Рис. 15-9. К примеру 15-5.

a — исходная схема; *б* — комплексная схема замещения.

Как отмечалось в § 15-2, для определения модуля тока неповрежденных фаз можно использовать коэффициент $m^{(1,1)}$ (см. табл. 14-2), т. е.

$$I_L = \sqrt[3]{1 - \frac{1,15 \cdot 0,97}{(1,15 + 0,97)^2}} \cdot 0,565 = 0,85.$$

Для сравнения отметим, что при нормальной работе линии фазный ток $I = 0,715$. Следовательно, при обрыве одной фазы (или при ее преднамеренном отключении) ток в здоровых фазах возрастает на $(0,85 - 0,715) / 0,715 = 19\%$ (при сохранении той же подключенной нагрузки).

Пример 15-5. Для той же схемы (рис. 15-9, а), что и в предыдущем примере, определить ток в линии при разрыве проводов двух ее фаз.

Для этого случая комплексная схема показана на рис. 15-9, б.

Используя подсчитанные ранее значения $x_{L2\Sigma} = 1,15$ и $x_{L0\Sigma} = 0,97$, находим дополнительную реактивность

$$x_{\Delta L}^{(2)} = 1,15 + 0,97 = 2,12.$$

Симметричные составляющие тока неповрежденной фазы A будут (имея в виду, что $x_{L\Sigma} = 2,0$):

$$I_{LA1} = I_{LA2} = I_{L0} = \frac{1,43}{(2,0 + 2,12)} = 0,35$$

и соответственно фазный ток линии

$$I_{LA} = 3 \cdot 0,35 = 1,05,$$

т. е. он на 47% больше, чем при нормальной работе линии.

Пример 15-6. Вернемся к примеру 14-8. В нем включение асинхронного двигателя при разомкнутой одной фазе рассматривалось

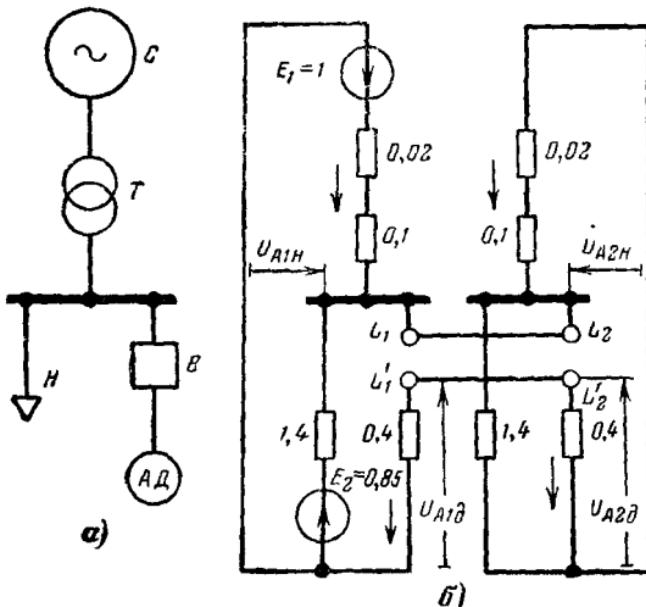


Рис. 15-10. К примеру 15-6

a — исходная схема; *б* — комплексная схема замещения

как двухфазное короткое замыкание за реактивностью заторможенного двигателя. Его решение можно выполнить также, исходя из заданной продольной несимметрии. В этом случае комплексная схема будет иметь вид, как на рис. 15-10,б. Достаточно сравнить эту схему со схемой на рис. 14-17,б, чтобы убедиться, что результаты решения по обеим схемам тождественны. Некоторым преимуществом схемы рис. 15-10,б является то, что в ней четко и наглядно отображены условия разрыва одной фазы и видны симметричные составляющие напряжения у нагрузки H и у включаемого двигателя AD .

15-7. Распределение напряжений

Нахождение симметричных составляющих токов и напряжений при продольной несимметрии, вообще говоря, полностью решается на основе соответствующей ком-404

плексной схемы. При этом следует иметь в виду некоторую особенность продольной несимметрии, заключающуюся в том, что если напряжения прямой последовательности по концам несимметричного участка отлича-

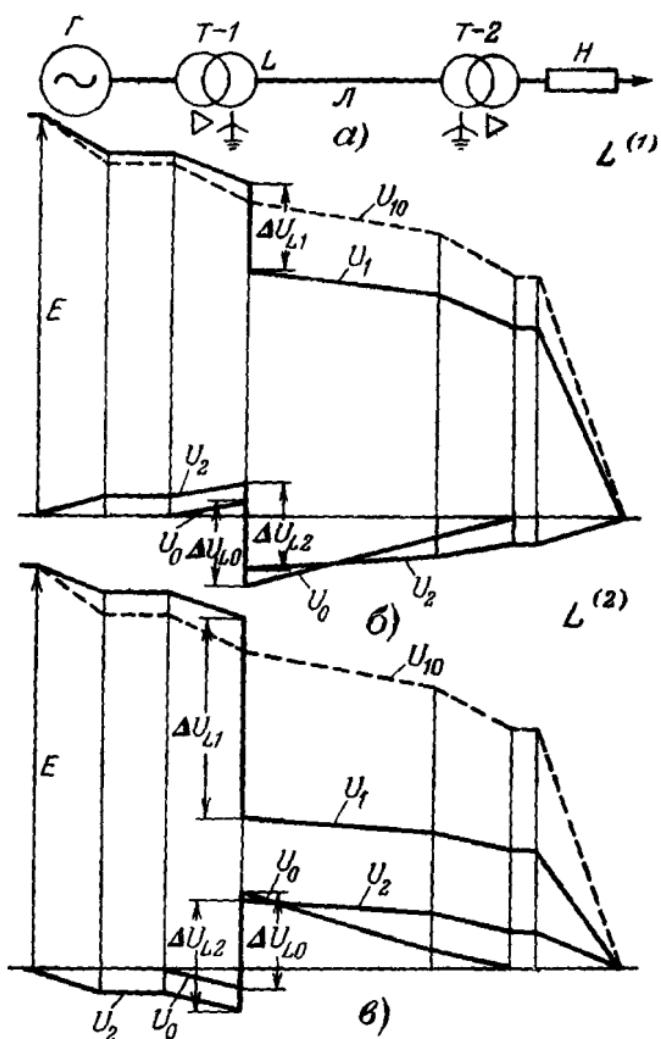


Рис. 15-11. Эпюры напряжений отдельных последовательностей.

а — исходная схема; б — эпюры при разрыве одной фазы линии; в — эпюры при разрыве двух фаз линии

ются только по величине, то напряжения обратной и пульсовой последовательностей отличаются также и по знаку.

Наглядным примером могут служить эпюры напряжений отдельных последовательностей, показанные на

рис. 15-11. Они построены для той же схемы (рис. 5-11,*a*), которая использована в примерах 15-4 и 15-5. Пунктиром проведена эпюра напряжений в нормальном режиме данной схемы.

В схеме с односторонним питанием (рис. 15-11,*a*) при разрыве одной фазы (рис. 15-11,*b*) напряжение прямой последовательности за местом разрыва значительно выше, чем при разрыве двух фаз (рис. 15-11,*b*). До места разрыва, наоборот, в последнем случае напряжение несколько выше.

Напряжения обратной и нулевой последовательностей при разрыве одной и двух фаз по знаку противоположны. По мере удаления от места продольной несимметрии степень искажения векторной диаграммы напряжений снижается, так как возрастает относительное участие составляющей напряжения прямой последовательности даже при удалении от источника питания, как это видно из эпюр рис. 15-11,*b* и *v*. Правда, в последнем случае сами величины напряжений прямой последовательности существенно меньше (особенно при разрыве двух фаз), чем при нормальном режиме.

Если сохраняется предшествующая э. д. с. источника, то напряжения прямой последовательности до места разрыва оказываются, напротив, выше предшествующих.

15-8. Применение принципа наложения

Когда предшествующий режим цепи, где произошел разрыв одной или двух фаз, известен, то определение токов и напряжений после разрыва удобно вести, используя принцип наложения. Неполнофазный режим можно представить как результат наложения на предшествующий режим собственно аварийного режима, определяемого при условии, что в месте разрыва введен источник тока ($-I_{LA0}$) и все э. д. с. из схемы удалены.

Применимельно к разрыву одной фазы и разрыву двух фаз на рис. 15-12,*a* и *b* показаны комплексные схемы замещения для собственно аварийных режимов. Источник тока включается в место разрыва в схеме прямой последовательности. Разумеется, если его закоротить и в схему прямой последовательности ввести предшествующие э. д. с., то для этой схемы будет создан предшествующий режим; при этом составляющих токов обратной и нулевой последовательностей не будет.

Распределение тока и потенциалы разных точек, получаемые в схемах обратной и нулевой последовательностей соответствующей комплексной схемы собственно аварийного режима (рис. 15-12) при введении в место разрыва источника тока ($-i_{LA0}$), определяют значения токов и напряжений обратной и нулевой последовательностей. Для нахождения тока прямой последовательности в любой ветви нужно полученный для этой ветви собственно аварийный ток прямой последовательности сложить с ее предшествующим током. Аналогично следует поступать при определении напряжений прямой последовательности.

Из указанной формы принципа наложения непосредственно следует: чем больше предшествующий ток в цепи, где в последующем предполагается разрыв неполного числа фаз, тем соответственно больше аварийные составляющие и тем, следовательно, сильнее искажена симметрия токов и напряжений.

Как отмечалось в § 2-6, принцип наложения часто можно применять недостаточно строго, определяя собственно аварийный режим для чисто индуктивной схемы и налагая его затем на предшествующий режим, который соответствует схеме с элементами, выраженнымми своим полными сопротивлениями. Эта нестрогость обычно приводит к погрешностям, лежащим в допустимых пределах.

Пример 15-7. Для схемы рис. 15-13, а построить векторные диаграммы токов в обеих цепях линии при разрыве провода фазы А цепи I. Предшествующие фазные токи каждой цепи линии составляют 305 а

Генератор Γ 250 Мв; 13,8 кв; $x'_d = 0,29$, $x_2 = 0,36$

Трансформатор T 240 Мв; 248/13,8 кв; $u_k = 14\%$; $Y_0/\Delta-11$.

Автотрансформатор AT 200 Мв; 209/121/11 кв; $u_{BC} = 9\%$; $u_{BN} = 35\%$; $u_{CN} = 20\%$; $Y_0/\Delta-11$.

Линия L 175 км; $x_1 = 0,41$ ом/км одной цепи; $x_0 = 3,5 x_1$ одной цепи; $x_{01-II} = 0,82$ ом/км.

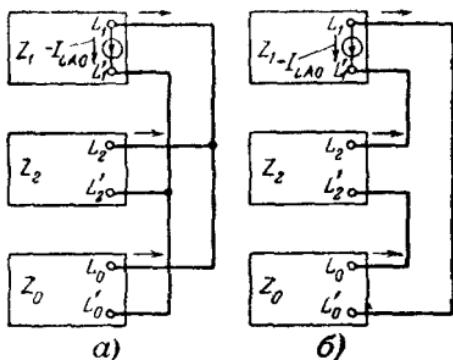


Рис. 15-12. К применению принципа наложения

а — при разрыве одной фазы, б — при разрыве двух фаз

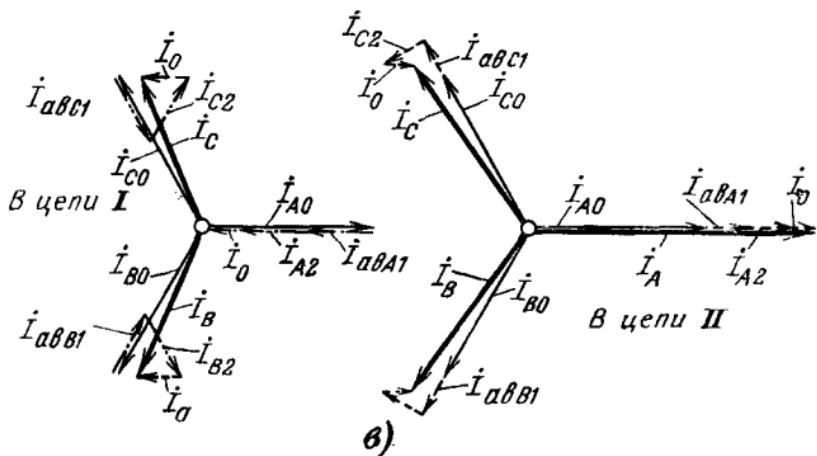
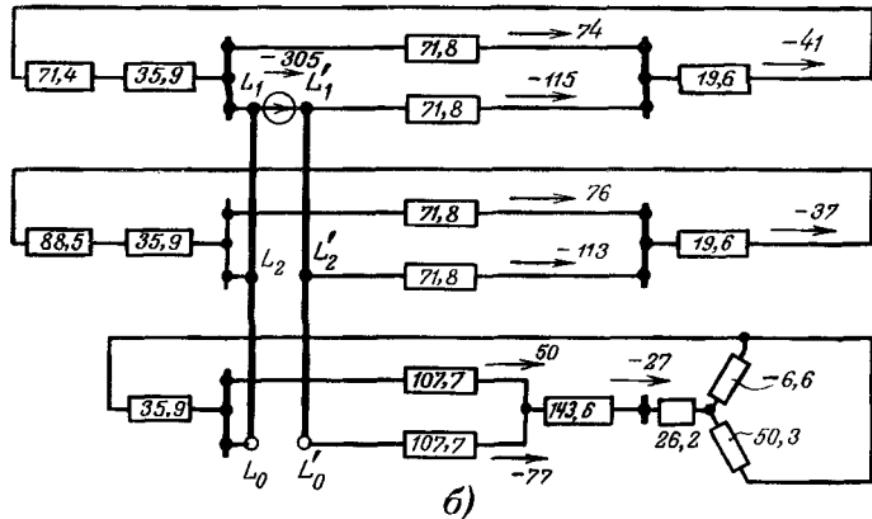
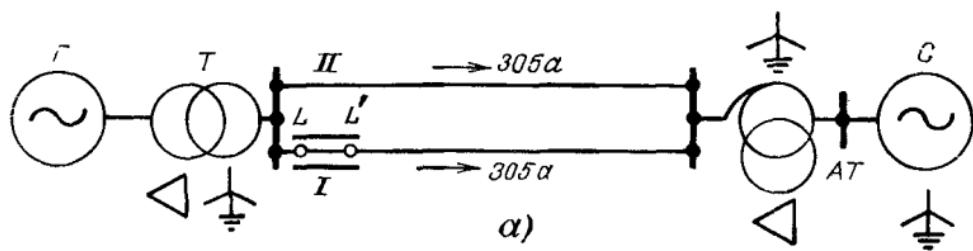


Рис. 15-13. К примеру 15-7.

a — исходная схема; *b* — комплексная схема замещения для собственно аварийного режима (с источником тока в месте разрыва фазы); *c* — векторные диаграммы токов в цепях линии.

Система C — источник бесконечной мощности ($x_1 = x_2 = x_0 = 0$) с напряжением 110 кв.

Решение проведем по принципу наложения. Комплексная схема замещения для собственно аварийного режима заданной схемы представлена на рис. 15-13,б. Реактивности всех ее элементов выражены в омах и приведены к ступени напряжения, на которой имеется линия.

Результирующие реактивности схем отдельных последовательностей составляют:

$$x_{L1\Sigma} = 117,8 \text{ ом}; x_{L2\Sigma} = 119,8 \text{ ом}; x_{L0\Sigma} = 177,3 \text{ ом}.$$

Результирующая реактивность комплексной схемы относительно источника тока будет:

$$x_{\Sigma} = 117,8 // 119,8 // 177,3 = 44,5 \text{ ом}.$$

Собственно аварийная составляющая тока прямой последовательности в месте разрыва

$$I_{abLA} = -305 \cdot \frac{44,5}{117,8} = -115 \text{ а;}$$

составляющие токов обратной и нулевой последовательностей в месте разрыва

$$I_{LA2} = -305 \cdot \frac{44,5}{119,3} = -113 \text{ а;}$$

$$I_{L0} = -305 \cdot \frac{44,5}{177,3} = -77 \text{ а.}$$

Распределение этих токов в схемах соответствующих последовательностей показано на рис. 15-13,б.

По найденным составляющим токов на рис. 15-13,в построены требуемые векторные диаграммы токов; при этом условно принято, что предшествующий ток совпадает по фазе с собственно аварийной составляющей тока прямой последовательности.

ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫЕ
ПЕРЕХОДНЫЕ ПРОЦЕССЫ
ПРИ ОСОБЫХ УСЛОВИЯХ

Глава шестнадцатая

СЛОЖНЫЕ ВИДЫ ПОВРЕЖДЕНИЙ

16-1. Общие замечания

Как отмечалось ранее (§ 1-1), сложные виды повреждений представляют собой совокупность нескольких несимметричных замыканий или нарушений продольной симметрии отдельных участков системы. Возможны случаи, когда в системе одновременно возникают как поперечная, так и продольная несимметрия в самых различных комбинациях.

Практический интерес обычно представляет одновременное нарушение симметрии лишь в двух точках системы, так как более сложные повреждения являются редкими исключениями. Поэтому в дальнейшем рассмотрена лишь двукратная несимметрия, причем предполагается, что обе несимметрии возникают практически одновременно, хотя в действительности они могут следовать одна за другой.

Подробное исследование сложных видов повреждений представляет самостоятельную проблему, решению которой посвящено много научных работ. В данной главе остановимся лишь на основных принципах расчета таких повреждений. Их конкретное применение показано на двух наиболее часто встречающихся случаях, а именно: при двойных замыканиях на землю в системе с изолированной нейтралью и при однофазном коротком замыкании с одновременным разрывом фазы.

16-2. Общий путь решения

Любая несимметрия, как известно, в полной мере характеризуется симметричными составляющими токов и напряжений в месте данной несимметрии. Следовательно, при двукратной несимметрии подлежат определению двенадцать неизвестных величин — по три симметричных составляющих тока и напряжения в каждой точке несимметрии. Для определения этих неизвестных нужно составить такое же число независимых уравнений.

В гл. 14 и 15 было установлено, что из граничных условий возникшей несимметрии непосредственно вытекают три соотношения для симметричных составляющих токов и напряжений в месте несимметрии. Таким образом, при двукратной несимметрии половина общего числа необходимых уравнений является следствием граничных условий. Остальные уравнения также нетрудно получить, рассматривая связи между токами и напряжениями одноименной последовательности. Так, при попарочных несимметриях одновременно в произвольных точках M и N заданной системы, схемы отдельных последовательностей которой после преобразований могут быть представлены в виде эквивалентных трехлучевых звезд (рис. 16-1), для составляющих напряжений в точках несимметрии имеем:

для прямой последовательности (рис. 16-1, a)

$$\dot{U}_{MA1} = \dot{E}_{M1} - j\dot{I}_{MA1}(x_{M1} + x_{H1}) - j\dot{I}_{NA1}x_{H1}; \quad (16-1)$$

$$\dot{U}_{NA1} = \dot{E}_{N1} - j\dot{I}_{MA1}x_{H1} - j\dot{I}_{NA1}(x_{N1} + x_{H1}); \quad (16-2)$$

для обратной последовательности (рис. 16-1, b)

$$U_{MA2} = -j\dot{I}_{MA2}(x_{M2} + x_{H2}) - j\dot{I}_{NA2}x_{H2}; \quad (16-3)$$

$$U_{NA2} = -j\dot{I}_{MA2}x_{H2} - j\dot{I}_{NA2}(x_{N2} + x_{H2}); \quad (16-4)$$

для нулевой последовательности (рис. 16-1, c)

$$\dot{U}_{M0} = -j\dot{I}_{M0}(x_{M0} + x_{H0}) - j\dot{I}_{N0}x_{H0}; \quad (16-5)$$

$$\dot{U}_{N0} = -j\dot{I}_{M0}x_{H0} - j\dot{I}_{N0}(x_{N0} + x_{H0}). \quad (16-6)$$

Вместо такой формы записи уравнений можно составить уравнения для симметричных составляющих то-

ков, выразив их через э. д. с., напряжения и проводимости элементов схем отдельных последовательностей. Для каждого конкретного случая сложной несимметрии используют ту форму записи уравнений, которая дает наиболее простой и удобный путь решения. Иногда представляется целесообразным одновременное использование обеих форм записи или одной из смешанных форм, как, например, форма четырехполюсника¹

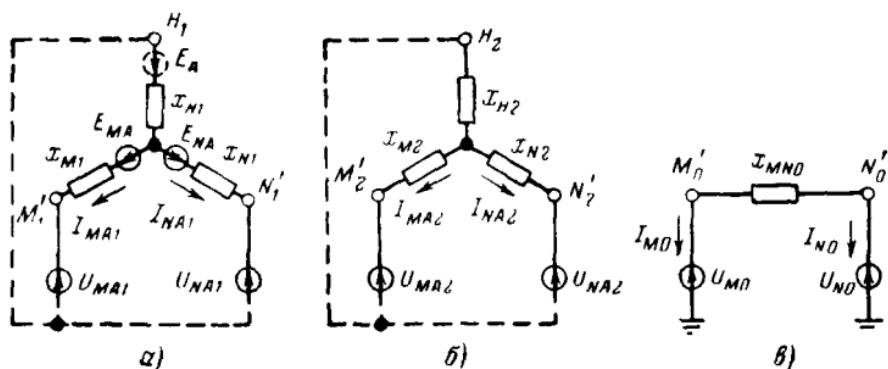


Рис. 16-1 Элементарные схемы прямой (а), обратной (б) и нулевой (в) последовательностей при несимметричных коротких замыканиях одновременно в двух точках (M и N)

Дальнейший расчет двукратной несимметрии по существу сводится к решению системы 12 линейных уравнений. Оно может быть выполнено различными известными способами и, в частности, с применением матричной алгебры.

Уравнения (16-1)–(16-6) и все соотношения, которые вытекают из граничных условий рассматриваемой двукратной несимметрии, разумеется, справедливы для любого момента времени возникающего переходного процесса. Однако не следует забывать, что э. д. с. E_{MA} и E_{NA} , входящие соответственно в (16-1) и (16-2), в общем случае являются также переменными и неизвестными величинами.

Применение здесь метода спрямленных характеристик по существу практически разрешает эти затруднения, поскольку в соответствии с этим методом каждый генератор может быть представлен в любой момент времени

¹ При наличии расчетной модели (стола) все коэффициенты уравнений (в любой форме их записи) легко находят, используя соответствующие измерения.

соответствующими расчетными значениями э. д. с. и реактивности. Естественно возникает вопрос: можно ли применить другие практические методы расчета переходного процесса (в частности, метод расчетных кривых) и возможно ли вообще в таких условиях найти, например, постоянную времени затухания свободного переходного тока?

Чтобы ответить на этот вопрос, достаточно вспомнить, что подобные трудности при однократной несимметрии позволило разрешить, в сущности, правило эквивалентности прямой последовательности, которое в свою очередь является следствием комплексной схемы замещения при однократной несимметрии. Поэтому обратимся к вопросу о возможности образования такой схемы при двукратной несимметрии

16-3. Комплексные схемы

При многократной несимметрии объединения схем отдельных последовательностей одновременно по каждому месту несимметрии, как правило, недопустимы, так как при этом возникают электрические связи, нарушающие истинное токораспределение в схеме. Чтобы исключить последние, нужно схемы отдельных последовательностей соединить непосредственно (электрически) лишь по какой-либо одной точке несимметрии, а по остальным точкам несимметрии соединения выполнить через промежуточные трансформаторы.

В качестве примера на рис. 16-2 показана такая комплексная схема, выполненная для случая однофазного короткого замыкания в точке K с одновременным разрывом одной фазы в точке L . Схема составлена в двух вариантах, которые отличаются характером соединений в точках несимметрии.

Подобного типа комплексные схемы могут быть использованы на расчетных моделях (столах) переменного тока, причем условием применения для связей обычных трансформаторов является очевидное требование, чтобы особые фазы в каждом месте несимметрии в приведенной (к одной ступени напряжения) схеме были одинаковы, так как в противном случае для соблюдения граничных условий нужно еще обеспечить соответствующие угловые сдвиги токов и напряжений отдельных последовательностей. Для уменьшения погрешностей от введен-

ния промежуточных трансформаторов последние должны обладать высокой добротностью (ничтожным рассеянием и очень большим сопротивлением намагничивания). В силу указанных ограничений комплексные схемы с промежуточными трансформаторами на практике почти не применяют.

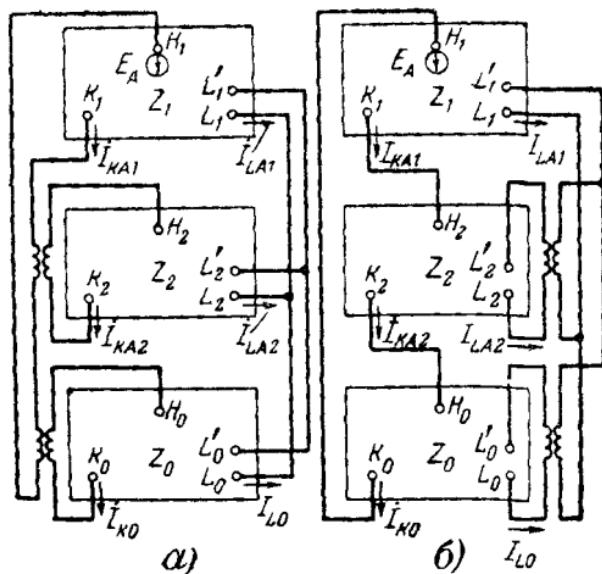


Рис. 16-2 Комплексная схема для однофазного короткого замыкания с одновременным разрывом одной фазы.

а — непосредственное соединение по месту разрыва, *б* — то же по месту короткого замыкания

Весьма эффективным и перспективным является использование элементов математических машин, которые позволяют практически создать комплексную схему для любой многократной несимметрии; при этом обеспечивается строгое соблюдение всех граничных условий.

Для образования комплексной схемы замещения, вообще говоря, достаточно непосредственно соединить схемы отдельных последовательностей по одной из точек несимметрии, а во всех остальных точках несимметрии вместо трансформаторных связей ввести напряжения соответствующих последовательностей, значения которых подлежат определению. Практический смысл такого соединения по существу заключается в исключении соответствующих граничных условий и тем самым сокращении числа неизвестных, что в какой-то мере упрощает дальнейшее решение.

Пример такой комплексной схемы замещения для тех же условий, что и схема рис. 16-2, приведен на рис. 16-3, где соединение выполнено по месту разрыва. Число неизвестных от такого соединения сократилось вдвое. Для их нахождения следует использовать граничные условия для места короткого замыкания и уравнения связи между токами и напряжениями каждой последовательности в месте короткого замыкания, причем эти уравнения теперь должны быть составлены уже на основе комплексной схемы замещения рис. 16-3.

Выполнение расчета с использованием комплексной схемы замещения, составленной по одной из точек несимметрии, можно существенно упростить, применяя в различных модификациях принцип наложения [Л. 3].

Для некоторых случаев двукратной несимметрии представляется возможным к аварийным точкам в схеме прямой последовательности присоединить дополнительные сопротивления, величины которых определяются параметрами схем замещения обратной и нулевой последовательностей и зависят от вида несимметрии, и свести расчет токов прямой последовательности к расчету токов при некотором трехфазном коротком замыкании в одной точке. Иногда это можно сделать только с известным приближением, однако возникающая от этого погрешность, как правило, находится в допустимых для практики пределах.

Таким образом, когда имеется указанная возможность, это означает, что известное правило эквивалентности прямой последовательности при несимметрии в одной точке (§ 14-6 и 15-5) распространяется на двукратную несимметрию. Поэтому в таких случаях могут быть использованы все практические методы расчета, которые используются при однократной несимметрии.

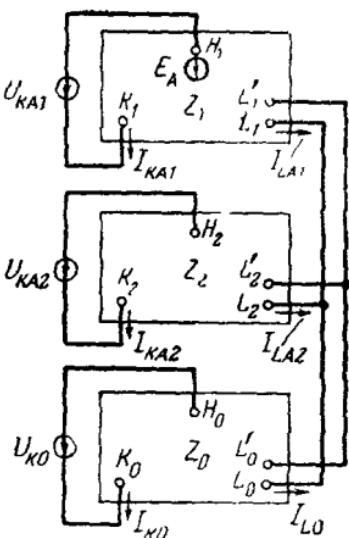


Рис. 16-3. Комплексная схема для однофазного короткого замыкания с одновременным разрывом одной фазы (в месте короткого замыкания приложены напряжения отдельных последовательностей).

Напомним, что применение правила эквивалентности прямой последовательности предполагает учет только основной гармоники переменных величин, чем обычно ограничиваются в практических расчетах.

16-4. Двойные замыкания на землю

Пусть в произвольных точках M и N сети, работающей с изолированной нейтралью¹, произошли одновременные замыкания на землю соответственно фазы B и фазы C (рис. 16-4, а). При этом для упрощения примем, что оба замыкания металлические и все элементы цепи чисто индуктивные.

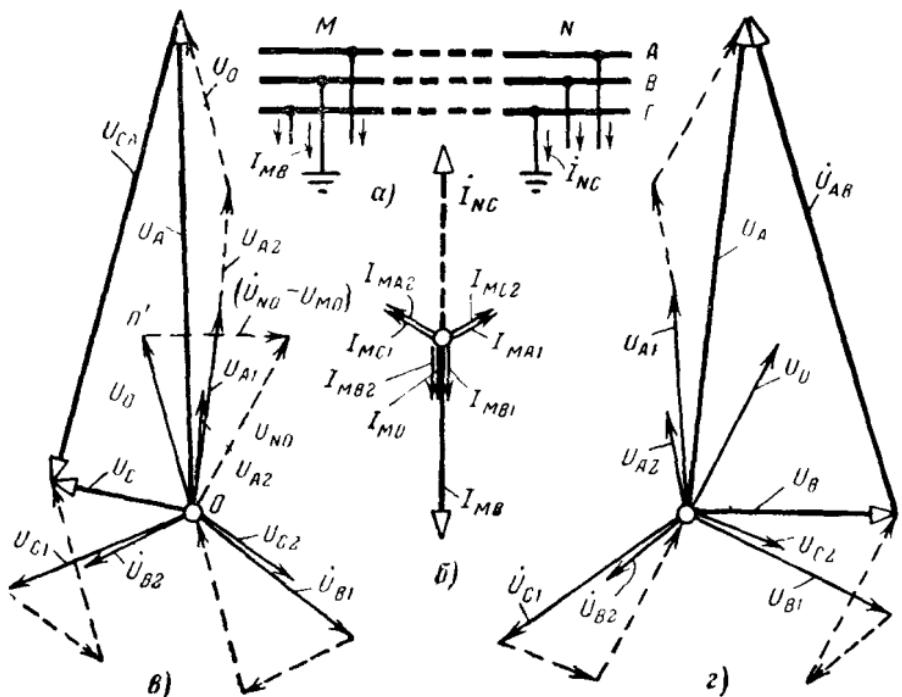


Рис. 16-4. Двойное замыкание на землю.

а — принципиальная схема; *б* — векторная диаграмма токов в точке M . *в* — тоже напряжений в точке M , *г* — то же напряжений в точке N .

Аналогично рассмотренному в § 14-3 граничные условия в обеих точках замыкания будут:

$$I_{MA} = 0; \quad (16-7)$$

$$I_{MC} = 0; \quad (16-8)$$

¹ Или с нейтралью, заземленной через дугогасящие устройства (см § 17-2).

$$\dot{U}_{MB} = 0; \quad (16-9)$$

$$\dot{I}_{NA} = 0; \quad (16-10)$$

$$\dot{I}_{NB} = 0; \quad (16-11)$$

$$\dot{U}_{NC} = 0. \quad (16-12)$$

Дополнительным условием данного вида повреждения, очевидно, является равенство:

$$\dot{I}_{MB} = -\dot{I}_{NC}. \quad (16-13)$$

Приняв неповрежденную (особую) фазу A за основную, запишем через симметричные составляющие следствия, которые вытекают из этих граничных условий (§ 14-3):

$$\dot{I}_{MB2} = \dot{I}_{MB1} \text{ или } \dot{I}_{MA2} = a\dot{I}_{MA1}; \quad (16-14)$$

$$\dot{I}_{M0} = \dot{I}_{MB1} \text{ или } \dot{I}_{M0} = a^2\dot{I}_{MA1}; \quad (16-15)$$

$$\dot{U}_{MB1} + \dot{U}_{MB2} + \dot{U}_{N0} = a^2\dot{U}_{MA1} + a\dot{U}_{MA2} + \dot{U}_{M0} = 0; \quad (16-16)$$

$$\dot{I}_{NC2} = \dot{I}_{NC1} \text{ или } \dot{I}_{NA2} = a^2\dot{I}_{NA1}; \quad (16-17)$$

$$\dot{I}_{N0} = \dot{I}_{NC1} \text{ или } \dot{I}_{N0} = a\dot{I}_{NA1}; \quad (16-18)$$

$$\dot{U}_{NC1} + \dot{U}_{NC2} + \dot{U}_{N0} = a\dot{U}_{NA1} + a^2\dot{U}_{NA2} + \dot{U}_{N0} = 0; \quad (16-19)$$

и, наконец, из (16-13) в соответствии с (16-14), (16-15), (16-17) и (16-18)

$$\dot{I}_{NA1} = -a\dot{I}_{MA1}. \quad (16-20)$$

Последнее равенство показывает, что симметричные составляющие токов в обоих местах замыкания не являются независимыми переменными, а, напротив, находятся в жесткой связи между собой, как это наглядно иллюстрируют векторные диаграммы на рис. 16-5.

Элементарные схемы отдельных последовательностей для рассматриваемого случая приведены на рис. 16-6.

Уравнения связи между токами и напряжениями прямой и обратной последовательностей в точках M и N (рис. 16-4, a) сохраняют тот же вид, что и уравнения

(16-1) — (16-4). Для схемы нулевой последовательности (рис. 16-6,в) имеем лишь одно уравнение:

$$\dot{U}_{N0} - \dot{U}_{M0} = j\dot{I}_{M0}x_{MNO}. \quad (16-21)$$

Благодаря простоте соотношений, вытекающих из граничных условий, решение полученной системы

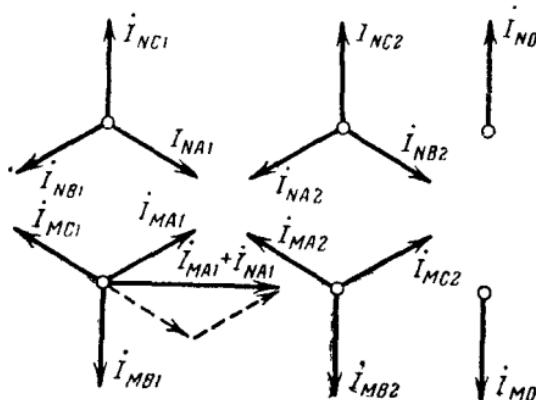


Рис. 16-5 Симметричные составляющие токов в местах двойного замыкания на землю.

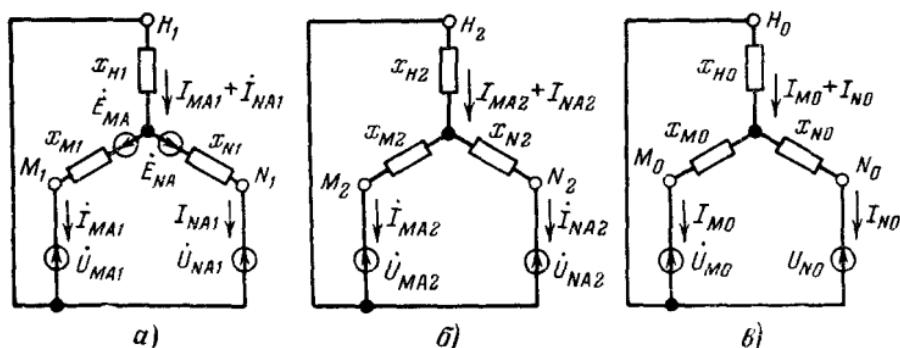


Рис. 16-6. Элементарные схемы прямой (а), обратной (б) и нулевой (в) последовательностей при двойном замыкании на землю.

12 уравнений не представляет труда. После замены всех неизвестных, например, через ток \dot{I}_{MA1} для определения последнего получаем следующее выражение:

$$\dot{I}_{MA1} = \frac{\dot{E}_{MA} - a^2 \dot{E}_{NA}}{j(3x_{H1} + x_{M1} + |x_{N1} + x_D|)}, \quad (16-22)$$

где

$$x_D = 3x_{H2} + x_{M2} + x_{N2} + x_{MN0}. \quad (16-23)$$

Для тока поврежденных фаз в местах замыкания на землю имеем:

$$I_{MB} = 3a^2 I_{MA1} = -I_{NC}. \quad (16-24)$$

Выражения для симметричных составляющих напряжений в точках M и N удобнее представить через ток \dot{I}_{M0} (или $\dot{I}_{N0} = -\dot{I}_{M0}$). При этом они приобретают следующий вид:

$$\dot{U}_{MA1} = \dot{E}_{MA} - j\dot{I}_{M0} [(a - a^2)x_{H1} + ax_{M1}]; \quad (16-25)$$

$$\dot{U}_{MA2} = -j\dot{I}_{M0} [(a^2 - a)x_{H2} + a^2x_{M2}]; \quad (16-26)$$

$$\dot{U}_{M0} = -(a^2\dot{U}_{MA1} + a\dot{U}_{MA2}); \quad (16-27)$$

$$\dot{U}_{NA1} = \dot{E}_{NA} - j\dot{I}_{M0} [(a - a^2)x_{H1} - a^2x_{N1}]; \quad (16-28)$$

$$\dot{U}_{NA2} = -j\dot{I}_{M0} [(a^2 - a)x_{H2} - ax_{N2}]; \quad (16-29)$$

$$\dot{U}_{N0} = -(a\dot{U}_{NA1} + a^2\dot{U}_{NA2}). \quad (16-30)$$

На рис. 16-4, б, в и г приведены векторные диаграммы токов и напряжений в местах двойного замыкания на землю. Диаграммы напряжений показывают, что величины и сдвиги фазных напряжений зависят от соотношений между реактивностями элементарных схем отдельных последовательностей (рис. 16-6, б, в и г). Контролем правильности расчета, в частности, может служить соблюдение условия, что в чисто индуктивной цепи угол между током \dot{I}_{M0} и разностью напряжений $(\dot{U}_{N0} - \dot{U}_{M0})$ должен быть 90° .

После того как найдены симметричные составляющие токов и напряжений в местах двойного замыкания на землю, их распределение в схемах соответствующих последовательностей можно найти обычным путем. Поскольку симметричные составляющие напряжений одноименной последовательности в обеих точках несимметрии сдвинуты друг относительно друга (а в схеме прямой последовательности и по отношению к э. д. с.), то, несмотря на однородный характер сопротивлений элементов схем, расчет токораспределения требует оперирования с комплексами.

При данном виде двойной несимметрии токораспределение значительно проще найти, применяя принцип на-

ложении. Для этого, считая схемы всех последовательностей пассивными, следует найти распределение тока каждой последовательности \dot{I}_{Mi} при $\dot{I}_{Ni}=0$ ($i=1, 2, 0$), а затем, наоборот, распределение тока \dot{I}_{Ni} при $\dot{I}_{Mi}=0$. Действительная величина тока каждой последовательности в произвольной ветви, очевидно, будет:

$$\dot{I}_i = C_i^{(M)} \dot{I}_{Mi} + C_i^{(N)} \dot{I}_{Ni}, \quad (16-31)$$

где $C_i^{(M)}$ и $C_i^{(N)}$ — коэффициенты распределения, найденные для данной ветви соответственно при $\dot{I}_{Mi}=1$, когда $\dot{I}_{Ni}=0$, и при $\dot{I}_{Ni}=1$, когда $\dot{I}_{Mi}=0$.

Для получения тока прямой последовательности нужно к току по (16-31) в общем случае прибавить ток, проходящий по этой ветви при отсутствии обеих несимметрий.

В большинстве практических расчетов двойного замыкания на землю принимают схемы прямой и обратной последовательностей одинаковыми¹. При этом выражения для фазных токов любой ветви могут быть приведены к простому виду:

$$\dot{I}_A = [C_0 - (C^{(M)} - C^{(N)})] \dot{I}_{M0}; \quad (16-32)$$

$$\dot{I}_B = [C_0 + (2C^{(M)} + C^{(N)})] \dot{I}_{M0}; \quad (16-33)$$

$$\dot{I}_C = [C_0 - (C^{(M)} + 2C^{(N)})] \dot{I}_{M0}, \quad (16-34)$$

где C_0 — коэффициент распределения для данной ветви в схеме нулевой последовательности (считая $\dot{I}_{M0} = -\dot{I}_{N0} = 1$);

$C^{(M)}$ и $C^{(N)}$ — те же коэффициенты, которые указаны выше; при принятом условии в схеме прямой и обратной последовательностей они одинаковы, поэтому индексы последовательностей опущены.

¹ Только в схеме обратной последовательности отсутствуют э. д. с.

В общем случае к этим фазным токам нужно прибавить ток в той же ветви при отсутствии двойного замыкания.

Для практического определения тока прямой последовательности (а по нему и полного тока) в месте двойного замыкания на землю удобно использовать приближенную схему, представленную на рис. 16-7. Здесь каждая из точек двойного замыкания в схеме прямой последовательности (M_1 и N_1) соединена с точкой нулевого потенциала через реактивность

$$x_{\Delta}^{(1-1)} = \frac{2}{3} (3x_{H2} + x_{M2} + x_{N2} + x_{MN0}) = \frac{2}{3} x_D; \quad (16-35)$$

При этом следует иметь в виду, что поскольку в такой схеме отсутствует сдвиг между токами I_{MA1} и I_{NA1} , она позволяет найти приближенное значение модуля суммы этих токов. По нему затем легко определить модули токов в каждом месте двойного замыкания, так как в соответствии с рис. 16-5 имеем:

$$I_{M1} = I_{N1} = \left| \frac{I_{MA1} + I_{NA1}}{\sqrt{3}} \right|. \quad (16-36)$$

Ошибка, обусловленная применением указанной приближенной схемы, обычно не превышает 5—10%. Преимуществом этой схемы при расчете данного случая двойного замыкания является возможность применения всех практических методов расчета переходного процесса короткого замыкания в одной точке.

Отметим, что при необходимости учесть активные сопротивления сети и в точках двойного замыкания (например, сопротивления дуг r_{dM} и r_{dN}) для этого достаточно в знаменатель выражения (16-22) ввести активную составляющую сопротивлений, т. е.

$$\begin{aligned} r &= 3r_{H1} + r_{M1} + r_{N1} + 3r_{H2} + r_{M2} + \\ &+ r_{N2} + r_{MN0} + 3(r_{dM} + r_{dN}). \end{aligned} \quad (16-37)$$

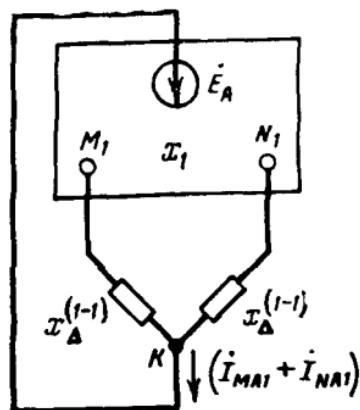


Рис. 16-7. Приближенная схема замещения для определения тока прямой последовательности при двойном замыкании на землю.

Применять приближенную схему в этом случае уже не следует.

Пример 16-1 При двойном замыкании на землю в точках M и N схемы рис. 16-8,а определить фазные токи линии и обоих трансформаторов (на стороне, где произошло замыкание), а также фазные напряжения в местах замыкания. Результаты представить векторными диаграммами. Расчет произвести для начального момента, считая, что генератор предварительно работал на холостом ходу с номинальным напряжением.

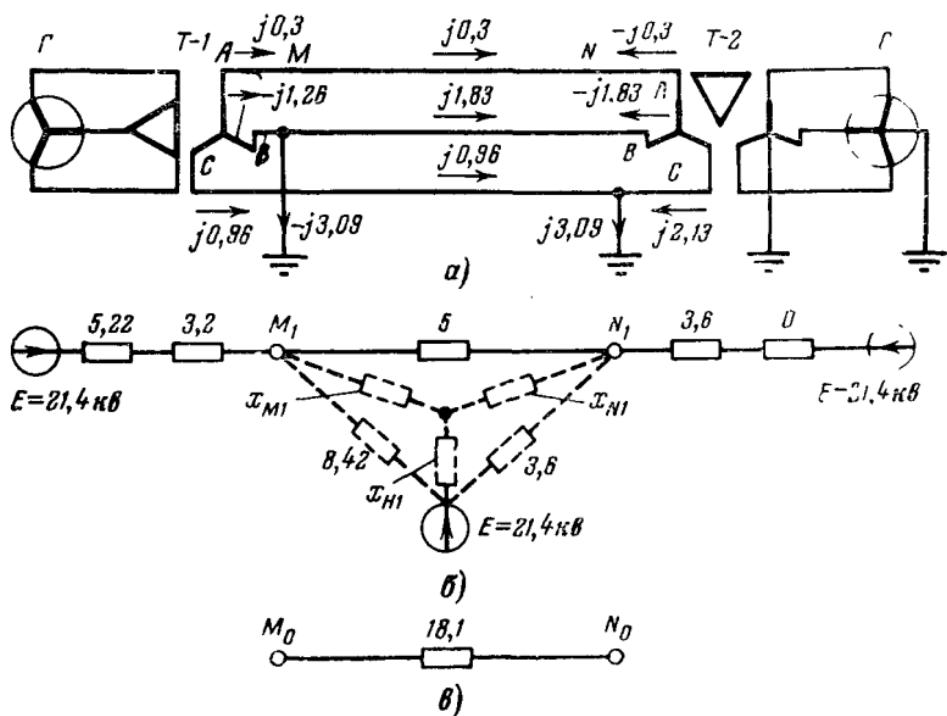
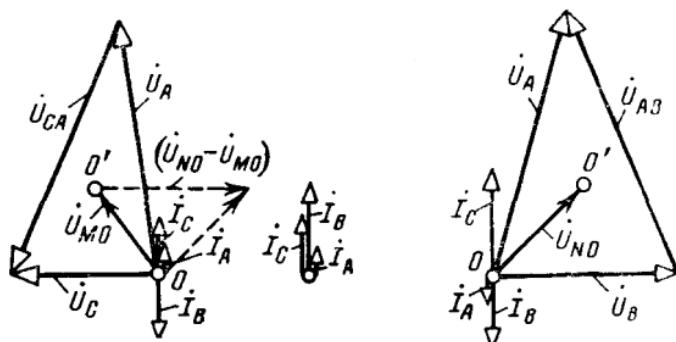


Рис. 16-8. К примеру 16-1.

a — исходная схема; распределение токов, векторные диаграммы токов и напряжений; **б** — схема замещения прямой (обратной) последовательности; **в** — то же нулевой последовательности.

Генератор $\dot{E} = 37,5 \text{ Mva}$; $6,3 \text{ кв}$; $x''_d = 0,143 \approx x_2$.

Трансформатор $T-1$ 25 Mva ; $37/6,3 \text{ кв}$; $u_k = 8\%$; $Y_0/\Delta-11$.

Трансформатор $T-2$ 40 Mva ; $115/37/10,5 \text{ кв}$; $u_{BC} = 10,5\%$;
 $Y_0/Y/\Delta-12,11$.

Линия L $12,5 \text{ км}$; $x_1 = 0,4 \text{ ом/км}$; $x_0 = 1,45 \text{ ом/км}$.

Система C — источник бесконечной мощности ($x_1 = x_2 = x_0 = 0$) с напряжением 115 кв .

Решение проведем в именованных единицах, относя все элементы к стороне линии.

На рис. 16-8,б показана схема замещения прямой последовательности, где указаны реактивности (в омах) всех элементов и э. д. с. (в киловольтах) источников. После исключения э. д. с. она является также схемой замещения обратной последовательности. Схема нулевой последовательности (рис. 16-8,в) содержит только один элемент (линия)

Объединив начала генерирующих ветвей, получим треугольник, преобразование которого в звезду¹ (пунктир на рис. 16-8,б) дает реактивности элементарной схемы прямой (обратной) последовательности $x_{M1}=x_{M2}=2,47 \text{ ом}$, $x_{N1}=x_{N2}=1,06 \text{ ом}$ и $x_{H1}=x_{H2}=1,78 \text{ ом}$.

По (16-23) находим:

$$x_D = 3 \cdot 1,78 + 2,47 + 1,06 + 18,1 = 27 \text{ ом}.$$

Принимая $\dot{E}_A = j21,4 \text{ кв}$, для тока прямой последовательности по (16-22) имеем:

$$I_{MA1} = \frac{(1 - a^2) 21,4}{j(3 \cdot 1,78 + 2,47 + 1,06 + 27)} = 1,03 \angle 30^\circ \text{ ка}$$

и для токов других последовательностей

$$I_{MA2} = a I_{MA1} = 1,03 \angle 150^\circ \text{ ка};$$

$$I_{M0} = a^2 I_{MA1} = -j1,03 \text{ ка}.$$

Ток в местах замыкания на землю (он же ток в земле) составляет:

$$I_{MB} = -I_{NC} = 3I_{M0} = -j3 \cdot 1,03 = -j3,09 \text{ ка}.$$

Найдем распределение токов, для чего предварительно определим необходимые коэффициенты распределения:
со стороны трансформатора $T-1$

$$C^{(M)} = \frac{3,6 + 5}{8,42 + 3,6 + 5} = \frac{8,6}{17,02} = 0,505$$

и

$$C^{(N)} = \frac{3,6}{17,02} = 0,21;$$

со стороны трансформатора $T-2$

$$C^{(M)} = 1 - 0,505 = 0,495 \text{ и } C^{(N)} = 1 - 0,21 = 0,789.$$

¹ Такое преобразование возможно и при разных величинах э. д. с. в сторонах треугольника (см. приложение П-1).

Эти коэффициенты справедливы и для схемы обратной последовательности. Поскольку при отсутствии замыканий тока в линии нет (пренебрегая емкостным током), фазные токи трансформатора $T-1$ по (16-32)–(16-34) с учетом того, что здесь $I_0=0$, будут:

$$\begin{aligned} I_A &= -(0,505 - 0,211)(-j1,03) = j0,3 \text{ ka}; \\ I_B &= (2 \cdot 0,505 + 0,211)(-j1,03) = -j1,26 \text{ ka}; \\ I_C &= -(0,505 + 2 \cdot 0,211)(-j1,03) = j0,96 \text{ ka}. \end{aligned}$$

Для фазных токов линии, очевидно, имеем:

$$I_A = j0,3 \text{ ka}; \quad I_B = -j1,26 - (-j3,09) = j1,83 \text{ ka}; \quad I_C = j0,96 \text{ ka}.$$

Аналогично для фазных токов трансформатора $T-2$ (учитывая принятое положительное направление, указанное стрелками на рис. 16-8,а)

$$I_A = -j0,3 \text{ ka}; \quad I_B = -j1,83 \text{ ka}; \quad I_C = -j0,96 + j3,09 = j2,13 \text{ ka}$$

Для симметричных составляющих напряжений в точке M по (16-25)–(16-27) имеем:

$$\begin{aligned} \dot{U}_{MA1} &= j21,4 + j1,03 [(a - a^2) 1,78 + a2,47] = 1,28 + j16 \text{ кв}; \\ \dot{U}_{MA2} &= j1,03 [(a^2 - a) 1,78 + a^2 2,47] = 1,28 + j5,23 \text{ кв}; \\ \dot{U}_{M0} &= -[a^2 (1,28 + j16) + a (1,28 + j5,23)] = -8,08 + j10,62 \text{ кв}. \end{aligned}$$

Аналогично для симметричных составляющих напряжений в точке N получаем:

$$\begin{aligned} \dot{U}_{NA1} &= -0,55 + j17,28 \text{ кв}; \quad \dot{U}_{NA2} = -0,55 + j4,12 \text{ кв}; \\ \dot{U}_{N0} &= 10,9 + j10,7 \text{ кв}. \end{aligned}$$

Требуемые векторные диаграммы токов и напряжений показаны на рис. 16-8,а. Отметим, что

$$\begin{aligned} \dot{U}_{N0} - \dot{U}_{M0} &= 10,9 + j10,7 + 8,08 - j10,62 \approx \\ &\approx 18,89 \approx jI_{M0}x_{MN0} = -j1,03 \cdot (j18,1) = 18,7 \text{ кв}. \end{aligned}$$

Пример 16-2. Для условий предыдущего примера определить наибольшую и наименьшую величины токов в земле при двойном замыкании в тех же точках M и N .

Используем для решения метод расчетных кривых и приближенную схему замещения прямой последовательности. Последняя в данном случае имеет вид, как на рис. 16-9, где по (16-35)

$$x_{\Delta}^{(1-1)} = \frac{2}{3} (3 \cdot 1,78 + 2,47 + 1,06 + 18,1) = 18 \text{ ом}.$$

После преобразования треугольника M_1N_1K в эквивалентную звезду (ее реактивности указаны на рис. 16-9) находим результатирующую реактивность схемы относительно точки K , т. е.

$$x^{(1-1)} = (8,42 + 1,95) // (3,6 + 1,95) + 7,9 = 11,5 \text{ ом.}$$

Коэффициенты распределения в этой схеме получаются:
 $C_F = 0,35$ и $C_C = 1 - 0,35 = 0,65$.

Расчетная реактивность генератора, следовательно, будет:

$$x_{\text{расч}} = \frac{11,5}{0,35} \cdot \frac{37,5}{37^2} = 0,9,$$

для которой по кривым рис. 10-7 находим относительные значения тока прямой последовательности:

$$I_{1\max} = 1,25 \text{ и } I_{1\min} = 0,97.$$

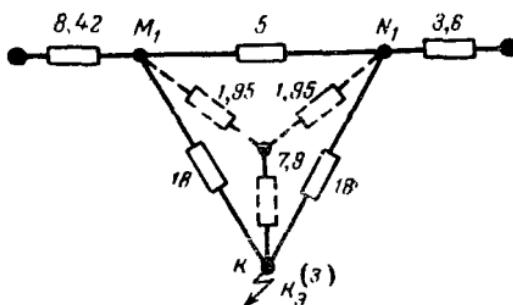


Рис. 16-9. К примеру 16-2. Приближенная схема замещения для определения тока прямой последовательности при двойном замыкании на землю.

Взаимная реактивность системы относительно точки K схемы рис. 16-9 составляет:

$$x_{CK} = \frac{11,5}{0,65} = 17,7 \text{ ом},$$

и, следовательно, ток прямой последовательности от системы будет:

$$I_1 = \frac{21,4}{17,7} = 1,21 \text{ ка.}$$

Искомые значения токов в земле будут:

$$I_{\max} = \sqrt{3} \cdot (1,25 \cdot 0,585 + 1,21) = 3,36 \text{ ка}$$

и

$$I_{\min} = \sqrt{3} \cdot (0,97 \cdot 0,585 + 1,21) = 3,08 \text{ ка},$$

где

$$I_{nG} = \frac{37,5}{\sqrt{3} \cdot 37} = 0,585 \text{ ка.}$$

Отметим, что если использовать приближенную схему рис. 16-9, то начальное значение тока прямой последовательности в месте

замыкания будет

$$I_1 = \frac{21,4}{\sqrt{3} \cdot 11,5} = 1,07 \text{ ka},$$

т. е. примерно на 4% больше, чем при расчете по выражению (16-22).

Кроме того, можно указать, что поскольку в предыдущем примере уже найдены начальный ток прямой последовательности в местах замыкания и коэффициенты распределения прямой последовательности, то ими можно воспользоваться для определения расчетной реактивности генератора и взаимной реактивности системы x_{sc} , не прибегая к приближенной схеме рис. 16-9.

Так, для генератора, с учетом того, что токи I_{MA1} и I_{NA1} сдвинуты на 60° , модуль коэффициента распределения прямой последовательности составляет $C_r = \left| \frac{0,505 + 0,211 \angle 60^\circ}{\sqrt{3}} \right| = 0,37$ (против приближенного значения 0,35). Реактивность, которая определяет суммарный ток прямой последовательности ($I_{MA1} + I_{NA1}$), очевидно, составляет $x^{(1-1)} = \frac{21,4}{\sqrt{3} \cdot 1,03} = 12 \text{ ом}$ (против 11,5 ом при приближенном решении).

Следовательно, расчетная реактивность генератора

$$x_{\text{расч}} = \frac{12}{0,37} \cdot \frac{37,5}{37^2} = 0,89,$$

т. е. практически та же, что и при приближенном решении.

16-5. Однофазное короткое замыкание с разрывом фаз

Остановимся на случае, когда одновременно возникает как поперечная, так и продольная несимметрия.

Пусть на каком-либо участке сети, нейтраль которой заземлена, произошел разрыв одного провода, причем один конец провода заземлился, а другой остался изолированным (рис. 16-10). Питание двойного участка предполагается с обеих его сторон.

Границные условия и вытекающие из них следствия, очевидно, те же, что в § 14-3 и 15-3. Используя все уравнения, кроме двух уравнений, составленных на основе схемы прямой последовательности, можно получить дополнительную связь между неизвестными токами и напряжениями прямой последовательности в местах несимметрии. Эта связь выражается следующими уравнениями:

$$\begin{aligned} \dot{U}_{KA1} &= jx_K I_{KA1} + jx_{KL} I_{LA1}; \\ \Delta U_{LA1} &= jx_{KL} I_{KA1} + jx_L I_{LA1}. \end{aligned} \quad \left. \right\} \quad (16-38)$$

Здесь

$$x_K = x_{K2} + x_{K0} - \frac{(x_{KL2} - x_{KL0})^2}{x_{L2} + x_{L0}}; \quad (16-39)$$

$$x_L = \frac{x_{L2} x_{L0}}{x_{L2} + x_{L0}}; \quad (16-40)$$

$$x_{KL} = -\frac{x_{KL2} x_{L0} + x_{KL0} x_{L2}}{x_{L2} + x_{L0}}, \quad (16-41)$$

где x_{K2} и x_{K0} — реактивности схемы соответствующей последовательности относительно точки короткого замыкания при полном разрыве схемы в точке L ;

x_{L2} и x_{L0} — то же относительно места разрыва при отсутствии короткого замыкания;

x_{KL2} и x_{KL0} — взаимные реактивности между точкой короткого замыкания и местом разрыва в схемах соответствующих последовательностей.

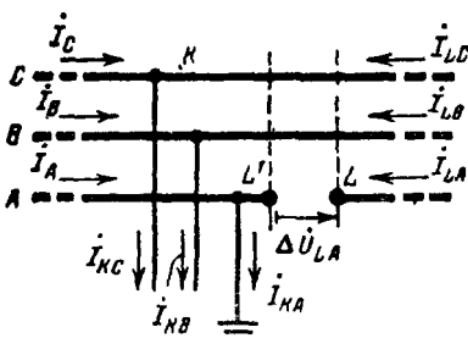


Рис. 16-10. Однофазное короткое замыкание с одновременным разрывом той же фазы

Придадим уравнениям (16-38) несколько иной вид, введя в правую часть каждого уравнения два одинаковых, но противоположных по знаку слагаемых:

$$\begin{aligned}\dot{U}_{KA1} &= jx_K \dot{I}_{KA1} + jx_{KL} \dot{I}_{LA1} \pm jx_{KL} \dot{I}_{KA1} = \\ &= j(x_K - x_{KL}) \dot{I}_{KA1} + jx_{KL} (\dot{I}_{KA1} + \dot{I}_{LA1}); \\ \Delta \dot{U}_{LA1} &= jx_{KL} \dot{I}_{KA1} + jx_L \dot{I}_{LA1} \pm jx_{KL} \dot{I}_{LA1} = \\ &= jx_{KL} (\dot{I}_{KA1} + \dot{I}_{LA1}) + j(x_L - x_{K1}) \dot{I}_{LA1}.\end{aligned}$$

Теперь нетрудно убедиться, что этим уравнениям соответствует схема замещения, представленная на рис. 16-11. Из последней следует, что при рассматриваемой двукратной несимметрии расчет токов и напряжений прямой последовательности строго (в рамках ранее принятых допущений) сводится к расчету эквивалентного трехфазного короткого замыкания в некоторой точке G , связанной с точками K_1 и L_1 схемы прямой последовательности реактивностями x_{KL} , $(x_K - x_{KL})$ и $(x_L - x_{KL})$, величины которых согласно (16-39) — (16-41) определяются реактивностями только схем обратной и нулевой последовательностей.

Таким образом, в данном случае соблюдается правило эквивалентной прямой последовательности со всеми вытекающими из него уже известными следствиями.

Нужно отметить, что на схеме рис. 16-11 за положительное направление тока I_{LA1} принято направление от места замыкания. Чтобы увязать с обычно принимаемым условием, что токи имеют положительное направ-

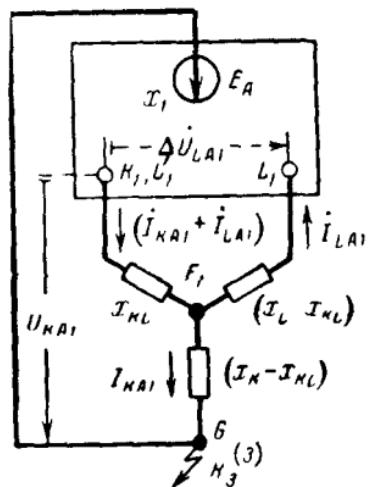
Рис. 16-11. Основная и производная схемы прямой последовательности для случая однофазного короткого замыкания с одновременным обрывом той же фазы.

ление к точке короткого замыкания, необходимо у найденного тока I_{LA1} изменить знак.

Напряжения прямой последовательности в месте короткого замыкания относительно нулевого провода и относительно оборванного конца фазы (ΔU_{LA1}) определяются суммой соответствующих падений напряжений в схеме рис. 16-11.

Остальные симметричные составляющие токов и напряжений в обоих местах несимметрии определяются из соотношений, которые вытекают из граничных условий и уравнений связи вида (16-3) — (16-6).

Распределение токов и напряжений находят обычными приемами или с использованием различных модификаций принципа наложения.



Если все приведенные э. д. с. источников равны между собой и параметры схем прямой и обратной последовательностей принять одинаковыми, то для определения тока прямой последовательности в месте короткого замыкания при одновременном разрыве той же фазы с одной стороны можно получить простое расчетное выражение [Л. 3]:

$$I_{KA1} = \frac{E_{A1}}{j[x^{(1)} + \alpha x_{(L)}]}, \quad (16-42)$$

где $x^{(1)} = 2x_{1\Sigma} + x_{0\Sigma}$ — результирующая реактивность при однофазном коротком замыкании в точке K и отсутствии разрыва фазы в L ;

$$\alpha = \left(\frac{x_{KL0}}{x_{L0}} + 2 \frac{x_{KL1}}{x_{L1}} \right)^2; \quad (16-43)$$

$$x_{(L)} = \frac{x_{L1} x_{L0}}{x_{L1} + 2x_{L0}}; \quad (16-44)$$

здесь x_{L1} и x_{KL1} — то же, что ранее x_{L2} и x_{KL2} .

Из структуры выражения (16-42) непосредственно видно уменьшение тока короткого замыкания, вызванное одновременным разрывом поврежденной фазы с одной стороны.

Пример 16-3 Блок, состоящий из генератора Γ , трансформатора T , линии L и автотрансформатора AT , присоединен к узлу системы C , напряжение в котором практически неизменно и составляет 230 кв (рис. 16-12, а).

На стороне высшего напряжения трансформатора T произошло однофазное короткое замыкание (точка K); при этом одновременно отключилась поврежденная фаза линейного выключателя B . Определить фазные токи трансформатора T и линии, а также фазные напряжения с обеих сторон выключателя. Расчет произвести для начального момента возникшего повреждения, считая, что генератор предварительно работал на холостом ходу с номинальным напряжением. Результаты представить векторными диаграммами,

Генератор Γ 58 Мв; 10,5 кв; $x''_d = 0,29 \approx x_2$.

Трансформатор T 60 Мв; 115/10,5 кв; $u_k = 10\%$; $Y_0/\Delta - 11$.

Автотрансформатор AT 60 Мв, 230/115/6,3 кв; $u_{BC} = 20\%$;

$u_{BN} = 10\%$; $u_{CN} = 10\%$; $Y_0/\Delta - 11$.

Линия L 110 км; $x_1 = 0,4$ ом/км; $x_0 = 1,0$ ом/км (линия с хорошо проводящими тросами).

Нейтраль системы C заземлена наглухо; реактивности системы $x_1 = x_2 = x_0 = 0$.

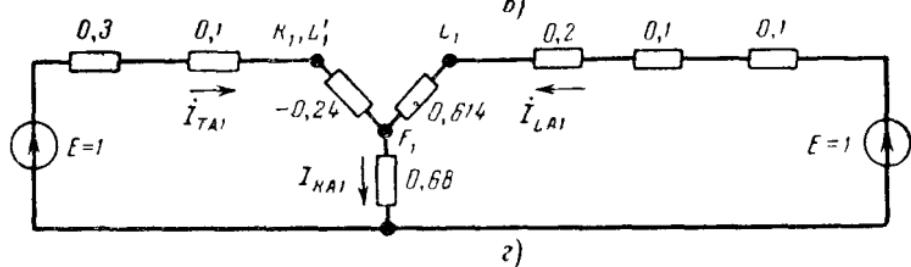
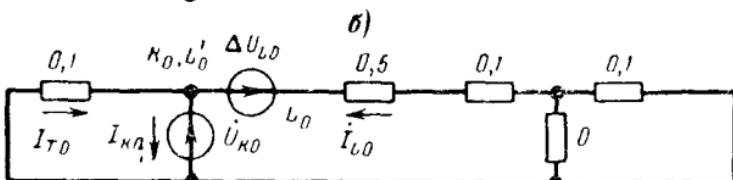
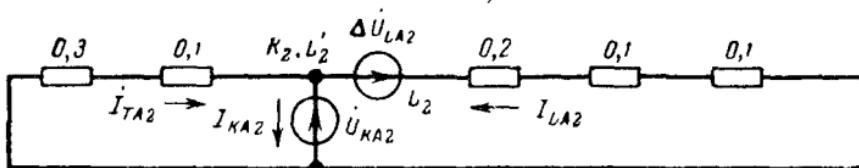
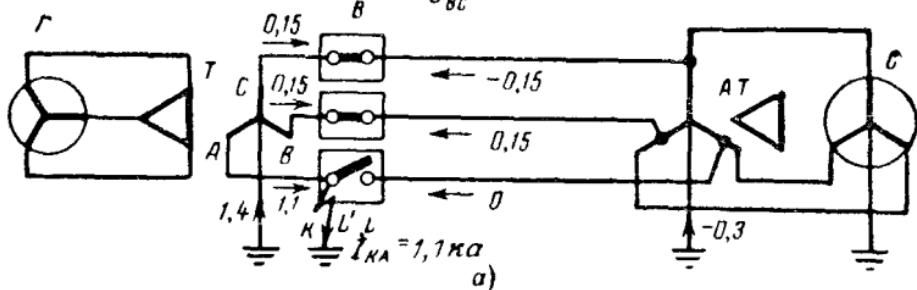
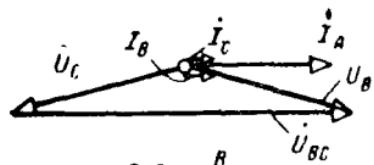


Рис. 16-12. К примеру 16-3.

a — исходная схема; распределение токов, векторные диаграммы токов и напряжений; **б** — схема замещения обратной последовательности; **в** — то же нулевой последовательности; **г** — схема замещения прямой последовательности с дополнительной схемой.

Решение проведем в относительных единицах при $S_b = 60 \text{ Mva}$ и $U_b = U_{cp}$; при этом на стороне линии $I_b = \frac{60}{\sqrt{3} \cdot 115} = 0,3 \text{ ka}$.

На рис. 16-12, б и в показаны схемы замещения обратной и нулевой последовательностей; реактивности их элементов выражены в относительных единицах при базисных условиях.

Найдем реактивности, которые входят в (16-39) — (16-41) для определения параметров схемы замещения, вводимой в схему прямой последовательности. Эти реактивности будут:

из схемы рис. 16-12, б

$$x_{K2} = 0,3 + 0,1 = 0,4 \text{ (определяется при } I_{L2} = 0\text{);}$$

$$x_{L2} = 0,3 + 0,1 + 0,2 + 0,2 = 0,8 \text{ (определяется при } I_{KA2} = 0\text{);}$$

$$x_{KL2} = 0,1 + 0,3 = 0,4 \text{ (определяется как напряжение точки } K \text{ при}$$

$$I_{KA2} = 0 \text{ и } I_{L2} = 1\text{);}$$

аналогично из схемы рис. 16-12, б

$$x_{K0} = x_{KL0} = 0,1 \quad \text{и} \quad x_{L0} = 0,7.$$

Теперь по (16-39)–(16-41) находим:

$$x_K = 0,4 + 0,1 - \frac{(0,4 - 0,1)^2}{0,8 + 0,7} = 0,44; \quad x_L = \frac{0,8 \cdot 0,7}{0,8 + 0,7} = 0,374$$

и

$$x_{KL} = - \frac{0,4 \cdot 0,7 + 0,1 \cdot 0,8}{0,8 + 0,7} = - 0,24.$$

Реактивности дополнительно вводимой схемы (рис. 16-11) составляют:

$$(x_K - x_{KL}) = 0,44 - (- 0,24) = 0,68;$$

$$(x_L - x_{KL}) = 0,374 - (- 0,24) = 0,614; \quad x_{KL} = - 0,24.$$

Схема прямой последовательности (вместе с дополнительно введенной) показана на рис. 16-12, г. Свернем ее относительно точки нулевого потенциала (G):

$$x_T = 0,4 - 0,24 = 0,16; \quad x_C = 0,4 + 0,614 = 1,014;$$

$$x_\Sigma = (0,16//1,014) + 0,68 = 0,82.$$

Приняв $\dot{E}_A = j1$, находим ток прямой последовательности в месте короткого замыкания:

$$I_{KA1} = \frac{j1}{j0,82} = 1,22 \quad \text{или} \quad I_{KA1} = 1,22 \cdot 0,3 = 0,366 \text{ кА}$$

и ток в месте короткого замыкания

$$I_{KA} = 3 \cdot 0,366 \approx 1,1 \text{ кА.}$$

Найдем распределение токов и напряжений.

Напряжение прямой последовательности в точке F_1 (рис. 16-12, г)

$$\dot{U}_{A1} = j0,68 \cdot 1,22 = j0,83,$$

Ток прямой последовательности:

$$\text{трансформатора } T I_{A1} = \frac{j(1 - 0,83)}{j0,16} = 1,06;$$

$$\text{линии } L I_{A1} = 1,22 - 1,06 = 0,16.$$

Напряжение прямой последовательности в месте короткого замыкания

$$\dot{U}_{KA1} = j0,83 - j0,24 \cdot 1,06 = j0,575;$$

то же перед местом разрыва фазы (точка L_1)

$$\dot{U}_{LA1} = j0,83 + j0,614 \cdot 0,16 = j0,93.$$

Симметричные составляющие разности фазных напряжений в месте разрыва

$$\Delta \dot{U}_{LA1} = \Delta \dot{U}_{LA2} = \Delta \dot{U}_{L0} = j(0,93 - 0,575) = j0,355.$$

Зная $\Delta \dot{U}_{LA2}$ и I_{KA2} , легко определить по схеме рис. 16-12, б ток I_{LA2} :

$$j0,355 + j0,4I_{LA2} - j0,4(1,22 - I_{LA2}) = 0,$$

откуда

$$I_{LA2} = 0,17.$$

Напряжение обратной последовательности в месте короткого замыкания составляет:

$$\dot{U}_{KA2} = -j0,4(1,22 - 0,17) = -j0,42.$$

Составляющие нулевой последовательности I_{L0} и \dot{U}_{K0} можно найти аналогичным образом, используя схему рис. 16-12, в. Однако проще их определить из граничных условий, т. е.

$$I_{L0} = -(I_{LA1} + I_{LA2}) = -(0,16 + 0,17) = -0,33$$

и

$$\dot{U}_{K0} = -(\dot{U}_{KA1} + \dot{U}_{KA2}) = -j(0,575 - 0,42) = -j0,155.$$

Искомые фазные токи трансформатора T будут:

$$I_A = 1,06 + (1,22 - 0,17) + (1,22 + 0,33) = 3,66$$

или

$$I_A = 3,66 \cdot 0,3 = 1,1 \text{ ka};$$

$$I_B = \hat{I}_C = \alpha^2 1,06 + \alpha(1,22 - 0,17) + (1,22 + 0,33) = 0,5$$

или

$$I_B = \hat{I}_C = 0,5 \cdot 0,3 = 0,15 \text{ ka},$$

Фазные токи в линии:

$$I_A = 0, I_B = \hat{I}_C = -0,5 \text{ или } I_B = \hat{I}_C = 0,15 \text{ кA.}$$

Токи в нейтралях:

трансформатора $I = 3 \cdot (1,22 + 0,33) = 4,65$ или $I = 4,65 \cdot 0,3 = 1,4 \text{ кA}$;
автотрансформатора $I = -3 \cdot 0,33 = -0,99$ или $I = -0,99 \cdot 0,3 \approx -0,3 \text{ кA}$.

Распределение фазных токов показано на схеме рис. 16-12, а; там же приведены векторные диаграммы токов и напряжений.

Отметим, что ток в месте короткого замыкания в данном случае можно также определить, используя выражение (16-42). Для этого находим реактивность $x^{(1)}$ при отсутствии разрыва, т. е. согласно схемам рис. 16-12, б и в она будет:

$$x^{(1)} = 2 \cdot \frac{0,4}{2} + (0,1/0,6) = 0,486.$$

Далее, по (16-43) находим коэффициент

$$\alpha = \left(\frac{0,1}{0,7} + 2 \cdot \frac{0,4}{0,8} \right)^2 = 1,3$$

и по (16-44) реактивность

$$x_{(L)} = \frac{0,8 \cdot 0,7}{0,8 + 2 \cdot 0,7} = 0,254.$$

Теперь по (16-42) находим ток прямой последовательности в месте короткого замыкания

$$I_{KA1} = \frac{j1}{j(0,486 + 1,3 \cdot 0,254)} = 1,22,$$

т. е. та же величина, которая была получена ранее.

Кстати, отсюда сразу легко оценить, что разрыв поврежденной фазы со стороны системы в данных условиях приводит к уменьшению тока в месте короткого замыкания в

$$\left(1 + \frac{1,3 \cdot 0,254}{0,486} \right) = 1,68 \text{ раза;}$$

однако ток в нейтрали трансформатора T при этом уменьшился всего лишь на 14%.

По схеме рис. 16-12, г легко также определить расчетную реактивность генератора, которая позволяет по соответствующим расчетным кривым найти ток прямой последовательности от этого генератора в произвольный момент процесса короткого замыкания.

Глава семнадцатая

ЗАМЫКАНИЯ В РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНЫХ СЕТЯХ И СИСТЕМАХ ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ

17-1. Общие замечания

Распределительные сети напряжением 3—35 кв, питание которых осуществляется от районных подстанций электрической системы, обычно являются второй или третьей ступенью трансформации от генераторов станций системы. Поэтому одним из характерных признаков таких сетей является их относительно большая электрическая удаленность от источников питания, в силу чего аварийные процессы, возникающие в этих сетях, сравнительно мало сказываются на работе генераторов системы. Последнее обстоятельство позволяет практически считать, что при любых нарушениях режима работы распределительной сети напряжение высшей ступени трансформации системы остается неизменным.

Исключение составляют местные станции, находящиеся непосредственно в самой распределительной сети. Разумеется, такие станции (хотя они обычно значительно меньше основных станций системы) приходится учитывать отдельно. Равным образом это касается синхронных компенсаторов и крупных синхронных двигателей, которые могут находиться в распределительной сети.

В распределительных сетях часто встречаются воздушные и кабельные линии с проводниками сравнительно малых сечений. Это приводит к необходимости учета активных сопротивлений таких линий. Более того, при достаточной продолжительности процесса короткого замыкания увеличение активного сопротивления проводника может вызвать заметное снижение тока короткого замыкания, которое условно называют тепловым спадом тока. Особенно сильно этот эффект проявляется на участках воздушной сети, выполненных стальными проводами.

Распределительные сети указанных напряжений, как правило, работают с изолированной нейтралью или с нейтралью, заземленной через большое сопротивление. Поэтому при замыкании на землю одной фазы такой сети не образуются обычные условия однофазного корот-

кого замыкания Возникающий при этом ток обусловлен емкостной проводимостью сети и по величине он меньше тока однофазного короткого замыкания в сети с глухозаземленной нейтралью. Поэтому сети с изолированной нейтралью или с нейтралью, заземленной через большое сопротивление, принято называть сетями с малыми токами замыкания на землю, хотя, вообще говоря, при протяженной, особенно кабельной сети, если не приняты специальные меры компенсации, величины этих токов могут достигать сотен ампер.

Электрические установки до 1 000 в находятся на еще большей удаленности от генераторов системы, что позволяет с большим основанием считать напряжение в узле, от которого питаются такие установки, неизменным независимо от происходящих в них аварийных процессов

По мере перехода к более низким ступеням напряжения для правильной оценки сопротивления короткозамкнутой цепи приходится учитывать целый ряд факторов, которые не играют практически никакой роли в установках повышенных напряжений. Вся специфика установок до 1 000 в изложена в § 17-5.

17-2. Простое замыкание на землю

При замыкании на землю одной из фаз в системе с изолированной нейтралью, т. е. при простом замыкании на землю, путь для тока, идущего в землю, осуществляется через емкостную проводимость элементов каждой фазы относительно земли.

Пусть в начале трехфазной линии, присоединенной к источнику переменного тока, произошло замыкание на землю фазы *A* (рис. 17-1,*a*). Распределенные вдоль линии емкости каждой фазы относительно земли условно представлены сосредоточенными емкостями в конце линии. Частичные емкости между фазами для простоты не показаны; при этом отметим, что их влияние на ток замыкания на землю очень мало (см. ниже).

Проследим путь циркуляции тока замыкания на землю (он указан стрелками). Поступая в землю в месте замыкания, ток возвращается по неповрежденным фазам через их емкостные проводимости относительно земли. Емкостная проводимость поврежденной фазы оказывается зашунтированной рассматриваемым замы-

канием, и ток в этой фазе справа от места замыкания отсутствует, если пренебречь весьма малым током, который наводится токами двух других фаз на данном участке линии. Характер векторных диаграмм токов слева и справа от места замыкания показан на том же рисунке.

В действительности емкостная проводимость линии распределена равномерно по ее длине, поэтому эпюра пространственного распределения тока нулевой последовательности, который со-

ставляет одну треть тока замыкания на землю, вдоль линии выражается наклонной прямой (рис. 17-1, б).

Границные условия для простого замыкания на землю, естественно, те же, что и для однофазного короткого замыкания. Поэтому все выражения, полученные в § 14-3, в равной мере относятся к случаю простого замыкания на землю.

Емкостные сопротивления элементов электрической системы значительно превышают их индуктивные и активные сопротивления, что позволяет при определении

Рис. 17-1. Простое замыкание на землю.

а — принципиальная схема; *б* — эпюра пространственного распределения тока нулевой последовательности.

тока простого замыкания на землю пренебречь последними и, следовательно, считать, что величина этого тока практически не зависит от места замыкания в рассматриваемой электрически связанной сети. Кроме того, так как этот ток относительно мал, при его нахождении можно считать, что напряжение источника сохраняется неизменным. При таких допущениях в соответствии с (14-16) и (14-37) ток в месте замыкания на землю через дугу с сопротивлением r_d будет:

$$I_k = 3 \frac{\dot{U}_{\Phi, \text{ср}}}{3r_d - jx_{C_0 \Sigma}}, \quad (17-1)$$

где $x_{C\Sigma}$ — результирующее емкостное сопротивление нулевой последовательности всех элементов (практически только линий и кабелей), электрически связанных с точкой замыкания; $U_{\Phi, \text{ср}}$ — среднее фазное напряжение той ступени, где рассматривается замыкание на землю.

Наибольшая величина тока замыкания на землю имеет место, разумеется, при металлическом замыкании ($r_d = 0$) и согласно (17-1) составляет:

$$I_k = 3j \frac{\dot{U}_{\Phi, \text{ср}}}{x_{C\Sigma}}, \quad (17-2)$$

т. е. она в 3 раза превышает емкостный ток на землю одной фазы в нормальных условиях.

Для грубой оценки порядка величины тока замыкания на землю может служить упрощенная формула:

$$I_k = \frac{\sqrt{3} U_{\text{ср}}}{N} l, \text{ а}, \quad (17-3)$$

где $U_{\text{ср}}$ — среднее номинальное напряжение ступени, где рассматривается замыкание на землю, кв; N — коэффициент, принимаемый для воздушных линий 350 и для кабельных — 10; l — суммарная длина воздушных или кабельных линий, электрически связанных с точкой замыкания на землю, км.

Для симметричных составляющих напряжений за сопротивлением дуги при принятых допущениях имеем:

$$\dot{U}_{k'A_1} = \dot{U}_{\Phi, \text{ср}}; \quad (17-4)$$

$$\dot{U}_{k'A_2} = 0; \quad (17-5)$$

$$\dot{U}_{k'0} = \frac{jx_{C\Sigma}}{3r_d - jx_{C\Sigma}} \dot{U}_{\Phi, \text{ср}}. \quad (17-6)$$

На рис. 17-2 приведены векторные диаграммы напряжений и токов в месте простого замыкания на землю фазы A . Они построены при указанных допущениях. С изменением сопротивления дуги r_d концы векторов токов и напряжений скользят по дугам соответствующих окружностей, как показано пунктиром. Треугольник линейных напряжений остается без изменений и лишь перемещается параллельно самому себе в соответствии с перемещением его центра тяжести, положение которого определяется напряжением нулевой по-

следовательности. Неизменность линейных напряжений, в частности, обуславливает практическое постоянное значение тока в емкостной проводимости между фазами как при нормальных условиях, так и при простом замыкании на землю. С уменьшением сопротивления дуги напряжение поврежденной фазы стремится к нулю, а на пряжения здоровых фаз — к соответствующим линейным напряжениям.

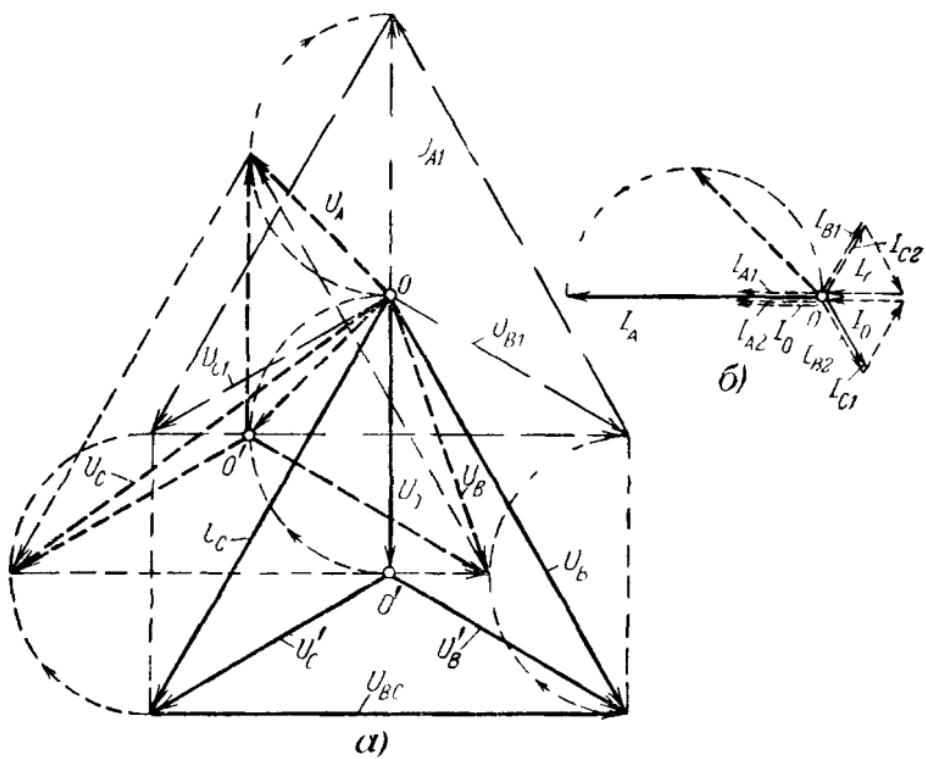


Рис. 17.2 Векторные диаграммы напряжений (а) и токов (б) в месте простого замыкания на землю

Аналогично комплексной схеме при однофазном коротком замыкании (см. рис. 14-8, б) можно составить такую же схему для простого замыкания на землю. Для этого нужно в схеме нулевой последовательности разземлить все нейтрали и в схемы каждой последовательности ввести соответствующие емкостные сопротивления. Пример такой комплексной схемы представлен на рис. 17.3. Здесь помимо емкостных сопротивлений введены индуктивные сопротивления линии и трансформатора и сопротивление дуги.

Из приведенной схемы непосредственно следует, что для ограничения тока простого замыкания целесообразно нейтраль трансформатора заземлить через индуктивную катушку (как показано пунктиром) Индуктив-

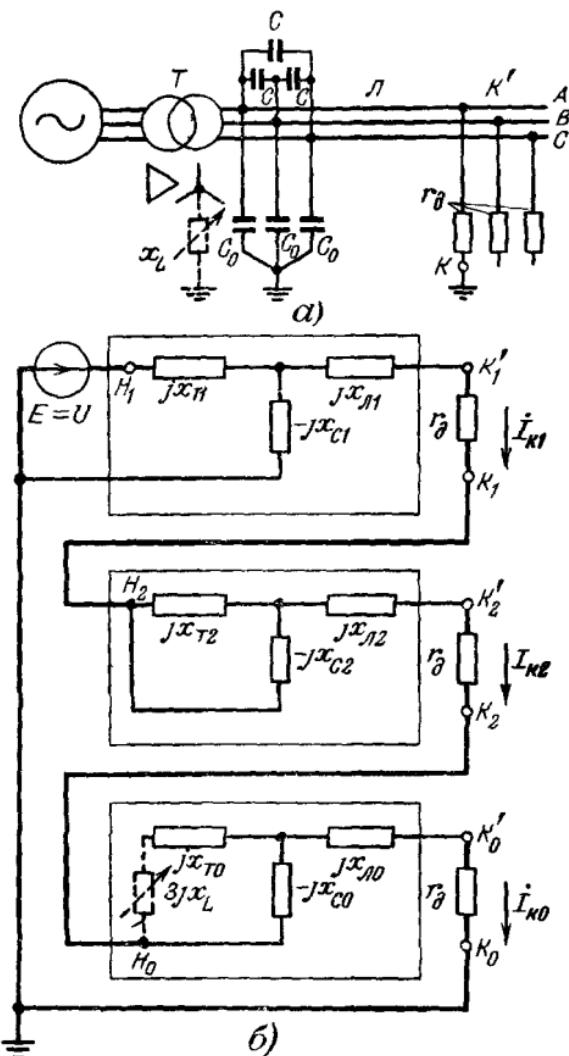


Рис 17.3 Простое замыкание на землю через дугу
а — исходная схема, б — комплексная схема замещения

ность такой катушки можно выбрать так, чтобы в цепи нулевой последовательности был обеспечен резонанс между индуктивностью и емкостью, что приведет к $x_{DZ} = \infty$, т.е. к полной компенсации тока простого

замыкания на землю. Пренебрегая реактивностью трансформатора, найдем, что данное условие будет выполнено при $x_L = x_{C0\Sigma} / 3$.

Такие катушки называются дугогасящими. Их выполняют с регулированием индуктивности, для того чтобы производить их настройку при изменениях защищаемой сети. По тому же принципу построены другие дугогасящие устройства, подключаемые непосредственно к фазам сети.

Обычно стремятся снизить ток замыкания на землю до величины, при которой создаются благоприятные условия для самопогасания дуги, возникшей при таком замыкании. Опытом установлено, что для обеспечения этого необходимо, чтобы ток замыкания на землю не превышал:

при 6 кв	30 а
при 10 кв	20 а
при 15—20 кв	15 а
при 35 кв	10 а

Пример 17-1 Определить ток при простом металлическом замыкании на землю в сети 37 кв, имеющей воздушные линии общей протяженностью 200 км

Линия: провод АС-95, расположение проводов по вершинам треугольника с расстояниями $d_{ab}=4,06 \text{ м}$; $d_{ac}=3,5 \text{ м}$; $d_{bc}=3,09 \text{ м}$. Высота подвеса проводов $h_a=h_c=8 \text{ м}$; $h_b=11 \text{ м}$

При заданных параметрах линии находим.

радиус провода $r=6,75 \cdot 10^{-3} \text{ м}$;

среднее геометрическое расстояние между проводами

$$D_{cp} = \sqrt[3]{4,06 \cdot 3,5 \cdot 3,09} = 3,53 \text{ м};$$

средний геометрический радиус системы трех проводов

$$R'_{cp} = \sqrt[3]{6,75 \cdot 10^{-3} \cdot 3,53^2} = 0,44 \text{ м};$$

среднее расстояние проводов фаз a , b и c до их зеркальных отражений относительно поверхности земли

$$D_1 = 2 \frac{8+11+8}{3} = 18 \text{ м};$$

по (12-35) емкостное реактивное сопротивление 1 км линии

$$x_{C0} = 396 \left(\lg \frac{18}{0,44} \right) \cdot 10^3 = 636 \cdot 10^3 \text{ ом}$$

и соответственно всей сети

$$x_{C0} = \frac{636}{200} \cdot 10^3 = 3180 \text{ ом.}$$

Искомый ток замыкания на землю составляет:

$$I_k = 3 \frac{37000}{\sqrt[3]{3(-j3180)}} = j20 \text{ а.}$$

Чтобы полностью скомпенсировать ток замыкания на землю, в данном случае нужно исправить обмотки 37 кв трансформатора заземлить через катушку с индуктивным сопротивлением.

$$x_L = \frac{3180}{3} = 1060 \text{ ом.}$$

17-3. Учет изменения параметров проводников сети

Параметры проводников сети могут в значительной мере зависеть от величины проходящего тока. Следовательно, для нахождения последней приходится решать схему с нелинейными элементами. Рассмотрим влияние двух основных факторов, вызывающих нелинейность проводников, и их практический учет.

a) Изменение параметров ферромагнитных проводников

Активное сопротивление r и внутреннее индуктивное сопротивление $x_{\text{внут}}$ (обусловленное магнитным потоком, замыкающимся в сечении самого проводника) стального провода зависят от проходящего по нему тока. Эта зависимость довольно существенна при изменении тока в некотором диапазоне, а за пределами последнего указанные сопротивления практически постоянны.

Для разных сечений стальных проводов ПС в ГОСТ 5800-51 даны кривые изменения $r=f(I)$ и $x_{\text{внут}}=\varphi(I)$ при токах до 100—200 а. В практических расчетах коротких замыканий такие провода можно характеризовать приближенно, принимая для них при токах до 200 а постоянные расчетные параметры, значения которых приведены в табл. 17-1.

Таблица 17-1

Значения расчетных параметров стальных проводов
(при токе до 200 а)

Обозначение параметра	При марке провода				
	ПС-25	ПС-35	ПС-50	ПС-70	ПС-95
z , ом/км	6,5	5,3	4,0	2,7	2,0
r , ом/км	6,1	5,0	3,76	2,54	1,88
x , ом/км	2,2	1,8	1,36	0,92	0,68

Примечание. Аргументы указанных сопротивлений z близки между собой, что позволяет считать их практически одинаковыми и равными $\varphi_z \approx 20^\circ$, чему соответствует $\cos \varphi_z = 0,94$ и $\sin \varphi_z = 0,34$.

При токах выше 200 а внутреннее индуктивное сопротивление стального провода резко падает и суммарное индуктивное сопротивление линии, выполненной таким проводом, можно принимать порядка 0,5 ом/км. При этом активное сопротивление данного провода следует брать в соответствии с его действительной температурой (см. ниже).

Пример 17-2. Для схемы и при данных, приведенных на рис. 17-4, определить начальные значения периодической слагающей тока при трехфазных коротких замыканиях поочередно в точках K-1 и K-2.

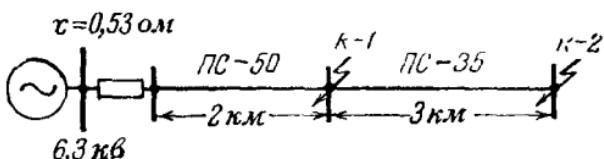


Рис. 17-4. К примеру 17-2.

По данным табл. 17-1 для участка с проводом ПС-50 имеем:
 $r = 2 \cdot 3,76 = 7,52$ ом и $x = 2 \cdot 1,36 = 2,72$ ом.

При коротком замыкании в точке K-1 находим

$$I_K = \frac{6300}{\sqrt{3} \sqrt{7,52^2 + (0,53 + 2,72)^2}} = 445 \text{ а.}$$

Поскольку ток получился более 200 а, то он должен быть определен при иных значениях параметров данной линии, а именно:

$$r = \frac{150}{50} \cdot 2 = 6 \text{ ом и } x = 0,5 \cdot 2 = 1 \text{ ом;}$$

следовательно, искомый ток будет:

$$I_K = \frac{6300}{\sqrt{3} \sqrt{6^2 + (0,53 + 1)^2}} = 590 \text{ а.}$$

При коротком замыкании в точке K-2 можно ожидать $I < 200$ а. Поэтому для обоих участков линии следует исходить из данных табл. 17-1. При этом результирующие сопротивления будут:

$$r_{\Sigma} = 7,52 + 3,5 = 22,52 \text{ ом; } x_{\Sigma} = 0,53 + 2,72 + 3 \cdot 1,8 = 8,65 \text{ ом}$$

и искомый ток

$$I_K = \frac{6300}{\sqrt{3} \sqrt{22,52^2 + 8,65^2}} = 151 \text{ а.}$$

Если оба участка линии характеризовать значениями параметров для больших токов, то расчеты дали бы ток 190 а, т. е. больше найденного на 24%.

б) Увеличение активного сопротивления проводников от их нагрева током короткого замыкания

Когда в цепи имеется проводник, активное сопротивление которого составляет значительную часть полного сопротивления всей цепи, то при прохождении по нему большого тока короткого замыкания нагрев проводника быстро возрастает. Последнее приводит к увеличению активного сопротивления проводника, что в свою очередь вызывает снижение тока. Этот эффект так называемого теплового спада тока короткого замыкания и его практический учет впервые исследованы И. А. Сыромятниковым.

Пусть проводник сечением q и длиной l , м, с удельным электрическим сопротивлением r_{θ_0} (при начальной температуре θ_0) и индуктивным сопротивлением x , ом/м, присоединен через x_c , ом, к источнику, напряжение которого U_Φ неизменно по амплитуде и частоте. При трехфазном коротком замыкании в конце этого проводника начальное значение периодической слагающей тока будет:

$$I_{n/0} = \frac{U_\Phi}{\sqrt{\left(r_{\theta_0} \frac{l}{q}\right)^2 + (x_c + xl)^2}} = \frac{U_\Phi}{\sqrt{r_{\theta_0}^2 + x_\Sigma^2}} \quad (17-7)$$

Дифференциальное уравнение теплового баланса для данного проводника, если рассматривать процесс его нагрева адиабатическим (ввиду кратковременности короткого замыкания), имеет вид:

$$\left(\frac{U_\Phi}{\sqrt{r_{\theta_0}^2 + x_\Sigma^2}} \right)^2 r_{\theta} dt = c \gamma q l d\theta, \quad (17-8)$$

где

$$r_{\theta} = r_{\theta_0} \frac{1 + \alpha\theta}{1 + \alpha\theta_0}.$$

Здесь α — температурный коэффициент сопротивления материала проводника при 0°C , $1/\text{град}$;

c — средняя удельная теплоемкость материала, $\text{вт} \cdot \text{сек}/\text{г} \cdot \text{град}$;

γ — удельный вес материала, $\text{г}/\text{см}^3$.

После разделения переменных (t и θ) в (17-8) и интегрирования в пределах от 0 до t и от θ_0 до θ ,

получим зависимость между температурой проводника и временем его нагрева током короткого замыкания:

$$\Delta = \left(\frac{I_{n/0}}{q} \right)^2 t = \frac{\epsilon\gamma}{\rho_{\theta_0}} \left\{ \frac{a}{1 + a\theta_0} \cdot [(\vartheta - \theta_0) + \frac{a}{2} (\vartheta^2 - \theta_0^2)] + \frac{(1-a)(1+a\theta_0)}{a} \ln \frac{1+a\theta}{1+a\theta_0} \right\}, \quad (17-9)$$

где $a = r_{\theta_0}^2 / (r_{\theta_0}^2 + x_{\Sigma}^2)$.

При температуре проводника ϑ величина тока составляет:

$$I_n = \frac{U_{\Phi}}{V \sqrt{r_{\theta}^2 + x_{\Sigma}^2}} = \frac{U_{\Phi} n_{\theta}}{V \sqrt{r_{\theta_0}^2 + x_{\Sigma}^2}} = I_{n/0} n_{\theta},$$

где

$$n_{\theta} = \frac{I_n}{I_{n/0}} = \frac{1}{\sqrt{a \left(\frac{1+a\theta}{1+a\theta_0} \right)^2 + (1-a)}} \quad (17-10)$$

— коэффициент, учитывающий тепловой спад тока.

Зависимость $\vartheta = f(t)$ определяется из (17-9).

Полученные выражения, как видно, достаточно сложны. Для упрощения подобных расчетов служит диаграмма рис. 17-5, построенная по (17-9) и (17-10). В ней $a = \frac{r_{\theta_0}(r_c + r_{\theta_0})}{(r_c + r_{\theta_0})^2 + x_{\Sigma}^2}$ позволяет дополнительно учитывать активное сопротивление r_c прочих элементов цепи, которое принимается постоянным. При построении диаграммы принято: $\theta_0 = 65^\circ\text{C}$; для меди и алюминия $a = -0,004 \text{ } 1/\text{C}$, для стали $a = 0,0045 \text{ } 1/\text{C}$ (при 0°C). Продолжения кривых пунктиром и дополнительные пунктирные кривые относятся к стальным проводникам, причем нужно иметь в виду, что для этих проводников диаграмма дает результаты с грубым приближением.

Из физической сущности явления и характера кривых рис. 17-5 следует, что тепловой спад тока короткого замыкания тем интенсивнее, чем больше плотность тока и продолжительность короткого замыкания, а также чем большую долю составляет активное сопротивление данного проводника от общего сопротивления цепи короткого замыкания. Рассматриваемый фактор особенно сказывается в достаточно протяженных кабельных сетях.

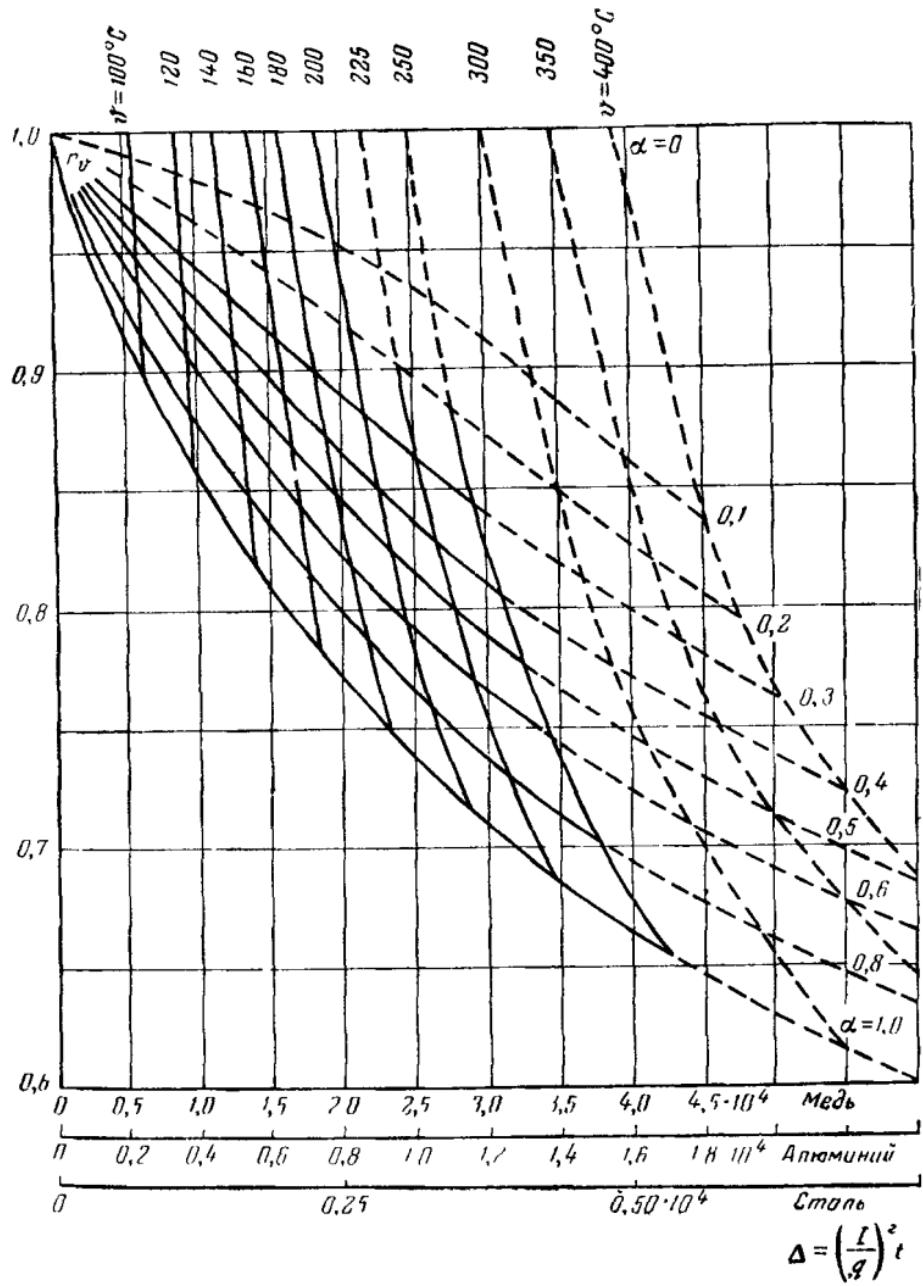


Рис 17-5. Диаграмма для учета теплового спада тока короткого замыкания

Пример 17-3. Понижающий трансформатор 25 МвА, 110/6,6 кв, $u_k=10,5\%$ присоединен к системе, напряжение которой практически неизменно и составляет 110 кв. От шин пониженного напряжения трансформатора отходят к распределительным пунктам кабельные линии. Распределительные пункты расположены на расстоянии 0,5—

1 км от данного трансформатора Для питания каждого из них в нормальном рабочем режиме достаточно проложить кабель А—3×50 с изоляцией на 6 кв, у которого $x_1=0,083$ ом/км и $r_1=-0,62$ ом/км при $\vartheta_0=20^\circ\text{C}$.

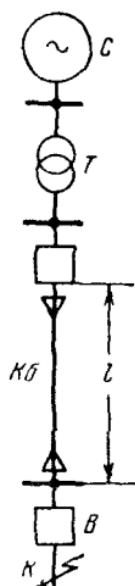
Требуется определить наибольшее допустимое время отключения выключателем В (рис. 17-6) возникающего за этим выключателем короткого замыкания (точка К), чтобы указанный кабель был термически устойчив, т. е. его температура при таких условиях не превышала 200°C . Определить также величину тока короткого замыкания в найденный момент времени.

Найдем напряжение системы, приведенное к стороне низшего напряжения трансформатора.

$$U^* = 110 \cdot \frac{6,6}{110} = 6,6 \text{ кв};$$

то же реактивность трансформатора

$$x = 0,105 \cdot \frac{6,6^2}{25} = 0,183 \text{ ом.}$$



Активное сопротивление кабеля при его нормальной рабочей температуре $\vartheta_0=65^\circ\text{C}$ и температурном коэффициенте алюминия $\alpha=0,004 \text{ } 1^\circ\text{C}$ составит:

$$r_{\vartheta_0} = 0,62 \cdot \frac{1 + 0,004 \cdot 65}{1 + 0,004 \cdot 20} = 0,726 \text{ ом/км.}$$

Рис. 17-6 К примеру 17-3.

При протяженности кабеля 0,5 км сопротивления в начальный момент короткого замыкания будут:

$$x_L = 0,183 + 0,5 \cdot 0,083 = 0,225 \text{ ом}; \quad r_{\vartheta_0} = 0,5 \cdot 0,726 = 0,363 \text{ ом};$$

$$z = \sqrt{0,363^2 + 0,225^2} = 0,428 \text{ ом.}$$

Начальное значение периодической слагающей тока короткого замыкания

$$I_{n101} = \frac{6600}{\sqrt{3} \cdot 0,428} = 8900 \text{ а.}$$

По диаграмме рис. 17-5 для $\alpha = \left(\frac{0,363}{0,428}\right)^2 = 0,73$ и $\vartheta = 200^\circ\text{C}$ находим $\Delta = 1,02 \cdot 10^4$ и $n_\vartheta = 0,77$.

Искомое время определяем из (17-9), т. е.

$$\left(\frac{8900}{50}\right)^2 t = 1,02 \cdot 10^4,$$

откуда $t = 0,32 \text{ сек}$; ток в этот момент времени $I = 0,77 \cdot 8900 = 6850 \text{ а.}$

Если не учитывать спад тока от нагрева проводника при коротком замыкании, искомое время $t=0,25$ сек, т. е. оно меньше на 22%.

При протяженности кабеля 1 км сопротивления в начальный момент короткого замыкания составляют: $x_\Sigma = 0,266$ ом, $r_{\Phi_0} = 0,726$ ом и $z = 0,775$ ом; соответственно начальное значение периодической слагающей тока короткого замыкания $I_{n[0]} = 4900$ а.

При $a = \left(\frac{0,726}{0,775}\right)^2 = 0,88$ и $\Phi = 200^\circ\text{C}$ по диаграмме рис. 17-5 находим $\Delta = 1,1 \cdot 10^4$ и $n_\Phi = 0,74$. Тогда искомое время

$$t = \frac{1,1 \cdot 10^4}{(4900/50)^2} = 1,15 \text{ сек}$$

и соответствующий этому моменту времени ток $I = 0,74 \cdot 4900 = 3620$ а.

При решении без учета теплового спада тока короткого замыкания искомое время составляет 0,84 сек, т. е. оно меньше на 27%.

Пользуясь диаграммой рис. 17-5, можно определить для разных моментов времени величину тока и температуру нагрева заданного кабеля за рассматриваемый промежуток времени. Так, например, при двухфазном коротком замыкании начальный ток будет

$$I_{n[0]} = \frac{\sqrt{3}}{2} \cdot 4900 = 4250 \text{ а.}$$

Соответственно при $t = 1,15$ сек $\Delta = \left(\frac{4250}{50}\right)^2 \cdot 1,15 = 0,83 \cdot 10^4$.

Для этого значения Δ и при $a = 0,88$ по диаграмме рис. 17-5 находим $\Phi = 170^\circ\text{C}$ и $n_\Phi = 0,78$, т. е. ток в этот момент времени $I = 0,78 \cdot 4250 = 3300$ а.

17-4. Учет местных источников и нагрузок

Как отмечалось в § 17-1, в распределительной сети могут быть местные источники, как-то: небольшие городские, заводские и сельскохозяйственные электростанции, синхронные компенсаторы и двигатели. При выполнении расчета коротких замыканий их следует учитывать в соответствии с указаниями и рекомендациями гл. 10. В частности, при применении метода расчетных кривых местные источники должны быть выделены в отдельные генерирующие ветви, причем в зависимости от взаимного расположения этих источников они могут быть объединены в меньшее число ветвей. При этом, учитывая действительные параметры таких источников, следует использовать соответствующие им расчетные кривые.

В точках, где распределительная сеть связана с системой, обычно можно считать приложенные напряжения неизменными, т. е. полагать, что к этим точкам присоединены источники бесконечной мощности.

Распределительная сеть, питающаяся непосредственно от шин генераторного напряжения крупной теплоэлектроцентрали, находится почти в тех же условиях, что и распределительная сеть, связанная с районной подстанцией системы. Это объясняется тем, что линии, отходящие от шин генераторного напряжения крупных электростанций, обычно реактируют; при этом короткое замыкание в любой точке такой распределительной сети оказывается весьма удаленным.

Напомним, что при нахождении токораспределения в сети во время короткого замыкания непременно следует учитывать нагрузки по месту их действительного присоединения, вводя их соответствующими реактивностями в схемы прямой и обратной последовательностей. Метод расчетных кривых для этой цели, как известно, уже непригоден, и решение следует вести с использованием метода спрямленных характеристик. В большинстве случаев здесь ограничиваются расчетом начального момента короткого замыкания и используют принцип наложения собственно аварийного режима на нормальный предшествующий режим.

Батареи статических конденсаторов, расположенные вблизи места трехфазного короткого замыкания, принципиально тоже являются дополнительными источниками. При малой индуктивности участка между такой батареей и точкой короткого замыкания, как это обычно имеет место, разряд батареи имеет характер высокочастотных колебаний, при этом, как показывают проведенные экспериментальные исследования, эти колебания затухают столь быстро, что через полпериода промышленной частоты (т. е. к моменту наступления ударного гока короткого замыкания) они практически совсем отсутствуют. Другими словами, при расчете токов короткого замыкания влиянием статических конденсаторов можно пренебречь.

Иключение могут составлять лишь отдельные частные случаи, когда в цепи конденсаторной батареи имеется значительная индуктивность, специально включаемая для ограничения токов включения или как средство для фильтрации высших гармоник.

Переходные процессы, возникающие при включении и отключении особенно мощных конденсаторных батарей (параллельного включения, т. е. шунтовые), имеют ряд особенностей. Для знакомства с ними желающие должны обратиться к [Л. 15].

17-5. Расчет токов короткого замыкания в установках напряжением до 1 000 в

Электрические установки напряжением до 1 000 в, питаемые от распределительной сети электрической системы через понижающие трансформаторы, характеризуются, как правило, большой электрической удаленностью относительно источников питания. Это позволяет считать, что при коротком замыкании за таким понижающим трансформатором напряжение в точке сети, где он присоединен, практически остается неизменным и равным своему номинальному значению.

Достоверность расчета токов короткого замыкания в установках напряжением до 1 000 в зависит главным образом от того, насколько правильно оценены и полно учтены все сопротивления короткозамкнутой цепи. Наряду с индуктивными сопротивлениями здесь весьма существенную роль играют активные сопротивления, причем последние иногда могут преобладать. Заметное влияние оказывают сопротивления таких элементов, как сборные шины и присоединения к ним, трансформаторы тока и др., которыми при выполнении аналогичных расчетов для установок высокого напряжения всегда пренебрегают. Наконец, весьма существенно здесь сказываются сопротивления различных контактных соединений — болтовых соединений шин, зажимов и разъемных контактов аппаратов и др., а также контакта непосредственно в месте прошедшего замыкания.

Точная оценка сопротивлений контактных соединений представляет собой очень трудную и в известной мере неопределенную задачу, так как эти сопротивления зависят от многих факторов (состояния контактных поверхностей, степени затяжки болтов, силы сжатия пружин и проч.). С другой стороны, отказ от учета этих сопротивлений может привести к излишнему преувеличению токов короткого замыкания со всеми вытекающими отсюда последствиями, а именно к применению более мощной аппаратуры и проводников большего сечения,

т. е. к неоправданным дополнительным затратам на электрооборудование таких установок.

Испытания и наблюдения при эксплуатации показывают, что реально имеющие место величины токов при коротких замыканиях в установках напряжением до 1 000 в значительно меньше расчетных величин токов, найденных без учета сопротивлений контактных соединений и, в частности, в месте самого замыкания. Специальными исследованиями на одной из установок 500 в было показано, что действующее значение расчетного полного тока в 58 000 а можно достичь только при хорошо привинченной толстой (более 25 мм^2) медной закоротке. При замене более тонкой закороткой (6—25 мм^2) замеренная величина тока короткого замыкания составляла 60—87% от расчетной. При свободно лежащем на шинах медном брусе (любого сечения) замеренный ток составлял 56%, а при перекрытии по изоляции—примерно 40—50%.

Поэтому в принятых в 1966 г. Указаниях по проектированию силового электрооборудования промышленных предприятий рекомендуется при отсутствии достоверных данных о переходных сопротивлениях учитывать их совокупно (включая контакт в месте замыкания), вводя в короткозамкнутую цепь активное сопротивление, величина которого в зависимости от места короткого замыкания оценивается в пределах 0,015—0,030 ом (или 15—30 мом). Нижний предел соответствует короткому замыканию около распределительного щита подстанции, а верхний—при коротком замыкании непосредственно у электроприемников, получающих питание от вторичных распределительных пунктов¹.

В тех случаях, когда требуется особо повышенная надежность установки напряжением до 1 000 в, расчет токов короткого замыкания для нее обычно делают без учета упомянутых переходных сопротивлений, вводя в расчетную схему индуктивные и активные сопротивления всех основных элементов цепи. Аналогично поступают, когда завышенные величины токов короткого замыкания не меняют по существу технического решения и не приводят к заметным дополнительным затратам.

¹ Отметим, что в американской практике аналогичных расчетов учет переходных сопротивлений производяткосвенно путем увеличения длины длинного проводника примерно на 1,5 м (5 футов).

Сопротивления понижающих трансформаторов мощностью до 1 000 ква, трех- и четырехжильных кабелей до 1 000 в, магистральных и распределительных шинопроводов (со спаренными фазами), а также приближенные величины сопротивлений аппаратов напряжением до 1 000 в приведены в приложении П-10.

Сопротивления прямой последовательности шин (обычного исполнения) можно найти в справочных таблицах или определить по выражению (12-23) для воздушной линии; при этом следует принимать:

$$\begin{aligned} \text{для круглых шин (радиусом } r) \quad r_0 &= 0,78 \ r; \\ \text{для полосовой шины (размерами } h \text{ и } b) \quad r_0 &= 0,23 \\ (h + b). \end{aligned}$$

Для пакета из нескольких полос под b следует понимать толщину пакета в целом.

Сопротивление нулевой последовательности шин зависит от многих факторов (расположения и выполнения заземляющей проводки, близости проводящих металлоконструкций и т. д.) и изменяется в широких пределах. Ориентировочно можно считать, что составляющие этого сопротивления находятся в следующих пределах:

$$r_0 = (5 \div 14,7) r_1$$

и

$$x_0 = (7,5 \div 9,4) x_1.$$

При составлении схемы замещения следует руководствоваться указаниями гл. 2. Поскольку сопротивления большинства элементов рассматриваемых установок задаются в именованных единицах, то весь расчет обычно ведут также в именованных единицах; при этом ввиду малости самих сопротивлений их выражают в миллиомах (мом).

В качестве средних номинальных напряжений $U_{ср}$ для соответствующих ступеней трансформации рекомендуется принимать:

$$690, 525, 400, 230, 127 \text{ в.}$$

Для проверки аппаратов и проводников по условиям короткого замыкания производят расчет трехфазного короткого замыкания, поскольку при этом виде короткого замыкания ток достигает наибольшей величины. Исключение составляет только случай, когда для проверки трансформаторов тока, устанавливаемых в двух фазах,

требуется определение тока двухфазного короткого замыкания (см. ниже).

Для настройки защиты от замыканий на землю (в соответствии с требованиями техники безопасности) проводят также расчет токов при однофазном коротком замыкании, чтобы выявить возможную наименьшую величину тока при этом виде замыкания.

По найденным результирующим сопротивлениям прямой и нулевой последовательностей относительно точки короткого замыкания $r_{1\Sigma}$, $r_{0\Sigma}$, $x_{1\Sigma}$ и $x_{0\Sigma}$ легко определить начальное значение периодической слагающей тока:

трехфазного короткого замыкания

$$I_{\kappa}^{(3)} = \frac{U_{cp}}{\sqrt{3} \sqrt{r_{1\Sigma}^2 + x_{1\Sigma}^2}} = \frac{U_{cp} (в)}{\sqrt{3} z_{\Sigma} (\text{мом})}, \text{ кА; } \quad (17-11)$$

однофазного короткого замыкания

$$I_{\kappa}^{(1)} = \frac{\sqrt{3} U_{cp}}{\sqrt{(2r_{1\Sigma} + r_{0\Sigma})^2 + (2x_{1\Sigma} + x_{0\Sigma})^2}} = \frac{\sqrt{3} U_{cp} (в)}{z^{(1)} (\text{мом})}, \text{ кА, } \quad (17-12)$$

где U_{cp} — среднее номинальное напряжение той ступени, где рассматривается короткое замыкание; к этому же напряжению приведены все сопротивления цепи.

При отсутствии заметного изменения параметров цепи короткого замыкания этот ток остается практически неизменным. Однако при значительной величине активного сопротивления и заметной продолжительности процесса короткого замыкания (0,2 сек и более) может уже оказаться тепловой спад тока, учет которого изложен в § 17-3.

Наличие трансформаторов тока в двух фазах создает местную продольную несимметрию трехфазной цепи. Ее учет можно сделать, как указывалось в гл. 15. Однако для проверки этих трансформаторов тока по условиям короткого замыкания можно исходить из величины тока, которая получается при двухфазном коротком замыкании (между фазами, где есть и где нет трансфор-

матора тока), т. е.

$$I_K^{(2)} = \frac{U_{cp}}{\sqrt{(2r_{1\Sigma} + r_{TT})^2 + (2x_{1\Sigma} + x_{TT})^2}}, \quad (17-13)$$

где r_{TT} и x_{TT} — сопротивления трансформатора тока.

С увеличением удаленности короткого замыкания величина тока существенно снижается, причем тем интен-

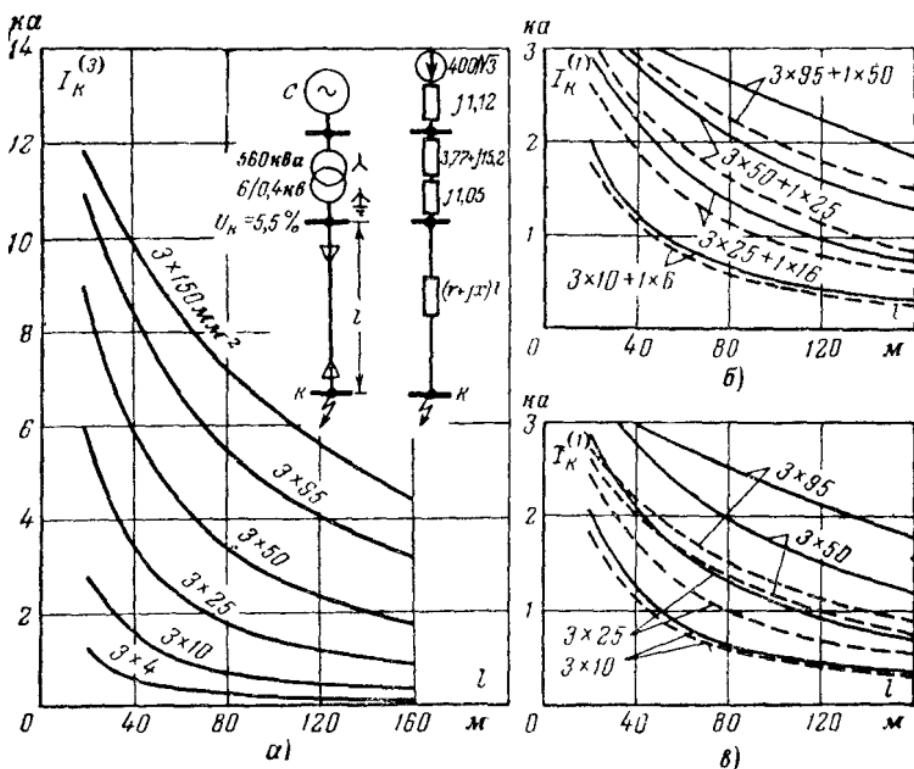


Рис. 17-7. Изменение тока короткого замыкания в зависимости от длины кабеля при разных его сечениях (жилы алюминиевые).

a — при трехфазном коротком замыкании, *b* — при однофазном коротком замыкании, четырехжильный кабель с алюминиевой оболочкой (сплошные линии) и с непроводящей оболочкой (пунктирные линии), *c* — то же при трехжильном кабеле.

сивнее, чем меньше сечение кабеля. Наглядным примером могут служить кривые, представленные на рис. 17-7. Они построены для схемы и при данных, указанных на том же рисунке.

Одновременно с ростом удаленности короткого замыкания отношение x/r , как правило, падает, что приводит в соответствии с (3-7) к снижению ударного коэффициента k_y . Чтобы удобнее находить значения последнего

при малых величинах x/r , на рис. 17-8 приведена кривая, для текущей переменной которой принят логарифмический масштаб.

Используя данные приложения П-10, с помощью кривой рис. 17-8 легко установить, что когда ток короткого замыкания ограничен только сопротивлением трансформатора, ударный коэффициент составляет:

при мощности трансформатора 20 ква	$k_y \approx 1,05$
" " " 40—250 ква	$k_y = 1,1 \div 1,3$
" " " 400—1 000 ква	$k_y = 1,35 \div 1,5$

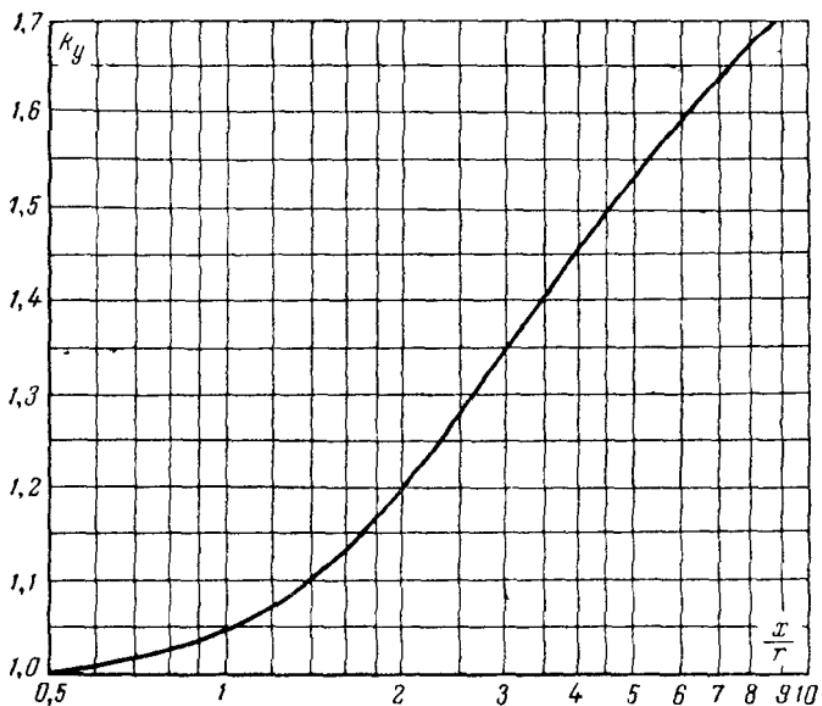


Рис. 17-8. Кривая изменения ударного коэффициента k_y в зависимости от отношения x/r .

Учет двигателей при определении ударного тока производится так же, как указывалось в § 6-5 и 6-6. Практически имеет смысл считаться только с двигателями, находящимися в непосредственной близости к месту короткого замыкания или питающимися от той же секции шин, к которой присоединена аварийная цепь. Поскольку установленные здесь двигатели имеют сравнительно малую мощность, ударный коэффициент для них $k_y \approx 1$.

Наибольшее действующее значение тока короткого

замыкания определяется по выражению (3-12) или по соответствующей кривой рис. 3-6.

В тех случаях, когда в рассматриваемой установке имеется генератор, последний, разумеется, должен быть учтен отдельной генерирующей ветвью с параметрами, отвечающими данной мощности генератора.

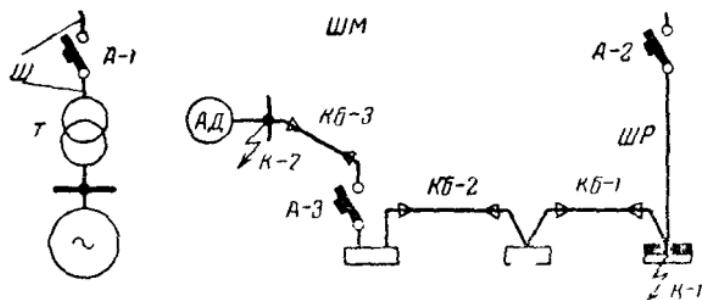


Рис. 17-9. К примеру 17-4.

Пример 17-4. Для схемы, представленной на рис. 17-9, определить наибольшие и наименьшие величины токов при коротких замыканиях поочередно в точках $K-1$ и $K-2$.

Трансформатор $T 1000$ ква; $10/0,4$ кв; Y/Y_0-12 .

Шины W 3,5 м; $A-2(80 \times 8)$; расстояние между фазами 200 мм.

Шинопровод магистральный WM 50 м, $I_n = 1600$ а.

Шинопровод распределительный WR 4 м, $I_n = 600$ а.

Кабели: $Kb-1$ 10 м, $A(3 \times 50 + 1 \times 25)$; $Kb-2$ 8 м, $A(3 \times 35 + 1 \times 16)$; $Kb-3$ 11 м, $A(3 \times 16 + 1 \times 10)$; все кабели с алюминиевой оболочкой.

Автоматы: $A-1$ 1500 а; $A-2$ 600 а; $A-3$ 50 а.

Используя справочный материал приложения П-10, находим сопротивления элементов заданной схемы.

Для трансформатора $T r_1 = 1,7$ мом; $x_1 = 8,6$ мом; $r_0 = 0,9$ мом; $x_0 = 80$ мом.

Шины W $r_1 = 3,5 \cdot 0,034 = 0,12$ мом; $x_1 = 3,5 \cdot 0,145 \times 1,26 \cdot 200 / 0,23(80+24) = 0,51$ мом; $r_0 = 10 \cdot 0,12 = 1,2$ мом; $x_0 = 8,5 \cdot 0,51 = 4,4$ мом.

Шинопровод WM $r_1 = 50 \cdot 0,034 = 1,7$ мом; $x_1 = 50 \cdot 0,023 = 1,15$ мом; для нулевой последовательности условно примем $r_0 \approx 10 r_1 = 10 \cdot 1,7 = 17$ мом и $x_0 = 10 x_1 = 10 \cdot 1,15 = 11,5$ мом.

Шинопровод WR $r_1 = 4 \cdot 0,1 = 0,4$ мом; $x_1 = 4 \cdot 0,1 = 0,4$ мом; для нулевой последовательности аналогично предыдущему $r_0 = 4$ мом = x_0 .

Кабели: $Kb-1$ $r_1 = 10 \cdot 0,77 = 7,7$ мом; $x_1 = 10 \cdot 0,068 = 0,68$ мом; $r_0 = 10 \cdot 1,4 = 14$ мом; $x_0 = 10 \cdot 0,19 = 1,9$ мом.

$Kb-2$ $r_1 = 8 \cdot 1,1 = 8,8$ мом; $x_1 = 8 \cdot 0,065 = 0,52$ мом; $r_0 = 8 \cdot 1,8 = 14,4$ мом; $x_0 = 8 \cdot 0,23 = 1,84$ мом.

$$K\delta-3 \quad r_1 = 11 \cdot 2,4 = 26,4 \text{ мом; } x_1 = 11 \cdot 0,084 = 0,92 \text{ мом;}$$

$$r_0 = 11 \cdot 3,5 = 38,5 \text{ мом; } x_0 = 11 \cdot 0,33 = 3,63 \text{ мом.}$$

Автоматы: A-1 $r = x = 0$; A-2 $r = 0,12 \text{ мом; } x = 0,09 \text{ мом; } A-3 \quad r = 5,5 \text{ мом, } x = 2,7 \text{ мом.}$

При коротком замыкании в точке K-1 примем сопротивление контактных соединений $r \approx 20 \text{ мом}$. Следовательно, результирующие сопротивления схемы относительно точки K-1 будут

$$r_{1\Sigma} = 1,7 + 0,12 + 1,7 + 0,4 + 0,12 + 20 = 24 \text{ мом;}$$

$$x_{1\Sigma} = 8,6 + 0,51 + 1,15 + 0,4 + 0,09 = 10,75 \text{ мом;}$$

$$r_{0\Sigma} = 0,9 + 1,2 + 17 + 4 + 0,12 + 20 = 43,22 \text{ мом;}$$

$$x_{0\Sigma} = 80 + 4,4 + 11,5 + 4 + 0,09 = 100 \text{ мом.}$$

Ток при трехфазном коротком замыкании

$$I_k = \frac{400}{\sqrt{3} \cdot \sqrt{24^2 + 10,75^2}} = \frac{400}{\sqrt{3} \cdot 26,5} = 8,7 \text{ ка.}$$

Ток при однофазном коротком замыкании

$$I_k = \frac{\sqrt{3} \cdot 400}{\sqrt{(2 \cdot 24 + 43,22)^2 + (2 \cdot 10,75 + 100)^2}} = \frac{\sqrt{3} \cdot 400}{\sqrt{152}} = 4,55 \text{ ка.}$$

Без учета сопротивлений контактных соединений эти токи соответственно были бы $I_k^{(3)} = 20 \text{ ка}$ и $I_k^{(1)} = 5,5 \text{ ка}$.

При $x/r = 10,75/24 = 0,45$ ударный коэффициент $k_y \approx 1$ и, следовательно, ударный ток составляет

$$i_y = \sqrt{2} \cdot 8,7 = 12,3 \text{ ка.}$$

При коротком замыкании в точке K-2 результирующие сопротивления будут (считая здесь сопротивление контактных соединений $r \approx 30 \text{ мом}$)

$$r_{1\Sigma} = 24 + 7,7 + 8,8 + 26,4 + (30 - 20) + 5,5 = 82,4 \text{ мом;}$$

$$x_{1\Sigma} = 10,75 + 0,68 + 0,52 + 0,92 + 2,7 = 15,57 \text{ мом;}$$

$$r_{0\Sigma} = 43,22 + 14 + 14,4 + 38,5 + (30 - 20) + 5,5 = 125,5 \text{ мом;}$$

$$x_{0\Sigma} = 100 + 1,9 + 1,84 + 3,63 + 2,7 = 110 \text{ мом.}$$

Величины токов:

при трехфазном коротком замыкании

$$I_k = \frac{400}{\sqrt{3} \sqrt{82,4^2 + 15,57^2}} = \frac{400}{\sqrt{3} \cdot 83,8} = 2,75 \text{ ка;}$$

при однофазном коротком замыкании

$$I_k = \frac{\sqrt{3} \cdot 400}{\sqrt{(2 \cdot 82,4 + 125,5)^2 + (2 \cdot 15,57 + 110)^2}} = \frac{\sqrt{3} \cdot 400}{\sqrt{324}} = 2,14 \text{ ка.}$$

Без учета сопротивления контактных соединений эти токи были

$$I_k^{(3)} = 4,05 \text{ ка и } I_k^{(1)} = 2,8 \text{ ка.}$$

Глава восемнадцатая

КОРОТКИЕ ЗАМЫКАНИЯ В ДЛИННЫХ ЛИНИЯХ ПЕРЕДАЧИ ПЕРЕМЕННОГО ТОКА

18-1. Общие замечания

Линии передачи переменного тока протяженностью в несколько сотен километров и более обладают рядом особенностей, которые существенно влияют на протекание электромагнитного переходного процесса, вызванного, в частности, коротким замыканием. Поэтому они должны быть учтены при расчете этого процесса. Здесь приходится считаться с наличием распределенных параметров.

Экономичная передача энергии по таким линиям возможна лишь при более высоких напряжениях (330 кв и выше). Благодаря таким напряжениям и значительной емкостной проводимости образуется большая зарядная мощность линии.

Для увеличения пропускной способности длинной линии и обеспечения допустимого уровня напряжения по ее длине применяют различные искусственные меры, направленные на улучшение ее параметров. Избыток зарядной мощности поглощают специально включаемыми дросселями или реакторами (поперечная компенсация). Для уменьшения индуктивности линии производят расщепление фазного провода на несколько (2—4) параллельных проводов. Однако последнее бывает недостаточным средством, и тогда компенсацию индуктивности до целесообразного предела осуществляют последовательным включением в линию статических конденсаторов (продольная компенсация).

Наличие распределенной поперечной емкости линии и главным образом сосредоточенной продольной емкости, компенсирующей индуктивность линии, является основным фактором, характеризующим протекание переходного процесса при коротком замыкании на такой линии.

При значительных степенях компенсации возможно самовозбуждение синхронных машин. При отсутствии демпферных обмоток или контуров оно наступает, когда реактивность компенсирующей емкости x_c находится в пределах:

$$x'_{d\Sigma} < x_C < x_{d\Sigma},$$

где $x'_{d\Sigma}$ — суммарное переходное индуктивное сопротивление системы передачи;
 $x_{d\Sigma}$ — ее суммарное синхронное индуктивное сопротивление.

Подробное исследование процесса самовозбуждения, который относится к неустойчивым процессам, рассматривается во второй части настоящего курса.

Все дальнейшее изложение предполагает, что линия имеет умеренную компенсацию индуктивности и самовозбуждение генераторов исключено.

Помимо определения токов, необходимых для выбора аппаратов и настройки релейной защиты и автоматики, здесь представляет также практический интерес оценка возникающих при коротком замыкании перенапряжений на конденсаторах установки продольной компенсации. Это нужно для выбора типа конденсаторов и их защиты от перенапряжений, которую обычно осуществляют с помощью разрядников. На конденсаторах разных фаз перенапряжения наступают неодновременно, поэтому поочередная работа разрядников создает местную продольную несимметрию, которая еще больше усложняет анализ переходного процесса.

Столь ответственные линии передачи, как правило, оборудуют наиболее совершенными быстродействующими выключателями и устройствами релейной защиты и автоматики. Поэтому важно исследовать лишь начальную стадию переходного процесса в пределах нескольких периодов промышленной частоты. Последнее обстоятельство оправдывает принятие некоторых допущений.

Основная цель настоящей главы заключается в том, чтобы дать читателю необходимое общее представление об особенностях переходного процесса при коротком замыкания на длинных компенсированных линиях. При этом особое внимание здесь обращено на физическую сторону данного процесса.

Математическая часть изложения приведена в той мере, в какой это нужно, чтобы понять, в чем заключаются трудности решения. Результаты расчетов, проведенных для условий типовых схем, позволили установить некоторые общие закономерности, которые в свою очередь послужили основой для разработки упрощенных методов расчета.

18-2. Расчет операторным методом

Рассмотрим методику расчета коротких замыканий на длинных линиях операторным методом в соответствии с рекомендациями и разработками И. М. Марковича, П. И. Зубкова и С. А. Совалова [Л. 11].

Для исследования примем схему, представленную на рис. 18-1. Здесь показана гидростанция, связанная с системой длинной компенсированной линии передачи

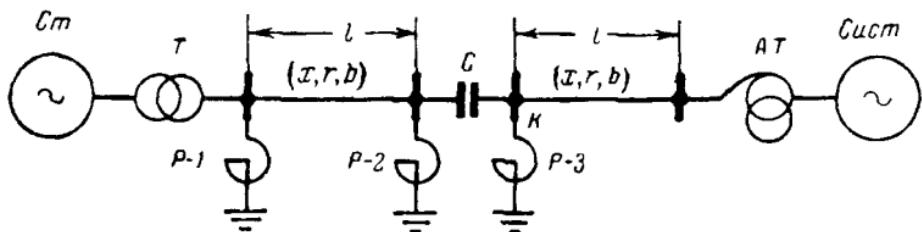


Рис 18-1 Схема системы передачи

400 кв. Для элементов схемы приняты следующие параметры:

генераторы 6 105 = 630 Мвт; $\cos \varphi = 0,85$; 13,8 кв; $x'_d = 0,19$;

трансформатор 630 Мва: 400/13,8 кв; $u_k = 12,2\%$;

автотрансформатор 800 Мва; 400/230 кв; $u_{BC} = 15,5\%$;

система имеет $x_{ст} = 7$ ом, за которым приложено напряжение 230 кв; линия выполнена проводами $3 \times \text{ACO}-480$ (в каждой фазе), причем ее параметры прямой последовательности составляют: $r = 0,021$ ом/км; $x = 0,293$ ом/км; $g = 0$ и $b = 3,93 \cdot 10^{-6}$ сим/км. Рассматриваются три разных случая: длина каждой половины линии составляет 200, 400 и 600 км.

В дальнейшем рассматриваются три варианта: продольной компенсации нет, компенсировано 25 и 50% индуктивности всей линии; индуктивные сопротивления компенсирующих реакторов $x_{P-1} = x_{P-3} = 1\ 190$ ом и $x_{P-2} = 2\ 380$ ом.

Предположим, что непосредственно за установкой продольной компенсации (точка K) произошло металлическое трехфазное короткое замыкание.

При определении закономерностей изменения свободных токов можно, не внося заметной погрешности, поочередно учитывать активные сопротивления цепей статора и ротора каждого генератора, подобно тому, как это де-

лялось в § 9-2. Поэтому, интересуясь прежде всего свободными токами, которые обусловлены изменением потоков, сцепленных с обмотками статора, примем, что обмотка возбуждения генератора не обладает активным сопротивлением и, следовательно, в течение переходного процесса генератор в продольной оси ротора характеризуется своей реактивностью x'_d . Дополнительно для упрощения примем, что ротор полностью симметричен, т. е. $x_q = x'_d$.

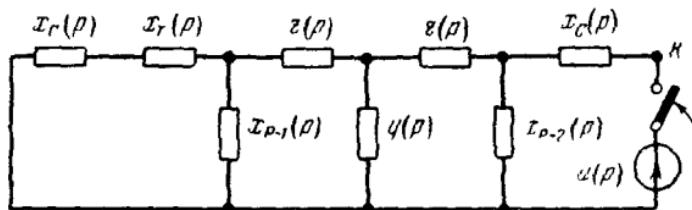


Рис. 18-2 Схема замещения прямой последовательности в операторной форме.

Наибольший интерес представляет та часть схемы рис. 18-1, в которую входит установка продольной компенсации. Собственно аварийные составляющие токов в ней согласно принципу наложения (§ 2-6) получаются при подключении в точке К пассивной схемы замещения (рис. 18-2) источника синусоидального напряжения, э. д. с. которого равна по величине и противоположна по знаку тому напряжению, которое было в этой точке до возникновения в ней короткого замыкания. Все элементы и включаемое напряжение в схеме рис. 18-2 выражены в операторной форме, причем активное сопротивление учтено только у линии (у остальных элементов оно сравнительно мало и им вполне можно пренебречь). Каждая половина линии представлена Т-образной схемой замещения, элементы которой учитывают распределенные параметры линии.

Все величины выражены в относительных единицах при следующих базисных условиях: $S_6 = S_{\text{ст}} = 630/0,85 = 740 \text{ Mva}$, на стороне линии $U_6 = 400 \text{ кв}$ и соответственно $I_6 = 1,07 \text{ ka}$ и $z_6 = 216 \text{ ом}$. При этом операторные сопротивления элементов схемы рис. 18-2 составляют:

$$x_r(p) = 0,19p; \quad x_t(p) = 0,143p; \quad x_{p-1}(p) = 5,53p;$$

$$x_{p-2}(p) = 11,06p; \quad x_c(p) = x_c/p.$$

Для определения элементов схемы замещения линии предварительно находим:

при отсутствии потерь ($r=g=0$) волновое сопротивление

$$w = \sqrt{\frac{x}{b}} = \sqrt{\frac{0,293}{3,93 \cdot 10^{-6}}} = 273 \text{ ом}$$

и коэффициент распространения

$$\gamma = \sqrt{xb} = \sqrt{0,293 \cdot 3,93 \cdot 10^{-6}} = 1,07 \cdot 10^{-3} \text{ 1/км};$$

эти же величины с учетом r , выраженные в операторной форме и в относительных единицах, можно представить следующим образом:

$$w(p) \approx w \left(1 + \frac{r}{2x} p \right) = \frac{273}{216} \left(1 + \frac{0,021}{2 \cdot 0,293} p \right) = \\ = 1,26 (1 + 0,036p)$$

и

$$\gamma(p) \approx \gamma \left(p + \frac{r}{2x} \right) = 1,07 (p + 0,036) \cdot 10^{-3} \text{ 1/км.}$$

Для схемы замещения линии в операторной форме имеем:

$$z(p) = w(p) \operatorname{th} [\gamma(p)(l/2)] = 1,26 (1 + 0,036p) \operatorname{th} [1,07 (p + \\ + 0,036) 10^{-3} (l/2)];$$

$$y(p) = \frac{1}{w(p)} \operatorname{sh} [\gamma(p) l] = \\ = \frac{0,794}{1 + 0,036p} \operatorname{sh} [1,07 (p + 0,036) 10^{-3} l].$$

Включаемое напряжение в операторной форме и относительных единицах выражается так:

$$U(p) = \frac{-1}{p - j} e^{j\alpha},$$

где α — фаза включения.

Нетрудно видеть, что результирующее операторное сопротивление $z_{\Sigma}(p)$ схемы рис. 18-2 представляется сложным трансцендентным выражением. Следовательно, первые существенные трудности, которые возникают на пути строгого решения, состоят в нахождении корней характер-

ристического уравнений:

$$z_{\Sigma}(p) = 0.$$

Для цепи с r , L , C корни характеристического уравнения определяют частоты и коэффициенты затухания (или обратные им величины — постоянные времени) свободных токов и напряжений.

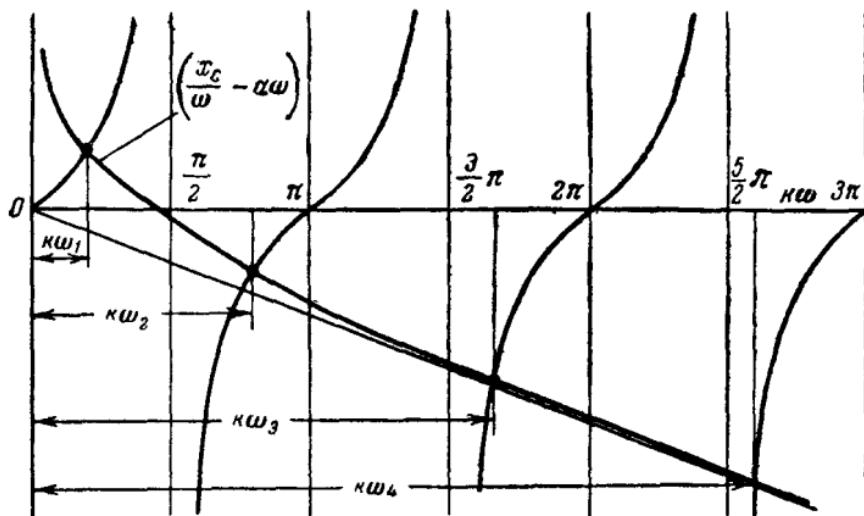


Рис. 18-3. Графическое решение уравнения (18-1).

После ряда преобразований и исключения членов второго и более высоких порядков малости мнимая часть характеристического уравнения, которая определяет собственную частоту ω_n , может быть представлена в виде

$$\frac{x_C}{\omega_n} - a\omega_n = m \operatorname{tg} k\omega_n, \quad (18-1)$$

а действительная часть, определяющая коэффициент затухания, в виде

$$v_n = \frac{r}{2x} [1 + F(\omega_n, \sin 2k\omega_n)], \quad (18-2)$$

где a , m , k — коэффициенты, определяемые только параметрами схемы.

Левая часть выражения (18-1) представляет собой уравнение гиперболы, а правая — уравнение тангенсоиды; их аргументами является искомая свободная частота. Решения (18-1) проще всего найти графическим построением соответствующих кривых (рис. 18-3); точки не-

ресечения определяют неизвестные корни. Как видно, число собственных частот неограниченно велико. При этом важно заметить, что при смещении гиперболы вверх или вниз, что имеет место соответственно при увеличении и уменьшении степени продольной компенсации линии, существенно меняется только первая низшая собственная частота ω_1 , в то время как высшие собственные частоты $\omega_2, \omega_3 \dots$ изменяются незначительно.

Зная корни (18-1), можно по формуле включения (или формуле разложения) перейти от изображения к оригиналу, т. е. получить временную зависимость для собственно аварийной составляющей тока в рассматриваемой схеме. Эта зависимость, очевидно, выражается суммой принужденного незатухающего синусоидального тока и затухающих гармонических свободных токов разных собственных частот; так, для фазы a

$$i_a(t) = I \cos(t + \alpha) + \sum I_n e^{-\gamma_n t} \cos(\omega_n t + \alpha_n). \quad (18-3)$$

При этом

$$\tan \alpha_n = \omega_n \tan \alpha.$$

Напомним, что в данном случае при принятом допущении ($r_f=0$) принужденный ток равен начальному переходному току или, иными словами, начальному значению периодической слагающей тока синхронной частоты.

Начальные амплитуды свободных токов, разумеется, зависят от фазы включения α . При этом оказывается, что амплитуда свободного тока низшей частоты ($\omega_1 < 1$) имеет наибольшую величину при $\alpha=0$ (или $\alpha=\pi$), т. е. когда напряжение предшествующего режима в точке K в момент короткого замыкания проходит через нулевое значение. Амплитуды всех свободных токов высших частот ($\omega_n > 1$) достигают своих наибольших значений, напротив, при $\alpha=\pm\pi/2$. Отношение наибольшей и наименьшей возможных амплитуд свободного тока низшей частоты составляет:

$$\frac{I_{1\max}}{I_{1\min}} = \frac{1}{\omega_1}; \quad (18-4)$$

то же токов высших частот

$$\frac{I_{n\max}}{I_{n\min}} = \omega_n, \quad (18-5)$$

где $n=2, 3 \dots$;

ω_1, ω_n — собственные частоты, выраженные волях ω_0 .

Амплитуды свободных токов высших частот по знаку совпадают с амплитудой периодической слагающей тока синхронной частоты, в то время как амплитуда свободного тока низшей частоты противоположна им по знаку. При отсутствии продольной компенсации свободный ток низшей частоты вырождается в обычную апериодическую слагающую тока.

Чтобы получить полный ток в любой ветви, достаточно, как известно, к найденной для нее собственно аварийной составляющей тока прибавить ее ток предшествующего режима.

Теперь обратимся к табл. 18-1, где приведены результаты расчета схемы рис. 18-2 для указанных выше вариантов. Расчет проведен для первых трех свободных токов, при этом во всех случаях принималась фаза включения $\alpha=0$.

На основе этих результатов можно установить ряд положений и зависимостей, а также сделать некоторые существенно важные выводы.

Как видно, для каждой длины линии увеличение степени продольной компенсации приводит к значительному увеличению низшей частоты. В противоположность этому на высшие частоты продольная компенсация почти совсем не влияет. Зато эти частоты сильно зависят от длины линии, уменьшаясь приблизительно обратно пропорционально ее относительному увеличению, в то время как низшая частота при одной и той же степени компенсации сравнительно мало зависит от длины линии.

Указанный характер изменения частот свободных токов можно объяснить, исходя из физических соображений. В самом деле, емкость для продольной компенсации выбирается исходя из условий промышленной частоты. Для токов высших частот она представляет значительно меньшую реактивность, чем естественно распределенная индуктивность линии, а также индуктивность остальных элементов цепи. Для токов низших частот имеет место обратная картина.

Рассмотрим теперь коэффициенты затухания. При введении продольной компенсации апериодический ток переходит в свободный гармонический ток низшей частоты и коэффициент затухания падает примерно в 2 раза; далее он остается без изменения при любой степени компенсации.

Напряжение, в	Степень компенсации, %	Характеристика свободных токов						Начальная амплитуда	
		Частота			Коэффициент затухания				
		ω_1	ω_2	ω_3	γ_1	γ_2	γ_3		
200	0	1,60	0	9,21	22,76	0,033	0,023	0,033	
	50	2,07	0,49	9,27	22,78	0,016	0,023	0,033	
	100	2,80	0,68	9,31	22,80	0,016	0,023	0,033	
400	0	0,99	0	5,18	11,73	0,046	0,023	0,031	
	50	1,35	0,55	5,26	11,78	0,022	0,022	0,035	
	100	2,14	0,75	5,34	11,82	0,022	0,020	0,039	
600	0	0,64	0	3,71	8,03	0,052	0,023	0,031	
	50	0,87	0,57	3,82	8,09	0,023	0,022	0,035	
	100	1,35	0,77	3,92	8,15	0,023	0,020	0,041	

Для объяснения этого обратимся к рис. 18-4. Здесь показаны часть кривой апериодического тока и часть кривой гармонического тока, затухающего с той же постоянной времени. В соответствии с определением действующего значения затухающего тока (§ 3-3) в произвольный момент t имеем: для апериодического тока

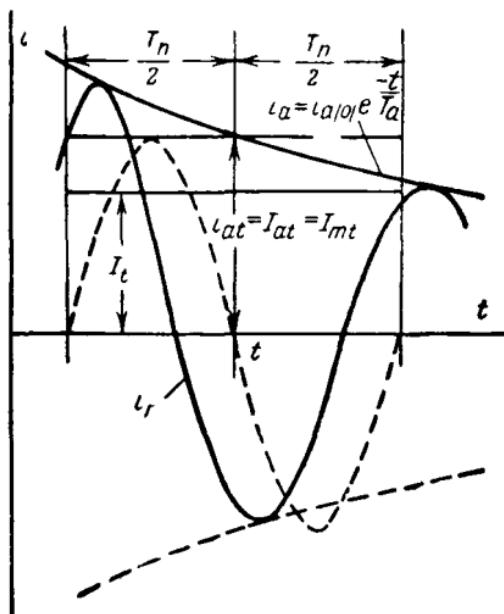


Рис 18 4 К определению действующего значения апериодического и затухающего гармонического токов

$I_{at} = I_{at} = I_{mt}$ и для гармонического тока $I_t = I_{mt}/\sqrt{2}$ (что соответствует синусоидальной кривой, проведенной пунктиром).

При любой частоте средние за один период (в середине которого находится данный момент времени) потери мощности в сопротивлении r будут: при апериодическом токе $I_{at}^2 r = I_{mt}^2 r$ и при гармоническом токе $I_t^2 r = (I_{mt}/\sqrt{2})^2 r = = (I_{mt}^2 r)/2$, т. е. в 2 раза меньше, чем при апериодическом токе.

С увеличением частоты свободного тока коэффициент затухания возрастает и мало меняется с изменением как длины линии, так и степени ее продольной компенсации. В пределе этот коэффициент стремится к значению, определяемому только активным сопротивлением и ин-

дуктивностью линии [соответственно в (18-2) отпадает второе слагаемое].

Обращаясь к сопоставлению начальных амплитуд свободных токов, замечаем, что амплитуда свободного тока низшей частоты значительно превышает амплитуды свободных токов высших частот, причем чем выше частота тока, тем меньше ее амплитуда. С увеличением длины линии амплитуды высших частот также увеличиваются и очень незначительно падают с ростом степени компенсации.

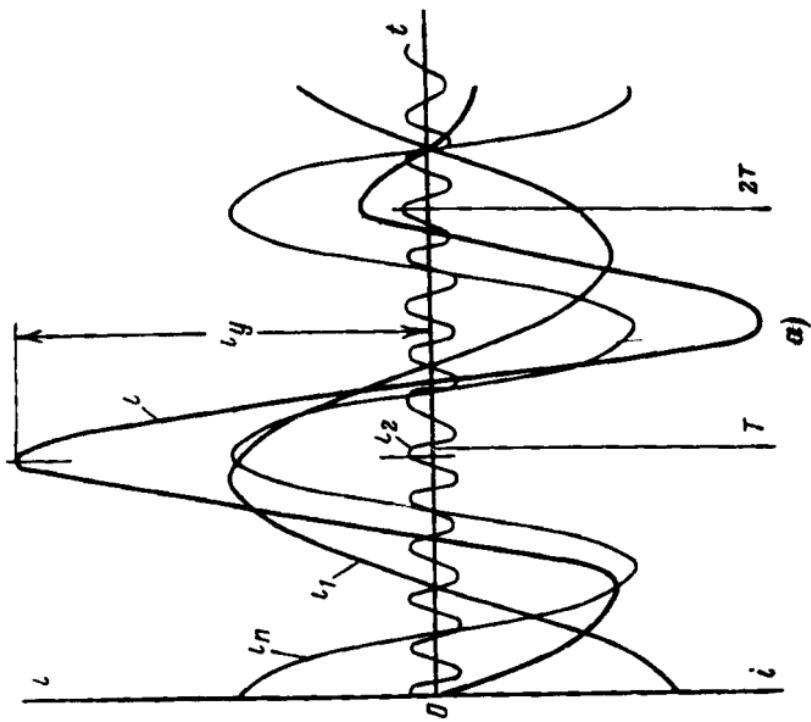
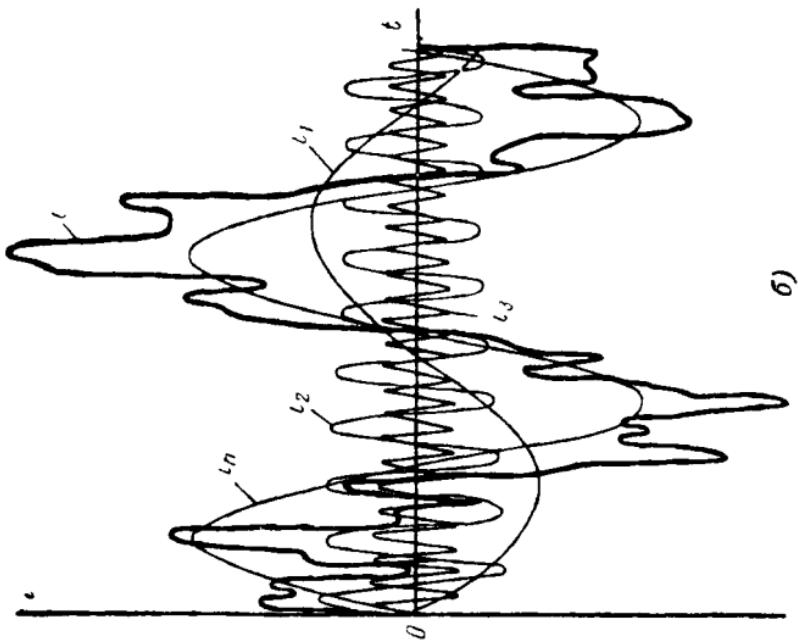
Напомним, что приведенные в табл. 18-1 токи соответствуют условию образования наибольшей амплитуды свободного тока низшей частоты и наименьшим амплитудам свободных токов высших частот. В соответствии с соотношениями (18-4) и (18-5) легко установить величины амплитуд этих токов при фазе включения $\alpha = \pm \frac{\pi}{2}$. Так, например, при $l=400 \text{ км}$ и степени компенсации 50% искомые амплитуды будут:

$$I_1 = 0,55 \cdot 1,52 = 0,84; \quad I_2 = 5,26 \cdot 0,114 = 0,6$$

$$\text{и } I_3 = 11,78 \cdot 0,024 = 0,28.$$

На рис. 18-5 показаны кривые изменения аварийных составляющих токов при $l=400 \text{ км}$ и степени компенсации 50% для двух значений фазы включения: $\alpha = \pi$ и $\alpha = \pi/2$. Как видно, кривая фазного тока при $\alpha = \pi/2$ существенно искажена резко возросшими свободными токами высших частот. Однако ее максимальное мгновенное значение (или ударный ток) меньше, чем при $\alpha = \pi$. При этом следует обратить внимание на то обстоятельство, что максимальное мгновенное значение тока наступает примерно через один период синхронной частоты, т. е. через интервал, который почти в 2 раза больше, чем при наличии только свободного апериодического тока.

Для однократных несимметричных коротких замыканий аналогичный расчет можно выполнять, используя соответствующую комплексную схему в операторной форме, как это указывалось в § 14-7. Дополнительные затруднения здесь возникают лишь с учетом изменения параметров нулевой последовательности линии, поскольку активное сопротивление и индуктивность нулевой по-



следовательности линии зависят от частоты тока¹, причем особенно сильно это проявляется в составляющей активного сопротивления, обусловленной потерями активной мощности в земле.

Помимо изложенного способа применения к данному расчету операторного метода имеются другие предложения.

18-3. Упрощенное решение

Сделанные выше обобщения и выводы позволяют принять ряд существенных упрощений, если от проводимого расчета не требуется большой точности и нужна оценка интересующих величин лишь в первом приближении.

Прежде всего, имея в виду относительную малость свободных токов высших частот, можно ограничиться учетом только одного свободного тока низшей частоты, причем последнюю можно определить из схемы, в которой отброшены поперечная емкость линии и компенсирующие реакторы, а также исключены все активные сопротивления. При таких условиях относительная величина свободной низшей частоты определяется как

$$\omega_1 = \sqrt{x_C/x'_\Sigma}, \quad (18-6)$$

где x_C — реактивность установки продольной компенсации,

x'_Σ — суммарное индуктивное сопротивление схемы до места короткого замыкания, генератор введен реактивностью x'_d (см. также § 18-4).

Начальная амплитуда этого тока для наиболее тяжелых условий может быть принята равной и противоположной по знаку начальной амплитуде аварийной составляющей синхронной частоты.

Коэффициент затухания (или постоянная времени, которая является обратной величиной этого коэффициента) свободного тока низшей частоты

$$v_1 = \frac{1}{T_1} = \frac{r}{2x'_\Sigma}, \quad (18-7)$$

т.е., как отмечалось ранее, он в 2 раза меньше, чем для апериодической слагающей

¹ См. выражения (12-12), (12-16) и (12-21)

Следует оговориться, что при решении вопросов релейной защиты и автоматики часто требуется знать также свободные токи нескольких высших частот. Очевидно, принятые здесь допущения в этом случае неприемлемы.

Что касается определения периодической слагающей тока синхронной частоты, то Н. Н. Щедрин [Л. 12] впервые обосновал и показал, что при отсутствии условий самовозбуждения эта слагающая тока подчиняется тем же закономерностям, что и в чисто индуктивной цепи с соответственно уменьшенной (за счет введенной в цепь емкости) внешней индуктивностью. Другими словами, установку продольной компенсации можно учитывать, вводя в схему соответствующую отрицательную реактивность. Так, согласно (9-18) постоянная времени затухания свободного переходного тока синхронной частоты для машины без демпферных обмоток будет:

$$T'_d = T_{f_0} \frac{x'_\Sigma - x_C}{x_\Sigma - x_C}. \quad (18-8)$$

т. е. включение емкости ускоряет протекание переходного процесса.

18-4. Влияние несимметрии ротора

До сих пор в данной главе предполагалось, что ротор синхронного генератора в обеих осях симметричен и при переходном процессе генератор без демпферных обмоток характеризуется своей реактивностью x'_d . Отсутствие такой симметрии вносит некоторые дополнительные особенности в протекание переходного процесса, на которых следует остановиться.

Как было показано ранее (в гл. 9), при несимметричном роторе анализ переходного процесса целесообразно вести, разлагая ток, напряжение и другие величины на продольные и поперечные составляющие. Для генератора, внешняя цепь которого состоит из последовательно соединенных элементов с r , L и C , можно составить в операторной форме уравнения электромагнитного равновесия в продольной и поперечной осях ротора подобно тому, как это сделано в § 9-2 [см. уравнения (9-5) и (9-6)]. Их характеристическое уравнение имеет уже пя-

тую степень, и его исследование составляет по существу задачу анализа условий самовозбуждения.

Для определения частот свободных токов можно пренебречь всеми активными сопротивлениями цепей статора и ротора. При этом характеристическое уравнение существенно упрощается и становится биквадратным уравнением относительно искомой свободной частоты, решение которого приводит к следующим выражениям для относительных величин свободных частот [Л. 13]:

$$\omega_1 = \sqrt{x_C/(x_2 + x_{\text{вн}})}; \quad (18-9)$$

$$\omega'_2 = -\omega_1; \quad (18-10)$$

$$\omega'_3 = 2 - \sqrt{x_C/(x_2 + x_{\text{вн}})}; \quad (18-11)$$

$$\omega'_4 = 2 + \sqrt{x_C/(x_2 + x_{\text{вн}})}, \quad (18-12)$$

где x_2 — индуктивное сопротивление обратной последовательности генератора;

$x_{\text{вн}}$ — индуктивное сопротивление внешней цепи.

Как видно, указанные свободные частоты попарно связаны между собой простыми соотношениями;

$$\left. \begin{aligned} \omega_1 + \omega'_3 &= 2; \\ \omega'_2 + \omega'_4 &= 2. \end{aligned} \right\} \quad (18-13)$$

Полученные результаты упрощенного решения характеристического уравнения позволяют увидеть дополнительные особенности рассматриваемого переходного процесса.

Прежде всего важно и в известной мере неожиданно, что в цепи с емкостью свободный ток низшей частоты даже при симметричном трехфазном коротком замыкании состоит из токов прямой и обратной ($\omega'_2 = -\omega_1$) последовательностей. Различие в величинах ω_1 , определяемых по (18-6) и (18-9), конечно, очень мало, поскольку реактивности x'_d и x_2 близки друг к другу. Однако принципиально точнее здесь использовать реактивность x_2 .

Далее, помимо тока низшей частоты имеются еще свободные токи, частоты которых ω'_3 и ω'_4 выше синхронной. Природа их возникновения не имеет ничего общего с природой токов высших частот, которые, как было

раньше установлено, обусловлены практически только собственными параметрами линии. Чтобы яснее представить механизм образования этих свободных токов, проведем рассуждения, аналогичные тем, которые приведены в § 11-2 при объяснении причин возникновения высших гармоник при несимметричных режимах.

Обратимся к знакомой схеме синхронной машины, ротор которой имеет замкнутую обмотку только в одной оси (рис. 18-6). Магнитный поток прямой последовательности низшей частоты ω_1 наводит в обмотке ротора переменный ток частоты скольжения ($\omega_0 - \omega_1$), который в свою очередь создает магнитный поток, пульсирующий с той же частотой относительно ротора. Разложив последний на два потока, вращающиеся в противоположные стороны (рис. 18-6, а), найдем, что одна его половина по отношению к статору имеет частоту $(\omega_0 - \omega_1) + \omega_0 =$

$\omega_0 - \omega_1$, а другая — частоту $(\omega_0 - \omega_1) - \omega_0 = -\omega_1 = \omega'_2$, т. е. она неподвижна относительно магнитного потока обратной последовательности низшей частоты и частично компенсирует его. Аналогично легко установить, что магнитный поток обратной последовательности низшей частоты (рис. 18-6, б) вызывает магнитный поток прямой последовательности частоты $(2\omega_0 + \omega_1)$. Все эти возникшие магнитные поля наводят в статоре э. д. с., а последние вызывают токи тех же частот.

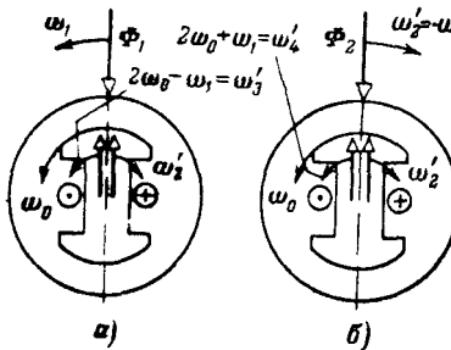
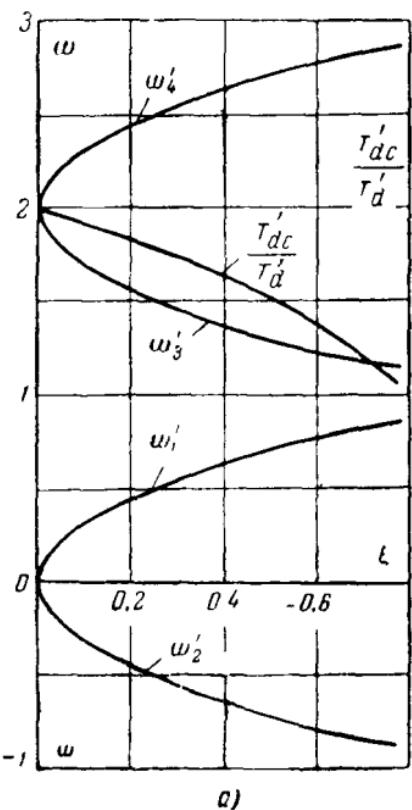


Рис. 18-6. К образованию токов с частотами выше синхронной.

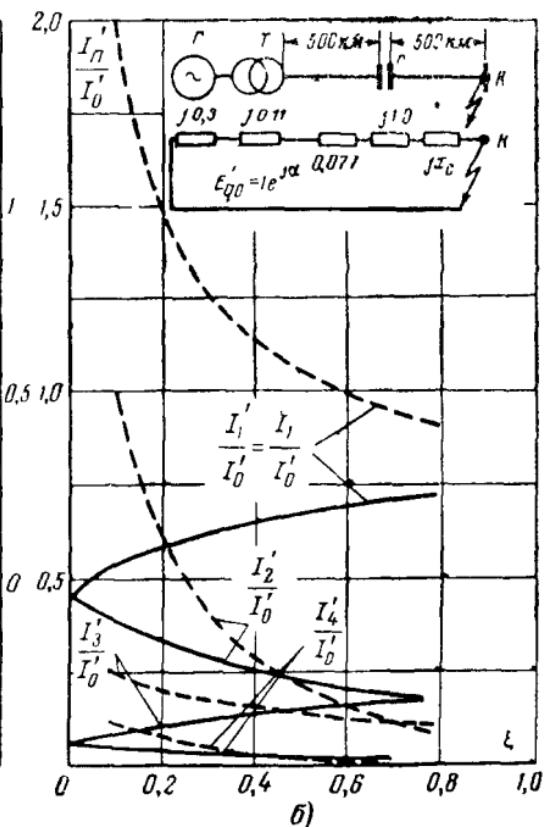
$= 2\omega_0 - \omega_1$, а другая — частоту $(\omega_0 - \omega_1) - \omega_0 = -\omega_1 = \omega'_2$, т. е. она неподвижна относительно магнитного потока обратной последовательности низшей частоты и частично компенсирует его. Аналогично легко установить, что магнитный поток обратной последовательности низшей частоты (рис. 18-6, б) вызывает магнитный поток прямой последовательности частоты $(2\omega_0 + \omega_1)$. Все эти возникшие магнитные поля наводят в статоре э. д. с., а последние вызывают токи тех же частот.

Таким образом, рассматриваемые свободные токи с частотами выше синхронной являются как бы отраженными от несимметричного ротора. Если к тому же в цепи статора имеется несимметричное короткое замыкание, то число этих отраженных токов (не считая высших гармоник, обусловленных током обратной последовательности синхронной частоты), очевидно, неограниченно велико. Напротив, при симметричном роторе, что почти соблюдается у турбогенераторов, рассматриваемые токи с частотами выше синхронной практически отсутствуют.

Для иллюстрации на рис. 18-7, а* приведены кривые изменения рассматриваемых свободных частот в зависимости от степени продольной компенсации линии ($\xi = x_c/x_d$) при трехфазном коротком замыкании на конце системы передачи, показанной на том же рисунке



а)



б)

Рис. 18-7. Изменение свободных частот, отношения постоянных времени T'_{dc}/T'_d (а) и отношений начальных амплитуд свободных токов к начальной амplitude переходного тока синхронной частоты (б) в зависимости от степени компенсации линии передачи.

справа. При построении этих кривых приняты следующие исходные данные:

Генератор 1000 Mva , 13.8 кв ; $x_d = 1.0$; $x'_d = 0.3$; $x_2 = 0.41$; $T_{d0} = 5 \text{ сек}$.

Трансформатор 1000 Mva , $400/13.8 \text{ кв}$; $u_k = 11\%$.

Линия $2 \times 500 = 1000 \text{ км}$, 2 цепи, причем для каждой $r = 0.026 \text{ ом/км}$, $x = 0.34 \text{ ом/км}$.

* Кривые, показанные на рис. 18-7 и 18-8, построены по результатам работы Е. Ф. Наяшковой [Л 13].

Параметры элементов схемы замещения выражены в относительных единицах при $S_b=1000 \text{ Mva}$ и базисном напряжении на стороне линии $U_b=400 \text{ кв.}$

По мере уменьшения степени компенсации низшая частота прямой и обратной последовательностей стремится к нулю, т. е. этот свободный ток превращается в апериодическую слагающую, а частоты ω'_3 и ω'_4 стремятся к $2\omega_0$, что соответствует второй гармонике, возникающей у явнополюсного генератора при переходном процессе короткого замыкания.

На том же рисунке представлена кривая относительного изменения постоянной времени затухания свободного переходного тока синхронной частоты в зависимости от степени компенсации. Как видно, при $\xi=0,5$ это снижение составляет примерно 25%.

При тех же исходных условиях на рис. 18-7,б показаны кривые зависимостей начальных амплитуд токов к начальному переходному току синхронной частоты: I'_1/I'_0 , I'_2/I'_0 , I'_3/I'_0 и I'_4/I'_0 , изменяющихся соответственно с частотами ω_1 , ω'_2 , ω'_3 и ω'_4 от степени компенсации линии. Они построены для двух случаев: фаза включения $\alpha=0$ (сплошные кривые) и $\alpha=\pi/2$ (пунктирные кривые).

Интересно отметить, что эти кривые практически справедливы для любой удаленности короткого замыкания при условии сохранения того же отношения (x_C/x'_{Σ}) , которое соответствует данной точке на соответствующих кривых рис. 18-7,б. При принятых исходных данных указанное отношение связано со степенью компенсации соотношением: $(x_C/x'_{\Sigma}) \approx 0,7\xi$.

Коэффициент несимметрии токов частоты ω_n , т. е. отношение тока обратной к току прямой последовательности одной и той же частоты, приближенно может быть выражен как

$$b_{2n} \approx \frac{1 - \omega_n}{1 + \omega_n}. \quad (18-14)$$

Как видно из рис. 18-7,б, характер изменения отношения I'_1/I'_0 и связанного с ним отношения I'_3/I'_0 зависит от фазы включения. По сравнению с токами низшей частоты токи частот выше синхронной значительно меньше, причем особенно мал ток I'_4 , который связан с током обратной последовательности I'_2 . Поэтому токами

этих высших частот, равно как и токами высших частот, обусловленных параметрами самой длиной линии, практически можно пренебречь. Исключение, как отмечалось выше, составляют случаи, когда их учет необходим для решения вопросов релейной защиты и автоматики.

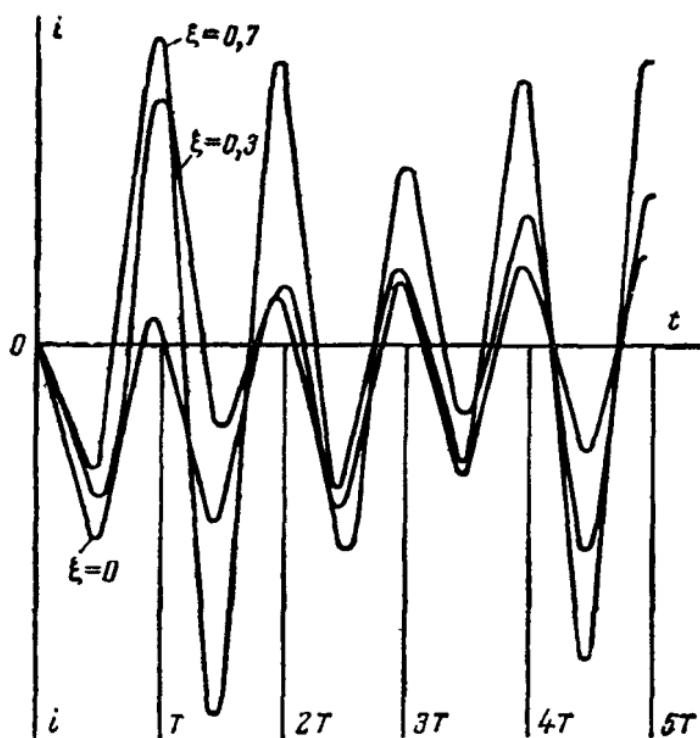


Рис. 18-8. Кривые изменения фазного тока трехфазного короткого замыкания при разных степенях компенсации линий передачи схемы рис. 18-7.

Для иллюстрации на рис. 18-8 показано, как изменяется характер кривой тока короткого замыкания и величины его амплитуды (точнее, наибольшие мгновенные значения) при разной степени компенсации индуктивности линии (начиная со случая, когда такой компенсации нет).

Глава девятнадцатая

ВЛИЯНИЕ КАЧАНИЙ СИНХРОННЫХ МАШИН НА ПРОТЕКАНИЕ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОГО ПЕРЕХОДНОГО ПРОЦЕССА

19-1. Общие замечания

В соответствии с принятыми в § 2-1 допущениями до сих пор предполагалось, что возникший в системе электромагнитный переходный процесс не сопровождается качаниями синхронных машин этой системы. В действительности же при любом внезапном изменении стационарного режима в той или иной мере проявляются качания всех или части участвующих машин. В зависимости от величины испытываемого машиной толчка ее качания могут быть затухающими или, напротив, прогрессивно возрастающими, при которых она выпадает из синхронизма. При сильных толчках выпадение наступает без всяких качаний. Анализ поведения машины в подобных условиях связан с необходимостью одновременного рассмотрения электромагнитных и электромеханических явлений и является задачей исследования ее динамической устойчивости, изложение которой относится ко второй части настоящего курса.

В данной главе остановимся главным образом на качественной стороне влияния качания машин на величины токов и напряжений в системе при внезапных нарушениях ее режима как в случае сохранения симметрии, так и при нарушении последней. При этом будем считать, что закономерность изменения углового сдвига между э. д. с. источников известна (или задана).

Чтобы иметь достаточно ясное представление по этому вопросу и в то же время не усложнять выкладки, в дальнейшем ограничимся рассмотрением условий, когда один генератор (или станция, заменяемая эквивалентным генератором) через некоторую сеть связан с системой, которая может быть принята как источник бесконечной мощности (т. е. источник с неизменным напряжением и частотой).

В конце главы укажем приближенный практический способ учета качаний с помощью типовых характеристик $\delta' = f(\tau)$ при выполнении расчета переходного процесса короткого замыкания.

19-2. Токи и напряжения при сдвиге векторов э. д. с. по фазе

Обратимся к схеме замещения рис. 19-1, где генератор связан с системой через чисто индуктивную сеть, образующую своими участками треугольник. Пусть вся

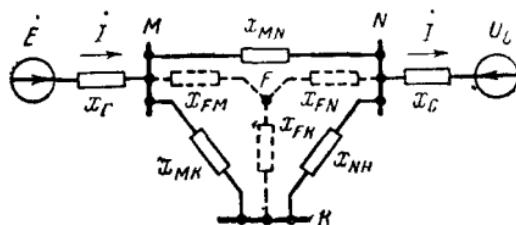


Рис 19-1 Исходная схема замещения с двумя источниками.

мощность передается в систему, т. е. в промежуточных узлах M , K и N потребителей нет.

Проследим, как изменяется ток генератора и напряжение в указанных узлах с увеличением угла между

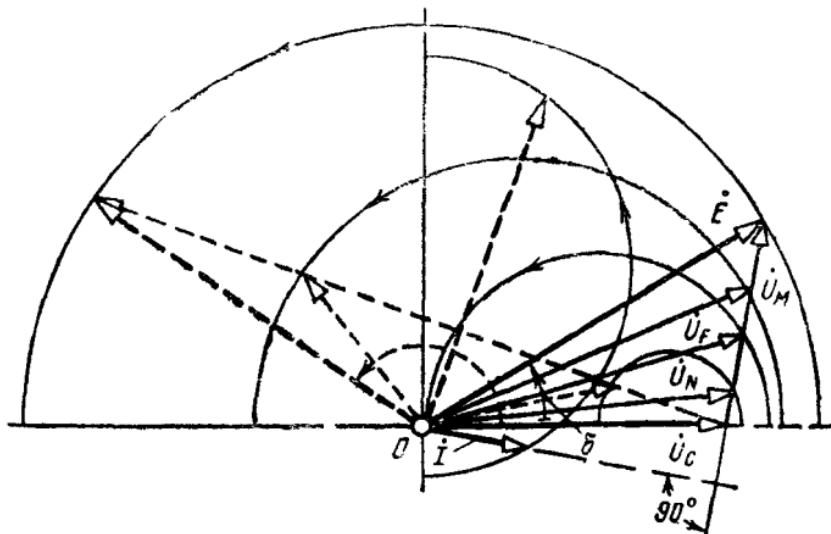


Рис 19-2. Векторная диаграмма напряжений и токов для схемы рис. 19-1 при изменении угла δ .

э. д. с. \dot{E} генератора, считая ее модуль неизменным, и напряжением системы \dot{U}_C . На рис. 19-2 сплошными линиями показана исходная векторная диаграмма. Напряжение узла K , очевидно, такое же, как и узла F , кото-

рый получается после преобразования треугольника в звезду (пунктирные линии на рис. 19-1).

С увеличением угла δ разность ($E - U_C$) возрастает и пропорционально ей возрастает ток генератора. Соответственно увеличивается падение напряжения на участках сети, что приводит к снижению напряжений во всех точках.

Наибольший ток и соответственно наименьшие напряжения наступают при $\delta = \pi$, т. е. когда E и U_C находятся

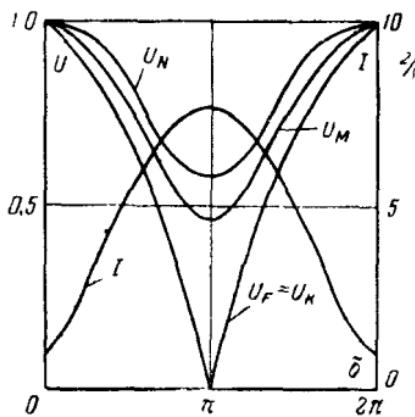


Рис 19 3 Изменение тока и напряжений в зависимости от угла δ

в противофазе. Нетрудно убедиться, что с изменением угла δ концы векторов тока I и напряжений U_M , U_N и $U_K = U_F$ скользят по соответствующим окружностям, как показано на рис. 19-2. Разворотка этих круговых диаграмм приведена на рис. 19-3, где за единицы тока и напряжений каждого узла приняты их величины при $\delta=0$. Последнее сделано для более наглядного сравнения кривых изменения напряжений в разных точках и возможности относительной оценки влияния качаний на отдельные величины по сравнению с их значениями по приближенным расчетам, проводимым без учета сдвига между векторами э. д. с. источников.

Из характера кривых рис. 19-3 следует, что изменение угла оказывается весьма существенно. Особенно резко оно отражается на изменении напряжения узла K , где последнее падает до нуля. Однако нужно заметить,

ЧТО ЭТО явилось следствием заданных исходных условий. Достаточно изменить соотношения между реактивностями схемы или только между величинами E и U_c , чтобы напряжение в этом узле не снижалось до нуля.

Точку системы, где напряжение имеет наименьшую величину при рассматриваемом исходном режиме, называют электрическим центром. Его положение в системе меняется по мере изменения ее режима. Следовательно, чем ближе рассматриваемая точка системы к ее электрическому центру, тем большие отклонения напряжения в ней можно ожидать при качаниях.

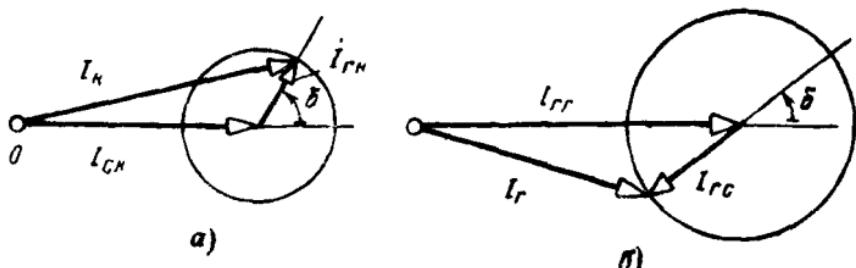


Рис. 19-4 Векторные диаграммы токов в месте короткого замыкания (а) и генератора (б).

Теперь представим себе, что именно в точке K схемы рис. 19-1 произошло трехфазное короткое замыкание. В этом случае характер изменения тока в месте короткого замыкания в функции угла δ , очевидно, аналогичен характеру кривой изменения напряжения U_k , т. е. каждый раз, как только E и U_c будут в противофазе, ток в месте короткого замыкания будет снижаться до нуля, причем это будет происходить с периодичностью, определяемой скоростью проворота (скольжением) ротора генератора. В цепях генератора и системы картина будет иной. Здесь с увеличением угла δ ток будет, напротив, возрастать, достигая своей наибольшей величины при $\delta = \pi$.

Изложенное дополнительно иллюстрируем векторной диаграммой на рис. 19-4. Ток в месте короткого замыкания определяется суммой взаимных токов от системы I_{CK} и генератора I_{rK} , сдвинутых друг относительно друга на угол δ (рис. 19-4, а). Модуль тока в месте короткого замыкания можно определить из выражения

$$I_k = \sqrt{I_{rK}^2 + I_{CK}^2 + 2I_{rK}I_{CK}\cos\delta}. \quad (19-1)$$

Влияние сдвига между токами \dot{I}_{RK} и \dot{I}_{CK} на ток I_k зависит от соотношения между величинами этих токов. Из диаграммы рис. 19-4 следует, что сильнее всего оно проявляется при равенстве модулей токов $I_{RK} = I_{CK} = I^*$; при этом выражение (19-1) приобретает вид:

$$I_k = I \sqrt{2(1 + \cos \delta)} \quad (19-2)$$

и, следовательно, наибольшее снижение тока I_k при заданном угле δ характеризует отношение:

$$\frac{I_k}{I_k (\delta=0)} = \frac{I_k}{2I} = \sqrt{\frac{1 + \cos \delta}{2}}, \quad (19-3)$$

которое не выйдет за пределы 0,95, если согласно (19-3) $\delta \leq 37^\circ$. Другими словами, когда сдвиг между векторами э. д. с. источников не превышает примерно 40° , пренебрежение таким сдвигом приводит к превышению тока в месте короткого замыкания не более чем на 5%, что находится в рамках точности практических расчетов.

Ток генератора (или аналогично системы) при трехфазном коротком замыкании в точке K схемы рис. 19-1 складывается из собственного тока \dot{I}_{GR} и взаимного тока от системы \dot{I}_{CG} , реактивные слагающие которых обычно противоположны друг другу. Поэтому, как видно из векторной диаграммы рис. 19-4,б, отклонение угла δ от своего исходного значения сильнее оказывается на изменении тока генератора (или системы), чем тока в месте короткого замыкания. Отсюда следует, что при определении токораспределения учет сдвига э. д. с. является более важным фактором, чем ряд других, как-то: учет насыщения, активных сопротивлений и пр.

В качестве примера на рис. 19-5,а приведены кривые изменения токов в месте трехфазного короткого замыкания, генератора и системы при изменении угла δ . Они построены для указанной там же схемы замещения, реактивности и э. д. с. которой выражены в относительных единицах при номинальных условиях генератора;

* В этом нетрудно также убедиться, проведя обычные математические выкладки нахождения экстремума функции.

при этом считалось, что величина E' остается постоянной.

Рассмотрим теперь, как проявляется изменение угла δ при несимметричных коротких замыканиях или при возникновении какой-либо продольной несимметрии. В соответствии с правилом эквивалентности прямой последовательности (§ 14-6 и 15-5) ток в месте несимметричного короткого замыкания зависит от угла δ так же, как и ток при эквивалентном трехфазном коротком замыкании, т. е. с ростом угла δ этот ток уменьшается. Соответств-

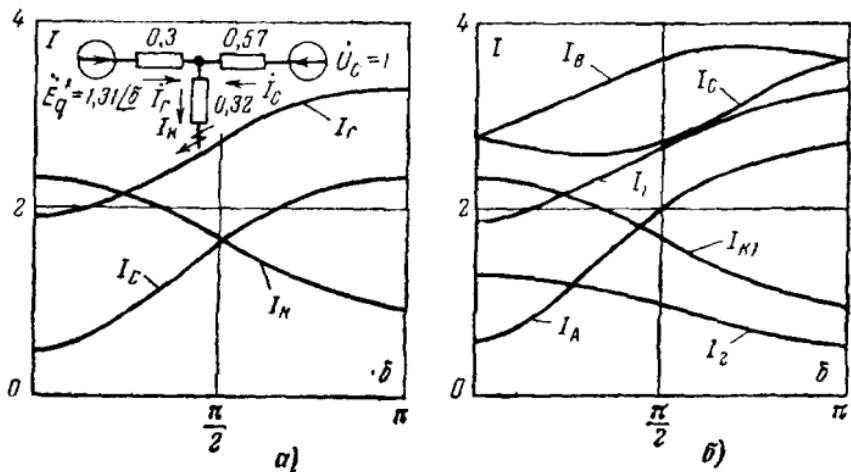


Рис. 19-5. Изменение токов в зависимости от угла δ при трехфазном (а) и двухфазном (б) коротких замыканиях

венно ток прямой последовательности в ветвях источников питания, напротив, возрастает. Что касается токов обратной и нулевой последовательностей, то поскольку в любой ветви схемы они пропорциональны току прямой последовательности в месте короткого замыкания, то их изменение определяется закономерностью изменения последнего. Поэтому когда в рассматриваемой фазе какого-либо источника симметричные составляющие тока имеют один знак, влияние углового сдвига оказывается меньше, чем когда эти составляющие имеют противоположные знаки. Наглядное представление можно получить из сравнения кривых фазных токов генератора при двухфазном коротком замыкании, показанных на рис. 19-5, б, с кривой тока I_F на рис. 19-5, а. Кривые рис. 19-5, б построены для случая, когда ток прямой последовательности при двухфазном коротком замыка-

ния такой же, как и при трехфазном коротком замыкании. В схеме рис. 19-5,а это имеет место при снижении реактивности ветви короткого замыкания с 0,32 до 0,035, считая $x_{2f} = 0,44$ и $x_{2c} = x_{1c} = 0,57$.

Из кривых рис. 19-5,б видно, что при изменении δ от 0 до π ток I_b превышает ток I_c . В диапазоне от π до 2π , очевидно, будет обратное соотношение. В то время как токи поврежденных фаз генератора зависят от угла δ меньше, чем при трехфазном коротком замыкании, ток неповрежденной фазы, напротив, зависит от угла δ больше.

19-3. Дифференциальное уравнение изменения переходной э. д. с. с учетом качаний синхронной машины

В предыдущем параграфе предполагалось, что независимо от угла δ величина э. д. с. генератора остается постоянной. В действительности изменение угла δ в какой-то мере влияет на величину э. д. с. генератора. Для условий принципиальной схемы рис. 19-6, где U_c —неизменное напряжение системы, рассматриваемой как источник бесконечной мощности, установим связь между переходной э. д. с. E'_q генератора и значением ее угла δ относительно U_c , считая, что закономерность изменения δ во времени известна. При этом пренебрегаем апериодической слагающей тока статора, что равносильно неучету трансформаторной э. д. с.

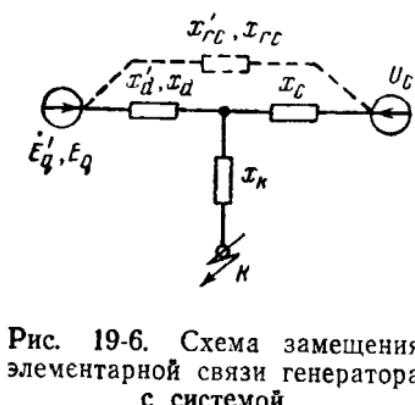


Рис. 19-6. Схема замещения элементарной связи генератора с системой.

Обратимся к дифференциальному уравнению цепи обмотки возбуждения:

$$\frac{d\Psi_f}{dt} + r_f i_f = u_f.$$

Имея в виду, что в системе относительных единиц

$$\Psi_f = E_f = \frac{x_f}{x_{ad}} E'_q, \quad E_q = x_{ad} i_f,$$

$$\frac{u_f}{r_f} x_{ad} = i_{fe} x_{ad} = E_{qe} \text{ и } T_{f0} = \frac{x_f}{r_f},$$

это уравнение можно записать в ином виде:

$$T_{f_0} \frac{dE'_q}{dt} + E'_q = E_{qe}, \quad (19-4)$$

где E_{qe} — э. д. с., обусловленная принужденным током возбуждения; при наличии АРВ она является переменной величиной.

В соответствии с векторной диаграммой рис. 6-2 для модуля э. д. с. E_q имеем:

$$E_q = E'_q + I_d(x_d - x'_d).$$

Подставив сюда выражение для модуля тока I_d генератора:

$$I_d = \frac{E'_q}{x'_{\Gamma\Gamma}} - \frac{U_C}{x'_{\Gamma C}} \cos \delta,$$

после простых преобразований получим:

$$E_q = \frac{x_{\Gamma\Gamma}}{x'_{\Gamma\Gamma}} E'_q - \frac{(x_d - x'_d)}{x'_{\Gamma C}} U_C \cos \delta, \quad (19-5)$$

где $x_{\Gamma\Gamma} = x'_{\Gamma\Gamma} + (x_d - x'_d)$ — результирующая собственная реактивность генератора, когда он участвует реактивностью x_d (а не x'_d).

Далее, произведя подстановку (19-5) в (19-4) и учитывая, что $T'_d = T_{f_0} \frac{x'_{\Gamma\Gamma}}{x_{\Gamma\Gamma}}$ и $x'_{\Gamma C} \frac{x_{\Gamma\Gamma}}{x'_{\Gamma\Gamma}} = x_{\Gamma C}$ (взаимная реактивность при представлении генератора реактивностью x_d), окончательно получим:

$$T'_d \frac{dE'_q}{dt} + E'_q = \frac{x'_{\Gamma\Gamma}}{x_{\Gamma\Gamma}} E_{qe} + \frac{(x_d - x'_d)}{x_{\Gamma C}} U_C \cos \delta = B(t). \quad (19-6)$$

Интегрирование этого уравнения дает искомую закономерность $E'_q = f(t)$ с учетом изменения угла δ . Поскольку в общем случае зависимость $\delta = f(t)$ не может быть выражена аналитической функцией, нельзя получить общее аналитическое решение поставленной задачи. Поэтому на практике обычно используют приближенное графическое или численное интегрирование (см. § 3-6).

Для условий схемы, представленной на рис. 19-5,а, изменение угла δ выражается кривой, проведенной на рис. 19-7,б штрих-пунктирной линией. Ее характер указывает на то, что при сохранении возникшего трехфазного короткого замыкания генератор выпадает из синхронизма. На том же рисунке показаны кривые изменения каждого слагаемого правой части уравнения (19-6) и их суммы. На расстоянии T'_d влево от оси ординат рис. 19-7,б проведено построение искомой зависимости

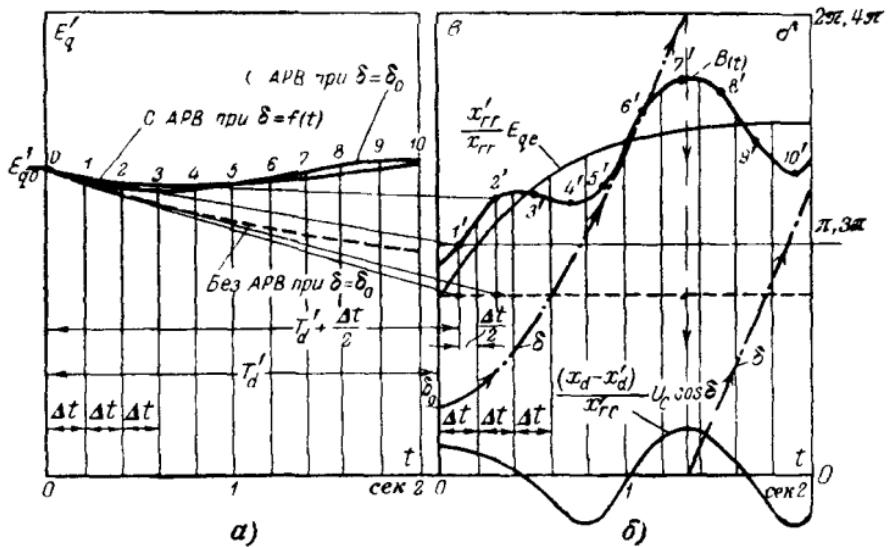


Рис. 19-7. К определению $E'_q=f(t)$ с учетом качаний генератора.
а — построение кривой $E'_q=f(t)$; б — зависимость $\delta=f(t)$ и построение функции $B(t)$.

$E'_q=f(t)$. Для сравнения аналогичные построения выполнены без учета изменения угла δ , а также при отсутствии АРВ.

Несмотря на резкое изменение угла δ , оно сравнительно мало сказывается на изменении переходной э. д. с. E'_q (рис. 19-7,а). При наличии АРВ величина E'_q в рассматриваемых условиях почти постоянна и равна своему начальному значению. Изменение токов I_k и I_r во времени с учетом $\delta=f(t)$ представлено кривыми (сплошные линии) на рис. 19-8. С уменьшением продолжительности проворота ротора сокращается период колебаний величин токов.

При большей удаленности короткого замыкания генератор после ряда качаний может остаться в синхро-

низме с системой даже в случае сохранения такого короткого замыкания. Подобные условия могут иметь место в схеме рис. 19-5, а, если увеличить реактивность x_k , например, до 0,52. Соответствующие кривые изменения угла δ и токов I_k и I_r показаны на рис. 19-8 пунктирными линиями. В этом случае, как видно, влияние $\delta = f(t)$ оказывается меньше, особенно на токе в месте короткого замыкания.

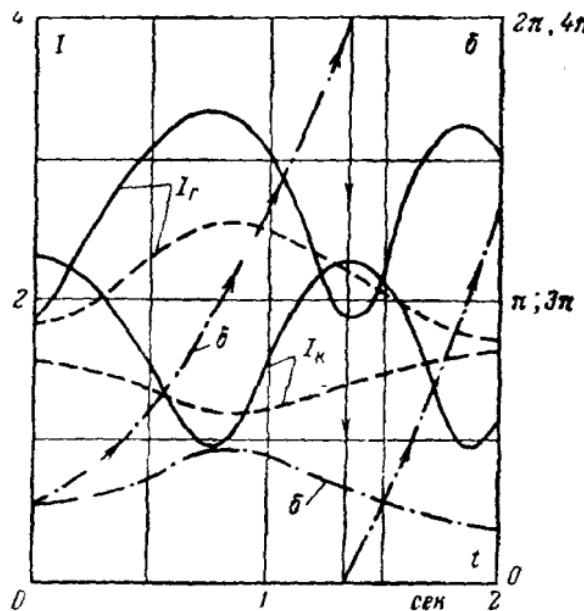


Рис. 19-8. Изменения угла δ и токов в функции времени.

Вернемся к уравнению (19-6). Его слагаемое, учитывающее влияние угла δ , обратно пропорционально взаимной реактивности

$$x_{rc} = x_r + x_c + \frac{x_r x_c}{x_k}.$$

величина которой может быть в пределах от $x_{rc} = x_r + x_c$ (при $x_k = \infty$) до $x_{rc} = \infty$ (при $x_k = 0$).

Чем слабее связь между генератором и системой в аварийных условиях, т. е. чем больше взаимная реактивность x_{rc} , тем интенсивнее происходит изменение угла δ . Однако в целом с увеличением x_{rc} изменение угла δ отражается на изменении E'_q в меньшей мере.

Как отмечалось в гл. 1, качания возникают вследствие нарушения баланса между моментом на валу первичного двигателя и электромагнитным моментом, создаваемым практически только токами прямой последовательности. Следовательно, согласно правилу эквивалентности прямой последовательности несимметричное короткое замыкание вызовет меньшие качания, чем трехфазное короткое замыкание (конечно, в той же точке). Более того, если в последнем случае будет выпадение генератора из синхронизма, то при несимметричном коротком замыкании, особенно однофазном, когда дополнительная реактивность x_d больше, чем при других видах несимметричного короткого замыкания, переходный процесс может сопровождаться лишь затухающими качаниями генератора.

Из сказанного можно сделать вывод, что в практических расчетах можно пренебречь влиянием качаний на изменение переходной э. д. с. E'_q генератора, считая, что ее изменение обусловлено лишь другими факторами (затуханием свободных токов, увеличением принужденного тока под действием АРВ).

19-4. Приближенный учет качаний в расчетах коротких замыканий

В практических расчетах коротких замыканий приближенный учет качаний заключается в том, что суммирование токов от отдельных источников, найденных одним из изложенных ранее методов, должно производиться не арифметически (что соответствует совпадению по фазе всех э. д. с.), а геометрически в соответствии с угловым сдвигом между векторами э. д. с. источников, который имеет место в данный момент времени.

Если закономерность $\delta = f(t)$ неизвестна, то используют типовые кривые изменения угла δ' между неизменным напряжением и э. д. с. E' генератора, которые применяют в приближенных расчетах динамической устойчивости [Л. 3, 4, 5]. Они выражают зависимость угла δ' от расчетного времени t , которое пропорционально действительному времени t (см. ниже). Характер таких кривых показан на рис. 19-9, где каждая кривая соответствует определенному значению активной нагрузки P_0 генератора (или станции) в предшествующем режиме, выраженной волях максимальной активной мощно-

сти P'_m , которая может быть передана от данного генератора (станции) в рассматриваемом аварийном режиме, т. е.

$$T = \frac{P_0}{P'_m} = \frac{P_0}{E'_0 U_C} \cdot \frac{1}{x'_{rc}}, \quad (19-7)$$

где x'_{rc} — взаимная реактивность между генератором (станцией) и системой при коротком замыкании; она находится из схемы прямой последовательности, где генератор входит реактивностью x'_d и точка короткого замыкания в общем случае удалена на дополнительную реактивность $x_\Delta^{(n)}$.

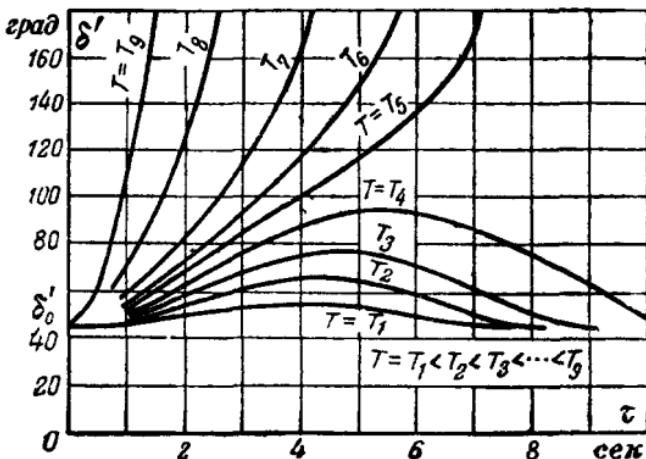


Рис. 19.9. Характер типовых кривых $\delta' = f(\tau)$.

Расчетное время τ при частоте 50 гц определяется из выражения:

$$\tau = t \sqrt{\frac{314}{T_J} P'_m}, \quad (19-8)$$

где T_J — механическая постоянная времени (или постоянная инерции), сек, которая связана с машинным моментом машины GD^2 соотношением:

$$T_J = \frac{2,74GD^2n^2}{S_B} \cdot 10^{-6}, \text{ сек}; \quad (19-9)$$

здесь GD^2 — в $T \cdot m^2$, n — в об/мин; S_B — в Mva .

Как показывает (19-9), пересчет постоянной инерции T_J от номинальной к базисной мощности нужно производить обратно пропорционально мощностям, т. е.

$$T_{J(б)} = T_{J(н)} \frac{S_n}{S_b}. \quad (19-10)$$

Из рис. 19-9 видно, что возвращение угла δ' к своему начальному значению соответствует сохранению синхронной работы генератора (станции) и в аварийных условиях, а прогрессивный рост угла δ' , происходящий тем интенсивнее, чем больше T_J , указывает на выпадение генератора (станции) из синхронизма.

Рассматриваемые типовые кривые существенно зависят от предшествующего угла δ'_0 .

В большинстве случаев приближенный учет качаний можно свести к рассмотрению качаний одной станции, объединенной в один генератор, по отношению ко всем остальным станциям заданной схемы, считая их как систему или источник бесконечной мощности. Найденные для данного момента времени токи от генератора I_g и от системы I_s должны быть затем геометрически сложены под углом δ' , найденным для того же момента по соответствующим типовым кривым $\delta' = f(\tau)$. Модуль суммарного тока может быть также определен по выражению (19-1).

Пример 19-1 Для случаев трехфазного и двухфазного коротких замыканий на землю в точке К схемы рис. 19-10,а построить в пределах до 1,5 сек кривые изменения действующего значения периодической слагающей тока в линии Л-2

Элементы схемы характеризуются следующими данными

Гидростанция (представлена одним эквивалентным генератором)
 Г 264 Мвт; 13,8 кв, $x''_d = x'_d = 0,24$; АРВ включено; $T_J = 7$ сек.
 Трансформатор $T-1$ 250 Мвт; 230/13,8 кв; $u_k = 12\%$; $Y_0/\Delta-11$.
 Трансформатор $T-2$ 63 Мвт; 230/6,3 кв; $u_k = 12\%$; $Y_0/\Delta-11$.
 Автотрансформатор AT 200 Мвт; 230/115/10,5 кв; $u_{BC} = 11\%$;

$$u_{BN} = 36\%, \quad u_{CN} = 22\%; \quad Y_0/\Delta-11$$

Линии Л-1 145 км, $x_1 = 0,4$ ом/км одной цепи; $x_0 = 5x_1$; Л-2 77 км, $x_1 = 0,4$ ом/км, $x_0 = 3,4 x_1$

Система С 2000 Мвт, $x_1 = x_2 = 5,75$ ом; $x_0 = 6,9$ ом.

Мощность, поступающая от станции в систему, составляет 174 Мвт при $\cos \phi = 0,95$

Для расчета используем метод расчетных кривых; дополнитель но учтем изменение угла сдвига между векторами э. д. с. источников с помощью типовых кривых $\delta' = f(\tau)$.

Решение проведем в относительных единицах при $S_0=600 \text{ Mva}$ и $U_0=U_{\text{ср}};$ соответственно на стороне 230 кв $I_0=1,5 \text{ ka}$

Схемы замещения прямой (обратной) и нулевой последовательностей приведены на рис 19-10, б и в; на них указаны величины реактивностей при базисных условиях

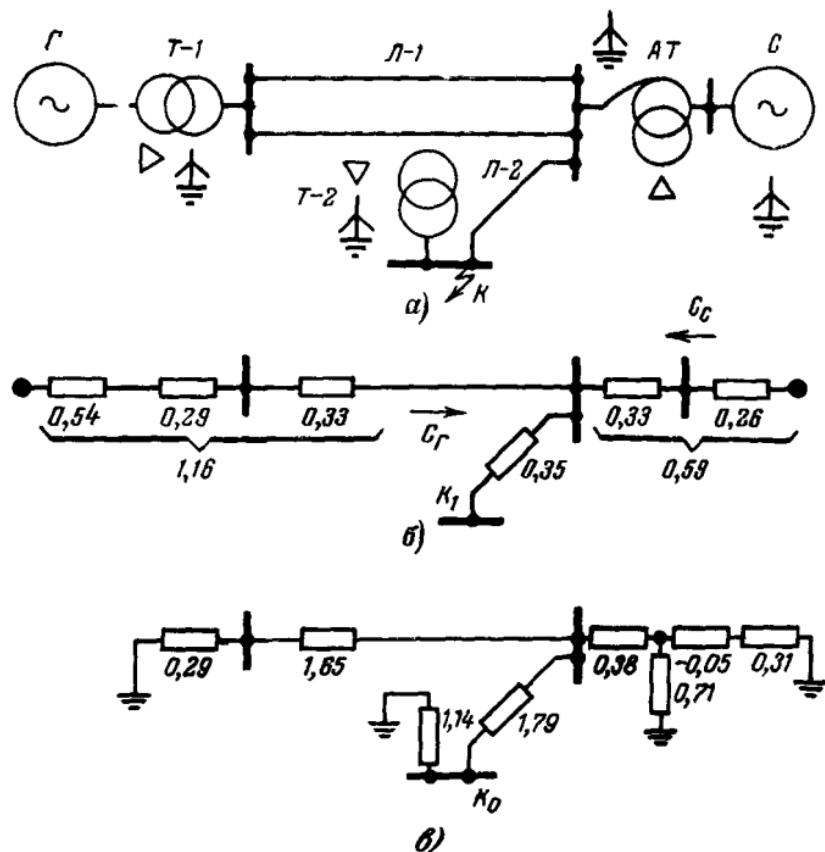


Рис 19-10. К примеру 19-1.

а — исходная схема, б — схема замещения прямой (обратной) последовательности; в — схема замещения нулевой последовательности.

Относительные величины активной мощности и тока составляют:

$$P_0 = \frac{174}{600} = 0,29;$$

$$I_0 = \frac{174}{0,95 \cdot 600} = 0,305.$$

Приняв э. д. с. системы $\dot{E}=1,$ найдем величину переходной э. д. с. генератора в предшествовавшем режиме:

$$E'_0 = \sqrt{(1 \cdot 0,95)^2 + [1 \cdot 0,31 + (1,16 + 0,59) 0,305]^2} = 1,27.$$

Начальный угол сдвига определяем из выражения

$$\sin \delta' = \frac{I_0 x'_{G0} \cos \varphi}{E'_0} = \frac{0,305 (1,16 + 0,59) \cdot 0,95}{1,27} = 0,4,$$

откуда $\delta' = 24^\circ$.

Результирующие реактивности схем относительно места короткого замыкания составляют:

$$x_{1\Sigma} = x_{2\Sigma} = 0,74 \quad \text{и} \quad x_{0\Sigma} = 0,67.$$

Коэффициенты распределения для станции и системы в схеме прямой последовательности получаются следующими:

$$C_T = 0,34 \quad \text{и} \quad C_C = 1 - 0,34 = 0,66.$$

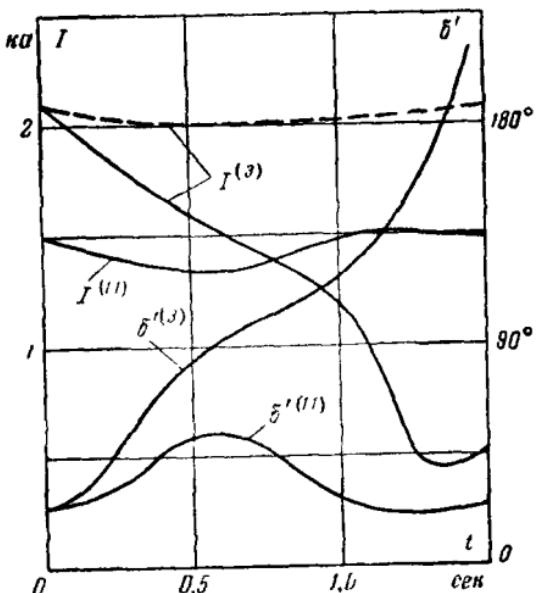


Рис. 19-11. К примеру 19-1. Изменение угла δ' и токов в линии Л-2 в зависимости от времени.

Расчетные реактивности при трехфазном коротком замыкании:
для генератора

$$x_{\text{расч } T} = \frac{0,74 \cdot 264}{0,34 \cdot 600} = 0,96;$$

для системы

$$x_{\text{расч } C} = \frac{0,74 \cdot 2000}{0,66 \cdot 600} = 3,74.$$

По кривым рис. 10-8 для $x_{\text{расч}} = 0,96$ находим относительные величины тока от генератора. Так, например, для $t = 1 \text{ сек}$ имеем $I = 1,09$ или $I = 1,09 \cdot \frac{264}{\sqrt{3 \cdot 230}} = 0,72 \text{ ka}$; неизменный во времени ток от системы составляет:

$$I = \frac{1}{3,74} \cdot \frac{2000}{\sqrt{3 \cdot 230}} = 1,34 \text{ ka}.$$

Если не учитывать изменение углового сдвига между векторами э. д. с. и считать последние совпадающими по фазе, то кривая тока и линии $L-2$ будет такой, как показано на рис. 19-11 пунктирной линией.

Для определения кривой изменения $\delta' = f(t)$ предварительно находим:

взаимную реактивность между генератором и системой (при рассматриваемом коротком замыкании)

$$x'_{rc} = 1,16 + 0,59 + \frac{1,16 \cdot 0,59}{0,35} = 3,7;$$

максимальную активную мощность

$$P'_{m} = \frac{1,27 \cdot 1}{3,7} = 0,344.$$

Кроме того, по (19-7)

$$T = \frac{0,29}{0,344} = 0,85,$$

а по (19-8) расчетное время

$$\tau = t \sqrt{\frac{314}{3,08} \cdot 0,344} = 5,9 t,$$

где приведенная к базисной мощности механическая постоянная времени

$$T_J = 7 \frac{264}{600} = 3,08 \text{ сек.}$$

По типовой кривой $\delta' = f(\tau)$ при $\sin \delta'_0 = 0,4$ для $T = 0,85$ находим закономерность изменения δ' , которая представлена на рис. 19-11. Как видно, в данном случае примерно через 1,5 сек генератор выпадает из синхронизма. Через 1 сек $\delta' = 118^\circ$ и, следовательно, ток в линии $L-2$ в этот момент по (19-1) будет:

$$I = \sqrt{0,72^2 + 1,34^2 + 2 \cdot 0,72 \cdot 1,34 \cos 118^\circ} = 1,2 \text{ ka}.$$

По результатам аналогичного подсчета для других моментов времени построена кривая $I^{(3)} = f(t)$, которая показана на рис. 19-11. Как видно, учет изменения угла δ' весьма существенно изменил характер кривой тока в аварийной линии.

При двухфазном коротком замыкании на землю дополнительная реактивность $x_{\Delta}^{(1,1)} = 0,74/0,67 = 0,35$. Введя эту реактивность в схему прямой последовательности, так же как и ранее найдем

$$x_{\text{расч}I} = 1,87; \quad x_{\text{расч}C} = 7,27; \quad x'_{IC} = 2,74; \quad P'_{m} = 0,465;$$

$$T=0,63; \quad \tau=6,7t.$$

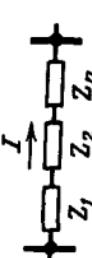
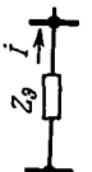
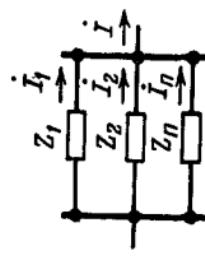
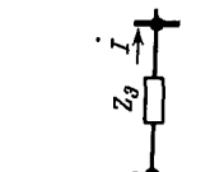
Соответствующая этим условиям кривая $\delta'=f(t)$ приведена на рис. 19-11. Она показывает, что в этом случае генератор остается в синхронизме и наибольшее отклонение угла составляет $\delta'^{(1,1)}=55^\circ$.

На рис. 19-11 приведена также кривая изменения тока в поврежденных фазах¹ линии Л-2. Очевидно, при двухфазном коротком замыкании на землю влияние качаний оказывается незначительно: наибольшее снижение тока составляет около 10%

¹ При этом учтено, что по линии протекает лишь часть тока нулевой последовательности, проходящего в месте короткого замыкания.

ПРИЛОЖЕНИЕ П-1

Основные формулы преобразования схем и нахождения токораспределения

п/п	Преобразование	Схема до преобразования	Схема после преобразования	Обозначения	Сопротивления элементов схемы после преобразования	Распределение токов в исходной схеме
1	Последовательное соединение			$+ \quad +$	$Z_3 = Z_1 + Z_2 + \dots + Z_n$	$i_1 = i_2 = \dots = i_n$
2	Параллельное соединение			\parallel	$Z_3 = \frac{1}{Y_3}$, где $Y_3 = Y_1 + Y_2 + \dots + Y_n$; $Y_1 = \frac{1}{Z_1}$; $Y_2 = \frac{1}{Z_2}$; ...; $Y_n = \frac{1}{Z_n}$	$I_n = \frac{Z_3}{Z_n} i$ При двух ветвях $Z_3 = \frac{Z_1 Z_2}{Z_1 + Z_2}$

Продолжение приложения П-1

Н/п	Преобразование	Схема до преобразования	Схема после преобразования	Обозначение	Сопротивления элементов схемы после преобразования	Распределение токов в исходной схеме
3	Замена нескольких источников в звезду на один эквивалентный			i	$\dot{E}_3 = \frac{1}{Y_3} \sum_{k=1}^n Y_k \dot{E}$ $\dot{E}_3 = \frac{\dot{E}_1 + \dot{E}_2 + \dots + \dot{E}_n}{Z_1 + Z_2}$	$i_n = \frac{\dot{E}_n - \dot{U}_F}{Z_n}$ При двух ветвях
4	Преобразование треугольника в звезду			Z_F, Z_G, Z_H Δ/Y	$Z_F = \frac{Z_F G Z_H F}{Z_F G + Z_G H + Z_H F}$ $Z_G = \frac{Z_F G Z_G H}{Z_F G + Z_G H + Z_H F}$ $Z_H = \frac{Z_G H Z_H F}{Z_F G + Z_G H + Z_H F}$	$i_{FG} = \frac{i_F Z_F - i_G Z_G}{Z_{FG}}$ $i_{GH} = \frac{i_G Z_G - i_H Z_H}{Z_{GH}}$ $i_{HF} = \frac{i_H Z_H - i_F Z_F}{Z_{HF}}$

Продолжение приложения П-1

н/п	Преобразование	Схема до преобразования	Схема после преобразования	Обозначение	Сопротивления элементов схемы после преобразования	Распределение токов в исходной схеме
5	Преобразование трехлучевой звезды в треугольник			Y/Δ	$Z_{FQ} = Z_F + Z_G + \frac{Z_F Z_G}{Z_H}$ $Z_{GH} = Z_G + Z_H + \frac{Z_G Z_H}{Z_F}$ $Z_{HF} = Z_H + Z_F + \frac{Z_H Z_F}{Z_G}$	$i_F = i_{FG} - i_{HF}$ $i_G = i_{GH} - i_{FG}$ $i_H = i_{HF} - i_{GH}$
6	Преобразование треугольника с двумя звездами с двумя звездами			Δ/Y	$\dot{E}_F = \frac{\dot{E}_{FH} Z_{FG} + \dot{E}_{GF}}{Z_{FG} + Z_{GH} + \dot{E}_{FG}(Z_{HF} + Z_{GH})} \dots \rightarrow$ $\dot{E}_G = \frac{\dot{E}_{FG} Z_{FG} + \dot{E}_{GF}}{Z_{FG} + Z_{GH} + \dot{E}_{FG}(Z_{HF} + Z_{GH})} \dots \rightarrow$ $\dot{E}_H = \frac{\dot{E}_{FH}(Z_{FG} + Z_{GH}) + \dot{E}_{GF}}{Z_{FG} + Z_{GH} + \dot{E}_{FG}(Z_{HF} + Z_{GH})} \dots \rightarrow$ $i_{FH} = \frac{i_F Z_H - \dot{E}_{HF}}{Z_{GH}} \dots \rightarrow$ $i_{GH} = \frac{i_G Z_H - \dot{E}_{GH}}{Z_{GH}} \dots \rightarrow$ $i_{HF} = \frac{i_H Z_H - \dot{E}_{HF}}{Z_{HF}} \dots \rightarrow$	$\dot{E}_{FG} - \dot{E}_{GF}$ $\dot{E}_{FG} - \dot{E}_{GF}$ $\dot{E}_{FH} - \dot{E}_{GF}$ $\dot{E}_{FH} - \dot{E}_{GF}$ $\dot{E}_{FH} - \dot{E}_{HF}$ $\dot{E}_{FH} - \dot{E}_{HF}$

Сопротивления те же, что в п. 4

Продолжение приложения ГГ-1

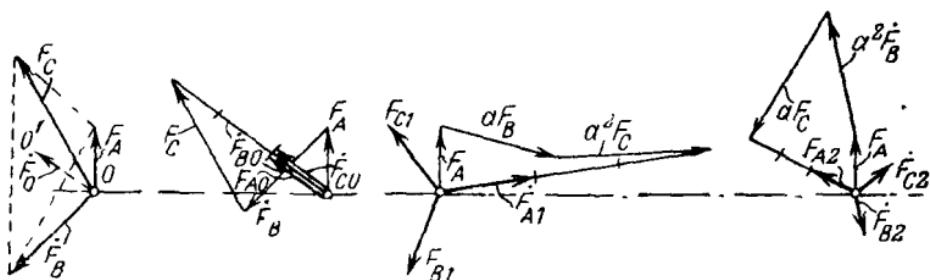
н/п	Преобразование	Схема до преобразования	Схема после преобразования	Обозначение	Сопротивления элементов схемы после преобразования	Распределение токов в исходной схеме
7	Преобразование многолучевой звезды в полный многоугольник			$Z_{FG} = Z_F Z_G \Sigma Y$ $Z_{GH} = Z_G Z_H \Sigma Y$ $\vdots \vdots \vdots \vdots \vdots \vdots \vdots \vdots \vdots \vdots$ $x / [\Sigma]$	$i_F = i_{FG} + i_{FH} - i_{JF}$ $i_G = i_{GH} + i_{GJ} - i_{FG}$ $i_H = i_{HJ} - i_{HF} - i_{GH}$ $i_J = i_{JF} - i_{GJ} - i_{HJ}$ $\Sigma Y = Y_1 + Y_2 + Y_3 + Y_4$	Аналогично и при большем числе ветвей

Основные формулы метода симметричных составляющих

1. Выражения оператора (фазного множителя)

Исход- ное вы- раже- ние	Форма выражения		Исход- ное вы- раже- ние	Форма выражения	
	комплексная	показательная		комплексная	показательная
a	$-0,5+j0,87$	e^{j120°	$a^2 - a$	$-j\sqrt{3}$	$\sqrt{3}e^{-j30^\circ}$
a^2	$-0,5-j0,87$	e^{j240°	$a - a^2$	$j\sqrt{3}$	$\sqrt{3}e^{j30^\circ}$
a^3	1	e^{j360°	$1-a$	$1,5-j0,87$	$\sqrt{3}e^{-j30^\circ}$
$a^2 +$ $+ a + 1$	0	0	$1-a^2$	$1,5+j0,87$	$\sqrt{3}e^{j30^\circ}$

2. Разложение фазных величин на симметричные составляющие

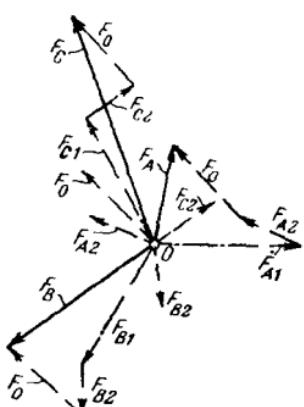


нулевой по следовательности $\dot{F}_0 = -\frac{1}{3}(\dot{F}_A + \dot{F}_B + \dot{F}_C)$,

$$\text{прямой} \quad \Rightarrow \quad F_{A1} = \frac{1}{3} (F_A + aF_B + a^2F_C),$$

$$\text{обратной} \quad \Rightarrow \quad F_{A2} = -\frac{1}{3} (\dot{F}_A + a^2 \dot{F}_B + a F_C).$$

3. Определение фазных величин по симметричным составляющим



Для фазы A $\dot{F}_A = \dot{F}_{A1} + \dot{F}_{A2} + \dot{F}_0$.

Для фазы B $\dot{F}_B = a^2 \dot{F}_{A_1} + a \dot{F}_{A_2} + \dot{F}_g$.

Для фазы C $\dot{F}_C = a\dot{F}_{A1} + a^2\dot{F}_{A2} + \dot{F}_S$.

ПРИЛОЖЕНИЕ П-3**Примерные значения параметров синхронных машин**

Наименование машин	Реактивности в относительных единицах			
	x''_d	x'_d	x_d	x_q
Турбогенераторы 2,5—12 Мвт	0,11—0,13	0,14—0,20	1,50—2,07	1,50—2,07
То же 30—100 Мвт	0,13—0,21	0,18—0,24	1,45—2,45	1,45—2,45
То же 150—500 Мвт	0,18—0,24	0,27—0,37	1,70—2,20	1,70—2,20
Генераторы и двигатели явнополюсные с демпферными обмотками	0,13—0,35	0,20—0,50	0,60—1,45	0,40—1,00
То же, но без демпферных обмоток	0,20—0,45	0,20—0,45	0,60—1,45	0,40—1,00
Синхронные компенсаторы	0,18—0,38	0,25—0,40	1,50—2,70	0,75—1,50

Продолжение приложения П-3

Наименование машин	Реактивности в относительных единицах				Постоянные в секундах	
	x_d	x_0	$T_a^{(3)}$	T_{f_0}	T_f	
Турбогенераторы 2,5—12 Мвт	0,13—0,16	0,05—0,07	0,04—0,17	4,8—7,9	3,9—4,3	
То же 30—100 Мвт	0,15—0,26	0,05—0,11	0,21—0,54	5,0—10,4	3,5—2,5	
То же 150—500 Мвт	0,21—0,26	0,09—0,11	0,30—0,55	5,4—7,0	2,6—1,4	
Генераторы и двигатели явнополюсные с демпферными обмотками	0,13—0,35	0,02—0,20	0,05—0,45	1,5—9,5	4,5—8,0	
То же, но без демпферных обмоток	0,30—0,70	0,04—0,25	0,10—0,50	3,0—10,5	4,5—8,0	
Синхронные компенсаторы	0,17—0,37	0,02—0,15	0,14—0,25	4,0—11,5	2,8—5,2	

Основные параметры асинхронных двигателей

Серия	Габариты	Синхронная скорость вращения, об/мин	Номинальное напряжение, кв
А	10 и 11	600—3 000	0,22/0,38—6
АО	10	600—1 500	0,22/0,38—3
АО	11	600—1 500	0,38—6
А, АЗ	12 и 13	500—1 500	3—6
АО (ДАЗО)	12 и 13	500—1 500	3—6
АН	14 и 16	375—1 000	6
ДАЗ		1 500	3—10
ДА		500—750	6
ДДП		600—1 500	6
АДТ			3—6

Продолжение прилож. П-4

Серия	Номинальная мощность, квт	cos φ	Относительный пусковой ток
А	55—400	0,80—0,92	4,3—7,0
АО	55—200	0,74—0,90	4,4—7,4
АО	160—400	0,83—0,91	5,1—7,2
А, АЗ	160—1 250	0,79—0,90	4,1—6,2
АО (ДАЗО)	160—1 000	0,77—0,90	4,1—6,8
АН	200—2 000	0,69—0,89	3,9—6,5
ДАЗ	1 100—2 000	0,82—0,84	4,7—6,4
ДА	900—1 050	0,83—0,86	4,2—5,3
ДДП	800—1 250	0,86—0,90	4,0—4,5
АДТ	500—1 250	0,89—0,90	5,5—5,6

Основные параметры реакторов

Тип	Номинальное напряжение, $\kappa\vartheta$	Номинальный ток, κA	Индуктивное сопротивление, %	Коэффициент связи K	Отношение x/r	Условное изображение, схема замещения и выражение для ее элементов	
						РБ и РБА	$x_p \equiv x_L$
6	0,15—0,75	1,0	3—10		14—42		
		1,5	4—10		30—40		
		2,0	5—10		42—54		
		3,0; 4,0	6—12		51—63		
10	0,15—0,50	0,6	8—12		66—78		
		0,75; 1,0	3—8		17—35		
		1,5	3—10		30—39		
		2,0	5—10		28—87		
	3,0; 4,0		5—10		51—59		
			6—12		66—76		
			8—12		75—94		

Приложение к приложению П-5

Тип	Номинальное напряжение, кВ	Номинальный ток, кА	Индуктивное сопротивление, %	Коэффициент связи K	Отношение x/r	Условное изображение, схема замещения и выражение для ее элементов	
						x_1	x_2
6	0,6	4; 6	0,46	0,44—0,53	26; 28		$x_1 = -kx$
	1,0	4—10	0,57—0,62	0,50—0,55	33—47		$x_2 = x_3 = (l+k)x$
	1,5	6—10	0,47—0,49	0,41—0,63	41—54		
	2,0	8—12	0,41; 0,44	0,55—0,58	54—58		
	2,5	10—15	0,41; 0,44	0,53—0,54	60—64		
	3,0	12; 15	0,41; 0,44	0,47; 0,49	66; 82		
РБАС	0,6	4; 6	0,48; 0,51	0,47—0,60	35; 53		$x_1 = -kx$
	1,0	4—10	0,47—0,60	0,41—0,63	42—52		$x_2 = x_3 = (l+k)x$
	1,5	6—10	0,55—0,58	0,53—0,54	51—62		
	2,0	8—12	0,53—0,54	0,53—0,54	63—69		
	2,5	10—15	0,47; 0,49	0,53—0,54	75—81		
	3,0	12; 15	0,47; 0,49	0,47; 0,49	81—89		

Приложения: 1. Шкалы реактивностей (%) реакторов типа РБ и РБА-3, 4, 5, 6, 8, 10, 12, типа РБАС-4, 6, 8, 10, 12, 15.

2. Для реакторов типа РБАС номинальный ток указан для каждой ветви реактора

3. Предельные значения коэффициента связи K в большинстве случаев соответствуют не предельным, а промежуточным реактивностям реакторов типа РБАС.

Напряжения короткого замыкания ($u_k\%$) и примерные значения x/r трансформаторов и автотрансформаторов

A. Двухобмоточные трансформаторы

Номинальная мощность, Mva	Высшее номинальное напряжение, kV	u_k
<i>a) Трехфазные</i>		
0,18—5,6	6; 10; 20	5,5
0,18—1,8	35	6,5
3,2	35; 38,5	7,0
5,6—10	35; 38,5	7,5
15—31,5	35; 38,5	8,0
40,5	35; 38,5	8,5
3,2—250	110; 121	10—12,8
10—125	150; 169	12—14
63—630	230; 242	12—13
180—400	347	11,3—12,7
<i>б) Трехфазные для собственных нужд станций</i>		
0,56—1,0	3,15; 6,3	8,0
1,8—5,6	10,5; 15,75	8,0
10	10,5—36,75	14,0
20	20	8,0*
25	15,75—36,75	9,5*
31,5	15,75—20	10,5*
32	20	11,5*

Продолжение приложения П-6

Номинальная мощность, M_{ea}	Высшее номинальное напряжение, kV	u_k
<i>в) Однофазные</i>		
70	$121/\sqrt{3}$	10,7
66,7	$200/\sqrt{3}$	12,6
72	$242/\sqrt{3}$	13,9
135	$525/\sqrt{3}$	13,4
210; 417	$525/\sqrt{3}$	13,0

Б. Трехфазные трехобмоточные трансформаторы

Номинальная мощность, M_{ea}	Высшее номинальное напряжение, kV	Напряжение к. з. между обмотками		
		BC	VH	CH
5,6—75	110; 121	10,5 17,0	17,0 10,5	6,0 6,0
15—60	150; 154	12,5 17,5	17,5 12,5	5,0 5,0
20	220	12,3	18,8	6,0
40	230	12,5	20,5	7,5

В. Автотрансформаторы

Номинальная мощность, M_{ea}	Высшее номинальное напряжение, kV	Напряжение к. з. между обмотками		
		BC	VH	CH
180	150	3,6	42,0	37,5
90	158	6,2	73,0	62,0
180	165	6,0	47,1	38,6
30—60	220; 230	9,5	34,0	23,0
120—240	220; 230	11,0	37,0	23,0
180—240	242	13,0	12,0	18,0
120—240	330	11,0	39,0	24,0
250	550	10,4	24,0	12,4

а) Трехфазные

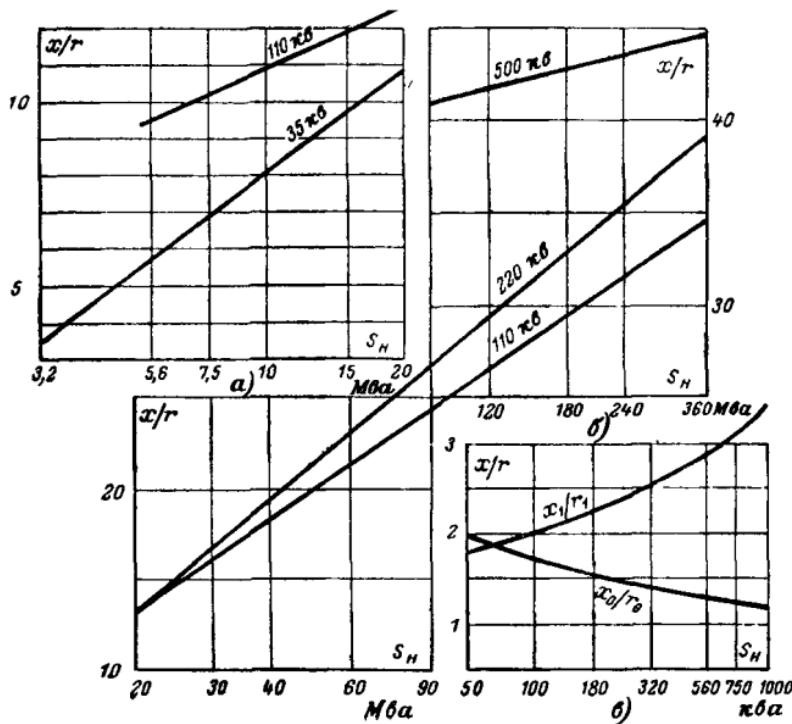
180	150	3,6	42,0	37,5
90	158	6,2	73,0	62,0
180	165	6,0	47,1	38,6
30—60	220; 230	9,5	34,0	23,0
120—240	220; 230	11,0	37,0	23,0
180—240	242	13,0	12,0	18,0
120—240	330	11,0	39,0	24,0
250	550	10,4	24,0	12,4

Номинальная мощность, Mva	Высшее номинальное напряжение, кв	Напряжение к. з. между обмотками		
		ВС	ВН	СН
<i>б) Однофазные</i>				
60	220/ $\sqrt{3}$	8,4	27,9	17,8
80	220/ $\sqrt{3}$	13,3	35,0	22,8
120	242/ $\sqrt{3}$	13,5	17,7	17,7
138	242/ $\sqrt{3}$	16,0	14,3	20,4
90	500/ $\sqrt{3}$	9,2	18,3	8,0
135	500/ $\sqrt{3}$	9,2	30,2	20,0
250	500/ $\sqrt{3}$	10,0	33,8	22,5

При мечания: 1. Составлено по данным Справочника на силовые трансформаторы Московского отделения ВГПИ Теплоэлектропроект, 1962 г.

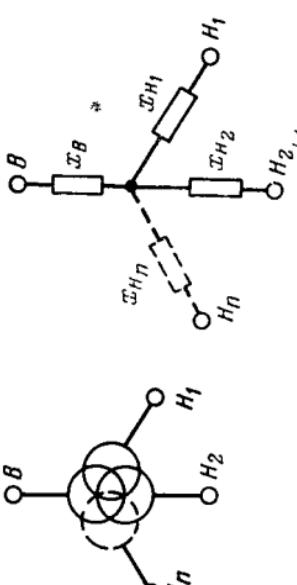
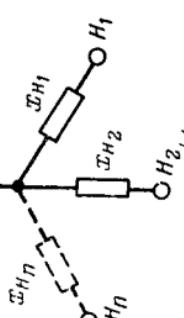
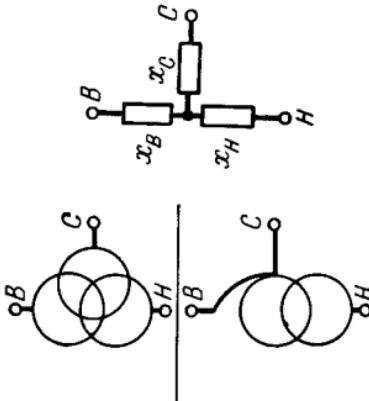
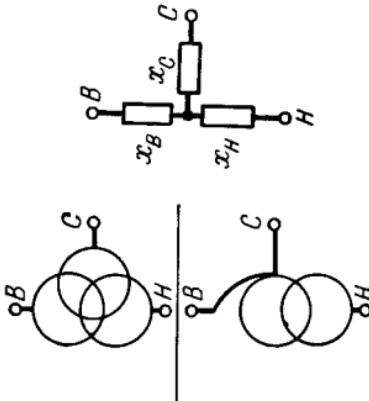
2. Напряжения короткого замыкания отнесены в номинальной мощности трансформатора или автотрансформатора, за исключением отмеченных звездочек, которые отнесены к половине номинальной мощности трансформатора.

3. Приведенные на рис. П-6 кривые дают примерные величины отношения сопротивлений прямой последовательности x_1/r_1 трансформатора (или автотрансформатора) в зависимости от номинальной мощности последнего; на рис. П-6, б, помимо того, приведена примерная кривая отношения сопротивлений нулевой последовательности x_0/r_0 трансформатора мощностью до 1 000 ква; при этом предполагается, что соединение обмоток трансформатора Y_0/Y_0 и его магнитопровод — трехстержневой



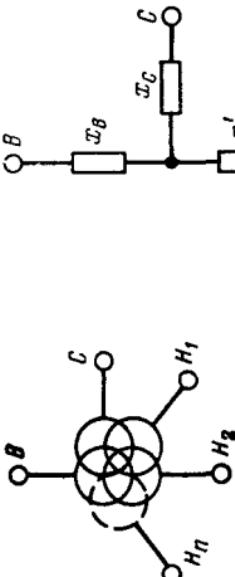
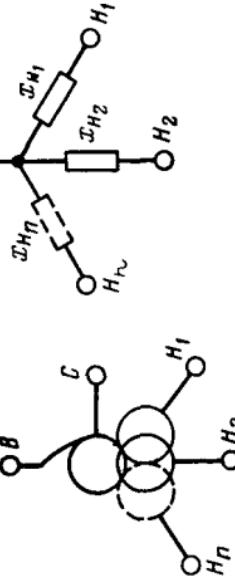
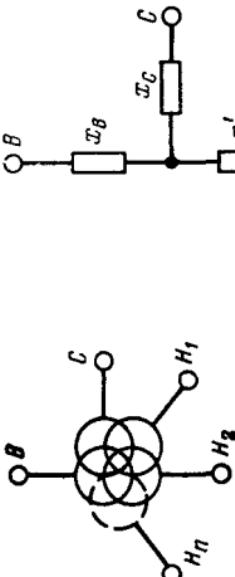
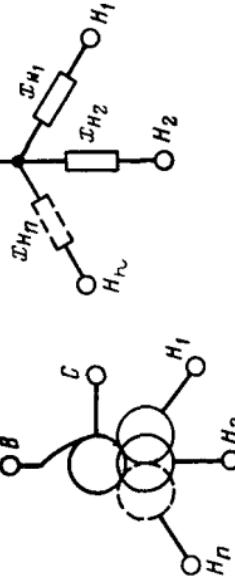
ПРИЛОЖЕНИЕ П-7

Схемы замещения прямой последовательности трансформаторов и автотрансформаторов

Наименование	Обозначение	Схема замещения	Реактивности элементов схемы замещения
Двухобмоточный трансформатор, у которого обмотка низшего напряжения расщеплена на n цепей			$x_B = \frac{x_{BH} - x_{H1}Hn}{2} = x_{CB} - \frac{x_p}{2n} =$ $= x_{BH} \left(1 - \frac{k_p}{2n} \right), \text{ где } k_p = \frac{x_{H1}Hn}{x_{BH}}$ $x_{H1} = x_{H2} = \frac{x_{H1}Hn}{2} = \frac{k_p}{2} x_{BH}.$ <p>Для трехфазных трансформаторов $n = 2$ и $k_p = 3,5$</p> <p>Для однофазных трансформаторов $n \geq 2$ и $k_p = 2$</p>
Трехобмоточный трансформатор			$x_B = 0,5 (x_{BC} + x_{BH} - x_{CH})$ $x_C = 0,5 (x_{CB} + x_{CH} - x_{BH}) = x_{BC} - x_B$ $x_H = 0,5 (x_{BH} + x_{CH} - x_{BC}) = x_{BH} - x_C$

Продолжение приложения П-7

506

Наименование	Обозначение	Схема замещения	Реактивности элементов схемы замещения
Трехбмоточный трансформатор, у которого обмотка низшего напряжения расщеплена на n цепей			$x_B = 0,5(x_{BC} + x_{BH} - x_{CH})$ $x_C = 0,5(x_{BC} + x_{CH} - x_{BH}) = x_{BC} - x_{B}$ $x_{H1} = x_{H2} = \dots = x_{Hn} = \frac{x_{H1Hn}}{2} = \frac{k_p}{2}x_{BH},$ $x'_H = x_{BH} - x_B - \frac{x_{Hn}}{n} = x_{BH} - x_B -$ $\frac{k_p}{2} \frac{x_{BH}}{n} = x_{BH} \left(1 - \frac{k_p}{2n}\right) - x_B,$ где $k_p = \frac{x_{H1Hn}}{x_{BH}}$
Автотрансформатор с обмоткой низшего напряжения, расщепленной на n цепей			Для однофазных трансформаторов $n \geq 2$ и $k_p = 2n$.

Причечания 1. Индуктивные сопротивления x принимаются численно равными a_R .

2. Во всех формулах x_{BH} определяется из условия, что все обмотки низшего напряжения соединены параллельно.

3. Все сопротивления x должны быть отнесены к одной и той же мощности (обычно обмотки высшего напряжения, а для автотрансформатора — к проходной мощности).

Типовые схемы нулевой последовательности линий с взаимоиндукцией между цепями

№ рисунка

Исходная схема

Схема земещения

Рис. 1

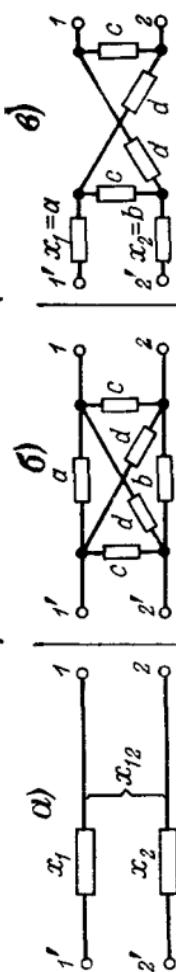


Рис. 2

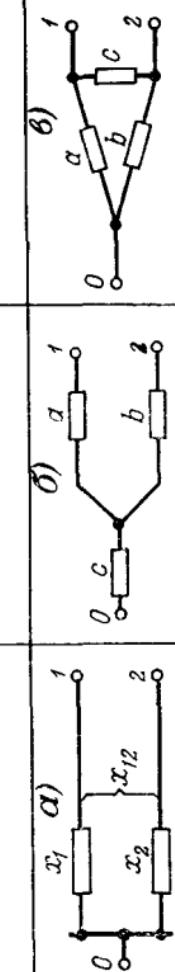
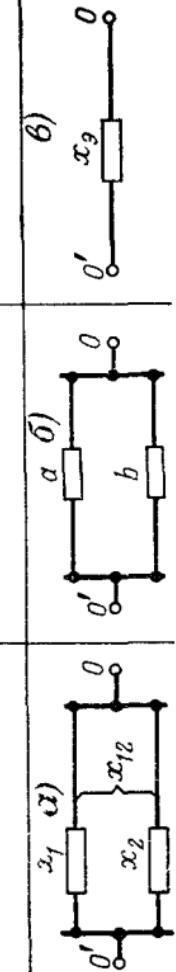


Рис. 3



№ рисунка

Исходная схема

Схема замещения

Рис. 4

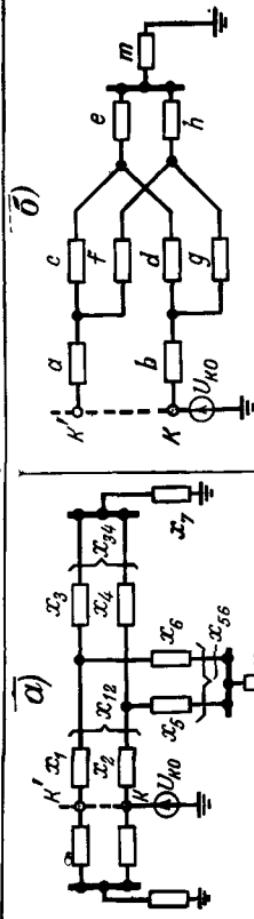


Рис. 5

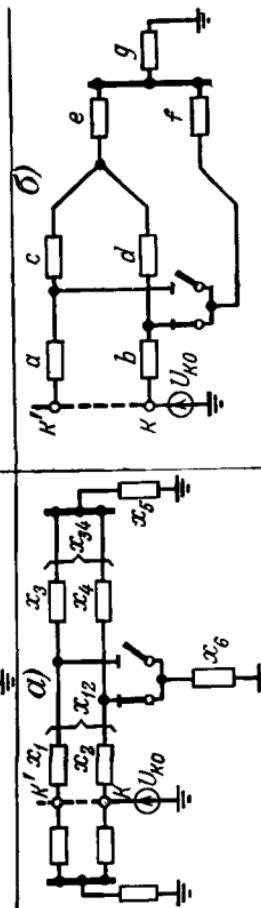
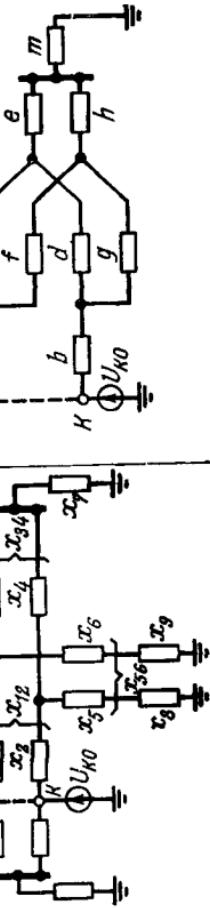


Рис. 6



**Типовые схемы нулевой последовательности
с взаимоиндукцией между цепями**

№ рисунка	Выражения для элементов схемы замещения
Рис. 1,б	$a = \frac{x_1 x_2 - x_{12}^2}{x_2}; \quad b = \frac{x_1 x_2 - x_{12}^2}{x_{12}};$ $c = \frac{x_1 x_2 - x_{12}^2}{x_{12}} = -d$
Рис. 1,в	$a = x_1; \quad b = x_2; \quad c = -x_{12}; \quad d = -c = x_{12}$
Рис. 2,б	$a = x_1 - x_{12}; \quad b = x_2 - x_{12}; \quad c = x_{12}$
Рис. 2,в	$a = \frac{x_1 x_2 - x_{12}^2}{x_2 - x_{12}}; \quad b = \frac{x_1 x_2 - x_{12}^2}{x_1 - x_{12}};$ $c = \frac{x_1 x_2 - x_{12}^2}{x_{12}}$
Рис. 3,б	$a = \frac{x_1 x_2 - x_{12}^2}{x_2 - x_{12}}; \quad b = \frac{x_1 x_2 - x_{12}^2}{x_1 - x_{12}}$
Рис. 3,в	$x_3 = \frac{x_1 x_2 - x_{12}^2}{x_1 + x_2 - 2x_{12}}$
Рис. 4,б	$a = x_1 - x_{12}; \quad b = x_2 - x_{12}; \quad c = x_3 - x_{34};$ $d = x_4 - x_{34}; \quad e = x_7 + x_{34}; \quad f = x_5 - x_{56};$ $g = x_6 - x_{56}; \quad h = x_8 + x_{56}; \quad m = x_{12}$
Рис. 5,б	$a = x_1 - x_{13}; \quad b = x_2 - x_{12}; \quad c = x_3 - x_{34};$ $d = x_4 - x_{34}; \quad e = x_5 + x_{34}; \quad f = x_6; \quad g = x_{12}$
Рис. 6,б	$a = x_1 - x_{12}; \quad b = x_2 - x_{12}; \quad c = x_3 - x_{34};$ $d = x_4 - x_{34}; \quad e = x_7 + x_{34}; \quad f = x_5 + x_8 - x_{56};$ $g = x_6 + x_9 - x_{56}; \quad h = x_{56}; \quad m = x_{12}$

Сопротивления прямой последовательности кабелей напряжением 6—35 кВ

Сечение жилья, мм ²	Медь	Алюминий	Индуктивное сопротивление, ом/км			Емкостное сопротивление, ом·10 ³ на 1 км		
			6	10	20	35	6	10
25	0,740	1,280	0,085	0,094	0,135	—	11,0	13,9
35	0,540	0,920	0,079	0,088	0,129	—	9,6	12,2
50	0,390	0,640	0,076	0,082	0,119	—	8,4	10,6
70	0,280	0,460	0,072	0,079	0,116	0,132	7,1	10,0
95	0,200	0,340	0,069	0,076	0,110	0,126	6,1	8,4
120	0,158	0,270	0,069	0,076	0,107	0,119	5,6	7,6
150	0,123	0,210	0,066	0,072	0,104	0,116	4,9	6,9
185	0,103	0,170	0,066	0,069	0,100	0,113	4,4	6,1
							8,6	11,8

**Справочный материал к расчету токов короткого замыкания
в установках напряжением до 1 000 в**

1. Понижающие трансформаторы

Номинальная мощность, ква	Соединение обмоток	Сопротивления, мом				Примечания	
		прямой последовательности		нулевой последовательности			
		r_1	x_1	r_0	x_0		
25	Y/Y ₀	154	244	1 755	2 640		
25	Y/Z ₀	170	245	73	35,4		
40	Y/Y ₀	90	156	1 133	1 730		
40	Y/Z ₀	100	159	44	13,4		
63	Y/Y ₀	52	103	165	1 190		
63	Y/Z ₀	60	103	28	12		
100	Y/Y ₀	32	65	105	695		
100	Y/Z ₀	35	66	15,6	10,6		
160	Y/Y ₀	16,8	42	50	82		
250	Y/Y ₀	9,4	26,4	44	33		
400	Y/Y ₀	5,7	17				
630	Y/Y ₀	3,3	14				
320	Y/Y ₀	7,7	26	3,8	202		
560	Y/Y ₀	3,8	15	1,9	145	$u_k=5,5\%$	
560	Y/Y ₀	3,8	23	1,9	170	$u_k=8\%$	
750	Y/Y ₀	2,5	11	1,3	101	$u_k=5,5\%$	
750	Y/Y ₀	2,5	17	1,3	120	$u_k=8\%$	
1 000	Y/Y ₀	1,7	8,6	0,9	80		

Приложения 1 Указанные сопротивления приведены к стороне 400 в

2 Данные таблицы соответствуют трансформаторам с верхним пределом номинального напряжения обмотки высшего напряжения 10 кв.

3 При соединении обмоток высшего напряжения треугольником сопротивления нулевой последовательности трансформатора со стороны обмотки 400 в равны. $r_0 \approx r_1$ и $x_0 \approx x_1$.

2. Сопротивления прямой последовательности кабелей до 1 000 в с алюминиевыми жилами

Сечение жилы, мм ²		Активное сопротивление рабочей жилы, мом/м	Индуктивное сопротивление, мом/м	
рабочей	нулевой		Трехжильный кабель	Четырехжильный кабель
6	4	6,41	0,087	0,094
10	6	3,84	0,082	0,088
16	10	2,40	0,078	0,084
25	16	1,54	0,062	0,072
35	16	1,10	0,061	0,065

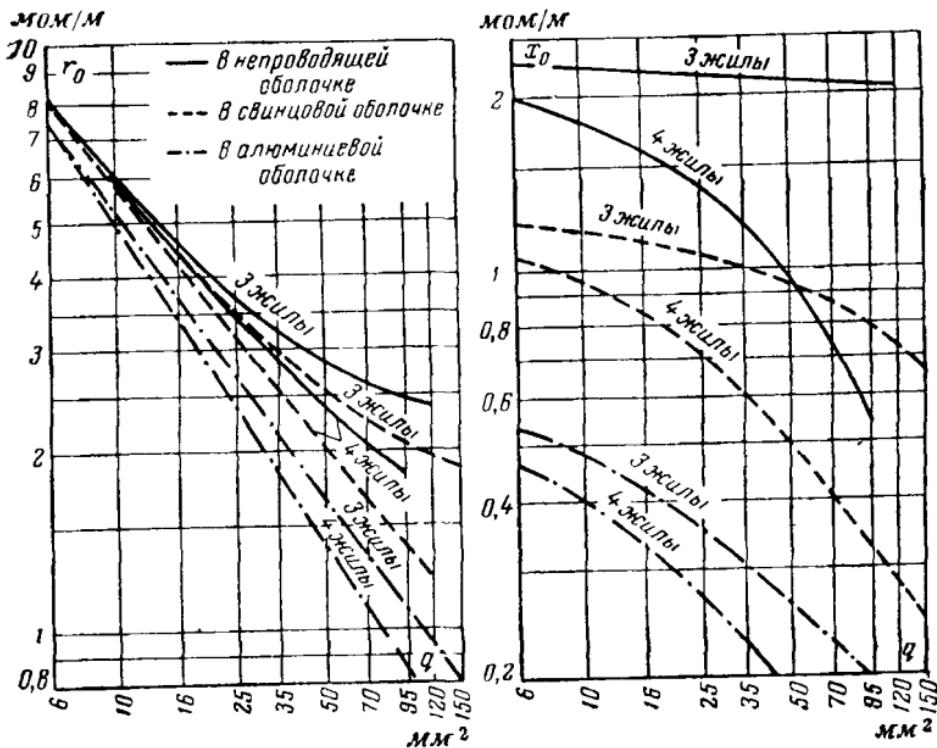
Продолжение приложения П-10

Сечение жилы, мм^2		Активное сопротивление рабочей жилы, $\text{мом}/\text{м}$	Индуктивное сопротивление, $\text{мом}/\text{м}$	
рабочей	нулевой		Трехжильный кабель	Четырехжильный кабель
50	25	0,77	0,060	0,068
70	35	0,55	0,059	0,066
95	50	0,41	0,057	0,064
120	50	0,32	0,057	0,064
150	70	0,26	0,056	0,063

П р и м е ч а н и я. 1. Индуктивное сопротивление прямой последовательности кабеля практически не зависит от материала его оболочки (алюминиевая, свинцовая, непроводящая).

2 Активное сопротивление дано при $\theta_0=650^\circ \text{C}$

3. Сопротивления нулевой последовательности кабелей с алюминиевыми жилами и изоляцией до 1000 в



П р и м е ч а н и я: 1. Параметры нулевой последовательности даны для трех- и четырехжильных кабелей с алюминиевой, свинцовой и непроводящей оболочками.

2. При определении индуктивного сопротивления нулевой последовательности принималось, что среднее геометрическое расстояние от жилы кабеля (независимо от его сечения) до заземляющей проводки составляет 0,8 м.

3. Данные заимствованы из Руководящих указаний по выбору аппаратуры в системе собственных нужд 0,4 кВ тепловых электростанций, составленных Харьковским отделением ВГПИ Теплоэлектропроекта, 1962, Тип. инв. № 31648-з.

4. Сопротивления прямой последовательности магистральных и распределительных шинопроводов (со спаренными фазами), выпускаемых трестом „Электромонтажконструкция“

Номинальный ток, а	Материал шины и размеры сечения, мм ²	Сопротивление, мом/м	
		активное r_1	индуктивное x_1
250	A, 30×6	0,210	0,140
400	A, 40×6	0,150	0,130
600	A, 60×6	0,100	0,100
1 600	A, 2 (80×8)	0,034	0,023
2 000	M, 2 (80×8)	0,018	0,023
2 500	A, 2 (120×10)	0,020	0,028
2 500	M, 2 (80×10)	0,022	0,023
4 000	A, 2 (160×12)	0,013	0,020

Приложение Данных о сопротивлениях нулевой последовательности таких шинопроводов в настоящее время не имеется

5. Приближенные величины сопротивлений аппаратов напряжением до 1 000 в

a) Сопротивления катушечных трансформаторов тока

Тип трансформатора тока	Сопротивление, мом	При коэффициенте трансформации									
		7,5 — 5	10 — 5	15 — 5	20 — 5	30 — 5	40 — 5	50 — 5	75 — 5	100 — 5	200 — 5
ТКФ-1	x	480	270	120	67	30	17	11	4,8	2,7	0,7
	r	300	170	75	42	20	11	7	3	1,7	0,4
ТКФ-3	x	120	70	30	17	8	4,2	2,8	1,2	0,7	0,2
	r	130	75	33	19	8,2	4,8	3,0	1,3	0,8	0,2

б) Сопротивления отключающих токовых катушек автоматов

Номинальный ток катушки, а	50	70	100	140	200	400	600
Индуктивное сопротивление, мом	2,7	1,3	0,86	0,55	0,28	0,10	0,09
Активное сопротивление, мом при $\theta_0=65^\circ\text{C}$	5,5	2,4	1,30	0,74	0,36	0,15	0,12

в) Переходные сопротивления (r , мом) контактов коммутационных аппаратов

Номинальный ток аппарата, а	50	70	100	140	200	400	600	1 000
Автомата Рубильника	1,3	1,0	0,75	0,65	0,60	0,40	0,25	—

ЛИТЕРАТУРА

1. Горев А. А., Переходные процессы синхронной машины, Госэнергоиздат, 1950.
2. Щедрин Н. Н., Токи короткого замыкания высоковольтных систем, ОНТИ, 1935.
3. Щедрин Н. Н., Ульянов С. А., Задачи по расчету коротких замыканий, Госэнергоиздат, 1955.
4. Ульянов С. А., Электромагнитные переходные процессы в электрических системах, изд-во «Энергия», 1964.
5. Ульянов С. А., Сборник задач по электромагнитным переходным процессам в электрических системах, изд-во «Энергия», 1968.
6. Атабеков Г. И., Теоретические основы релейной защиты высоковольтных сетей, Госэнергоиздат, 1957.
7. Марголин Н. Ф., Токи в земле, Госэнергоиздат, 1947.
8. Рюденберг Р., Переходные процессы в электроэнергетических системах, изд-во иностранной литературы, 1955.
9. Вагнер К. Ф., Эванс Р. Д., Метод симметричных составляющих, ОНТИ НКТП СССР, 1936.
10. Ковач К. П., Рад И., Переходные процессы в машинах переменного тока, Госэнергоиздат, 1963.
11. Маркович И. М., Зубков П. И., Совалов С. А., Токи короткого замыкания и перенапряжения на конденсаторах в линиях с продольной емкостной компенсацией, гл. 4 в Сборнике по дальним передачам переменного тока, Изд-во Академии наук СССР, 1958.
12. Щедрин Н. Н., Упрощение расчетов коротких замыканий продольно компенсированных линий передачи, «Электричество», 1953, № 1.
13. Наяшкова Е. Ф., Упрощенный расчет трехфазного короткого замыкания в продольно-компенсированной цепи, Известия вузов МВО СССР, «Энергетика», 1959, № 3.
14. Зейлидзон Е. Д., Сулимова М. И., Основные показатели эксплуатации релейной защиты и электроавтоматики в энергосистемах за 1962—1966 гг., «Электрические станции», 1969, № 1.
15. Берковский А. М., Лысков Ю. И., Мощные конденсаторные батареи (шунтовые), изд-во «Энергия», 1967.

СОДЕРЖАНИЕ

Предисловие	3
Введение	6
Раздел первый. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ И УКАЗАНИЯ	
Глава первая. Основные сведения об электромагнитных переходных процессах	12
1-1. Основные определения	12
1-2. Причины возникновения и следствия	21
1-3. Назначения расчетов и требования к ним	24
Глава вторая. Общие указания к выполнению рас- четов	25
2-1. Основные допущения	25
2-2. Понятие о расчетных условиях	27
2-3. Система относительных единиц	28
2-4. Составление схемы замещения	35
2-5. Преобразование схем замещения	46
2-6. Применение принципа наложения	49
2-7. Мощность короткого замыкания	56
Раздел второй ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫЕ ПЕРЕХОДНЫЕ ПРОЦЕССЫ ПРИ СОХРАНЕНИИ СИММЕТРИИ ТРЕХФАЗНОЙ ЦЕПИ	
Глава третья. Переходный процесс в простейших трех- фазных цепях	58
3-1. Постановка задачи и ее ограничения	58
3-2. Трехфазное короткое замыкание в неразветвленной цепи	59
3-3. Действующие значения полных величин и их отдель- ных слагающих	65
3-4. Приближенное решение	68
3-5. Определение эквивалентной постоянной времени	70
3-6. Графическое решение	73
Глава четвертая. Переходный процесс в неподвижных магнитно связанных цепях	74
4-1. Общие замечания	74
4-2. Основные уравнения и соотношения	75
4-3. Влияние рассеяния	81

4-4. Приближенное решение	84
4-5 Внезапное короткое замыкание трансформатора	86
4-6. Включение холостого трансформатора	89
Г л а в а п я т а я . Установившийся режим короткого замыкания	91
5-1. Общие замечания	91
5-2. Основные характеристики и параметры	93
5-3. Приведение цепи ротора к статору	96
5-4. Влияние и учет нагрузки	99
5-5. Расчет при отсутствии автоматического регулирования возбуждения	102
5-6. Влияние автоматического регулирования возбуждения	104
5-7. Расчет при наличии автоматического регулирования возбуждения	108
Г л а в а ш е с т а я . Начальный момент внезапного нарушения режима	112
6-1. Общие замечания	112
6-2. Переходные э. д. с. и реактивности синхронной машины	113
6-3. Сверхпереходные э. д. с. и реактивности синхронной машины	121
6-4. Сравнение реактивностей синхронной машины	128
6-5. Характеристики двигателей и нагрузки	129
6-6. Практический расчет начального сверхпереходного и ударного токов	131
Г л а в а с е ́м ь м а я . Уравнения электромагнитного переходного процесса синхронной машины	144
7-1. Общие замечания и допущения	144
7-2. Исходные уравнения	146
7-3. Индуктивности обмоток синхронной машины	148
7-4. Обобщенный вектор трехфазной системы	150
7-5. Замена переменных	152
7-6. Преобразование уравнений	156
7-7. Выражения в операторной форме	160
Г л а в а в о с ь м а я . Форсировка возбуждения и развозбуждение синхронной машины	164
8-1. Общие замечания	164
8-2. Включение обмотки возбуждения на постоянное напряжение	165
8-3. Форсировка возбуждения при электромашинном возбудителе	168
8-4. Форсировка при управляемых ионных и тиристорных системах возбуждения	177
8-5. Гашение магнитного поля	177
Г л а в а д е в ь я т а я . Внезапное короткое замыкание синхронной машины	191
9-1. Общие замечания	191
9-2. Внезапное короткое замыкание синхронной машины без демпферных обмоток	192
9-3. Влияние и приближенный учет демпферных обмоток	205
9-4. Влияние автоматического регулирования возбуждения при внезапном коротком замыкании	215
9-5. Каскадное отключение и повторное включение короткого замыкания	222

9-6 Взаимное электромагнитное влияние синхронных машин при переходном процессе	225
Г л а в а д е с я т а я . Практические методы расчета переходного процесса короткого замыкания	230
10-1. Общие замечания	230
10-2. Приближенный учет системы	233
10-3. Расчет для выбора выключателей по отключающей способности	237
10-4. Метод расчетных кривых	243
10-5. Уточнение метода расчетных кривых	254
10-6. Метод спрямленных характеристик	263
 Раздел третий. ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫЕ ПЕРЕХОДНЫЕ ПРОЦЕССЫ ПРИ НАРУШЕНИИ СИММЕТРИИ ТРЕХФАЗНОЙ ЦЕПИ	
Г л а в а о д и н н а д ц а т а я . Основные положения в исследовании несимметричных переходных процессов	272
11-1. Общие замечания	272
11-2. Образование высших гармоник	273
11-3 Применимость метода симметричных составляющих к исследованию переходных процессов	275
Г л а в а д в е н а д ц а т а я . Параметры элементов для токов обратной и нулевой последовательностей	279
12-1. Общие замечания	279
12-2. Синхронные машины	280
12-3. Асинхронные двигатели	283
12-4. Обобщенная нагрузка	284
12-5. Трансформаторы	285
12-6. Автотрансформаторы	289
12-7. Воздушные линии	292
12-8. Кабели	302
Г л а в а т р и н а д ц а т а я . Схемы отдельных последовательностей	304
13-1. Общие замечания	304
13-2. Схемы прямой и обратной последовательностей	305
13-3. Схема нулевой последовательности	305
13-4. Результирующие э. д. с. и сопротивления	309
13-5. Распределение и трансформация токов и напряжений	311
Г л а в а ч е ты р и н а д ц а т а я . Однократная поперечная несимметрия	315
14-1. Общие замечания	315
14-2. Двухфазное короткое замыкание	316
14-3. Однофазное короткое замыкание	318
14-4. Двухфазное короткое замыкание на землю	320
14-5. Учет переходного сопротивления в месте замыкания	322
14-6. Правило эквивалентности прямой последовательности	325
14-7. Комплексные схемы замещения	325
14-8. Сравнение видов короткого замыкания	339
14-9. Векторные диаграммы токов и напряжений	346

14-10. Взаимное электромагнитное влияние синхронных машин при переходном процессе несимметричного короткого замыкания	348
14-11 Применение практических методов к расчету переходного процесса при однократной поперечной несимметрии	350
Г л а в а п я ти н а д ц а т а я . Однократная продольная несимметрия	
15-1. Общие замечания	385
15-2. Разрыв одной фазы	385
15-3. Разрыв двух фаз	386
15-4. Несимметрия от включения сопротивлений	389
15-5. Правило эквивалентности прямой последовательности	391
15-6. Комплексные схемы замещения	394
15-7. Распределение напряжений	401
15-8. Применение принципа наложения	404
	406
Р а з д е л ч е т в е р т ы й . Э Л Е К Т Р О М А Г Н И Т Н Ы Е ПЕРЕХОДНЫЕ ПРОЦЕССЫ ПРИ ОСОБЫХ УСЛОВИЯХ	
Г л а в а ш е с т и н а д ц а т а я . Сложные виды повреждений	410
16-1. Общие замечания	410
16-2. Общий путь решения	411
16-3. Комплексные схемы	413
16-4. Двойные замыкания на землю	416
16-5. Однофазное короткое замыкание с разрывом фазы	426
Г л а в а с е м и н а д ц а т а я . Замыкания в распределительных сетях и системах электроснабжения	434
17-1. Общие замечания	434
17-2. Простое замыкание на землю	435
17-3. Учет изменения параметров проводников сети	441
17-4. Учет местных источников и нагрузок	447
17-5. Расчет токов короткого замыкания в установках напряжением до 1000 в	449
Г л а в а в о с е м и н а д ц а т а я . Короткие замыкания в длинных линиях передачи переменного тока	457
18-1. Общие замечания	457
18-2. Расчет операторным методом	459
18-3. Упрощенное решение	469
18-4. Влияние несимметрий ротора	470
Г л а в а д е в я т и н а д ц а т а я . Влияние качаний синхронных машин на протекание электромагнитного переходного процесса	476
19-1. Общие замечания	476
19-2. Токи и напряжения при сдвиге векторов э. д. с. по фазе	477
19-3. Дифференциальное уравнение изменения переходной э. д. с. с учетом качаний синхронной машины	482
19-4. Приближенный учет качаний в расчетах коротких замыканий	486
Приложения	
П-1. Основные формулы преобразования схем и наход- дения токораспределения	493
	493

П-2. Основные формулы Метода симметричных составляющих	497
П-3. Примерные значения параметров синхронных машин	498
П-4. Основные параметры асинхронных двигателей	499
П-5. Основные параметры реакторов	500
П-6. Напряжения короткого замыкания ($u_k \%$) и примерные значения x/r трансформаторов и автотрансформаторов	502
П-7. Схемы замещения прямой последовательности трансформаторов и автотрансформаторов	505
П-8. Типовые схемы нулевой последовательности линий с взаимоиндукцией между цепями	507
П-9. Сопротивления прямой последовательности кабелей напряжением 6—35 кв	510
П-10. Справочный материал к расчету токов короткого замыкания в установках напряжением до 1 000 в	511
<i>Литература</i>	514