

АКАДЕМИЯ НАУК СССР  
ИНСТИТУТ ЭЛЕКТРОМЕХАНИКИ

Е. Я. КАЗОВСКИЙ,  
Я. Б. ДАНИЛЕВИЧ,  
Э. Г. КАШАРСКИЙ,  
Г. В. РУБISOB

# АНОРМАЛЬНЫЕ РЕЖИМЫ РАБОТЫ КРУПНЫХ СИНХРОННЫХ МАШИН

Под общей редакцией  
проф. Е. Я. КАЗОВСКОГО



ИЗДАТЕЛЬСТВО «НАУКА»  
Ленинградское отделение  
ЛЕНИНГРАД 1969

**Аномальные режимы работы крупных синхронных машин.** Казовский Е. Я., Данилевич Я. Б., Кашарский Э. Г., Рубинов Г. В. Изд-во «Наука», Ленингр. отд., Л., 1968, 1—429.

Внезапные короткие замыкания, длительная и кратковременная перегрузка по току, несимметричная нагрузка, форсировка возбуждения, асинхронные режимы, набросы и сбросы нагрузки, несинхронные включения, работа с пульсирующей нагрузкой, внезапные кратковременные падения напряжения, перерывы питания, работа на пределе статической и динамической устойчивости — все это аномальные режимы, в которых имеют место повышенные токи в машине, повышенные местные нагревы, повышенные механические усилия и электромагнитные вращающие моменты.

Для современных высокоиспользованных синхронных машин — турбогенераторов, гидрогенераторов, синхронных компенсаторов, крупных синхронных двигателей — глубокое понимание процессов, имеющих место в аномальных режимах, неизбежных в эксплуатации, особенно важно, так как в большой мере определяет возможности удельного использования материалов в машинах, возможности выбора основных параметров машины, требования к оборудованию, связанному с электрической машиной, а также правила эксплуатации машин.

Илл. 132, табл. 42, библиогр. назв. 211.

## ВВЕДЕНИЕ

### § 1. Аномальные эксплуатационные режимы работы крупных синхронных машин

Под аномальными режимами понимаются кратковременные или длительные режимы, отличающиеся по своему характеру от установившегося номинального синхронного режима.

Большую группу аномальных режимов составляют переходные процессы синхронных машин — кратковременные режимы, возникающие после внезапного изменения какого-либо из параметров системы (внешнего сопротивления, нагрузки, скорости вращения и т. д.). Переходные процессы могут быть аварийными, например внезапное короткое замыкание, и могут быть вызваны нормальными эксплуатационными режимами, например пуск синхронного двигателя.

Переходные процессы имеют важное значение для надежной работы синхронных машин в условиях эксплуатации. От поведения синхронных генераторов в переходном режиме в большой степени зависит надежная работа энергосистемы. Без знания поведения синхронной машины в таких режимах, как втягивание в синхронизм, качания при параллельной работе, наброс и сброс нагрузки, работа при выпадении из синхронизма и др., невозможно ни рациональное проектирование машин, ни правильный выбор защиты, ни надлежащая эксплуатация машин, ни надлежащий уровень проектирования энергосистем, систем электропривода и пр.

Исследованию переходных процессов в синхронных машинах посвящено большое количество теоретических и экспериментальных работ.

Раньше других режимов были исследованы симметричные и несимметричные короткие замыкания, вызывающие чрезмерные токи, перенапряжения и большие вращающие моменты. Короткие замыкания являются частным случаем внезапного изменения параметров режима, которое может заключаться во внезапном изме-

нении нагрузки, возбуждения (например, форсировка напряжения, гашение поля) и т. д.

Во многих случаях характер протекания переходных процессов в синхронной машине связан со свойствами первичного двигателя или приводного механизма: инерцией его вращающихся масс, упругостью соединяющего вала, характеристиками регулирования скорости первичного двигателя, неравномерностью вращающего момента первичного двигателя и т. д. Синхронная машина при параллельной работе является колебательной системой. Помимо колебаний тока, мощности, скорости вращения, могут иметь место крутильные колебания вала машины, представляющие значительную опасность в случае резонанса частот вынужденных и свободных колебаний.

В практике электромашиностроения установлен ряд правил в отношении допустимых пределов колебаний токов, мощности, в части соотношения собственных и вынужденных частот, точности и скорости регулирования напряжения, запаса мощности по устойчивости работы машины и т. д. Несоблюдение этих правил приводит к нарушению нормальной эксплуатации как в аварийных режимах — выпадение из синхронизма, чрезмерные токи короткого замыкания, перенапряжения, так и в неаварийных режимах — дефектное освещение при работе на световую нагрузку вследствие колебаний напряжения, повышенные крутильные колебания, быстро выводящие машину из строя, и т. д. При определенных условиях работы с емкостью синхронная машина, так же как и асинхронная, способна к самовозбуждению.

Основные переходные процессы в синхронных двигателях — это внезапные изменения рабочего режима: пуск, торможение, короткие замыкания, изменения приложенной нагрузки, напряжения, частоты питания.

Каждая синхронная машина при пуске из неподвижного состояния от полного напряжения, при отсутствии добавочного сопротивления в цепи ротора, по существу, выдерживает внезапное трехфазное короткое замыкание. Процесс этот является переходным.

Асинхронные режимы синхронных генераторов в условиях эксплуатации возникают главным образом из-за отключения возбуждения, которое может произойти либо вследствие аварии системы возбуждения, либо при переключении с одной системы возбуждения на другую (например, с основной на резервную). Аварии систем возбуждения составляют заметный процент среди общего числа аварий, поэтому вопрос о режиме, наступающем после потери возбуждения, представляет большой практический интерес.

В ряде случаев имеет место несимметричная нагрузка синхронных генераторов, вызванная либо внешними условиями, либо внутренней несимметрией обмотки машины, например наличием

значительной однофазной нагрузкой, обрывом одной из фаз линии передач и другими причинами.

Кратковременные перегрузки по току статора и по току ротора также являются аномальными режимами. Сравнительно широко распространен в эксплуатации режим кратковременной перегрузки по току ротора, создаваемый форсировкой возбуждения при посадках напряжения, кратковременных коротких замыканиях, опасности нарушения устойчивости параллельной работы машин и др.

В ряде случаев с целью повышения устойчивости работы энергосистемы применяется автоматическое повторное включение машины в сеть, при котором могут иметь место большие переходные токи и электромагнитные вращающие моменты.

Аномальными режимами являются также работа при коэффициенте мощности, частоте или напряжении, отличающихся от номинальных, и другие режимы.

## **§ 2. Воздействие аномальных режимов на синхронные машины**

Подавляющее большинство аномальных режимов синхронных машин сопровождается значительными всплесками переходных токов в обмотках синхронной машины. При внезапных трехфазных коротких замыканиях ударные токи с учетом асимметричной составляющей могут достигать 15-кратного значения от номинального.

При однофазных коротких замыканиях кратность ударного тока может быть больше, чем при трехфазном коротком замыкании, на величину до 100%.

Максимальные кратности токов при двухфазных коротких замыканиях, как правило, бывают несколько меньше, однако такие замыкания являются в ряде случаев наиболее опасными, так как создают наибольшие вращающие моменты и значительные пере-напряжения на свободной фазе.

Особенно большие кратности токов имеют место при неправильной синхронизации машины в момент включения синхронной машины в сеть. В этом случае токи могут быть вдвое больше по величине, чем при коротких замыканиях, т. е. кратность ударного тока может доходить до 30 от номинального.

При выпадении из синхронизма токи в синхронной машине даже при выключенном возбуждении могут превышать номинальные. Этот режим, однако, в первую очередь может быть опасен вследствие значительных потерь, обусловленных скольжением ротора.

Ряд опытов, проведенных за последние годы в нашей стране и за рубежом, показал, что для многих турбогенераторов сравнительно длительная работа в асинхронном режиме не представляет

опасности, так как турбогенератор в этом случае начинает работать как асинхронный генератор с малым скольжением.

Значительные аномальные токи могут иметь место при самовозбуждении синхронной машины. Эти токи имеют частоту, отличающуюся от частоты сети, и кратность до 5 от номинального тока.

Увеличенные токи в синхронной машине опасны по своему тепловому и механическому действию.

Протекание повышенных токов обычно кратковременно. Поэтому *дополнительный нагрев* обмотки  $\Delta\vartheta$  под действием переходных токов может быть определен без учета отвода тепла, считая, что все выделяющееся тепло поглощается медью обмотки

$$\Delta\vartheta = k_F \frac{j^2 - j_0^2}{175}, \text{ } ^\circ\text{C/сек.}, \quad (0.1)$$

где  $j$  и  $j_0$  — мгновенная и начальная плотности тока, а/мм<sup>2</sup>;  $k_F$  — коэффициент Фильда.

Таким образом, если нормальная плотность тока составляет порядка 3.0 а/мм<sup>2</sup>, а средняя кратность переходного тока 10, то при  $k_F = 1.0$

$$\Delta\vartheta = \frac{(100 - 1) 9}{175} \approx 5.5 \text{ } ^\circ\text{C/сек.}$$

Следует учесть, что в высокоиспользованных крупных генераторах коэффициент Фильда может быть существенно больше единицы. При этом требуется учитывать, что при двухслойной обмотке в верхнем стержне обмотки статора добавочные потери, определяющие коэффициент Фильда, примерно в 7 раз больше, чем в стержне, лежащем на дне паза. Непосредственное водяное охлаждение снижает скорость нарастания температуры при повышении плотности тока в обмотке примерно на 20÷40%.

Можно указать следующие значения коэффициента Фильда в турбогенераторах мощностью 300 Мвт на 3000 об./мин. с непосредственным охлаждением обмотки статора.

При непосредственном водяном охлаждении обмотки статора коэффициент Фильда  $k_F$  равен:

для верхнего стержня  $k_{Fв} = 2.25$ ;

для нижнего стержня

(ближайшего к дну паза)  $k_{Fн} = 1.178$ ;

средний коэффициент Фильда  $k_{Fср} = 1.714$ ;

При непосредственном водородном охлаждении обмотки статора коэффициент Фильда равен:

для верхнего стержня  $k_{Fв} = 1.294$ ;

для нижнего стержня

(ближайшего к дну паза)  $k_{Fн} = 1.042$ ;

средний коэффициент Фильда  $k_{Fср} = 1.168$ .

Если требуется оценить дополнительный перегрев за сравнительно длительный промежуток времени, когда нельзя пренебре-

гать отводом тепла от источника выделения потерь, то повышение температуры можно считать в первом приближении происходящим по экспоненциальному закону с постоянной времени

$$T_{\vartheta} = \frac{2.5 (\Delta\vartheta)_0}{k_F (j^2 - j_0^2)}, \text{ сек.}, \quad (0.2)$$

где  $(\Delta\vartheta)_0$  — установившийся перегрев, °С, соответствующий начальной плотности тока  $j_0$ .

При непосредственном газовом охлаждении обмоток постоянная времени  $T_{\vartheta}$  снижается до нескольких минут. Так, в турбогенераторах мощностью 200—800 Мвт при непосредственном водородном охлаждении постоянная времени  $T_{\vartheta}$  составляет для роторной обмотки 1—3 мин., для статорной обмотки 5—8 мин.

Как показывают исследования, при непосредственном водяном охлаждении обмотки нагрев идет практически по адиабатическому закону вплоть до достижения перегрева, соответствующего примерно 80% от установившегося предельного. Эквивалентные постоянные времени составляют при водяном охлаждении порядка 1—3 мин.

Постоянная времени нагрева ротора турбогенератора имеет порядок 30 мин. Постоянная времени нагрева машины в целом характеризуется часами.

Оценка теплового действия повышенных токов особенно существенна для таких режимов, как выпадение из синхронизма, самовозбуждение, пуск и т. п.

Быстрый дополнительный нагрев обмотки может привести к опасным последствиям из-за разных коэффициентов расширения меди, изоляции и стали, вредного действия тепловых расширений на пайки обмотки, опасности деформации меди обмотки ротора и т. д.

Тепловые расширения обмотки приводят также к перегиранию изоляции и в ряде случаев к появлению в ней трещин, наличие которых при засорении или увлажнении изоляции в дальнейшем может привести к электрическому пробое изоляции.

Переходные токи создают значительные механические усилия в лобовых и пазовых частях обмотки. Магнитные поля в переходном режиме могут вызвать значительную вибрацию. Особенно опасны в этом отношении асимметричные режимы в машинах, не имеющих поперечной демпферной системы. Наконец, переходный процесс может быть связан с быстрым возрастанием скорости вращения, опасным для машины. Сюда относятся такие режимы, как внезапный сброс нагрузки.

Максимальные вращающие моменты при коротких замыканиях практически могут иметь порядок 7-кратного от номинального.

Для приближенной оценки максимальных электромагнитных вращающих моментов, возникающих при внезапных к. з. на выводах машины, можно пользоваться следующей формулой:

$$M_{к.з.} \approx 0.975 \frac{P}{n x_d''} \left( \sin \tau - \frac{\sin 2\tau}{2} \right), \text{ т} \cdot \text{м}, \quad (0.3)$$

где  $P$  — номинальная мощность машины, ква;  $n$  — номинальная скорость вращения, об./мин.;  $x_d''$  — сверхпереходная реактивность машины в относительных единицах (д. е.);  $\tau$  — время, эл. рад. ( $1$  эл. рад. =  $\frac{1}{2\pi f}$  сек.,  $f$  — номинальная частота, 1/сек.).

В долях номинального вращающего момента

$$\frac{M_{к.з.}}{M_H} \approx \frac{1}{x_d'' \cos \varphi_H} \left( \sin \tau - \frac{\sin 2\tau}{2} \right). \quad (0.4)$$

Для турбогенератора мощностью 300 Мвт на 3000 об./мин. амплитуда электромагнитного вращающего момента по первой гармонической составляет порядка 660 т.м. и по второй гармонической — порядка 330 т.м. Таким образом, электромагнитный вращающий момент при к. з. может достигать значений порядка 1000 т. м.

В других режимах максимальные моменты могут быть также велики. Эти вращающие моменты передаются через статор на фундаментные болты и на фундамент. На закручивание вала ротора, если пренебречь динамическими коэффициентами, которые определяются упругими крутильными колебаниями вала, будет действовать только часть вращающего момента, соответствующая отношению

$$\frac{GD_{пр}^2}{GD_{пр}^2 + GD_3^2},$$

где  $GD_{пр}^2$  — маховой момент присоединенного механизма (турбины, дизеля и т. д.);  $GD_3^2$  — маховой момент машины.

Остальная часть вращающего момента пойдет на ускорение или замедление ротора генератора. Для крупных турбогенераторов простое определение части вращающего момента, действующей в валопроводе, по соотношению маховых масс генератора и турбины недопустимо. Обычно такой расчет дает завышенные значения вращающего момента, действующего на вал, и бывает практически затруднительно обеспечить механическую прочность валопровода турбоагрегата исходя из такого упрощенного расчета. Приходится с помощью ЭЦВМ вести детальный расчет крутильных колебаний всего валопровода, определять собственные частоты по первой, второй и третьей форме колебаний, находить динамические коэффициенты усиления (ослабления) вращающего момента в основных сечениях валопровода и проектировать валопровод с учетом влияния местных концентраций напряжений со сравнительно малыми запасами прочности.

При переходном процессе в машине действуют моменты либо одного знака, либо пульсирующие. Последние обычно имеют ча-



стоту первой или второй гармонических или близкую к нулю. При наличии скольжения ротора появляются составляющие переходного вращающего момента, имеющие частоту, близкую к частоте скольжения, которая может оказаться близкой к собственной частоте крутильных колебаний вала. В этом случае может иметь место заметное усиление пульсирующего момента, действующего на валу.

Значительные *электродинамические усилия* наблюдаются при повышенных токах в лобовых частях обмотки статора. Для приближенных расчетов можно пользоваться формулой

$$F = \frac{2li^2}{a} 10^{-8}, \quad (0.5)$$

где  $F$  — действующее усилие, кГ;  $l$  — длина токоведущего провода, см;  $i$  — ток в проводнике, а;  $a$  — расстояние между проводами, см.

Пусть, например, в крупной машине с током в проводнике 2500 а, с длиной лобовой части 1.5 м и расстоянием от меди до меди в лобовой части 3.0 см имеет место короткое замыкание с 15-кратным максимальным током. Усилие, действующее на лобовую часть, с учетом действия соседних проводников в этом случае может достигать

$$\frac{(2 \div 4) \cdot 2 \cdot 150 (2500 \cdot \sqrt{2} \cdot 15)^2}{3.0} 10^{-8} = (5.6 \div 11.2) 10^3 \text{ кГ}.$$

Как видим, при коротких замыканиях лобовые части обмотки испытывают огромные механические усилия. Удельные усилия достигают 75 кГ/см.

Максимальные знакопеременные удельные механические усилия в лобовых частях обмотки статора для случая внезапного двухфазного к. з. из режима холостого хода машины, отключенной от сети, можно приближенно оценить по формуле

$$F_a \approx 2 \frac{2.04 [(I_n \sqrt{2} \text{ кратность ударного тока к. з.})^2 10^{-8}]}{(\text{расстояние между центрами стержней, см})} \times \left(1 + \frac{1}{2} + \frac{1}{3} + \dots + \frac{1}{q}\right), \text{ кГ/см}, \quad (0.6)$$

где  $I_n$  — эффективное значение номинального тока в стержне обмотки статора, а;  $q$  — число пазов на полюс и фазу.

Основная частота знакопеременных усилий составляет 100 гц (при номинальной частоте 50 гц).

На стержень обмотки статора в пазу также действуют знакопеременные усилия с частотой 100 гц.

Удельные усилия, действующие от стержней обмотки статора на дно паза при двухслойной обмотке, можно оценить по формуле

$$F_{\text{паз}} = F_{\text{н. ст}} + F_{\text{н. ст}} \approx \frac{16I_{\text{макс}}^2}{b_n} 10^{-8}, \text{ кГ/см}, \quad (0.7)$$

где  $I_{\max}$  — максимальное значение тока в стержне, а;  $b_n$  — ширина паза, см.

В турбогенераторах мощностью 200—500 Мвт на 3000 об./мин. усилия, прижимающие обмотку к дну паза, могут достигать при коротких замыканиях свыше 400 кГ/см.

При внутренних к. з. в машине токи могут быть существенно больше, чем при коротких замыканиях на выводах обмотки, на которые обычно рассчитывается механическая прочность элементов машины. Токи в стержнях обмотки, лежащих в одном пазу, могут иметь такие значения и такие знаки, что верхний стержень выталкивается в зазор машины. Такие случаи при внутренних к. з. имели место на практике в крупных синхронных машинах.

Помимо значительных механических усилий в обмотках, токи и связанные с ними магнитные поля при несимметричных к. з. могут вызывать значительные *вибрации*, опасные тем, что они имеют частоту порядка 100 гц и выше и создают значительные ускорения даже при малой амплитуде вибрации. По этой причине, а также вследствие опасности повышенных местных нагревов в роторе в ряде случаев приходится сильно ограничивать допустимую несимметрию токов. Это в первую очередь относится к турбогенераторам и к крупным гидрогенераторам сварной конструкции.

Сила магнитного притяжения статора к ротору в двухполюсных турбогенераторах, стремящаяся деформировать кольцо сердечника статора в эллипс и имеющая удвоенную номинальную частоту (100 гц), может быть оценена по формуле

$$F = \frac{8}{3} B_{\delta}^2 \left(1 + \frac{\delta}{D}\right) DL \cdot 10^{-4}, \text{ кГ}, \quad (0.8)$$

где  $B_{\delta}$  — индукция магнитного поля в зазоре, тл;  $D$  — диаметр расточки статора, м;  $L$  — длина сердечника статора, м;  $\delta$  — зазор в машине, м.

Стрела прогиба сердечника под влиянием силы  $F$  может быть оценена по формуле [0-24]

$$a = \frac{FD}{ES} \left[ 0.2096 \left(\frac{D}{h}\right)^2 + 1.9449 \right] 10^{-2}, \text{ м}, \quad (0.9)$$

где  $E$  — модуль упругости для шихтованного сердечника. Для турбогенератора этот модуль составляет порядка половины от модуля для сплошной стали, т. е. примерно  $1 \cdot 10^8$  кГ/м;  $h$  — высота спинки сердечника статора, м.

Для крупных турбогенераторов сила  $F$  достигает 150 т, прогиб  $a$  — порядка 0.05 мм. Чем больше прогиб, тем ниже частота собственных колебаний сердечника, которую можно считать пропорциональной  $\frac{1}{\sqrt{a}}$ . Необходимо производить достаточно надежную отстройку этой частоты от частоты вынужденных колебаний 100 гц. В противном случае возможна повышенная амплитуда

вибраций сердечника статора, опасная для обмотки, фундамента и подшипников, если последние расположены в торцовых щитах, и прочих элементов машины. По этой причине приходится выбирать в ряде случаев высоту сердечника  $h$  не по уровню допустимой магнитной индукции, как это обычно делается в мало использованных машинах, а по уровню допустимой вибрации сердечника и, соответственно, по допустимой собственной частоте колебаний сердечника, которая должна на несколько десятков процентов превышать вынужденную частоту 100 гц.

В многополюсных тихоходных гидрогенераторах следует учитывать различные формы колебаний сердечника с разным числом узлов по окружности.

Частоты вынужденных колебаний имеют спектр, определяемый схемой обмоток и наличием субгармонических в мдс статора. Эти субгармонические могут иметь весьма существенное значение при использовании в гидрогенераторе однослойных статорных обмоток с дробным числом пазов на полюс и фазу, которые имеют ряд преимуществ.

Применение однослойной обмотки в гидрогенераторах облегчает использование непосредственного водяного охлаждения обмоток.

Применение дробного числа пазов на полюс и фазу улучшает форму кривой напряжения машины.

Переходные процессы могут сопровождаться значительными *перенапряжениями*, в отдельных случаях опасными для машин. Их появление обусловлено следующими основными причинами:

атмосферными перенапряжениями;

коммутационными перенапряжениями;

перенапряжениями, вызванными несимметрией ротора, резонансом с емкостью и самовозбуждением.

Первая группа перенапряжений характеризуется большой крутизной фронта волны напряжения и представляет опасность как для корпусной, так и для витковой изоляции обмоток. Путем установки специальных разрядников, ограничивающих амплитуду проникающих перенапряжений, и защитной емкости, сглаживающей фронт волны напряжения, входящей в машину, влияние атмосферных перенапряжений удастся существенно ограничить.

Вторая группа перенапряжений связана с переключениями в электрической цепи, пробоями кабеля, колебательными процессами в электрической дуге и т. д. Величина коммутационных перенапряжений при наличии колебательных процессов может достигать 3—5-кратных значений. Частота колебательного процесса при этом может быть настолько велика, что следует уже считаться с крутизной фронта соответствующей электромагнитной волны.

Третья группа перенапряжений связана в первую очередь с резонансными явлениями, вызванными наличием емкости и несимметрией ротора. Перенапряжения на свободной фазе при двух-

фазном коротком замыкании синхронной машины могут достигать 6-кратной величины от номинального.

Если машина включена на линию передачи, обладающую значительной емкостью, то могут получиться еще большие перенапряжения из-за явления резонанса с емкостью на одной из гармонических напряжений.

В последние годы в связи с непрерывным повышением удельного использования материалов в мощных синхронных машинах — турбо- и гидрогенераторах, на базе применения высокоэффективных методов охлаждения (непосредственного водяного, а также водородного охлаждения обмоток при высоком давлении водорода) проблема обеспечения надежной работы машины в аномальных режимах, неизбежных в эксплуатации, встала особенно остро. Это в первую очередь относится к турбогенераторам большой мощности.

Современная металлургия позволяет получить для роторов двухполюсных турбогенераторов поковки с предельными размерами — диаметр 1150—1250 мм, длина 6500—8000 мм. Таким образом, увеличение номинальной мощности в единице может быть произведено почти исключительно за счет повышения линейной нагрузки AS в машине. Магнитная индукция в зазоре машины  $B_g$  может быть повышена в весьма ограниченных пределах из-за быстро возрастающего насыщения ферромагнитных участков при увеличении индукции. Глубина паза ротора ограничена механической прочностью элементов ротора. Глубина паза статора ограничена возрастанием коэффициента Филда и, соответственно, добавочных потерь на вихревые токи. Поэтому возрастание линейной нагрузки AS приводит к возрастанию плотностей тока в обмотках. Интенсивное непосредственное охлаждение водой и водородом позволяет обеспечить достаточно низкую температуру обмоток в номинальном режиме, однако при кратковременных перегрузках, коротких замыканиях и других аномальных режимах скорость нарастания температур значительно возрастает при повышенной номинальной плотности тока, что приводит к необходимости существенного сокращения допустимой длительности кратковременных токовых перегрузок.

Повышение линейной нагрузки AS приводит к увеличению добавочных потерь, выделяемых на поверхности статора и ротора, в торцовых зонах, на контактных поверхностях в роторе. Эти потери распределены неравномерно, и отвод их производится в значительной мере косвенными методами охлаждения. Поэтому в аномальных режимах при возникновении кратковременных перегрузок, токов обратной последовательности и других аномальных режимах местные пиковые температуры в указанных местах в высокоиспользуемых машинах могут достигать опасных значений. Это приводит к необходимости существенно ограничивать длительность допустимых аномальных режимов в таких машинах, не-

смотря на принятие ряда конструктивных мероприятий по снижению нагрева (применение торцовых экранов, прорезей в зубцах статора, демпферной системы в роторе и др.). Помимо сокращения длительности, приходится ограничивать и величину кратковременных допустимых токов в аномальных режимах из-за возникновения больших механических усилий и трудностей конструктивного усиления механического крепления элементов машины. Появляются трудности связанные с обеспечением надежного механического крепления лобовых частей обмотки статора. Широко применяемое в высокоиспользованных турбогенераторах шнуровое крепление лобовых частей обмотки статора часто быстро ослабляется в эксплуатации. Необходимо также весьма тщательно закреплять стержни в пазу. В противном случае легко повреждаются тонкостенные пустотелые проводники обмотки, имеющей непосредственное охлаждение, из-за механических усилий и вибраций. Повышенные электромагнитные нагрузки приводят к увеличению опасности вибрации элементов статора и ротора с повышенными амплитудами. Для снижения уровня вибрации приходится производить более тщательную балансировку роторов, выбирать с запасом высоту спинки активной стали статора для отстройки от резонанса на 100 гц, предусматривать в мощных турбогенераторах эластичную подвеску сердечника статора в корпусе и т. д.

В связи с возможными аномальными режимами приходится решать серьезные конструктивные задачи при проектировании валопровода турбогенератора.

Наличие распределенных маховых масс в турбине (цилиндры высокого, среднего и низкого давления) приводит к необходимости выполнения тщательных расчетов резонансных явлений по крутильным колебаниям валопровода турбоагрегата, при различных формах этих колебаний, для обеспечения надлежащей механической прочности валопровода при возникающих в аномальных режимах знакопеременных электромагнитных вращающих моментах. Обычно в крупных турбогенераторах резонанс по крутильным колебаниям имеет место при частотах порядка  $\frac{1}{3}$  от номинальной для первой формы колебаний, порядка  $\frac{1}{2}$  и более от номинальной для второй формы колебаний и выше номинальной — для третьей формы колебаний.

Усиление сечения валопровода сдвигает резонансные зоны и существенно изменяет динамические коэффициенты, определяющие часть знакопеременного электромагнитного вращающего момента, действующего в данном сечении вала. Поэтому далеко не всегда усиление сечения валопровода приводит к увеличению запасов механической прочности сечения в переходных режимах.

В крупных высокоиспользованных гидрогенераторах также возникает проблема вибраций, вызванных субгармоническими, при использовании обмотки статора с дробным числом пазов на

полюс и фазу, особенно при однослойных обмотках, удобных для применения непосредственного водяного охлаждения. Применение обмоток с целым числом пазов на фазу приводит к другому недостатку — возникают трудности с обеспечением синусоидальности кривой эдс.

Помимо возникновения повышенных тепловых нагрузок и механических усилий в аномальных режимах, а также существенного уменьшения постоянных времени для нестационарных тепловых процессов, высокое удельное использование в крупных синхронных машинах приводит к увеличению реактивностей, которые в относительных единицах при заданных геометрических размерах пропорциональны отношению  $\frac{AS}{B_{\delta}}$ . Кроме того, снижается механическая постоянная машины  $H$ , определяемая в эл. рад. (1 эл. рад. =  $\frac{1}{2\pi f}$  сек.) по формуле

$$H = 2\pi^3 f \frac{GD^2}{kVA} \left( \frac{n}{60} \right)^2 = \frac{0.862 GD^2 n^2}{kVA}, \quad (0.10)$$

где  $f$  — частота сети, гц;  $GD^2$  — маховой момент ротора, тм<sup>2</sup>;  $kVA$  — номинальная мощность машины, ква;  $n$  — синхронная скорость вращения, об./мин.

Чем больше номинальная мощность при заданных геометрических размерах, тем, очевидно, меньше механическая постоянная  $H$ .

Повышение реактивностей и уменьшение механической постоянной приводит к снижению о. к. з. и сокращению запасов по статической и динамической устойчивости параллельной работы машины при прочих равных условиях. Это снижение приходится компенсировать усилением потолков, скоростей нарастания и усовершенствованием регулирования возбуждения, усилением электрических связей между машинами за счет дополнительных капиталовложений в линии электропередачи, повышением требований к регулированию турбины, применением усовершенствованных выключателей с меньшими временами отключения и другими мероприятиями.

Возникает вопрос — целесообразно ли применение высокоиспользованных мощных машин, если при современных возможностях металлургии их создание связано с рядом ограничений по аномальным режимам, неизбежным в эксплуатации, и со снижением запасов статической и динамической устойчивости, поскольку для сохранения установленного уровня надежности энергосистемы при использовании этих машин требуются дополнительные затраты на линии передачи, выключатели, системы возбуждения, системы регулирования и на другие элементы энергосистемы. Технико-экономические расчеты показывают, что несмотря на указанные дополнительные затраты, применение высокоиспользованных машин большой мощности, особенно турбогенераторов, при соответ-

ствующей мощности энергосистемы (когда мощность генератора составляет не более 7—10% от мощности энергосистемы, что важно по условиям обеспечения экономически рационального резерва), дает весьма существенную экономическую выгоду. Это обусловлено снижением удельной стоимости строительных работ на 1 квт мощности при повышении мощности в единице, сокращением сроков строительства, возможностью применения более высоких параметров пара в котлах и турбинах большой мощности, что дает существенное повышение кпд агрегата, и другими показателями экономии. Необходимым условием получения экономии при переходе на агрегаты большой мощности является сведение к минимуму сроков по отработке конструкции, по внедрению новых машин в серию с тщательным исследованием опытных образцов и выпуском надежных серийных машин на основании всестороннего исследования в эксплуатации опытных образцов, с внесением необходимых изменений в конструкцию.

В этих условиях глубокий анализ аномальных режимов, определяющих важнейшие эксплуатационные качества электрических машин с учетом особенностей современных высокоиспользуемых электрических машин, становится особенно важным.

### § 3. Системы уравнений синхронной машины

Работающая синхронная машина является совокупностью сложных трехмерных электрических и магнитных цепей, содержащих участки с различными магнитными и диэлектрическими проницаемостями. Поэтому точное исследование реальной машины с помощью уравнений Максвелла оказывается практически невозможным.

При инженерных расчетах пользуются упрощенной картиной магнитных и электрических полей, приближенно учитывая влияние насыщения, вытеснения тока и другие условия. Несмотря на принятые приближения, используемые уравнения синхронной машины с достаточной точностью предопределяют поведение машины в нормальных и аномальных режимах, если только с надлежащей точностью измерены или вычислены параметры машины.

Синхронная машина представляет собой совокупность магнитно связанных электрических цепей с коэффициентами взаимной индукции и самоиндукции обмоток, имеющими периодически изменяющиеся части. При составлении уравнений синхронной машины учитывают только первую гармоническую переменного коэффициента взаимной индукции между обмотками статора и ротора, нулевую гармоническую коэффициента самоиндукции статорных обмоток и вторую — вызванную магнитной асимметрией ротора. Сравнения с опытными данными показали, что, несмотря на вводимые упрощения, уравнения синхронной машины дают хорошие результаты при определении поведения машины при внезапных

к. з., исследовании статической и динамической устойчивости и при других исследованиях.

Для упрощения дифференциальных уравнений синхронной машины применяется преобразование переменных, с помощью которого коэффициенты системы, имеющие периодическую часть, становятся постоянными. Указанное преобразование можно рассматривать как переход от неподвижной системы координат к вращающейся вместе с ротором.

При выводе уравнений считают, что все фазовые обмотки статора синхронной машины расположены симметрично и характеризуются одинаковыми параметрами. Кроме того, обычно принимают, что на роторе, помимо одноосной обмотки возбуждения, имеются короткозамкнутые (демпферные) обмотки, которые можно привести к двум системам короткозамкнутых обмоток с перпендикулярными (в электрических градусах) осями. Тогда при учете насыщения участков магнитопровода путем соответствующего выбора насыщенных значений параметров получается следующая система уравнений синхронной машины:

$$\begin{aligned}
 -e \sin \theta &= r i_d + \frac{d\psi_d}{d\tau} - (1+s) \psi_q, \\
 e \cos \theta &= r i_q + \frac{d\psi_q}{d\tau} + (1+s) \psi_d, \\
 e_f &= r_f i_f + \frac{d\psi_f}{d\tau}, \\
 0 &= r_{kd} i_{kd} + \frac{d\psi_{kd}}{d\tau}, \\
 0 &= r_{kq} i_{kq} + \frac{d\psi_{kq}}{d\tau}, \\
 H \frac{d^2\theta}{d\tau^2} + \psi_q i_d - \psi_d i_q &= M_L, \\
 \frac{d\theta}{d\tau} &= s, \\
 \psi_d &= x_d i_d + x_{ad} i_f + x_{ad} i_{kd}, \\
 \psi_q &= x_q i_q + x_{aq} i_{kq}, \\
 \psi_f &= x_f i_f + x_{af} i_d + x_{af} i_{kd}, \\
 \psi_{kd} &= x_{kcd} i_{kd} + x_{ad} i_d + x_{ad} i_f, \\
 \psi_{kq} &= x_{kcd} i_{kq} + x_{aq} i_q.
 \end{aligned} \tag{0.11}$$

В приведенных уравнениях обозначено:

- $e$  — напряжение сети;
- $i_d, i_q$  — токи статора;
- $r$  — активное сопротивление статора;
- $\psi_d, \psi_q$  — потокосцепления статора;
- $e_f$  — напряжение обмотки возбуждения;



- $r_f$  — активное сопротивление обмотки возбуждения;  
 $\psi_f$  — потокосцепление обмотки возбуждения;  
 $r_{kd}, r_{kq}$  — активные сопротивления эквивалентных короткозамкнутых контуров;  
 $i_{kd}, i_{kq}$  — токи в эквивалентных короткозамкнутых контурах;  
 $\psi_{kd}, \psi_{kq}$  — потокосцепления эквивалентных короткозамкнутых контуров;  
 $x_d, x_q$  — индуктивные сопротивления статора;  
 $x_{ff}$  — индуктивное сопротивление обмотки возбуждения;  
 $x_{ad}, x_{aq}$  — сопротивления взаимной индукции статора и цепей ротора;  
 $x_{kka}, x_{kkaq}$  — индуктивные сопротивления эквивалентных короткозамкнутых контуров;  
 $H$  — инерционная постоянная;  
 $\theta$  — угол нагрузки;  
 $\omega_r$  — угловая частота вращения ротора;  
 $M_L$  — внешний вращающий момент, приложенный к ротору;

$s = \omega_r - 1$  — скольжение (положительное в генераторном режиме).

Индексом  $d$  обозначены величины, относящиеся к контурам оси полюса ротора, индексом  $q$  — к контурам по оси, сдвинутой относительно оси полюса на 90 эл. град.

Все величины, входящие в уравнения, выражены в относительных единицах, причем роторные величины предварительно приведены к статорным.

В качестве базисных величин приняты: амплитудные значения номинального фазного тока  $i_6$  и напряжения  $e_6$ , синхронная угловая частота  $\omega_6$ , сопротивление  $z_6 = \frac{e_6}{i_6}$ , потокосцепления  $\psi_6 = \frac{e_6}{\omega_6}$  и время  $\tau_6 = \frac{1}{\omega_6}$ .

При расчете аномальных режимов на ЭВМ целесообразно выразить все токи через потокосцепления контуров:

$$\left. \begin{aligned}
 i_d &= a\psi_d - b\psi_f - c\psi_{kd}, \\
 i_q &= g\psi_q - h\psi_{kq}, \\
 i_f &= -b\psi_d + d\psi_f - e\psi_{kd}, \\
 i_{kd} &= -c\psi_d - e\psi_f + f\psi_{kd}, \\
 i_{kq} &= -h\psi_q + k\psi_{kq},
 \end{aligned} \right\} (0.12)$$

где коэффициенты  $a, b, c, d, e, f, g, h, k$  выражаются через параметры машины следующим образом:

$$\left. \begin{aligned}
 a &= \frac{x_{ff}x_{kka} - x_{ad}^2}{\Delta}, & f &= \frac{x_d x_{ff} - x_{ad}^2}{\Delta}, \\
 b &= \frac{x_{ad}x_{kka} - x_{ad}^2}{\Delta}, & g &= \frac{x_{kkaq}}{x_q x_{kka} - x_{aq}^2},
 \end{aligned} \right\}$$

$$\begin{aligned}
 c &= \frac{x_{ad}x_{ff} - x_{ad}^2}{\Delta}, & h &= \frac{x_{aq}}{x_q x_{kkq} - x_{aq}^2}, \\
 d &= \frac{x_d x_{kkd} - x_{ad}^2}{\Delta}, & k &= \frac{x_q}{x_q x_{kkq} - x_{aq}^2}, \\
 e &= \frac{x_d x_{ad} - x_{ad}^2}{\Delta},
 \end{aligned}
 \tag{0.13}$$

$$\Delta = x_d (x_{ff} x_{kkd} - x_{ad}^2) - x_{ad} (x_{ad} x_{kkd} - x_{ad}^2) - x_{ad} (x_{ff} x_{ad} - x_{ad}^2).$$

Для перехода от статорных токов  $i_d, i_q$  к фазным величинам  $i_a, i_b, i_c$  используются соотношения

$$\left. \begin{aligned}
 i_a &= i_d \cos \delta - i_q \sin \delta, \\
 i_b &= i_d \cos \left( \delta - \frac{2\pi}{3} \right) - i_q \sin \left( \delta - \frac{2\pi}{3} \right), \\
 i_c &= i_d \cos \left( \delta + \frac{2\pi}{3} \right) - i_q \sin \left( \delta + \frac{2\pi}{3} \right),
 \end{aligned} \right\}
 \tag{0.14}$$

где  $\delta = t + \theta + \frac{\pi}{2}$ .

При исследовании несимметричных режимов удобно пользоваться непосредственно выражениями через фазовые величины. Тогда

$$\begin{aligned}
 i_a &= \psi_a \left[ \frac{2}{3} a - \frac{2}{3} (a-g) \sin^2 \delta \right] + \psi_b \left[ -\frac{1}{3} a + \frac{1}{3} (a-g) \sin^2 \delta + \right. \\
 &\quad \left. + \frac{\sqrt{3}}{3} (a-g) \sin \delta \cos \delta \right] + \psi_c \left[ -\frac{1}{3} a + \frac{1}{3} (a-g) \sin^2 \delta - \right. \\
 &\quad \left. - \frac{\sqrt{3}}{3} (a-g) \sin \delta \cos \delta \right] - \psi_f b \cos \delta - \psi_{kd} c \cos \delta + \psi_{kq} h \sin \delta, \\
 i_b &= \psi_a \left[ -\frac{1}{3} a + \frac{1}{3} (a-g) \sin^2 \delta + \frac{\sqrt{3}}{3} (a-g) \sin \delta \cos \delta \right] + \\
 &\quad + \psi_b \left[ \frac{2}{3} a - \frac{1}{2} (a-g) + \frac{1}{3} (a-g) \sin^2 \delta - \frac{\sqrt{3}}{3} (a-g) \sin \delta \times \right. \\
 &\quad \left. \times \cos \delta \right] + \psi_c \left[ -\frac{1}{3} a + \frac{1}{2} (a-g) - \frac{2}{3} (a-g) \sin^2 \delta \right] + \\
 &\quad + \psi_f b \left( \frac{\sqrt{3}}{2} \sin \delta - \frac{1}{2} \cos \delta \right) - \psi_{kd} c \left( \frac{\sqrt{3}}{2} \sin \delta - \frac{1}{2} \cos \delta \right) - \\
 &\quad - \psi_{kq} h \left( \frac{1}{2} \sin \delta - \frac{\sqrt{3}}{2} \cos \delta \right), \\
 i_c &= \psi_a \left[ -\frac{1}{3} a + \frac{1}{3} (a-g) \sin^2 \delta - \frac{\sqrt{3}}{3} (a-g) \sin \delta \cos \delta \right] + \\
 &\quad + \psi_b \left[ -\frac{1}{3} a + \frac{1}{2} (a-g) - \frac{2}{3} (a-g) \sin^2 \delta \right] + \psi_c \left[ \frac{2}{3} a - \right.
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& -\frac{1}{2}(a-g) + \frac{1}{3}(a-g)\sin^2\delta + \frac{\sqrt{3}}{3}(a-g)\sin\delta\cos\delta \Big] + \\
& + \psi_f b \left( \frac{1}{2}\cos\delta + \frac{\sqrt{3}}{2}\sin\delta \right) + \psi_{ka} c \left( \frac{1}{2}\cos\delta + \frac{\sqrt{3}}{2}\sin\delta \right) - \\
& - \psi_{kq} h \left( \frac{1}{2}\sin\delta - \frac{\sqrt{3}}{2}\cos\delta \right), \\
& i_f = -\psi_a \frac{2}{3} b \cos\delta + b\psi_b \left( \frac{1}{3}\cos\delta - \frac{\sqrt{3}}{3}\sin\delta \right) + \\
& + b\psi_c \left( \frac{1}{3}\cos\delta + \frac{\sqrt{3}}{3}\sin\delta \right) + d\psi_f - e\psi_{ka}, \\
& i_{ka} = -\frac{2}{3} c\psi_a \cos\delta + c\psi_b \left( \frac{1}{3}\cos\delta - \frac{\sqrt{3}}{3}\sin\delta \right) + \\
& + c\psi_c \left( \frac{1}{3}\cos\delta + \frac{\sqrt{3}}{3}\sin\delta \right) - e\psi_f + f\psi_{ka}, \\
& i_{kq} = \frac{2}{3} h\psi_a \sin\delta - h\psi_b \left( \frac{1}{3}\sin\delta - \frac{\sqrt{3}}{3}\cos\delta \right) - \\
& - h\psi_c \left( \frac{1}{3}\sin\delta - \frac{\sqrt{3}}{3}\cos\delta \right) + k\psi_{kq}.
\end{aligned} \tag{0.15}$$

При исследованиях ряда переходных режимов синхронных машин удобно пользоваться комплексной формой записи дифференциальных уравнений синхронной машины.

Если ввести комплексные величины напряжения, тока и потокосцепления статорной обмотки

$$\left. \begin{aligned} e_s &= e_d + je_q, \\ i_s &= i_d + ji_q, \\ \psi_s &= \psi_d + j\psi_q, \end{aligned} \right\} \tag{0.16}$$

где  $e_d = -e \sin\theta$ ;  $e_q = e \cos\theta$ , то уравнения напряжений обмотки статора преобразуются к такому виду:

$$e_s = ri_s + \frac{d\psi_s}{d\tau} + j(1+s)\psi_s. \tag{0.17}$$

Вращающий электромагнитный момент  $M_e = \psi_q i_d - \psi_d i_q$  в комплексной форме записи имеет вид:

$$M_e = \operatorname{Re} [j\psi_s i_s^*], \tag{0.18}$$

где  $i_s^* = i_d - ji_q$  — сопряженный комплекс тока статора.

#### § 4. Схемы замещения синхронной машины

Для стационарного режима с постоянным скольжением и  $e_f=0$  приведенной выше системе уравнений соответствуют следующие схемы замещения (рис. 0-1). На этом рисунке короткозамкнутые контуры ротора представлены в виде эквивалентных цепей с параметрами  $x_{kcd}$ ,  $x_{kcg}$ ,  $r_{kd}$  и  $r_{kg}$ . Однако исследования показывают, что в ряде практических случаев, например, при расчете расхода энергии в переходном режиме, при уточненных расчетах пусковых режимов и др. такое представление короткозамкнутых контуров оказывается недостаточным. На рис. 0-2 приведена уточненная схема замещения явнополюсной машины по продольной оси с двумя демпферными контурами и одним контуром обмотки возбуждения. При получении схемы принято, что каждые два стержня демпферной обмотки, расположенные на одинаковых расстояниях от оси симметрии полюса, образуют отдельный контур, индуктивно связанный с обмоткой статора и обмоткой возбуждения.

В цепи статора имеется сопротивление рассеяния

$$x_l = x_a - x_{ad};$$

к сопротивлению взаимной индукции  $x_{ad}$  подключены контуры демпферной обмотки и контур обмотки возбуждения.

Как показывают непосредственные измерения и расчеты, параметры цепей ротора сильно зависят от частоты скольжения в первую очередь из-за явления вытеснения тока в обмотке возбуждения и демпферных стержнях. Так, например, активное сопротивление цепи возбуждения крупного гидрогенератора при частоте 50 гц, т. е. при скольжении  $s=1$ , во много десятков раз больше, чем при постоянном токе, т. е. при  $s=0$ . Таким образом, параметры эквивалентной схемы в общем случае приходится рассматривать как сложные функции скольжения.

В турбогенераторах имеется мощный массив ротора со сложной картиной проникновения магнитного потока в массив стали ротора, в пазовые клинья ротора, и, следовательно, эквивалентная схема машины, по существу, соответствует схеме с распределенными постоянными. Эквивалентные параметры машины сильно зависят от скольжения. В ряде расчетов активное сопротивление роторных контуров принимают пропорциональным  $\sqrt{s}$ , а индуктивное сопротивление рассеяния — обратно пропорциональным  $\sqrt{s}$ . В этом случае отношение  $\frac{r}{sx}$  остается почти постоянным при изменении скольжения.

Демпферная система в турбогенераторе состоит из массива бочки ротора и дюралюминиевых пазовых клиньев. На схеме замещения (рис. 0-3) эти контуры условно представлены тремя демпферными контурами. Активные сопротивления дюралюминиевых

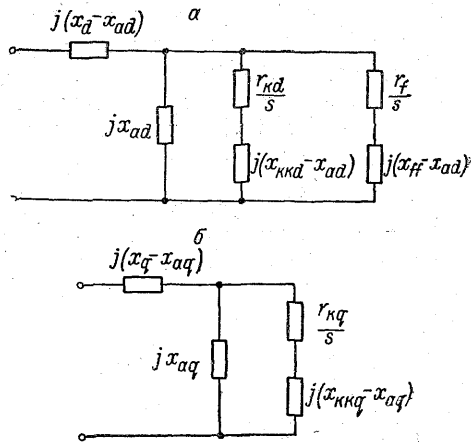


Рис. 0-1. Схемы замещения синхронной машины при постоянном скольжении.  
 а — по продольной оси; б — по поперечной.

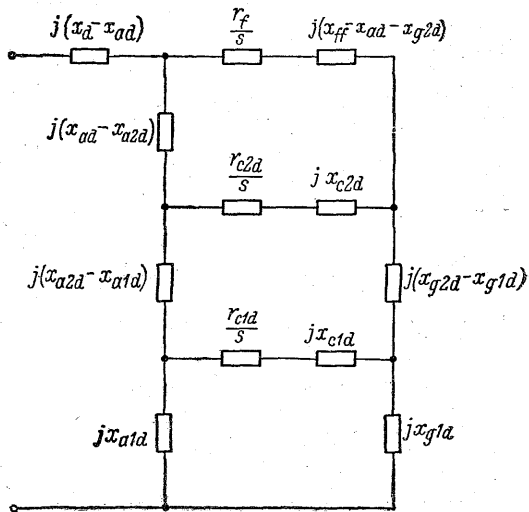


Рис. 0-2. Уточненная схема замещения явнополюсной машины с двумя демперными контурами по продольной оси.

$x_{ad}, x_{a2d}$  — сопротивления взаимной индукции контуров демперной обмотки с обмоткой статора;  $x_{c1d}, x_{c2d}, r_{c1d}, r_{c2d}$  — индуктивные и активные сопротивления стержней контуров демперной обмотки;  $x_{g2d}, x_{g1d}$  — дифференциальные рассеяния контуров демперной обмотки.

клиньев равны  $\frac{r_{k1}}{s}$ ,  $\frac{r_{k2}}{s}$ ,  $\frac{r_{k3}}{s}$ . В общем случае  $r_{k1}$ ,  $r_{k2}$ ,  $r_{k3}$  являются функциями скольжения. Реактивности рассеяния клиньев часто можно принять равными нулю. Параллельно сопротивлениям  $r_{k1}$ ,  $r_{k2}$ ,  $r_{k3}$  включаются контуры, характеризующие активное сопротивление и сопротивление рассеяния для токов,

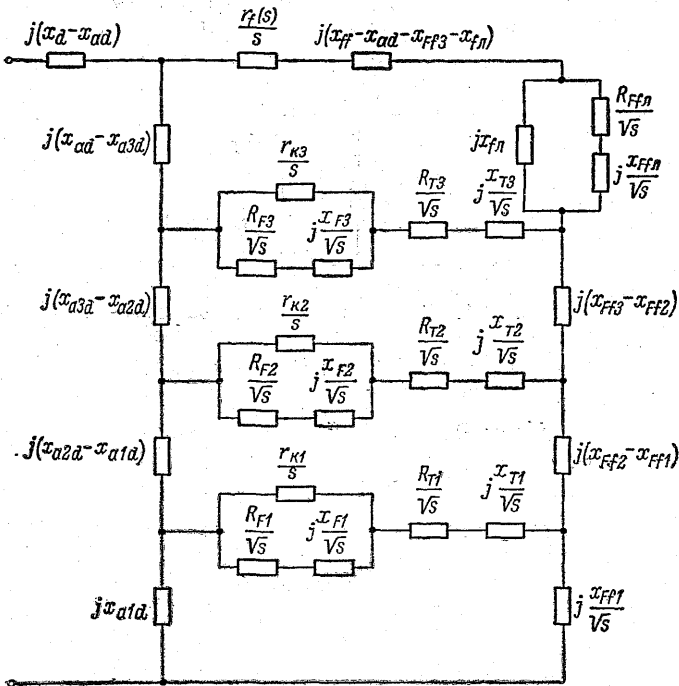


Рис. 0-3. Схема замещения турбогенератора.

$R_{F1}$ ,  $R_{F2}$ ,  $R_{F3}$ ,  $x_{F3}$ ,  $x_{F2}$ ,  $x_{F1}$  — сопротивления для токов, протекающих по массивной части ротора;  $x_{FF3}$ ,  $x_{FF2}$ ,  $x_{FF1}$  — дифференциальное рассеяние взаимной индукции демперных контуров и обмотки возбуждения;  $R_{FF1}$ ,  $x_{FF1}$  — сопротивления контура бандажного кольца ротора.

протекающих по массивной части ротора вдоль бочки ротора. Последовательно с этими сопротивлениями включены сопротивления типа  $\frac{R_r}{\sqrt{s}} + \frac{jx_r}{\sqrt{s}}$  для тока, замыкающегося по торцам бочки ротора.

Контур обмотки возбуждения содержит активное сопротивление  $\frac{r_f(s)}{s}$  (где  $r_f$  — является некоторой функцией скольжения вследствие влияния вытеснения тока в проводниках обмотки

возбуждения) и сопротивление пазового, дифференциального и лобового рассеяния обмотки возбуждения —  $x_f = x_{ff} - x_{ad}$ .

Все параметры ротора  $R$  и  $x$  в общем случае являются некоторыми функциями скольжения ротора.

При наличии массивных полюсов в роторе переменный (по отношению к ротору) магнитный поток  $\Phi$ , создаваемый мдс статора, входит через зазор почти перпендикулярно поверхности массивных ферромагнитных элементов ротора. После входа в тело ротора силовые линии переменного магнитного потока искривляются и идут параллельно периферической поверхности массива, распространяясь на глубину, характеризующую «глубиной проникновения» [0-23].

$$a \approx \frac{0.4}{\sqrt{\frac{\mu_e f_r}{\rho}}}, \text{ м}, \quad (0.19)$$

где  $\mu_e = \frac{B_e}{H_e}$  — эффективная магнитная проницаемость за один период;  $H_e$  — эффективное значение напряженности поля, численно равное линейной нагрузке на поверхности массива, а/м;  $B_e = \frac{\Phi}{L_i a}$  — эффективное значение магнитной индукции, определяемое по нисходящей ветви кривой намагничивания, тл.;  $\Phi$  — магнитный поток, тл·м<sup>2</sup>;  $L_i$  — идеальная длина массивного полюса, м;  $f_r = sf$  — частота вихревых токов, наведенных в роторе, гц;  $s$  — скольжение ротора;  $\rho$  — удельное электрическое сопротивление материала, ом·м.

При средней температуре порядка 100° С удельное электрическое сопротивление ферромагнитных элементов ротора можно принять равным примерно 0.10 мком·м для обычной стали и около 0.25 мком·м — для турбороторной стали, для которой кривая намагничивания может быть приближенно задана уравнением

$$H_{\max} = 8.4 B_e^{1.2}, \quad (0.20)$$

где  $H_{\max}$  — амплитуда напряженности поля.

При синусоидальном изменении потока

$$H_{\max} = \sqrt{2} H_e.$$

Глубина проникновения  $a$ , рассчитанная по формуле (0.19), в  $\frac{3}{\sqrt{2}} = 2.12$  раз больше, чем рассчитанная для случая  $\mu = \text{const}$ .

Кажущееся сопротивление массивной части ротора при синусоидально изменяющемся потоке может быть в комплексной форме вычислено по формуле

$$z_{\text{Fe}} \approx (2.5 + j1.5) \frac{L}{b} \sqrt{\mu_e f_r \rho} = R + jx, \text{ ом}, \quad (0.21)$$

где  $L$  — длина пути тока (примерно равная длине массивного ротора),  $m$ ;  $b$  — периметр сечения массива,  $m$ .

Элемент периметра сечения  $b$  для явнополюсного ротора с полюсным делением  $\tau$  (м), соответствующий приращению центрального угла  $d\gamma$  (эл. рад.), при числе пар полюсов  $p$  равен

$$db = \frac{\tau}{\pi} d\gamma. \quad (0.22)$$

Для элемента магнитного потока, входящего в массивный полюс явнополюсной машины по продольной оси, при отсчете угла  $\gamma$  от оси полюса при синусоидальном распределении индукции в зазоре  $B_\delta$  под полюсом имеем

$$d\Phi = B_\delta L \frac{\tau d\gamma}{\pi} = B_{\delta \max} \cos \gamma L \frac{\tau}{\pi} d\gamma. \quad (0.23)$$

Магнитный поток, входящий в массив на участке, соответствующем углу  $\gamma$  (по одну сторону от оси  $\gamma = 0$ ), равен

$$\Phi = LB_{\delta \max} \frac{\tau \sin \gamma}{\pi}, \text{ вб.} \quad (0.24)$$

На краю полюсного башмака поток, входящий в массивный полюс, достигает значения

$$\Phi_{\max} = LB_{\delta \max} \frac{\tau}{\pi} \sin \alpha \frac{\pi}{2}, \text{ вб,} \quad (0.25)$$

где  $\alpha$  — коэффициент полюсной дуги.

Магнитная индукция в массиве полюсного башмака в сечении, соответствующем углу  $0 \div \gamma$ , равна

$$B_e = \frac{\Phi}{La} = B_{\delta \max} \frac{\tau}{\pi a} \sin \gamma = 2.5 B_{\delta \max} \frac{\tau}{\pi} \sqrt{\frac{B_e f_r}{H_e \rho}} \sin \gamma, \text{ тл,} \quad (0.26)$$

откуда

$$\sqrt{B_e H_e} = 2.5 B_{\delta \max} \frac{\tau}{\pi} \sqrt{\frac{f_r}{\rho}} \sin \gamma. \quad (0.27)$$

Потери в роторе, вызванные переменным полем по оси  $d$ , соответствующие элементу периметра сечения массива, равны

$$dP = I^2 dR = (H_e db)^2 \left[ 2.5 \frac{L}{db} \sqrt{\mu_e f_r \rho} \right] = 2.5 L H_e \sqrt{B_e H_e f_r \rho} \frac{\tau}{\pi} d\gamma, \text{ вт.} \quad (0.28)$$

Величина  $H_e \sqrt{B_e H_e}$  при гармоническом изменении поля с учетом закона кривой намагничивания (0.20) приближенно равна

$$H_e \sqrt{B_e H_e} \approx 18 \left( B_{\delta \max} \frac{\tau}{\pi} \right)^3 \left( \frac{f_r}{\rho} \right)^{3/2} \sin^3 \gamma. \quad (0.29)$$



Формула (0.28) с учетом (0.29) будет иметь вид

$$dP_d = 0.47f_r^2 \frac{B_{\delta \max}^3}{\rho} L\tau^4 \sin^3 \gamma d\gamma, \text{ вт.}$$

Потери в роторе на  $2p$  полюсных дугах ( $2\gamma=2\pi$ ) в явнополюсной машине, вызванные переменным полем по оси  $d$ , будут равны [0-23]

$$P_d = 0.62pf_r^2 \frac{B_{\delta \max}^3}{\rho} L\tau^4 \left[ 2 - \cos \frac{\alpha\pi}{2} \left( 2 + \sin \frac{2\alpha\pi}{2} \right) \right], \text{ вт.} \quad (0.30)$$

Изложенное дает представление о методах анализа электромагнитных процессов, связанных с наличием ферромагнитных элементов в роторе синхронной машины.

## § 5. Частотные характеристики синхронных машин и их связь с переходными процессами

Современные методы анализа дают возможность сравнительно просто рассматривать переходные процессы с учетом многих контуров в роторе с помощью частотного метода, основанного на свойствах интеграла Фурье и преобразования Лапласа.

Пусть имеется частотная характеристика для установившегося тока системы в функции частоты  $s$  питающего напряжения неизменной единичной амплитуды. Системе соответствует эквивалентная схема для операторной реактивности  $x(p)$ .

Частотная характеристика выражается зависимостью  $\frac{1}{x(js)}$ .

Тогда ток  $i(t)$  в системе при включении ее на единичное постоянное напряжение будет равен

$$i(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{\varepsilon^{jst}}{sx(js)} ds. \quad (0.31)$$

Таким образом, определив из эквивалентных схем (рис. 0-1, 2, 3) их частотные характеристики  $\frac{1}{x(js)}$  и заменив комплекс  $js$  на оператор дифференцирования  $p$ , можно определить переходную функцию схемы при включении на постоянное единичное напряжение

$$i(t) = \frac{1}{x(p)}.$$

В настоящее время разработано несколько методов точного и приближенного определения переходных функций по известной частотной характеристике. Ниже при анализе конкретных переходных и аномальных режимов некоторые из них будут рассмотрены.

Разработаны также методы опытного определения характеристик по переходным процессам в машине, в том числе на неподвижной машине [0-3].

# АСИНХРОННЫЕ РЕЖИМЫ СИНХРОННЫХ МАШИН

## ГЛАВА 1

### УСТАНОВИВШИЕСЯ АСИНХРОННЫЕ РЕЖИМЫ ТУРБОГЕНЕРАТОРОВ

#### § 1. Основные характеристики асинхронного режима турбогенераторов

В эксплуатации турбогенераторов асинхронный режим возникает главным образом после отключения возбуждения, которое может произойти либо в результате аварии системы возбуждения, либо при переключении с одной системы возбуждения на другую (например, с основной системы на резервную). Аварии систем возбуждения составляют заметный процент среди общего числа аварий, поэтому вопрос о режиме, наступающем после потери возбуждения, всегда представлял практический интерес.

При переходе в асинхронный режим генератор начинает потреблять из сети значительную реактивную мощность, что обычно сопровождается понижением напряжения на зажимах генератора. При этом отдаваемую им активную мощность необходимо уменьшить по сравнению с номинальной.

Режим такого рода является сравнительно редким для каждой машины, однако в масштабе крупной энергосистемы вероятность его появления повышается. Так, в течение трех лет (1963—1965 гг.) в энергосистемах СССР были отмечены [1-1] 50 случаев потери возбуждения на турбогенераторах мощностью до 100 Мвт включительно. В 25 случаях переход от асинхронного режима к синхронному путем ресинхронизации был осуществлен после восстановления возбуждения и в 25 случаях генератор отключался после кратковременной работы в асинхронном режиме длительностью от долей минуты до 30 мин.

При продолжительности работы в асинхронном режиме более 1.5—2 мин. активная нагрузка генераторов составляла от 0.4 до 0.9 (в среднем 0.6) от номинальной активной мощности. По сравнению с мощностью генераторов в синхронном режиме, предшествовавшем потере возбуждения, средняя нагрузка в асинхронном режиме составляла 78% от номинальной.

## Асинхронные режимы турбогенераторов

Тип генератора (страна)	Номинальная мощность, Мвт	Состояние обмотки ротора	Активная мощность в асинхронном режиме		Ток статора, д. е.	Среднее скольжение, %	Снижение напряжения статора, %
			Мвт	% от ном.			
ТВВ-300-2	300	гс	153	51	0.88	0.263	—
					1.17		
ТВВ-200-2	200	гс	150	75	1.1	0.65	—
			120	60	0.8		
ТВ2-150-2	150	гс	62	41.4	—	0.116	—
			65	43.4			
Франция	125	Замкнута накоротко	111	89	0.815	0.11	—
					134		
То же	125	р	73	57	0.78	0.18	—
« «	100	р	93.8	93.8	1.3	0.42	41.0
ТВ2-100-2	100	гс	90	90	1.31	0.5	27.5
ТВ2-100-2	100	р	85	85	1.38	0.9	28.0
ТВ2-100-2	100	гс	83.5	83.5	1.29	0.2	14.0
ТВ-50-2	50	гс	50.1	100.2	1.5	0.4	15.7
ТВ-50-2	50	р	50.7	101.4	1.5	0.5	16.0
ТВ-50-2	50	гс	45	90	1.33	0.33	19.0
ТВ-50-2	50	р	45	90	1.30	0.37	18.0
ТВ-50-2	50	гс	46.8	93.8	1.42	0.48	17.0
ТВ-50-2	50	р	48.4	97.0	1.38	0.5	17.0
ТВ-50-2	50	гс	33.0	66	1.1	0.22	20.5
ТВ-50-2	50	р	33.2	66.5	1.16	0.3	20.0
ТВ2-30-2	30	гс	30	100	1.67	0.9	25.7
ТВ-30-2	30	р	24.7	82.5	2.5	1.0	40.9
ТВ-30-2	30	гс	23.7	79.0	1.26	0.4	21.0
ТВ-30-2	30	р	23.9	79.8	1.32	0.7	22.4
ТВС-30	30	гс	30	100	1.67	0.9	25.7
ТВС-30	30	р	24.7	82.5	2.5	1.0	40.9
ТВО-30	30	гс	30	100	1.0	0.35	—
			30	100	1.0	0.35	
ТВ-50-2	50	гс	50	100	1.2	0.2	—
			41	82	1.0	0.16	
Англия	60	гс	60	100	1.6	0.548	0.29
Венгрия	25	гс	22.5	90	1.62	0.5	8.0
Т2-25-2	25	гс	25.0	100	1.2	0.28	—
			20.0	80	1.0	0.23	
—	17.5	гс	17.5	100	1.4	0.24	—
			12.35	70.6	1.0	0.14	

Таблица 1-1 (продолжение)

Тип генератора (страна)	Номинальная мощность, Мвт	Состояние обмотки ротора	Активная мощность в асинхронном режиме		Ток статора, д. е.	Среднее скольжение, %	Снижение напряжения статора, %
			Мвт	% от ном.			
Чехословакия	12	гс	10.5	87.6	1.35	0.256	9.0
T2-6-2	6	гс	4.325	72.0	1.31	0.37	6.5
T2-6-2	6	р	4.3	72.7	1.32	0.417	5.0
			5.0				
T2-6-2	6	гс	4.06	68.0	1.35	0.333	17.0
T2-6-2	6	р	4.24	70.7	1.33	0.4	16.5
T $\frac{2110}{70}$	1	гс	1.0	100	1.9	0.54	—
			0.56	56	1.0	0.31	
T $\frac{2120}{80}$	5	гс	5.0	100	1.4	0.66	—
			3.6	72	1.0	0.48	

Примечание. гс — замкнута на гасительное сопротивление; р — разомкнута.

Причины потери возбуждения распределяются следующим образом (в %):

потеря возбуждения возбудителя	18,
повреждения в цепи ротора	18,
повреждение возбудителя	16,
разрыв муфты возбудителя	12,
случайные отключения АГП	14,
прочие причины	22.

С целью выяснения влияния асинхронного режима на генератор и на энергосистему проводятся исследования асинхронных режимов, вызываемых искусственно. Характерные данные асинхронных режимов турбогенераторов, приведены в табл. 1-1, из которой видно, что турбогенераторы имеют жесткую асинхронную характеристику и сравнительно небольшие скольжения при активной нагрузке порядка 0.4—0.8 от номинальной.

## § 2. Факторы, ограничивающие длительность работы и мощность при асинхронном режиме

Асинхронный режим ограничивается следующими факторами: повышение тока статора за счет существенного возрастания реактивной составляющей;

потери от вихревых токов в бочке ротора;

увеличенные потери в торцевых частях статора, недостаток реактивной мощности в системе и понижение напряжения на зажимах генератора.

Для турбогенераторов малой и средней мощности (до 100 Мвт) наибольшее значение имел обычно первый фактор. Практикой эксплуатации было установлено ограничение допустимого тока статора в асинхронном режиме. Потери в роторе при асинхронном режиме в целом обычно меньше, чем в синхронном режиме. Однако система непосредственного охлаждения обмоток ротора, эффективная в синхронном режиме, может оказаться неэффективной для асинхронного режима, так как основное выделение тепла в этом случае наблюдается в элементах ротора, не имеющих непосредственного охлаждения. Выделение потерь неравномерно, т. е. могут иметь место повышенные местные нагревы.

Одно из основных опасений в машинах с непосредственным охлаждением обмотки ротора вызывает нагрев в местах перехода вихревых токов, замыкающихся по торцу бочки ротора, через контактные поверхности в пазовых клиньях и бандажном кольце (рис. 1-4). Это может привести к местным нагревам и повреждениям краевых пазовых клиньев и носика бандажного кольца.

Другая опасность связана с образованием разности температур нагрева массивной бочки ротора и сравнительно тонкого носика бандажа. При существующих возможностях металлургии, определяющих уровень механической прочности бандажа, и качестве обработки поверхностей посадки бандажа на бочку ротора, которое определяет соответствующие допуски на посадку, разъединительная скорость бандажа довольно близка к испытательной разгонной, т. е. к 1.2 от номинальной (3600 об./мин.). Небольшая разность температур снижает эту разъединительную скорость при температуре носика бандажа, больше температуры бочки ротора, поскольку разность температур в  $20^{\circ}\text{C}$  приводит к ослаблению посадки примерно на 0.25 мм.

Вследствие неизбежных допусков на механическую обработку посадка бандажа на бочку ротора не является равномерной, поэтому разъединение на отдельных участках цилиндрической поверхности посадки бандажа на бочку ротора может наступать на вращающемся с номинальной скоростью роторе при сравнительно малой разности температур нагрева бочки ротора и носика бандажа. В местах разъединения могут возникать местные поджоги, характерные для прохождения больших токов в местах с пло-

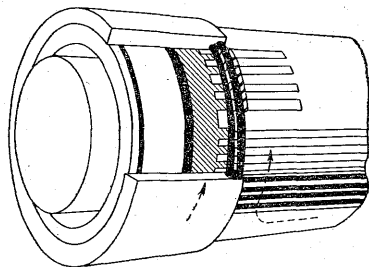


Рис. 1-4. Распределение токов в торцевой части при асинхронном режиме.

хими контактами. Образование плохих контактов из-за неидеальной цилиндричности посадки в сочетании с разным тепловым расширением банджа и бочки ротора увеличивает опасность повышенного старения носика банджа высокоиспользованных турбогенераторов в асинхронных режимах. Даже при отсутствии разности температур, общее повышение температуры в районе посадки банджа, которое может иметь место в асинхронном режиме, приводит к ослаблению посадки роторного банджа и соответственному снижению разъединительной скорости. Дело в том, что коэффициент линейного расширения материала роторного банджа примерно в полтора раза больше, чем коэффициент линейного расширения материала бочки ротора. Разность линейных расширений составляет порядка 0.1 мм на диаметр в 1 м при дополнительном нагреве тела ротора и банджа на 20° С. При этом следует учесть, что в асинхронном режиме скорость ротора турбогенератора несколько больше номинальной и для двухполюсных турбогенераторов составляет до 3030 об./мин. (при номинальной частоте 50 гц) и более, особенно если асинхронный режим ведется при разомкнутой обмотке возбуждения (см. табл. 1-1). Это также приводит к снижению запаса по разъединительной скорости для посадки роторного банджа в асинхронном режиме.

Серьезной опасностью является повышенный нагрев крайних пазовых клиньев ротора турбогенератора в асинхронном режиме вследствие недостаточного определенного контактного сопротивления на пути перехода тока из клина в зубец бочки ротора.

По этим причинам большинство ведущих зарубежных электромашиностроительных фирм не допускает работы крупных турбогенераторов в асинхронном режиме, предусматривая устройства защиты, отключающие генератор от сети при потере возбуждения почти без выдержки времени. Фирмы считают, что кратковременная работа в асинхронном режиме приводит к повышенному старению машины и нерациональна для энергосистемы, поскольку при потере возбуждения и переходе на работу в асинхронном режиме в энергосистеме образуется обычно недопустимый дефицит реактивной мощности.

Кроме того, возникают трудности автоматического снижения активной нагрузки, требуемого при переходе в асинхронный режим, если до перехода машина работала в режиме номинальной нагрузки. Очевидно, что сразу после выпадения из синхронизма с потерей возбуждения машина, работавшая в режиме нагрузки, будет ускоряться до тех пор, пока скольжение не будет соответствовать номинальной нагрузке. При этом результирующий ток статора существенно превысит номинальный за счет возрастания реактивной составляющей и посадки напряжения. Только по мере сравнительно медленного действия регулирования турбины активная нагрузка и скольжение будут уменьшаться до предельно допустимых. Поскольку речь идет о больших изменениях электро-

магнитного вращающего момента при незначительных изменениях скольжения, возможны сравнительно большие качания токов и электромагнитного вращающего момента при реальных характеристиках регулирования первичного двигателя турбины.

Применение демпферной системы в торцовых зонах ротора существенно снижает опасность повышенных местных нагревов в местах контактных переходов тока из пазовых клиньев в тело ротора и в местах посадки бандажа. Следует, однако, учесть, что ток в роторе, являясь отражением тока статора, «стремится» протекать возможно ближе к статору с минимальным рассеянием создаваемого магнитного поля. Поэтому далеко не весь роторный ток будет протекать в торцах по медным демпферным полосам, расположенным под пазовыми клиньями, несмотря на значительно лучшую удельную электрическую проводимость меди по сравнению с удельной электрической проводимостью материала клина. При наличии медной демпферной системы существенная часть тока будет протекать по роторным клиньям. Ток в демпферных стержнях в районе их расположения под роторным бандажом по той же причине будет стремиться перетечь в роторный бандаж, расположенный к статору ближе, чем короткозамыкающее медное кольцо демпферной системы, несмотря на большое удельное сопротивление материала бандажа по сравнению с удельным сопротивлением медной демпферной системы.

Для уменьшения скольжения ротора в асинхронном режиме при заданной активной мощности желательно, чтобы обмотка возбуждения в этом режиме была короткозамкнутая. Электромагнитная постоянная времени обмотки возбуждения при замкнутой обмотке статора  $T'_a$  значительно больше, чем электромагнитная постоянная демпферной обмотки  $T''_a$ .

Критическое скольжение в асинхронном режиме, а следовательно, крутизна зависимости электромагнитного вращающего момента от скольжения обратно пропорциональны величине электромагнитной постоянной обмотки ротора при замкнутой накоротко обмотке статора. Практически оказывается затруднительным замыкать обмотку возбуждения турбогенератора накоротко.

Приходится либо размыкать обмотку возбуждения для этого режима, либо оставлять ее замкнутой на гасительное сопротивление. Если оставить обмотку возбуждения включенной на гасительное сопротивление, необходимо убедиться в том, что это сопротивление не перегреется в асинхронном режиме, поскольку оно обычно рассчитывается в тепловом отношении только на кратковременный режим гашения поля. Ток в гасительном сопротивлении может быть сравнительно большим при относительно малой кратности гасительного сопротивления по отношению к омическому сопротивлению обмотки возбуждения.

Дополнительные трудности в асинхронном режиме создает система возбуждения, если она содержит выпрямительные устрой-

ства. Схема ее бывает такова, что при потере возбуждения цепь обмотки возбуждения оказывается практически разомкнутой. В этом случае, помимо повышения местных нагревов в роторе, возникает опасность образования повышенных напряжений на обмотке возбуждения в асинхронном режиме. Требуется принятие специальных мер для предотвращения перенапряжений и чрезмерного повышения скольжения.

### § 3. Повышение надежности работы машины в асинхронном режиме

Несмотря на отмеченные трудности, опыт энергосистем Советского Союза подтверждает целесообразность в ряде аварийных случаев применения для турбогенераторов малой и средней мощности (до 100 Мвт) сравнительно длительных (до 30 мин.) асинхронных режимов с активной нагрузкой порядка половины от номинальной.

Отечественные заводы обеспечивают ряд конструктивных мероприятий для повышения надежности работы машины в асинхронных режимах. Завод «Электротяжмаш» выпускает турбогенераторы с большой поверхностью посадки бандажа на бочку ротора. Заводом «Электросила» до последнего времени применяется для ряда турбогенераторов конструкция с посадкой бандажного кольца на бочку ротора через электроизолирующее кольцо.

Вопрос о нагреве торцовых зон элементов ротора еще более существенен для обеспечения надежной работы машины при неизбежных в эксплуатации кратковременных и длительных несимметричных режимах (см. гл. 4). Поэтому принят ряд мер по повышению надежности торцовых зон роторов в современных крупных турбогенераторах. К этим мероприятиям относится, в частности, установка демпферной системы с высокой электропроводностью в пазах ротора, с замыканием пазовых демпферных полос в лобовой части под роторным бандажом с помощью различных конструктивных (в основном медных) элементов.

Демпферные системы применяет швейцарская фирма «Броун Бовери», американская фирма «Дженерал электрик», завод «Электросила» в турбогенераторах мощностью 500 Мвт и др. Большинство фирм уделяет большое внимание надежности контакта посадки бандажа на бочку ротора, с этой целью производят серебрение поверхности посадки бандажа. В ряде конструкций предусмотрено торцовое прижатие бандажа с помощью специальной гайки, фиксации положения бандажа с помощью специальной шпонки и др. Крайние пазовые клинья изготавливаются в ряде случаев вместо дюралюминия, имеющего сравнительно низкую тепловую прочность порядка 200° С, из немагнитной стали (фирма «Джи») или из бронзы (завод «Электросила»). Все это повышает надежность работы и снижает опасность повышенного старения



высокоиспользованных турбогенераторов в асинхронных режимах, тем не менее общее высокое электромагнитное использование мощных турбогенераторов с непосредственным охлаждением обмоток статора и ротора заставляет относиться с осторожностью к установлению допустимых асинхронных режимов как по допустимой активной величине нагрузки, так и по допустимой длительности асинхронных режимов. Это связано не только с местными нагревами в торцовых зонах ротора, но и с опасностью повышенных местных нагревов в торцовых зонах статора. Режим недовозбуждения, имеющий место при асинхронной работе, связан с опасностью более глубокого осевого проникновения потоков рассеяния лобовых частей обмотки статора в листовую сталь сердечника статора с торцов. Такое явление часто связано с образованием повышенных местных нагревов в торцовых зубцовых зонах сердечника статора. Измерение температуры крайних пакетов активной стали статора показало, что их нагрев в асинхронном режиме существенно зависит от величины активной нагрузки. При нагрузке, составляющей 40% от номинальной, температура крайних пакетов достигает 130° С примерно за 15 мин. от начала асинхронного режима. При этом наибольшая температура наблюдается в средней части по высоте зубцов и в подпазовой зоне. В высокоиспользованных турбогенераторах с целью снижения этих нагревов делают прорези в зубцах статора, в крайних пакетах сердечника статора применяются специальные электромагнитные экраны и т. д. Тем не менее этих мер может оказаться недостаточно для обеспечения надежной работы мощной высокоиспользованной машины в режиме недовозбуждения и, в частности, в асинхронном режиме. Поэтому требуются дальнейшие экспериментальные и расчетные исследования для установления допустимых эксплуатационных режимов крупных турбогенераторов.

Для турбогенераторов мощностью 165—300 Мвт с непосредственным газовым или жидкостным охлаждением обмоток статора и ротора допускается работа в асинхронном режиме без возбуждения в течение 15 мин. с активной нагрузкой до 40% от номинальной и с током статора 110% от номинального.

#### § 4. Расчет параметров асинхронного режима

Реальный режим турбогенератора в системе, не являющейся бесконечно мощной сетью, определяется не только собственными частотными характеристиками машины, но и взаимодействием с системой через линию передачи. Если принять упрощенную схему работы генератора через линию на систему бесконечной мощности, заменив линию индуктивным сопротивлением  $x_e$ , то для определения основных параметров режима, пренебрегая изменением мощности турбины и активным сопротивлением линии, можно со-

ставить [1-6] систему уравнений (отн. ед.) для установившегося асинхронного режима:

$$\left. \begin{aligned} P &= e^2 f(s), \\ Q &= e^2 F(s), \\ e_s^2 &= \left( e - \frac{Qx_e}{e} \right)^2 + \left( \frac{Px_e}{e} \right)^2, \end{aligned} \right\} \quad (1.1)$$

где  $e$  — напряжение генератора;  $e_s$  — напряжение системы.

Функции  $f(s)$  и  $F(s)$  могут быть определены с помощью «токовых» диаграмм или схем замещения.

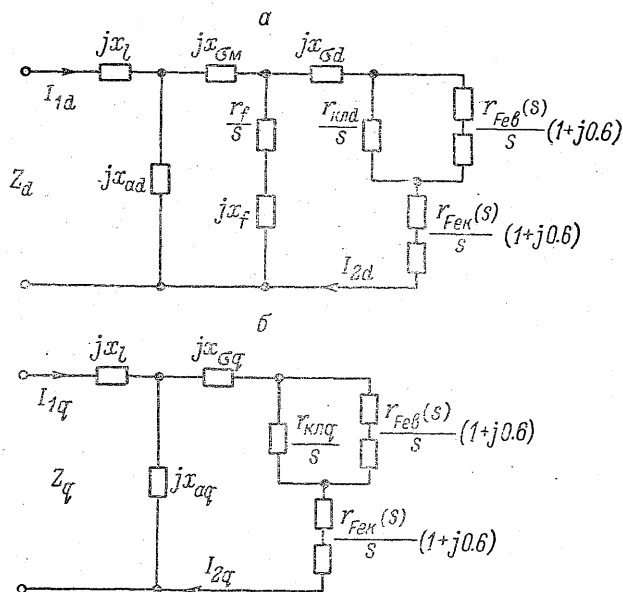


Рис. 1-2. Упрощенные схемы замещения для расчета асинхронного режима неявнополюсной машины.

а — по оси  $d$ ; б — по оси  $q$ .

Неизвестными в системе (1.1) являются обычно реактивная мощность  $Q$ , напряжение генератора  $e$  в начале линии, скольжение  $s$ . Активная мощность  $P$  принимается ориентировочно равной мощности предшествовавшего синхронного режима либо изменяется по заранее установленному закону разгрузки турбины. Напряжение в системе (на конце линии)  $e_s$ , обычно принимается неизменным. Известна должна быть также величина  $x_e$ . Система уравнений решается методом последовательных приближений либо на ЦВМ методом последовательных интервалов. Указанная си-

стема уравнений может быть использована и для случая, когда  $e$  и  $x_e$  заданы, а требуется определить другие неизвестные величины.

Схемы замещения для расчета параметров асинхронного режима. Сложная конструкция ротора турбогенератора приводит к значительному усложнению схемы замещения в асинхронном режиме по сравнению со схемой обычной асинхронной машины или обычной схемой замещения синхронной машины, на основании которой строится система уравнений Парка—Горева с двумя контурами в роторе по продольной оси и с одним — по поперечной.

Основными особенностями эквивалентной схемы турбогенератора являются:

сложная зависимость эквивалентного сопротивления, заменяющего массивный ротор от частоты, причем и активная, и индуктивная составляющие этого сопротивления зависят от частоты; зависимость этого эквивалентного сопротивления также от величины протекающего по нему тока, т. е. от величины линейной нагрузки вихревых токов в массиве;

большое число элементов схемы.

Рассмотрим эти особенности на примере одной из наиболее полных схем замещения турбогенератора [1-7, 4-8]. Хотя задача расчета токов и мощностей в асинхронном режиме является нелинейной, так как часть эквивалентных сопротивлений зависит от тока, на практике пользуются схемами замещения по каждой оси в отдельности, усредняя затем результаты.

Параметры эквивалентной схемы (в отн. ед.). В схемах (рис. 1-2) реактивные сопротивления  $x_l$ ,  $x_{ad}$ ,  $x_{aq}$ ,  $x_f$  определяются по известным формулам [1-7].

Активное сопротивление обмотки возбуждения

$$r_f = \frac{3pk_{w1}}{l} \left( \frac{1}{k_{w2}} \right)^2 \frac{A}{B_\delta} \left[ \frac{l_{w2}}{2\Sigma q_2} \right]. \quad (1.2)$$

Сопротивления роторных клиньев по продольной и поперечной осям

$$\left. \begin{aligned} r_{клд} &= \frac{2.66Ak_b l}{f\Phi 10^4 q_b z_b}, \\ r_{клq} &= \frac{3.55Ak_b l}{f\Phi 10^4 q_b z_b}, \end{aligned} \right\} \quad (1.3)$$

активное сопротивление массива

$$r_{Feb} = \frac{3.55A}{f\Phi 10^4} \left( \frac{2k_{Fe} l}{\Delta \pi D_2} \right), \quad (1.4)$$

где

$$\Delta = \left( \frac{AS_2}{100} \right)^{0.55} \frac{1}{\sqrt{f_s}}. \quad (1.4a)$$

Сопротивление торцевой части роторных контуров в стали

$$r_{\text{Fe}k} = \frac{3.55A}{7\Phi 10^4} k_{\text{Fe}} \frac{0.6D_2}{4pR_{2n}\Delta}. \quad (1.5)$$

В формулах (1.2) ÷ (1.5) приняты следующие обозначения:  
 $\Sigma q_2$  — полное сечение меди всех пазов ротора, см<sup>2</sup>;

$$A = \frac{1.06i_n w k_{w1}}{p}, \text{ а}; \quad (1.6)$$

- $l_{w2}$  — средняя длина витка обмотки ротора, см;
- $k_b, k_{\text{Fe}}$  — отношение удельного сопротивления, соответственно, материала клина и стали к удельному сопротивлению меди;
- $z_b$  — число клиньев на полюс;
- $q_b$  — сечение клина, см<sup>2</sup>;
- $\Phi$  — первая гармоническая магнитного потока в зазоре в режиме холостого хода при номинальном напряжении, вб · 10<sup>-8</sup>;
- $\Delta$  — глубина проникновения, см;
- $AS_2$  — линейная нагрузка вихревых токов, распределенных в массиве ротора, а/см (см. ниже численный пример);
- $k_{w2}$  — обмоточный коэффициент обмотки ротора;
- $D_2$  — диаметр бочки ротора, см;
- $l$  — длина активной части машины; см;
- $B_\delta$  — индукция в зазоре; гс;
- $i_n$  — номинальный ток статора;
- $AS_2$  — линейная нагрузка вихревых токов в массиве ротора, а/см;
- $R_{2n}$  — радиус окружности по дну пазов ротора, см.

Величина  $AS_2$  определяется с помощью соотношения

$$AS_2 = AS \frac{i_{2\text{Fe}}}{i_n}.$$

Ток  $i_{2\text{Fe}}$  протекает в той ветви схемы замещения, для которой определяется эквивалентное сопротивление. Естественно, что определение  $AS_2$  и  $\Delta$  возможно только путем применения метода последовательных приближений.

Сопротивления рассеяния роторных токов в стали, не связанные с поверхностным эффектом [1-9]:  $x_{sd}$  — собственное сопротивление рассеяния массива по продольной оси;  $x_{sm}$  — сопротивление взаимной индукции массива и обмотки возбуждения;  $x_{sq}$  — общее сопротивление рассеяния по поперечной оси.

Расчет величин  $x_{sd}$ ,  $x_{sm}$  и  $x_{sq}$  представляет значительные затруднения ввиду сложного характера поля рассеяния. Однако эти сопротивления могут быть найдены с известным приближением, если опытным путем можно определить величины  $x_{d(s=1)}$  и  $x_{q(s=1)}$ , соответствующие скольжению  $s=1$  (например, по методу питания двух фаз неподвижной машины переменным током). Тогда сопро-

тивления  $x_{sd}$ ,  $x_{sq}$  и  $x_{sm}$  могут быть подобраны таким образом, чтобы по схеме замещения (рис. 1-2) при  $s=1$  получались те же суммарные реактивные сопротивления, что и по опытным данным.

При этом можно принять

$$x_{sm} + x_{sd} \approx x_{sq}. \quad (1.7)$$

В практике часто принимают  $x_{sd}=0.03$ ;  $x_{sm}=0.05$ .

Ввиду малости активного сопротивления статора электромагнитный момент и мощность можно без большой погрешности вычислять по среднему току (полусумме токов по осям  $d$  и  $q$ ).

Уточненный расчет момента и тока может быть произведен с учетом мдс обратного вращения на роторе.

Если принять

$$\left. \begin{aligned} i_1 &= \frac{1}{2} (i_d + j i_q), \\ i_2 &= \frac{1}{2} (i_d - j i_q), \end{aligned} \right\} \quad (1.7a)$$

где  $i_1$ ,  $i_2$  — токи статора, соответствующие мдс прямого и обратного вращения на роторе, то для момента может быть записано выражение

$$M = \frac{\operatorname{Re}(i_f) + r |i_1|^2 + \frac{r}{1-2s} |i_2|^2}{\cos \varphi_N}. \quad (1.7b)$$

Формула (1.7b) учитывает влияние активного сопротивления обмотки статора  $r$ .

Рассмотренная схема замещения является наиболее детализированной. В других методах чисто аналитического расчета параметров и токов (например, [1-13]) обычно делается предположение о постоянстве магнитной проницаемости, причем принимается  $\mu = (50 \div 100) \mu_0$ .

**Численный пример расчета.** Произведем расчет асинхронной характеристики турбогенератора типа ТВВ-200-2 методом последовательных приближений.

**Исходные данные:**  $P=200$  Мвт,  $i_\phi=8625$  а,  $e_n=15750$ в,  $n=3000$  об./мин. Значения параметров в д. е.  $x_{ad}=1.675$ ,  $x_l=0.165$ ,  $x_f=0.115$ ,  $AS_n=1310$  а/см. Обмотка возбуждения замкнута накоротко.

По опытным данным,  $x'_d=0.255$ ,  $x'_q=0.32$ .

В результате расчетов получено по (1.2)  $r_f=11.5 \cdot 10^{-4}$ ; по (1.3)

$$r_{кл d} = 0.0182, r_{кл q} = 0.0244; \text{ по (1.4), (1.5) } r_{Feb} = \frac{3.36 \cdot 10^{-2}}{\Delta}, r_{Fek} = \frac{5.65 \cdot 10^{-3}}{\Delta}.$$

Принимаем значения  $x_{sd}$ ,  $x_{sq}$ ,  $x_{sm}$ , указанные выше.

Произведем расчет тока статора при скольжении ротора  $s=0.003$ .

Поскольку величина линейной нагрузки в массиве  $AS_2$  вначале неизвестна, примем ее равной номинальной линейной нагрузке генератора с последующим уточнением путем последовательных приближений.

Используя формулы (1.4), (1.4а), (1.5), получим  $\Delta = 10.7$  см;  $\frac{r_{Feb}}{s} = 1.05$ ;

$\frac{r_{Fek}}{s} = 0.174$ . Подставив эти значения сопротивлений, а также величины  $r_{ккq}$ ,  $x_{σq}$  в схему (рис. 1-2), получим для оси  $q$  в первом приближении  $i_{1q} = 0.45 - j0.94$ ;  $i_{2q} = 0.446 - j0.435$ ;  $|i_{2q}| = 0.66$ .

Линейная нагрузка ротора, соответствующая этому току:

$$AS_{2q} = AS_{и} \frac{i_{2q}}{i_{\phi}} = 1310 \frac{0.66}{1} = 880 \frac{\text{а}}{\text{см}}.$$

Глубина проникновения во втором приближении равна  $\Delta' = 8.5$  см.

Произведя новый расчет сопротивлений  $r_{Feb}$ ,  $r_{Fek}$  и токов по схеме замещения, получим ток статора во втором приближении  $i_{1q} = 0.4 - j0.84$ .

Для оси  $d$  в первом приближении примем такие же значения сопротивлений, что и для оси  $q$ :  $\frac{r_{Feb}}{s} = 1.05$ ;  $\frac{r_{Fek}}{s} = 1.074$ .

Расчет по схеме (рис. 1-2, а) дает для первого приближения по оси  $d$   $i_{1d} = 1.4 - j1.96$ ;  $i_{2d} = 0.234 - j0.465$ ;  $|i_{2d}| = 0.52$ ;  $AS_{2d} = 700 \text{ а/см}$ .

Глубина проникновения во втором приближении равна  $\Delta' = 7.5$  см.

После нового расчета во втором приближении получаем при скольжении  $s = 0.003$  ток статора  $i_{1d} = 1.435 - j1.845$ .

Аналогично производится определение точек расчетной характеристики для других значений скольжения ротора. Заметим, что расчет был произведен в предположении, что напряжение на зажимах генератора равно номинальному. На практике обычно наблюдается посадка напряжения (см. табл. 1-1).

## § 5. Расчет характеристик асинхронного режима по упрощенным схемам

Рассмотренная выше схема замещения, несмотря на сравнительную сложность, не полностью отражает комплекс электромагнитных связей в турбогенераторе. Дальнейшая детализация схемы привела бы к значительным трудностям при расчете. К тому же для надлежащего учета ряда факторов при усложнении схемы потребовался бы большой объем дополнительных исследований. Поэтому получили распространение методы, основанные на использовании общепринятых упрощенных схем теории электрических машин в сочетании с эмпирическими зависимостями, как прямыми, так и косвенными.

В качестве примера рассмотрим метод расчета асинхронной характеристики, предложенный И. А. Сыромятниковым [0-16].

Изменение кратности среднего асинхронного момента в зависимости от скольжения  $s$  может быть определено путем развития формулы, известной по теории асинхронных машин:

$$M = c^2 \frac{2M_{\max}}{\frac{s_K}{s} + \frac{s}{s_K}}, \text{ д. е.} \quad (1.8)$$

Здесь  $e$  — фазное напряжение;  $M_{\max}$  — максимальный асинхронный момент, д. е.;  $s_k$  — критическое скольжение.

Для малых скольжений применительно к турбогенераторам эта формула может быть преобразована.

При разомкнутой обмотке возбуждения она примет вид

$$M = \frac{3e^2}{2P_n x_{ks}} \frac{2}{\frac{r_{rq}}{x_{ks}s} + \frac{s x_{ks}}{r_{rq}}} \approx \frac{3e^2}{P_n x'_d} \frac{1}{\frac{r_{rq}}{x'_d s} + \frac{s x'_d}{r_{rq}}}. \quad (1.9)$$

При замкнутой обмотке возбуждения

$$M = \frac{3e^2}{2P_n x'_d} \left[ \frac{1}{\frac{s x'_d}{r_{rq}} + \frac{r_{rq}}{s x'_d}} + \frac{1}{\frac{s x'_d}{r_d} + \frac{r_d}{s x'_d}} \right]. \quad (1.10)$$

В формулах (1.9), (1.10)  $x_{ks} = x_l + x_{rs}$ ;  $x_l$  — индуктивное сопротивление статорной обмотки;  $x_{rs}$  — приведенное реактивное рассеяния ротора для скольжения  $s$  при разомкнутой обмотке возбуждения. При малых скольжениях

$$x_{ks} \approx x'_d.$$

Приведенные активные сопротивления ротора

$$\left. \begin{aligned} r_{rq} &= r_{kd} = r_{kq} = (r_{r1} - r_{r0}) \sqrt{s} + r_{k0}, \\ r_{rd} &= \frac{r_{kd} r_f}{r_{kd} + r_f}, \\ r_f &= \frac{x_d}{2\pi f T_{d0}}, \end{aligned} \right\} (1.11)$$

где  $r_{r1}$ ,  $r_{r0}$  — приведенные к виткам статорной обмотки активные сопротивления ротора (в омах) при скольжении  $s=1$  и  $s=0$ ;  $x'_d$  — переходное индуктивное сопротивление.

Активное сопротивление  $r_{r1}$  определяется экспериментально по методу питания двух фаз.

При неподвижном роторе производятся опыты поочередного попарного питания фаз обмотки статора с замером тока, напряжения и активной мощности  $P_{ab}$ . Значение активного сопротивления при каждом сочетании (например,  $a$  и  $b$ ), отнесенное к одной фазе:

$$r_{ab} = \frac{P_{ab}}{3i_{ab}^2} - r, \quad (1.12)$$

где  $r = (2 \div 3) r_0$  — активное сопротивление фазовой обмотки статора;  $r_0$  — омическое сопротивление статорной обмотки.

Поскольку обычно  $r_{ab} \gg r$ , выбор коэффициента в пределах  $2 \div 3$ , связывающего  $r$  с  $r_0$  и учитывающего наличие добавочных

потерь в статоре, не вносит существенной погрешности в определяемую величину  $r_{ab}$ .

Среднее значение активного сопротивления может быть определено как

$$r_{cp} = \frac{r_{ab} + r_{bc} + r_{ca}}{3}, \quad (1.13)$$

практически

$$r_{r1} = r_{cp}. \quad (1.14)$$

Теперь требуется определить активное сопротивление ротора при синхронном ходе  $r_{r0}$ . Для этого необходимо произвести два опыта гашения поля при холостом ходе с различными сопротивлениями гашения поля  $r_{21}$  и  $r_{22}$  в цепи обмотки возбуждения.

Если соответствующие постоянные времени гашения поля оказались равными  $T_{21}$  и  $T_{22}$ , то поскольку речь идет об индуктивно связанных контурах, постоянные времени обмотки возбуждения  $T_f$  и успокоительных контуров  $T_{kd}$  связаны с ними соотношениями:

$$T_{21} = T_{kd} + T_f \frac{r_f}{r_f + r_{21}}, \quad (1.15)$$

$$T_{22} = T_{kd} + T_f \frac{r_f}{r_f + r_{22}}, \quad (1.16)$$

$$T_{kd} = T_{21} - (T_{21} - T_{22}) \frac{r_f + r_{22}}{r_{22} - r_{21}}, \quad (1.17)$$

$$T_f = \frac{(T_{21} - T_{22})(r_f + r_{21})(r_f + r_{22})}{r_f(r_{22} - r_{21})}. \quad (1.18)$$

Необходимо также иметь в виду, что

$$T_{kd} + T_f = T_{d0}, \quad (1.19)$$

где  $T_{d0}$  — постоянная времени переходного режима при разомкнутой обмотке статора.

Теперь имеется возможность найти приведенное активное сопротивление обмотки ротора

$$r_f = \frac{x_d}{2\pi f T_f}, \quad (1.20)$$

а также сопротивление массива при  $s=0$

$$r_{r0} = \frac{x_d}{2\pi f T_{kd}}. \quad (1.21)$$

Для нахождения реактивного сопротивления  $x'_d$  необходимо дополнительно произвести опыт гашения поля при трехфазном установившемся к.з. статора. Если постоянную времени



гашения поля при гасительном сопротивлении  $r_r$  обозначить  $T_{2кз}$ , то величину переходного сопротивления можно найти по формуле

$$x'_d = \frac{T_{2кз}}{T_{kd} + T_f \frac{r_f}{r_f + r_r}} \quad (1.22)$$

Определение остальных индуктивностей производится по общепринятым формулам. Таким образом, получаем все необходимые параметры для расчета асинхронного режима при малых скольжениях.

Н. А. Поляк предлагает несколько иной метод расчета асинхронных характеристик, основанный на использовании опытных значений параметров машины при неподвижном роторе и обобщенных данных непосредственного исследования асинхронных режимов [1-11].

Для подсчета обобщенных эквивалентных сопротивлений ротора, включая обмотку возбуждения, замкнутую на гасительное сопротивление, рекомендованы формулы (при скольжении  $s=1$ )

$$\left. \begin{aligned} r_{a(1)} &= c_{ar} F, \\ x_{a(1)} &= c_{ax} F, \end{aligned} \right\} \quad (1.23)$$

где

$$F = \frac{AS_n}{1000} \frac{8250}{B_s}$$

Величины  $c_{ar}$  и  $c_{ax}$  для диапазона мощностей 100—500 Мвт даны в табл. 1-2, которая составлена на основании обработки ре-

Таблица 1-2

Коэффициенты  $c_{ar}$  и  $c_{ax}$  для рассчитываемых сопротивлений

	Продольная ось при обмотке возбуждения					Поперечная ось		Средние величины по осям при разомкнутой обмотке возбуждения	
	замкнутой		разомкнутой			$r_{a(1)}$	$x_{a(1)}$		
Рассчитываемая величина	$r_{a(1)}$ при $F \leq 1$	$r_{a(1)}$ при $F \geq 1$	$x_{a(1)}$	$r_{a(1)}$	$x_{a(1)}$	$r_{a(1)}$	$x_{a(1)}$	$r_{a(1)}$	$x_{a(1)}$
Коэффициенты . . .	0.03	$\frac{0.01}{F} + 0.02$	0.05	0.095	0.055	0.075	0.085	0.088	0.072

зультатов непосредственного исследования асинхронных режимов турбогенераторов на местах установки.

Зависимость эквивалентных параметров от скольжения  $s$  имеет вид

$$\left. \begin{aligned} \frac{r_a(s)}{s} &= \frac{r_{a(1)} k \sqrt[3]{s}}{s}, \\ \frac{x_a(s)}{s} &= \frac{x_{a(1)} k \sqrt[3]{s}}{s}, \end{aligned} \right\} \quad (1.24)$$

где величину  $k$  рекомендуется брать по табл. 1-3, также составленной путем обработки опытных данных. Для сплошного цилиндра  $k=2$ .

Таблица 1-3

Значения показателя  $k$

$s$	Реальный ротор по осям		
	$d$		$q$
	обмотка возбуждения замкнута	обмотка возбуждения разомкнута	
2	2.50	3.00	3.50
1	2.50	3.00	3.50
0.02	2.50	3.00	3.50
0.01	2.50	3.00	3.50
0.007	2.45	2.95	3.45
0.005	2.40	2.90	3.40
0.003	2.30	2.70	3.10
0.002	2.20	2.50	2.80
0.001	2.10	2.30	2.50

Сложная зависимость параметров ротора от частоты по указанному методу объясняется как сложной структурой ротора, так и тем обстоятельством, что данный метод учитывает зависимость параметров от реального тока в асинхронном режиме косвенно, с помощью выбора коэффициентов  $c_{ar}, c_{ax}, k$ .

Численный пример расчета. Произведем расчет параметров асинхронного режима по данным § 4 настоящей главы.

$$\text{Величина } F = \frac{1310 \ 8250}{1000 \ 8120} = 1.33.$$

По табл. 1-2,

$$r_{a(1)} = \left( \frac{0.01}{1.33} + 0.02 \right) 1.33 = 0.036,$$

$$x_{a(1)} = 0.05 \cdot 1.33 = 0.065.$$

По табл. 1-3, параметры при  $s=0.003$  по оси  $d$  (обмотка возбуждения замкнута на гасительное сопротивление)

$$\frac{r_a(0.003)}{0.003} = \frac{0.036 \sqrt[3]{0.003}}{0.003} = 0.97,$$

$$\frac{x_a(0.003)}{0.003} = \frac{0.065 \sqrt[3]{0.003}}{0.003} = 1.74.$$

Еще один приближенный метод расчета асинхронных характеристик с использованием эмпирических коэффициентов приведен в [1-12].

## § 6. Токовые диаграммы и моментные характеристики асинхронного режима

Токовые диаграммы (частотные характеристики) в продольной и поперечной осях, представляют собой функции

$$\frac{1}{x_d(js)} \text{ и } \frac{1}{x_q(js)}.$$

Расчет этих зависимостей может производиться методами, указанными в §§ 4, 5, а также в [1-14]. Результаты расчета по форму-

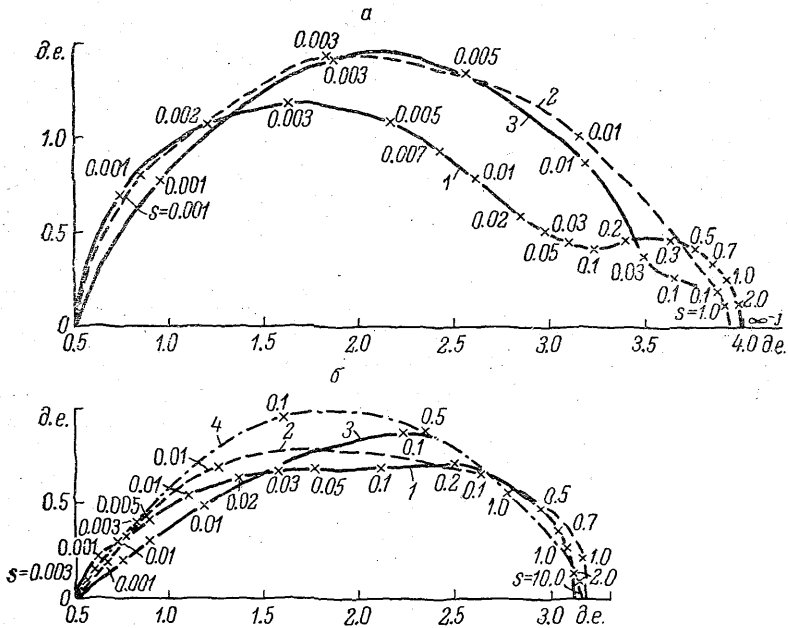


Рис. 1-3. «Токовые» диаграммы для турбогенератора ТВВ-200-2.

*a* — по оси *d*; *б* — по оси *q*. 1 — по опыту затухания постоянного тока в статоре; 2 — по формулам § 4; 3 — по [1-13] при  $\mu=100 \mu\text{с}$ ; 4 — по формулам § 4 при  $\mu=100 \mu\text{с}$ .

лам § 4 для турбогенератора ТВВ-200-2 приведены на рис. 1-3. Из рисунка видно, что первое критическое скольжение при замкнутой накоротко обмотке возбуждения не превышает десятых долей процента. Это критическое скольжение связано ориентировочной зависимостью  $s_{к1} \approx \frac{1}{314T'_d}$  с величиной постоянной времени по продольной оси  $T'_d$ , которая в крупных генераторах составляет величину порядка 1 сек. Поскольку опыт асинхронного хода под

нагрузкой ограничен условиями, описанными в § 1, опытной проверке непосредственно под нагрузкой может быть подвергнута только небольшая часть частотной характеристики в области малых скольжений. Остальная часть характеристики может быть определена лишь при малых токах путем специальных опытов, проводимых обычно на заводском стенде. При этом необходимо иметь в виду, что сильное влияние насыщения может привести к заметному несовпадению частотных характеристик при больших и малых токах.

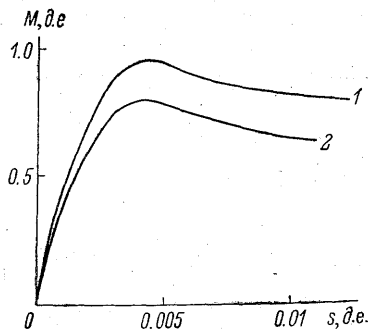


Рис. 1-4. Зависимость вращающего момента турбогенератора ТВВ-200-2 от скольжения.

1 — по формулам § 4; 2 — по методу частотных характеристик.

При использовании результатов опыта питания двух фаз переменным током основной частоты при неподвижном роторе для определения параметров асинхронного режима при скольжении  $s=1$  необходимо также учитывать влияние нелинейности эквивалентных параметров массива бочки ротора. Если при проведении опыта для определения параметров турбогенераторов ТВВ-200-2 ток статора  $i=570a$  при соответствующей линейной нагрузке  $AS=100$  а/см, а величина вторичного активного сопротивления  $r_{r(1)}=0.137$  д. е., то при среднем токе асинхронного режима  $i_{ac}=3.5$  д. е. этому соответствовала бы активная мощность

1.6 д. е., что резко отличается от данных рис. 1-3.

Для получения правильных результатов необходимо пересчитать приблизительно активное сопротивление к асинхронному режиму при  $s=1$  и  $i_{ac}=3.5$  д. е. (т. е. к линейной нагрузке, равной 4650 а/см) по соотношению линейных нагрузок в степени порядка 0.5.

$$r_{r(1)}(AS=4650 \text{ а/см}) \approx r_{r1}(AS=100 \text{ а/см}) \sqrt{\frac{100}{4650}} = 0.02 \text{ д. е.}$$

Соответствующая активная мощность оказывается равной

$$P = i_{ac}^2 r_{r1}(AS=4650 \text{ а/см}) = 3.5^2 \cdot 0.02 = 0.245 \text{ д. е.,}$$

что значительно ближе к расчетным характеристикам рис. 1-3.

На рис. 1-4 представлены расчетные зависимости  $M=f(s)$  в асинхронном режиме при замкнутой на разрядное сопротивление обмотке возбуждения для турбогенератора мощностью 200 тыс. квт при номинальном напряжении на зажимах.

## § 7. Колебания тока, электромагнитный вращающий момент и скольжение в асинхронном режиме

В большинстве случаев для анализа влияния асинхронного режима на электромагнитные и тепловые процессы в самом генераторе достаточно провести расчеты по усредненным величинам, как это и было сделано в предыдущих параграфах. Однако для оценки воздействия на систему может оказаться необходимым рассмотрение пульсации тока статора, асинхронного момента (активной мощности) и зависимости скольжения от времени в течение одного периода.

Как известно, в машине с несимметрией по продольной и поперечной осям изображающий вектор статорного тока может быть представлен при неизменном скольжении в виде

$$i = \frac{e}{2} \left\{ \left[ \frac{1}{x_q(js)} + \frac{1}{x_d(js)} \right] + \right. \\ \left. + e^{-j2st} \left[ \frac{1}{x_q(-js)} - \right. \right. \\ \left. \left. - \frac{1}{x_d(-js)} \right] \right\},$$

соответственно, электромагнитный вращающий момент

$$M \approx e \operatorname{Re} [i], \text{ д. е. (1. 25)}$$

Приведенные выражения соответствуют постоянному скольжению. В действительности при асинхронном режиме имеет место довольно заметное изменение скольжения, вызванное несимметрией по продольной и поперечной осям.

Принимая в первом приближении мощность, развиваемую турбиной, постоянной, а ускорение достаточно малым, чтобы можно было пренебречь инерционной составляющей момента, изменение скольжения во времени можно получить с помощью ряда несложных преобразований. В этом случае  $M \approx \text{const}$ .

Заменив  $st = \theta$  при  $\theta_0 = 0$ , на основании (1. 25) при неизменном напряжении на генераторе и  $r \approx 0$  получим

$$\operatorname{Re} [i] = g_s + g_D \cos 2\theta - b_D \sin 2\theta = \text{const.} \quad (1. 26)$$

При известных  $g_s$ ,  $g_D$  и  $b_D$  в функции скольжения из уравнения (1. 26) можно определить зависимость

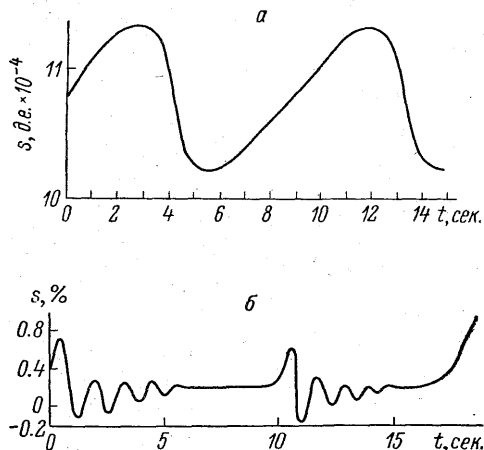


Рис. 1-5. Изменение скольжения при асинхронном ходе турбогенератора.

а — расчет на ЦВМ при малых скольжениях; б — опытная кривая при больших скольжениях [1-25].

$$s = f(\theta). \quad (1. 27)$$

Учитывая, что

$$\frac{d\theta}{dt} = s(\theta), \quad (1.28)$$

нетрудно получить

$$\int_{\theta_0}^{\theta} \frac{d\theta}{s} = t. \quad (1.29)$$

Задавшись рядом значений  $\theta$  и вычислив соответствующие  $s(\theta)$  и  $\theta(t)$  по (1.27) и (1.29), можно получить зависимость  $s(t)$ .

Вычисление зависимостей  $i(t)$ ,  $M(t)$  и  $s(t)$  может быть произведено также путем решения системы уравнений Парка—Горева на вычислительной машине.

Результаты одного из таких расчетов показаны на рис. 1-5, а при сравнительно небольших активной мощности и скольжении. При достаточно больших скольжениях характер движения ротора усложняется (рис. 1-5, б).

## § 8. Об эквивалентировании параметров бочки ротора турбогенераторов при расчете переходных процессов

Повышение мощности и степени электромагнитного использования современных турбогенераторов приводит к необходимости уточнения расчета переходных процессов. При этом должна быть уточнена специфика турбогенератора как машины, имеющей распределенные контуры в массиве ротора. В связи со сложным характером зависимости параметров ротора от частоты (при расчете токовой диаграммы) и от оператора Хевисайда  $p$  (при расчете переходных процессов) при составлении операторной схемы замещения требуется использование специальных приемов.

Введем следующие обозначения:

$a$  — число пар полюсов;

$J_a$  — функция Бесселя первого рода порядка « $a$ »;

$$k = R \sqrt{\frac{\mu}{\rho}};$$

$$M' = 2m_1 w^2 k_{w1}^2 \frac{\mu l}{\pi} k_p;$$

$k_{w1}$  — обмоточный коэффициент статорной обмотки;

$k_p$  — коэффициент, учитывающий влияние торцевой части;

$l$  — длина бочки ротора;

$L_s$  — индуктивность рассеяния обмотки статора;

$m_1$  — число фаз статора;

$w$  — число витков обмотки статора на фазу;

$R$  — радиус бочки ротора;

$Z_r$  — приведенное вторичное сопротивление массивного ротора;

$\rho$  — удельное электрическое сопротивление;

$t$  — время.

На рис. 1-6 показана упрощенная эквивалентная операторная схема машины с массивным неявнополюсным ротором (без обмотки возбуждения, которая может быть учтена включением соответствующего контура между точками *a* и *б*). Как известно, формула для вторичного эквивалентного сопротивления имеет вид

$$Z_r = pL_r(p), \quad (1.30)$$

причем с учетом кривизны ротора

$$L_r(p) = M' \frac{J_a(jk\sqrt{p})}{-aJ_a(jk\sqrt{p}) + jk\sqrt{p}J_{a-1}(jk\sqrt{p})}, \quad (1.31)$$

без учета кривизны ротора [1-2]

$$L_r(p) = M' \frac{1}{\sqrt{1+k^2p}}. \quad (1.32)$$

Схема замещения с учетом (1.30) и (1.31) дает возможность рассчитывать токи при простейших переходных процессах, таких как включение статора под постоянное и переменное напряжение, внезапное трехфазное короткое замыкание при неизменной скорости вращения ротора и др. Для расчета же более сложных процессов, где требуется учитывать переменную скорость движения ротора, влияние обмотки возбуждения и т. д., необходимо использовать систему уравнений Парка—Горева, которая может быть решена на цифровой вычислительной машине. При этом вторичный контур целесообразно заменить набором бесконечного ряда параллельно соединенных контуров вида  $R_n, L_n$  (рис. 1-7). Это обусловлено тем, что вычислительная машина не приспособлена для решения операторных уравнений с дробными степенями  $p$ . Количество контуров, практически используемых при расчете, определяется возможностями вычислительной машины.

Рассмотрим метод определения параметров эквивалентных контуров  $R_n, L_n$  согласно рис. 1-7 для двухполюсного турбогенератора. Подставив в (1.31) число пар полюсов  $a=1$ , преобразуем это равенство к виду

$$\frac{1}{L_r(p)} = \frac{1}{M'} \frac{-J_1(jk\sqrt{p}) + jk\sqrt{p}J_0(jk\sqrt{p})}{J_1(jk\sqrt{p})}. \quad (1.33)$$

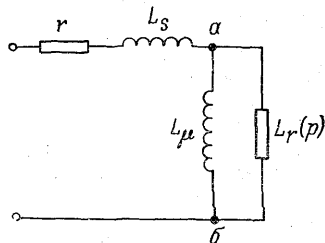


Рис. 1-6. Операторная схема замещения.

Схема замещения (в приближенном виде, см. рис. 1-7) соответствует разложению левой части (1.33) в виде

$$\frac{1}{L(p)} = p \sum_{n=0}^{n=\infty} \frac{A_n}{p - p_n} = p \sum_{n=0}^{n=\infty} \frac{\frac{1}{L_n}}{p + \frac{R_n}{L_n}}. \quad (1.34)$$

Из (1.34) видно, что величина  $p_n$  должна быть реальным отрицательным числом. В выражении (1.33) можно сделать подстановку

$$p = -y^2, \quad (1.35)$$

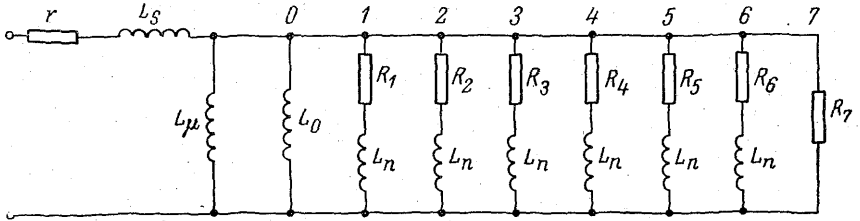


Рис. 1-7. Замена массивного ротора несколькими контурами.

где  $y = \sqrt{-p}$  — действительное число. Тогда выражение (1.33) получит вид

$$\frac{1}{L_r(p)} = \frac{1}{M'} \left[ -1 + \frac{-ky J_0(-ky)}{J_1(-ky)} \right]. \quad (1.36)$$

Учитывая, что

$$J_0(-ky) = J_0(ky) \text{ и } J_1(-ky) = -J_1(ky),$$

получаем

$$\frac{1}{L_r(p)} = \frac{1}{M'} \left[ -1 + \frac{ky J_0(ky)}{J_1(ky)} \right]. \quad (1.37)$$

Первый корень характеристического уравнения  $J_1(ky) = 0$  (назовем этот корень «нулевым»)  $y_0 = 0$ . Соответственно, можно получить

$$\frac{1}{L_r(0)} = \frac{1}{M'} = \frac{1}{L_0}. \quad (1.38)$$

Магнитная проводимость, соответствующая этой индуктивности, определяется путями магнитного потока в роторе в режиме синхронного холостого хода.

Уравнение (1.34) можно привести к виду

$$\frac{1}{L_r(p)} = \frac{1}{M'} + p \sum_{n=1}^{n=\infty} \frac{\frac{1}{L_n}}{p + \frac{R_n}{L_n}}. \quad (1.39)$$



Для определения параметров  $n$ -го контура схемы замещения имеем

$$\frac{R_n}{L_n} = y_n^2, \quad (1.40)$$

где  $y_n$  — значение, при котором знаменатель дроби  $\frac{ky J_0(ky)}{J_1(ky)}$  обращается в нуль. Значения  $ky_n$  при которых происходит обращение функции Бесселя первого рода в нуль, трудно определить по табл. 1-4.

Согласно теореме разложения Хевисайда,

$$A_n = \frac{1}{L_n} = \frac{1}{M'} \frac{ky_n J_0(ky_n)}{\frac{\partial}{\partial p} [J_1(ky)]_{y=y_n}}. \quad (1.41)$$

С учетом (1.35)

$$\frac{\partial}{\partial p} J_1(ky) = \frac{\partial y}{\partial p} \frac{\partial}{\partial y} [J_1(ky)] \quad (1.42)$$

в выражении (1.41)

$$\frac{\partial y}{\partial p} = -\frac{1}{2y} \quad (1.43)$$

и

$$\frac{\partial}{\partial y} [J_1(ky)] = k \left[ -\frac{1}{ky} J_1(ky) + J_0(ky) \right]. \quad (1.44)$$

Соответственно, выражение для  $L_n$  получит вид

$$L_n = \frac{M'}{2} \quad (1.45)$$

и

$$R_n = \frac{M'}{2} y_n^2. \quad (1.46)$$

Проводимости  $n$ -го контура при угловой частоте тока  $\omega$  будут равны:

активная

$$g_n = \frac{R_n}{R_n^2 + \omega^2 L_n^2} = \frac{2}{M'} \frac{y_n^2}{y_n^4 + \omega^2}; \quad (1.47)$$

реактивная

$$b_n = \frac{\omega L_n}{R_n^2 + \omega^2 L_n^2} = \frac{2}{M'} \frac{\omega}{y_n^4 + \omega^2}. \quad (1.48)$$

Таблица 1-4

Значения корней функции  $J_1(ky)$

Номер корня	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
Значение корня	0	3.8317	7.0156	10.1735	13.3237	16.4706	19.6159	22.7601	25.9037	29.0468	32.1897	35.3323

Начиная с  $n=2$ , величина  $y'=ky$  может быть с достаточной точностью определена по формуле

$$y' = ky \approx 3.8317 + \pi(n-1) \approx 0.69 + \pi n. \quad (1.49)$$

Соответственно,

$$y = \frac{0.69 + \pi n}{k} \quad (1.50)$$

и

$$R_n = \frac{M'}{2k^2} (y'_n)^2. \quad (1.51)$$

Для обеспечения достаточной точности схемы замещения необходимо оценить погрешности в определении активной и реактивной проводимостей при введении в схему конечного числа  $m$  контуров вместо бесконечного числа.

Суммарная *активная* проводимость  $m$  контуров с учетом (1.47)

$$G_m = \sum_{n=0}^{n=m} g_n = g_0 + g_1 + \frac{2k^2}{M'} \sum_{n=2}^{n=m} \frac{(y'_n)^2}{(y'_n)^4 + \omega^2 k^4}. \quad (1.52)$$

Суммарная *реактивная* проводимость  $m$  контуров

$$B_m = \sum_{n=0}^{n=m} b_n = b_0 + b_1 + \frac{2\omega k^4}{M'} \sum_{n=2}^{n=m} \frac{1}{(y'_n)^4 + \omega^2 k^4}. \quad (1.53)$$

Заменяв сумму интегралом в (1.52) и (1.53), получим при достаточно большом  $m$

$$G_m = g_0 + g_1 + \frac{2k^2}{M'} \int_{n=2}^{n=m} \frac{(y')^2}{(y')^4 + \omega^2 k^4} dn, \quad (1.54)$$

$$B_m = b_0 + b_1 + \frac{2k^4 \omega}{M'} \int_{n=2}^{n=m} \frac{1}{(y')^4 + \omega^2 k^4} dn. \quad (1.55)$$

С учетом (1.49)

$$G_m = g_0 + g_1 + \frac{2k^2}{\pi M'} \int_{y'_2}^{y'_m} \frac{(y')^2}{(y')^4 + \omega^2 k^4} dy', \quad (1.56)$$

$$B_m = b_0 + b_1 + \frac{2\omega k^4}{\pi M'} \int_{y'_2}^{y'_m} \frac{1}{(y')^4 + \omega^2 k^4} dy'. \quad (1.57)$$

Заметим, что число  $m$  должно быть больше номера  $n_{\max}$  контура, при котором  $g_n$  достигает максимального значения. Можно показать, что значение  $n_{\max}$  достигается при условии

$$y'_n = k\sqrt{\omega} = \alpha, \quad (1.58)$$

откуда

$$n_{\max} = \frac{k\sqrt{\omega} - 0.69}{\pi} = \frac{\alpha - 0.69}{\pi}. \quad (1.59)$$

После интегрирования получаем

$$\left. \begin{aligned} G_m &= g_0 + g_1 + \frac{k}{2\sqrt{2}\pi M' \sqrt{\omega}} F_1(y'_m, y'_2), \\ B_m &= b_0 + b_1 + \frac{k}{2\sqrt{2}\pi M' \sqrt{\omega}} F_2(y'_m, y'_2). \end{aligned} \right\} \quad (1.60)$$

Здесь

$$\left. \begin{aligned} y'_2 &= 0.69 + 2\pi; \\ y'_m &= 0.69 + m\pi, \end{aligned} \right\} \quad (1.61)$$

где  $m$  — число взятых контуров в приближенной схеме.

$$\left. \begin{aligned} F_1(y'_m, y'_2) &= \ln \frac{[(y'_m)^2 - \alpha y'_m \sqrt{2} + \alpha^2][(y'_2)^2 + \alpha y'_2 \sqrt{2} + \alpha^2]}{[(y'_m)^2 + \alpha y'_m \sqrt{2} + \alpha^2][(y'_2)^2 - \alpha y'_2 \sqrt{2} + \alpha^2]} + \\ &+ 2 \operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{\alpha y'_m \sqrt{2}}{\alpha^2 - (y'_m)^2} - 2 \operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{\alpha y'_2 \sqrt{2}}{\alpha^2 - (y'_2)^2}, \\ F_2(y'_m, y'_2) &= \ln \frac{[(y'_m)^2 + \alpha y'_m \sqrt{2} + \alpha^2][(y'_2)^2 + \alpha y'_2 \sqrt{2} + \alpha^2]}{[(y'_m)^2 - \alpha y'_m \sqrt{2} + \alpha^2][(y'_2)^2 - \alpha y'_2 \sqrt{2} + \alpha^2]} + \\ &+ 2 \operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{\alpha y'_m \sqrt{2}}{\alpha^2 - (y'_m)^2} - 2 \operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{\alpha y'_2 \sqrt{2}}{\alpha^2 - (y'_2)^2}. \end{aligned} \right\} \quad (1.62)$$

При числе контуров  $m \rightarrow \infty$  величина  $y'_m \rightarrow \infty$ . В этом случае

$$\left. \begin{aligned} F_1(\infty; y'_2) &= \ln \frac{(y'_2)^2 - \alpha y'_2 \sqrt{2} + \alpha^2}{(y'_2)^2 + \alpha y'_2 \sqrt{2} + \alpha^2} + 2 \left[ \pi - \operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{\alpha y'_2 \sqrt{2}}{\alpha^2 - (y'_2)^2} \right], \\ F_2(\infty; y'_2) &= \ln \frac{(y'_2)^2 + \alpha y'_2 \sqrt{2} + \alpha^2}{(y'_2)^2 - \alpha y'_2 \sqrt{2} + \alpha^2} + 2 \left[ \pi - \operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{\alpha y'_2 \sqrt{2}}{\alpha^2 - (y'_2)^2} \right]. \end{aligned} \right\} \quad (1.63)$$

Значения арктангенса в формулах (1.62) и (1.63) должны быть взяты в интервале от 0 до  $\pi$ .

Число контуров  $m$  должно быть выбрано таким образом, чтобы относительная погрешность в определении активной и реактивной составляющих  $\Delta G_m$  и  $\Delta B_m$  проводимости не превышала допустимых величин.

Эти погрешности равны:

$$\left. \begin{aligned} \Delta G_m &= \frac{G_\infty - G_m}{G_\infty}, \\ \Delta B_m &= \frac{B_\infty - B_m}{B_\infty}. \end{aligned} \right\} \quad (1.64)$$

Чем выше угловая частота  $\omega$ , тем при прочих равных условиях должно быть взято больше контуров  $m$  для достижения необходимой точности (особенно для проводимости  $G_m$ ).

Если требуемое число контуров  $m$  превышает возможности расчетного метода по трудоемкости (как это обычно бывает), то необходимо использовать усредненные величины для уменьшения числа эквивалентных контуров.

Пусть имеется возможность, помимо нулевого и первого контуров, включить в расчетную схему ряд эквивалентных контуров  $R_i, L_i$ , каждый из которых соответствует определенному участку контуров первоначальной схемы.

Если для участка с номером  $i$ , включающего контуры с номерами от  $n_{i\text{нач}}$  до  $n_{i\text{кон}}$ , рассчитать активные сопротивления крайних контуров  $R_{i\text{нач}}, R_{i\text{кон}}$  и активное сопротивление среднего контура  $R_{i\text{ср}}$ , то активное сопротивление контура в расчетной схеме, эквивалентного этому участку первоначальной схемы, можно определить приближенно как

$$R_{i\text{э}} = \frac{R_{i\text{нач}}R_{i\text{ср}}R_{i\text{кон}}}{R_{i\text{нач}}R_{i\text{ср}} + R_{i\text{нач}}R_{i\text{кон}} + R_{i\text{ср}}R_{i\text{кон}}} \cdot \frac{3}{(n_{i\text{кон}} - n_{i\text{нач}} + 1)}. \quad (1.65)$$

Индуктивность этого контура

$$L_{i\text{э}} \approx \frac{M'}{2} \frac{1}{n_{i\text{кон}} - n_{i\text{нач}} + 1}. \quad (1.66)$$

Возможны и другие методы усреднения.

Численный пример расчета. Произведем расчет параметров эквивалентной схемы замещения для турбогенератора ТВВ-200-2 мощностью 200 тыс. квт.

Исходные данные. Индуктивность, эквивалентная воздушному зазору,

$$L_0' = 6.0 \cdot 10^{-3} \text{ гн.}$$

Согласно [1-17], для массивного ротора с учетом влияния зубчатости  $\mu = 100 \mu_0$ ,  $\rho = 2 \cdot 10^{-5}$  ом·см,  $k_{\text{вкл}} = 0.91$ ,  $l = 537$  см,  $R = 53.8$  см. Соответственно;

$$M' = 2.3 \cdot 10^2 \cdot 0.91^2 \frac{100 \cdot 1.26 \cdot 10^{-8} \cdot 537}{\pi} = 0.107 \text{ гн.}$$

Коэффициент

$$k = 53.8 \sqrt{\frac{1.26 \cdot 10^{-8} \cdot 100}{2 \cdot 10^{-5}}} = 13.4 \text{ (сек.)}^{0.5}.$$

Параметры контуров. Параметры нулевого эквивалентного контура

$$R_0 = 0, \quad L_0 = 0.107 \text{ гн.}$$

Первый эквивалентный контур

$$ky_1 = 3.83, \quad y_1 = \frac{3.83}{13.4} = 0.286 \text{ 1/(\сек.)}^{0.5}, \quad R_1 = \frac{0.107}{2} \cdot 0.286^2 = 4.4 \cdot 10^{-3} \text{ ом,}$$

$$L_1 = 0.053 \text{ гн.}$$

Постоянная времени первого контура

$$T_1 = \frac{0.053}{4.4 \cdot 10^{-3}} = 12 \text{ сек.}$$

Данные первых шести контуров приведены в табл. 1-5.

Т а б л и ц а 1-5

Данные первых контуров

Номер контура	1	2	3	4	5	6
$y'_n = ky_n$	3.83	7.016	10.17	13.32	16.47	19.62
$y_n, \text{ (\сек.)}^{0.5}$	0.286	0.525	0.755	0.99	1.23	1.47
$R_n, \text{ ом}$	$4.4 \cdot 10^{-3}$	$1.48 \cdot 10^{-2}$	$3 \cdot 10^{-2}$	$5.25 \cdot 10^{-2}$	$8.1 \cdot 10^{-2}$	$1.05 \cdot 10^{-1}$
$T_n, \text{ сек.}$	12	3.6	1.75	1.02	0.66	0.46

Выбор числа контуров. Произведем оценку погрешностей исходя из того, что схема предназначена для расчета режимов, при которых частота токов в роторе может достигать 50 гц. Соответственно,  $\alpha = 13.4 \sqrt{314} = 238$ .

Для бесконечного числа контуров имеем

$$F_1(\infty; y'_2) \approx \ln \frac{1 - \frac{y'_2}{\alpha} \sqrt{2}}{1 + \frac{y'_2}{\alpha} \sqrt{2}} + 2\pi - 2 \operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{y'_2 \sqrt{2}}{\alpha} =$$

$$= \ln \frac{1 - \frac{7.01}{238}}{1 + \frac{7.01}{238}} + 2\pi - 2 \operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{7.01 \sqrt{2}}{238} = 6.11,$$

$$F_2(\infty; y'_2) \approx 6.28.$$

Определим номер  $n_{\max}$ , при котором активная проводимость достигает наибольшей величины (1.59),

$$n_{\max} \approx \frac{\alpha}{\pi} = \frac{238}{\pi} = 76.$$

Примем число учитываемых контуров  $m$  ориентировочно 150—200.

Рассмотрим погрешность при частоте 50 гц для случая 150 контуров.

$$\text{При } n = 150 \quad y' = 474 \approx 2\alpha.$$

Соответственно, получаем

$$F_1 = 3.68; \quad F_2 = 6.17.$$

Из сопоставления полученных значений  $F$  видно, что погрешность по реактивной проводимости невелика, а по активной — весьма значительна. Для уменьшения погрешности по активной проводимости в этом случае можно все оставшиеся контуры заменить активным сопротивлением

$$R = \frac{1}{G_\infty - G_{150}} = \frac{2\sqrt{2} \pi M' \sqrt{\omega}}{k} \frac{1}{6.11 - 3.68} = \\ = \frac{2\sqrt{2} \pi 0.107 \sqrt{314}}{2.43 \cdot 13.4} = 0.52 \text{ ом.}$$

**Разбивка на участки.** Рассмотрим вопрос эквивалентирования указанных 150 контуров. Пусть метод расчета переходного процесса, например на вычислительной машине, позволяет эквивалентировать массив 8 параллельными контурами вида  $R, L$ . Параметры нулевого, первого и последнего контуров уже получены. Остается разбить контуры с номерами от 2 до 149 на 5 участков и определить эквивалентные параметры каждого участка по формулам (1.65) и (1.66).

Рассмотренный выше метод моделирования массивного ротора является сравнительно общим и достаточно сложным. Кроме того, он основан на представлении ротора в виде идеализированного цилиндра.

В практике моделирования и расчетов применяются также приближенные методы. Так, параметры вторичного контура определяются по данным расчетного формуляра следующим образом [0-3]. Индуктивность

$$L_2 = \frac{1}{314} (x_d'' - x_t). \quad (1.67)$$

**Активное сопротивление**

$$R_2 = L_2 \frac{1}{T_d} \bullet \quad (1.68)$$

Этот метод целесообразно применять при быстропротекающих процессах и в зоне больших скольжений.

Методы моделирования массивного неявнополюсного ротора рассмотрены также в [1. 21 ÷ 1. 24]. Так, в [1. 23] предлагается эквивалентировать ротор турбогенератора прямоугольным массивным сердечником. При этом в схеме замещения массив ротора заменяется двумя параллельными ветвями. Первая цепь имеет индуктивное сопротивление

$$x_{20} = \frac{\omega^2 \mu l D_2 \omega}{\tau} \left( 1 + \frac{D_2}{l} \right), \text{ ом;}$$

вторая цепь имеет составляющие

$$x_{21} = 2w^2\mu \frac{D_2 l \omega}{4 \cdot 3\tau \frac{D_2}{l}} \left(1 + \frac{D_2}{l}\right);$$

$$R_{21} = \frac{8w^2\rho \left(1 + \frac{D_2}{l}\right)^2}{\tau \frac{D_2}{l}}.$$

Здесь  $\tau$  — полюсное деление;  $l$  — длина;  $D_2$  — диаметр бочки ротора;  $\rho$ ,  $\mu$  — удельное сопротивление и магнитная проницаемость материала бочки ротора.

## ГЛАВА 2

### АСИНХРОННЫЙ ПУСК СИНХРОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Основным методом пуска синхронных двигателей, применяемым в настоящее время является непосредственный асинхронный пуск от полного напряжения сети. Исключение, как правило, делается лишь для двигателей с очень тяжелыми условиями пуска.

Для упрощения пусковой аппаратуры двигателя желательно рассчитывать на пуск с обмоткой возбуждения, замкнутой на якорь возбудителя. При этом они должны втягиваться в синхронизм при номинальной нагрузке в конце пуска.

Для осуществления асинхронного пуска синхронные двигатели снабжаются специальной короткозамкнутой пусковой (демпферной) обмоткой, которая состоит из нескольких изолированных стержней. Последние закладываются в специальные пазы, расположенные обычно на одинаковом расстоянии друг от друга на периферии полюсного наконечника ротора. Стержни, как правило, выполняются круглыми и располагаются симметрично относительно оси полюса. По краям стержни замыкаются накоротко короткозамыкающими кольцами, которые обычно имеют междуполюсные соединительные перемычки.

Мощные синхронные двигатели, выполняемые на скорость вращения 1500 об./мин., изготавливаются с массивными явно выраженными полюсами. Для повышения пускового момента массивные полюсы по торцам замыкаются медными кольцами.

Синхронные двигатели со скоростью вращения 3000 об./мин. выполняются турботиповыми с массивной бочкой ротора. Во многих случаях в пазах ротора этого типа двигателей размещаются специальные медные клинья, играющие роль пусковой обмотки. У торцов ротора в некоторых конструкциях клинья пусковой обмотки стянуты специальными медными кольцами, в других — клинья ротора замыкаются бандажными кольцами.

#### § 1. Электромагнитные вращающие моменты и пусковые токи

В синхронных двигателях нормального исполнения время пуска  $t_n$  значительно больше электромагнитных постоянных времени переходных процессов в обмотках. Поэтому можно при-



нять, что скольжение  $s$  в асинхронном режиме меняется достаточно медленно, в результате чего при определении пусковых токов и моментов можно не учитывать переходные процессы и считать, что в каждый момент времени скольжение постоянно.

Полагая в уравнениях синхронной машины  $p=js$ ,  $e_s=je^{jst}$ ,  $e_f=0$  и учитывая, что  $\omega_r=1-s$  (принимаем скольжение положительным в двигательном режиме), для тока статора, представленного в синхронно вращающихся осях, получим

$$i_s = \frac{jr + \frac{1-2s}{2} [x_d(js) + x_q(js)]}{r^2 + jsr [x_d(js) + x_q(js)] + (1-2s) [x_d(js) x_q(js)]} + \quad (2.1)$$

$$+ \frac{\frac{1-2s}{2} [x_q(-js) - x_d(-js)] \varepsilon^{-2jst}}{r^2 + jsr [x_d(-js) + x_q(-js)] + (1-2s) [x_d(-js) x_q(-js)]},$$

где  $x_d(js)$ ,  $x_q(js)$  — результирующие сопротивления синхронной машины по продольной и поперечной осям [0-11].

Величина пускового тока определяется как реальная составляющая тока статора  $i_\sigma$ , представленного в неподвижных координатных осях,

$$i_\sigma = \frac{jr + \frac{1-2s}{2} [x_d(js) + x_q(js)]}{r^2 + jsr [x_d(js) + x_q(js)] + (1-2s) [x_d(js) x_q(js)]} \varepsilon^{jt} +$$

$$+ \frac{\frac{1-2s}{2} [x_q(-js) - x_d(-js)]}{r^2 - jsr [x_d(-js) + x_q(-js)] + (1-2s) [x_d(-js) x_q(-js)]} \varepsilon^{j(1-2s)t}. \quad (2.2)$$

Ток  $i_a$  в фазовой обмотке статора

$$i_a = \operatorname{Re} \left\{ \frac{jr + \frac{1-2s}{2} [x_d(js) + x_q(-js)]}{r^2 + jsr [x_d(js) + x_q(js)] + (1-2s) [x_d(js) x_q(js)]} \right\} \cos t -$$

$$- \operatorname{Im} \left\{ \frac{jr + \frac{1-2s}{2} [x_d(js) + x_q(js)]}{r^2 + jsr [x_d(js) + x_q(js)] + (1-2s) [x_d(js) x_q(js)]} \right\} \sin t +$$

$$+ \operatorname{Re} \left\{ \frac{\frac{1-2s}{2} [x_q(-js) - x_d(-js)]}{r^2 - jsr [x_d(-js) + x_q(-js)] + (1-2s) [x_d(-js) x_q(-js)]} \right\} \cos(1-2s)t -$$

$$- \operatorname{Im} \left\{ \frac{(1-2s) [x_q(-js) - x_d(-js)]}{r^2 - jsr [x_d(-js) + x_q(-js)] + (1-2s) [x_d(-js) x_q(-js)]} \right\} \sin(1-2s)t. \quad (2.3)$$

Для подавляющего большинства крупных синхронных машин активное сопротивление статора  $r$  является относительно небольшой величиной. Поэтому при практических расчетах, не до-

пускаая сколь-нибудь существенной ошибки, величиной  $r$  можно пренебречь, если скольжение существенно отличается от  $s=0.5$ . Пренебрегая влиянием  $r$ , для тока в фазе  $a$  будем иметь ( $s \leq 0.5$ )

$$i_a = \frac{1}{2} \operatorname{Re} \left[ \frac{1}{x_d(js)} + \frac{1}{x_q(js)} \right] \cos t - \frac{1}{2} \operatorname{Im} \left[ \frac{1}{x_d(js)} + \frac{1}{x_q(js)} \right] \sin t + \\ + \frac{1}{2} \operatorname{Re} \left[ \frac{1}{x_d(-js)} - \frac{1}{x_q(-js)} \right] \cos(1-2s)t - \\ - \frac{1}{2} \operatorname{Im} \left[ \frac{1}{x_d(-js)} - \frac{1}{x_q(-js)} \right] \sin(1-2s)t. \quad (2.4)$$

Из (2.3) и (2.4) следует, что ток статора содержит составляющую с частотой сети  $f$  и составляющую с частотой  $(1-2s)f$ .

Первая из составляющих имеет амплитуду, пропорциональную  $\frac{1}{2} \left| \frac{1}{x_d(js)} + \frac{1}{x_q(js)} \right|$ , вторая —  $\frac{1}{2} \left| \frac{1}{x_d(-js)} - \frac{1}{x_q(-js)} \right|$ .

При пуске синхронных двигателей от пониженного напряжения величина пускового тока, найденная по (2.1)–(2.4), умножается на  $e$  — напряжение сети в долях номинального. Типичными кратностями пусковых токов для современных мощных синхронных двигателей являются кратности  $5 \div 7$  от номинального тока статора.

Электромагнитный вращающий момент машины  $M_e$  при заданном скольжении  $s$  (если напряжение машины равно  $je$ )

$$M_e = e \frac{i_s - i_s^*}{2j} - r i_s i_s^*, \quad (2.5)$$

где  $i_s^*$  — величина, сопряженная  $i_s$ .

Если пренебречь активным сопротивлением обмотки статора ( $r \approx 0$ ), то при  $s \leq 0.5$

$$M_e = e^2 \operatorname{Im} \left\{ \frac{1}{2j} \left[ \frac{1}{x_d(js)} + \frac{1}{x_q(js)} \right] \right\} + \frac{e^2}{2} \left| \frac{1}{x_d(js)} - \frac{1}{x_q(js)} \right| \cos(2st + \varphi_0). \quad (2.6)$$

Здесь угол  $\varphi_0$  можно принять при  $s \neq 0$  равным нулю, так как рассматривается режим  $s = \text{const}$ .

Первый из членов в выражении (2.6) представляет собой среднее значение вращающего момента

$$M_{e \text{ ср}} = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} M_e d(st) = e^2 \operatorname{Im} \left\{ \frac{1}{2j} \left[ \frac{1}{x_d(js)} + \frac{1}{x_q(js)} \right] \right\}. \quad (2.7)$$

Второй из членов представляет периодическую составляющую момента, имеющую двойную частоту скольжения.

При малых скольжениях  $s$  периодическая составляющая момента может достигать относительно заметной величины и

приводить к периодическим изменениям скольжения; особенно, если момент инерции ротора и соединенных с ним маховых масс недостаточно велик.

Периодическая составляющая момента при  $s=0$  оказывается равной реактивному моменту синхронной машины и зависит от рабочего угла  $\theta$ , определяемого нагрузкой.

При скольжении  $s$ , близком к 0.5, величина  $1-2s$  оказывается близкой к нулю и соизмерима с величиной активного сопротивления статора  $r$  (даже при весьма малом  $r$ ). Учет  $r$  при  $s \approx 0.5$  приводит к выявлению дополнительного тормозного момента, так называемого момента одноосного эффекта.

Максимальный дополнительный момент  $\Delta M_{oc}$ , вызванный одноосным эффектом, будет иметь место при скольжении  $s_a$  и приближенно будет равен [0-3]:

$$(\Delta M_{oc})_{\max} \approx \frac{e_s^2}{2x_s(j s_a)} \left| \frac{y_s(j s_a)}{x_s(j s_a)} \right|^2 \approx M_k \left( \frac{x_d'' - x_q''}{x_d'' + x_q''} \right)^2,$$

где  $M_k$  — максимальный статический асинхронный вращающий момент;  $s_a \approx \frac{1}{2 \left( 1 - \frac{r}{x_d'' + x_q''} \right)}$  — скольжение, соответствующее мак-

симальному значению дополнительного момента одноосного эффекта;

$$x_s(j s_a) = \frac{x_d(j s_a) + x_q(j s_a)}{2};$$

$$y_s(j s_a) = \frac{x_d(j s_a) - x_q(j s_a)}{2}.$$

Согласно [2-1], для двигателей, пускаемых под нагрузкой, величина требуемого пускового момента ( $s=1$ ) должна находиться в пределах  $(0.5 \div 0.6)$  от номинального вращающего момента для двигателей с нормальными условиями пуска и  $(1.2 \div 1.6)$  от номинального для двигателей с тяжелыми условиями пуска. Примером тяжелых условий пуска может служить пуск двигателей, используемых для привода шаровых угольных мельниц тяжелых компрессоров и т. п.

В процессе пуска двигателя с наглухо включенным возбудителем, находящимся на одном валу с двигателем или же запускающимся с ним одновременно, при приближении скорости двигателя к синхронной в обмотку возбуждения включается постоянный ток, который приводит к возникновению дополнительных вращающих моментов, существенным образом влияющих на процесс вхождения двигателя в синхронизм.

При скорости вращения  $(1-s)$  ток, протекающий в обмотке возбуждения, наводит в обмотке статора эдс с частотой  $(1-s) f$ . Так как в сети нет источника напряжения с этой частотой, то для эдс с частотой  $(1-s) f$  обмотка статора оказывается короткозамк-

нутой. Возникающие при этом постоянные составляющие потока  $\psi_{dk}$  и тока  $i_{qk}$  создают тормозной вращающий момент, равный по величине потерям в обмотке статора. При бесконечно мощной сети

$$M_T \approx \psi_{dk} i_{qk} \approx \frac{r}{1-s} \left( \frac{E_0}{x_d} \right)^2, \quad (2.8)$$

где  $E_0$  — эдс, индуцированная в обмотке статора полем обмотки возбуждения. При принятой системе базисных величин  $E_0$  численно равно относительному значению тока возбуждения.

Для практически встречающихся значений параметров синхронных двигателей величина  $M_T$ , как правило, не превосходит 0.15 номинального вращающего момента.

При взаимодействии составляющей потока частоты скольжения  $\psi_q$  с постоянной составляющей тока  $i_{dk}$  возникает знакопеременный дополнительный вращающий момент

$$M_v \approx \psi_q i_{dk} = \frac{eE_0}{x_d} \cos(st + \vartheta_0). \quad (2.9)$$

Амплитуда знакопеременного момента  $M_v$  может превышать номинальный момент двигателя.

При относительно небольших скольжениях вращающий момент  $M_v$  способствует синхронизации двигателя, при больших — может вызвать колебания мощности, напряжения сети и скорости двигателя.

Таким образом, при наличии возбуждения результирующий вращающий момент образуется совместным действием четырех составляющих

$$M_{рез} \approx e^2 \operatorname{Im} \left\{ \frac{1}{2j} \left[ \frac{1}{x_d(j\omega)} + \frac{1}{x_q(j\omega)} \right] \right\} + \\ + \frac{e^2}{2} \left| \frac{1}{x_d(j\omega)} - \frac{1}{x_q(j\omega)} \right| \cos(2st + \varphi_0) + \frac{r}{1-s} \left( \frac{E_0}{x_d} \right)^2 + \frac{eE_0}{x_d} \cos(st + \vartheta_0). \quad (2.10)$$

Величина  $M_{рез}$  определяет условия вхождения в синхронизм двигателя. Однако практическое использование выражения (2.10) для определения условий вхождения в синхронизм затруднительно, особенно если учесть, что ток возбуждения нарастает не сразу. Поэтому на практике пользуются полумпирическим критерием для максимального скольжения, при котором обеспечено вхождение в синхронизм с учетом номинальной нагрузки [2-8],

$$s \leq 1.05 \sqrt{\frac{M_{max} - 0.6 \cos \varphi}{H}}, \quad (2.11)$$

где  $H$  — механическая постоянная машины, эл. рад.;  $M_{max}$  — максимальный синхронный момент двигателя, д. е.

Критерий, выражаемый формулой (2. 11), физически соответствует условию, при котором наибольшее возрастание скольжения при включении возбуждения в неблагоприятный момент времени не больше двойного начального скольжения.

В настоящее время для создания систем возбуждения двигателей, особенно синхронных компенсаторов, начинают применяться силовые полупроводниковые вентили. Одним из наиболее рациональных способов защиты вентилей от перенапряжений при пуске является использование нелинейных сопротивлений, постоянно подключенных на зажимы цепи возбуждения. Исследования показали, что для синхронных компенсаторов нелинейные сопротивления, наряду с эффективным снижением напряжения в цепи возбуждения, позволяют успешно осуществлять асинхронный пуск. Для снижения напряжения на зажимах обмотки возбуждения до значения, равного тройному номинальному напряжению, максимальная величина нелинейного сопротивления должна быть не более 0.5 д. е. Пусковые характеристики синхронного компенсатора при этом остаются удовлетворительными.

## § 2. Распределение токов в стержнях пусковой (демпферной) обмотки

В отличие от асинхронных короткозамкнутых двигателей пусковая обмотка синхронных двигателей, будучи расположенной на полюсном наконечнике, занимает лишь часть полюсного деления ротора. Поэтому распределение токов в стержнях пусковой обмотки синхронного двигателя в процессе пуска оказывается принципиально неравномерным, что может привести к неравномерному нагреву пусковой обмотки и быть причиной аварии двигателей, особенно при тяжелых условиях пуска.

При наличии скольжения  $s$  между вращающимся полем статора и ротором в стержнях пусковой обмотки наводятся пе-

ременные токи, частота которых  $f_2 = fs$ . Так как в машинах нормального исполнения стержни пусковой обмотки расположены симметрично относительно осей  $d$  и  $q$ , то стержни, расположенные на одинаковых расстояниях от осей, будут обтекаться токами,

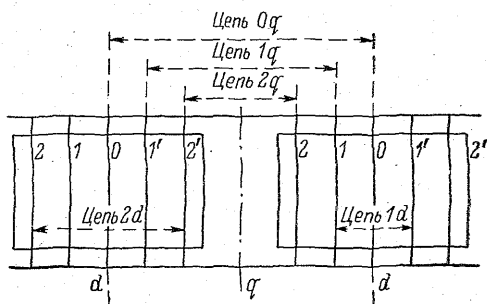


Рис. 2-1. Схема контуров пусковой обмотки, образованной пятью стержнями на полюс.

одинаковыми по величине и противоположными по направлению (процессы по оси  $d$  и  $q$  рассматриваются отдельно). Поэтому можно считать, что они образуют отдельные цепи.

На рис. 2-1 показана схема расположения стержней полной пусковой обмотки, образованной пятью стержнями на полюс. По продольной оси пусковая обмотка состоит из двух цепей, обозначенных  $1d$  и  $2d$ , по поперечной — из трех  $0q$ ,  $1q$  и  $2q$ .

Составив уравнения эдс для цепей пусковой обмотки по продольной и поперечной осям [2-3, 0-11] при  $e_f=0$  и решив их относительно токов цепей, получим в д. е.:

для токов в цепях продольной оси

$$i_{kd} = -\frac{\Delta_{kd}}{\Delta_d} i_d \quad (k = f, 1, 2, \dots, n), \quad (2.12)$$

для токов в цепях поперечной оси

$$i_{kq} = -\frac{\Delta_{kq}}{\Delta_q} i_q \quad (k = 0, 1, 2, \dots, n). \quad (2.13)$$

В выражениях (2.12) и (2.13)

$$\Delta_d = \begin{vmatrix} Z_{ff} & x_{f1} & \dots & x_{fk} & \dots & x_{fn} \\ x_{f1} & Z_{11d} & \dots & Z_{1kd} & \dots & Z_{1nd} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ x_{fk} & Z_{k1d} & \dots & Z_{kkd} & \dots & Z_{knd} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ x_{fn} & Z_{1nd} & \dots & Z_{knd} & \dots & Z_{nnd} \end{vmatrix} \quad (2.14)$$

$$\Delta_q = \begin{vmatrix} Z_{00q} & Z_{01q} & \dots & Z_{0kq} & \dots & Z_{0nq} \\ Z_{01q} & Z_{11q} & \dots & Z_{1kq} & \dots & Z_{1nq} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ Z_{0kq} & Z_{k1q} & \dots & Z_{kkq} & \dots & Z_{knq} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ Z_{0nq} & Z_{1nq} & \dots & Z_{knq} & \dots & Z_{nnq} \end{vmatrix} \quad (2.15)$$

где  $Z_{knd} = x_{knd} - j \frac{r_{knd}}{s}$ ;  $Z_{knq} = x_{knq} - j \frac{r_{knq}}{s}$  — взаимные сопротивления  $k$ -й и  $n$ -й цепей пусковой обмотки;  $Z_{kkd} = x_{kkd} - j \frac{r_{kkd}}{s}$ ;  $Z_{kkq} = x_{kkq} - j \frac{r_{kkq}}{s}$  — собственные сопротивления  $k$ -х цепей пусковой обмотки;  $Z_{ff} = x_{ff} - j \frac{r_{ff}}{s}$  — полное сопротивление обмотки возбуждения;  $x_{fk}$  — взаимные индуктивные сопротивления обмотки возбуждения и  $k$ -й цепи пусковой обмотки по продольной оси.

Определители  $\Delta_{kd}$  и  $\Delta_{kq}$  могут быть получены из (2.14) и (2.15) путем замены  $k$ -х столбцов в (2.14) и (2.15) столбцами  $x_{fa}, x_{1ad}, \dots, x_{kad}, \dots, x_{nad}$  и  $x_{0aq}, x_{1aq}, \dots, x_{kaq}, \dots, x_{naq}$ , соответственно, где  $x_{kad}$  и  $x_{kaq}$  — взаимные индуктивные сопротивления  $k$ -х цепей пусковой обмотки и обмотки статора;  $x_{fa}$  — взаимное индуктивное сопротивление обмотки возбуждения и обмотки статора.

Собственные индуктивные сопротивления  $k$ -х цепей пусковой обмотки  $x_{kk}$  состоят из следующих индуктивностей:  $x_{ck}$  — от потоков рассеяния в пазах и по головкам зубцов стержней пусковой обмотки, составляющих  $k$ -ю цепь;  $x_{ak}$  — от потоков рассеяния, связанных с частями короткозамыкающих колец, соединяющих  $k$ -е стержни; и  $x_{dk}$  — от полного потока в зазоре между  $k$ -ми стержнями

$$x_{kk} = x_{ck} + x_{ak} + x_{dk}.$$

Взаимные индуктивные сопротивления между  $n$ -й и любой внутренней цепью  $k$  ( $n > k$ )

$$x_{kn} = x_{dk} + x_{nk}.$$

Собственное активное сопротивление  $k$ -х цепей образуется сопротивлениями стержней  $r_{ck}$  и  $r_{ak}$  — сопротивлениями участков короткозамыкающих колец, соединяющих  $k$ -е стержни

$$r_{kk} = r_{ck} + r_{ak}.$$

Взаимные активные сопротивления  $n$ -й и любой внутренней цепи  $k$  ( $n > k$ )

$$r_{kn} = r_{nk}.$$

Взаимные индуктивные сопротивления  $k$ -х цепей пусковой обмотки по продольной оси и обмотки возбуждения  $x_{kf}$  определяются полным потоком в зазоре между  $k$ -ми стержнями; взаимные индуктивные сопротивления цепей пусковой обмотки и обмотки статора  $x_{ka}$ , а также обмотки возбуждения и обмотки статора  $x_{fa}$  — первыми гармоническими потоками в зазоре.

Выражения для расчета сопротивлений, входящих в определители  $\Delta_d$ ,  $\Delta_q$ ,  $\Delta_{kd}$  и  $\Delta_{kq}$ , приведены в [0-11, 2-3, 2-10, 2-12, 2-13, 2-15].

Токи  $i_d$  и  $i_q$  могут быть найдены по формулам

$$\left. \begin{aligned} i_d &= e \frac{r - j(1 - 2s)x_q(js)}{r^2 + jsr[x_d(js) + x_q(js)] + (1 - 2s)x_d(js)x_q(js)}, \\ i_q &= je \frac{r - j(1 - 2s)x_d(js)}{r^2 + jsr[x_d(js) + x_q(js)] + (1 - 2s)x_d(js)x_q(js)}. \end{aligned} \right\} \quad (2.16)$$

Результирующие сопротивления  $x_d(js)$  и  $x_q(js)$  также могут быть найдены через определители  $\Delta_d$ ,  $\Delta_q$ ,  $\Delta_{kd}$  и  $\Delta_{kq}$

$$x_d(js) = x_d - \sum_{k=f}^{k=n} \frac{\Delta_{kd}}{\Delta_d} x_{kad}, \quad (2.17)$$

$$x_q(js) = x_q - \sum_{k=0}^{k=n} \frac{\Delta_{kq}}{\Delta_q} x_{kaq}, \quad (2.18)$$

где  $x_d$ ,  $x_q$  — индуктивные синхронные сопротивления обмотки статора по продольной и поперечной осям, д. е.

Результирующие токи в стержнях определяются геометрическим суммированием токов по осям для одного стержня. В общем случае на сбегающем и набегающем концах полюса стержни нагружены по-разному, так как на сбегающем конце токи в стержнях по осям геометрически складываются

$$i_{ck} = i_{kd} + i_{kq}, \quad (2.19)$$

а на набегающем — вычитаются

$$i'_{ck} = -i_{kd} + i_{kq}. \quad (2.20)$$

При нечетном числе стержней на полюс на продольной оси симметрии располагается нулевой стержень. Его ток равен удвоенному току нулевой цепи по поперечной оси

$$i_{c0} = 2i_{0q}. \quad (2.21)$$

Действующее значение тока в стержне

$$I_{ck} = |i_{ck}| m_{Ik} I_\phi = |i_{ck}| \frac{3}{2} \frac{w_{k\omega 1}}{2p} I_\phi, \quad a, \quad (2.22)$$

где  $m_{Ik}$  — коэффициент приведения токов в цепях пусковой обмотки к току обмотки статора;  $I_\phi$  — действующее значение номинального фазного тока обмотки статора, а.

При приближенных расчетах могут быть использованы также следующие упрощенные формулы для расчета токов в элементах пусковой обмотки.

Ток в стержнях обмотки, за исключением крайних,

$$I_{ck(k \neq n)} = \frac{4p}{\pi} \frac{t_2}{\tau} m_{Ik} I_a, \quad a,$$

где  $t_2$  — зубцовое деление пусковой обмотки;  $\tau$  — полюсное деление по расточке статора;  $I_a$  — действующее значение фазного пускового тока статора.



Ток в крайних стержнях на полюсном наконечнике

$$I_{cn} = \frac{2}{\pi} \frac{2pn_c t_2}{(n_c t_2 + 2\lambda_{cn} \delta_{\max})} \cos \beta_n \sqrt{\left(1 - \frac{\gamma_f}{\cos \beta_n}\right)^2 + \left(\frac{\pi t_2}{\tau}\right)^2} m_{Ik} I_a, \text{ а,}$$

где  $n_c$  — число стержней пусковой обмотки на полюс;  $\lambda_{cn}$  — удельная проводимость рассеяния  $n$ -го стержня;  $\delta_{\max}$  — максимальный зазор у края полюсного наконечника;  $\beta_n$  — угол, опреде-

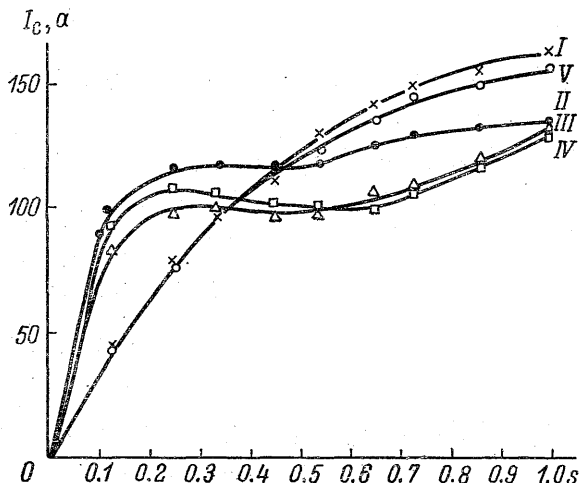


Рис. 2-2. Зависимость токов в стержнях пусковой обмотки модельной синхронной явнополюсной машины типа МГ-15-1000, 15 ква, 230 в, 1000 об./мин. от скольжения.

I и V стержни латунные, остальные — медные.

ляющий положение крайнего стержня пусковой обмотки относительно продольной оси,

$$\gamma_f = \frac{x_{fa} - x_{nad}}{x_{ff} - x_{nf}}.$$

Ток на участке короткозамыкающего кольца, находящемся на оси симметрии полюса,

$$I_{\lambda 0} \approx \frac{2}{\pi} \frac{2pn_c t_2}{n_c t_2 + 2\lambda_{cn} \delta} (1 - \gamma_f) m_{Ik} I_a, \text{ а,}$$

где  $\delta$  — минимальный зазор по оси симметрии полюсного наконечника.

Ток в междуполюсном участке короткозамыкающих колец

$$I_{\lambda n} \approx \frac{2}{\pi} \frac{2pn_c t_2}{n_c t_2 + 2\lambda_{cn} \delta_{\max}} \sin(\alpha 90^\circ) m_{Ik} I_a, \text{ а,}$$

где  $\alpha$  — коэффициент полюсной дуги.

На рис. 2-2 приведена зависимость токов в стержнях пусковой обмотки от скольжения, полученная экспериментальным путем

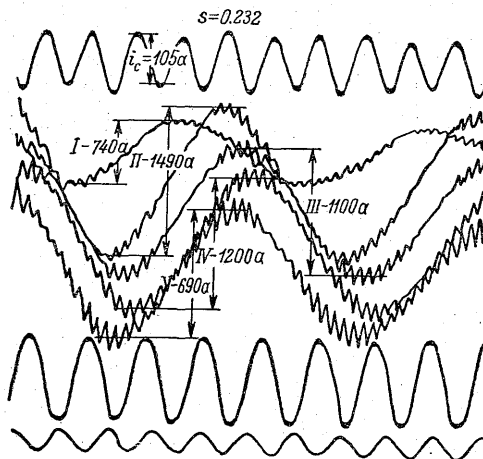


Рис. 2-3. Осциллограмма токов в стержнях пусковой обмотки МГ-15-1000 при непосредственном пуске от сети с наглухо подключенным возбудителем.

в установившемся асинхронном режиме модельной синхронной явнополюсной машины типа

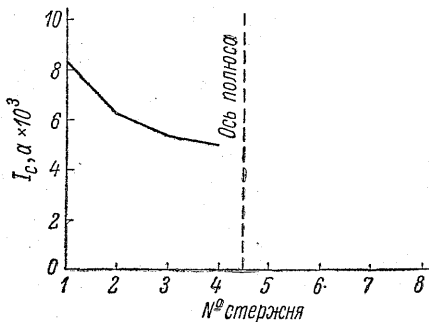


Рис. 2-4. Распределение токов в стержнях пусковой обмотки синхронного компенсатора типа КС-30000-11 при питании пониженным трехфазным напряжением. Все стержни обмотки — латунные, крайние стержни — закрытые.

МГ-15-1000, 15 ква, 230 в, 1000 об./мин. Обмотка возбуждения замкнута накоротко; направление вращения от I к V стержню.

Во время эксперимента модельная машина питалась трехфазным током с частотой 50 гц при пониженном напряжении 0.08 от номинального и одновременно приводилась во вращение двигателем постоянной скорости вращения. Токи в стержнях измерялись с помощью безындукционных шунтов, данные измерений с вращающегося ротора передавались с помощью системы специальных контактных колец.

На рис. 2-3 показана одна из осциллограмм токов в стержнях при прямом пуске этой же модельной машины. Из осциллограммы видно, что при повышен-

ных скоростях вращения на кривую тока частоты скольжения накладываются кривые более высоких частот от высших гармонических мдс статора.

На рис. 2-4 показано распределение токов в стержнях пусковой обмотки синхронного компенсатора типа КС-30000-11 мощностью 30000 ква. Зависимость получена при питании обмотки статора компенсатора пониженным трехфазным напряжением порядка 0.4 от номинального при заторможенном роторе.

Результаты экспериментальных исследований токов в стержнях пусковой обмотки в целом хорошо согласуются с данными расчета по приведенным выше формулам [2-3, 2-6, 2-11].

При расчетах токов в стержнях пусковой обмотки целесообразно использование ЭЦВМ [2-3, 2-6, 2-12].

### § 3. Механические усилия и нагрев элементов двигателя при пуске

При пуске двигателя возникают значительные токи в обмотке статора, а также в пусковой обмотке, что может привести к повышенным нагревам, вызвать большие механические усилия и явиться причиной повреждения элементов двигателя.

Особенно напряженным элементом двигателя является его пусковая обмотка. Неравномерное распределение токов по стержням пусковой обмотки (см., например, рис. 2-4) приводит к неравномерному нагреву и вызывает значительные механические напряжения в местах сварки стержней с короткозамыкающим кольцом.

При пусках от полного напряжения с малым моментом торможения («быстрый» пуск) с достаточным приближением можно считать, что вся тепловая энергия, выделяемая в стержне во время пуска, остается в нем и идет на повышение его температуры. Тогда

$$C_c \frac{d\theta_c}{dt} = I_c^2 r_c, \quad (2.23)$$

где  $C_c$  — теплоемкость стержня, равная  $C_c = c G_c$ ;  $c$  — удельная теплоемкость (для меди  $c = 0.39$  дж/г·°С, для латуни  $c = 0.384$  дж/г·°С);  $G_c$  — вес стержня (удельный вес латуни  $\gamma_c = 8.6$  г/см<sup>3</sup>);  $r_c$  — сопротивление стержня, ом.

Из (2.23) для температуры стержня  $\theta_c$  имеем

$$\theta_c = \theta_0 + \frac{1}{c\gamma_c} \int_0^{t_n} j_c^2 \rho_c dt. \quad (2.24)$$

Здесь

$\theta_0$  — начальная температура стержня, °С;  $\gamma_c$  — удельный вес материала стержня, г/см<sup>3</sup>;  $j_c$  — плотность тока в стержне, а/см<sup>2</sup>;  $\rho_c$  — удельное сопротивление материала стержня, ом·см.

Время пуска  $t_n$  можно найти по известной зависимости  $M_{\text{рез}} = f(s)$  и  $M_{\text{сопр}} = f(s)$ , где  $M_{\text{сопр}}$  — момент сопротивления, путем численного интегрирования согласно уравнению

$$t_n = J \int_0^{\omega_n} \frac{d\omega}{M_{\text{рез}} - M_{\text{сопр}}} \quad (2.25)$$

В (2.25)  $J$  — момент инерции двигателя с учетом нагрузки.

Если вращающий момент  $M_{\text{рез}}$  выражен в д. е., то

$$t_n = H \int_0^1 \frac{ds}{M_{\text{рез}}(s) - M_{\text{сопр}}(s)}, \quad (2.26)$$

где

$$H = 2.74 (GD^2) \frac{n_n^2}{P_n} 10^{-6}$$

— механическая постоянная двигателя, сек.

Здесь  $GD^2$  — маховой момент двигателя с учетом махового момента механизма,  $\text{кгм}^2$ ;  $n_n$  — номинальная скорость вращения, об./мин.;  $P_n$  — номинальная мощность, ква.

Определение  $\theta_c$  из уравнений (2.24) и (2.26) возможно при использовании ЭВМ. На рис. 2-5 показаны найденные с помощью ЭЦВМ кривые  $\theta_c = f(s)$  для синхронного двигателя мощностью 5000 л. с., 1200 об./мин., 60 гц, 6600 в [2-12].

При расчетах для практических целей распространение получила следующая приближенная формула для расчета нагрева медных демпферных обмоток:

$$\theta_{c. \text{ср}} \approx 1250 \frac{H P_n \cos \varphi}{n_n G_{\text{сз}}} \frac{M_{\text{рез. ср}}}{M_{\text{рез. ср}} - M_{\text{сопр. ср}}}, \quad (2.27)$$

где  $G_{\text{сз}}$  — суммарный вес стержней пусковой обмотки, кг.

Средняя температура медной пусковой обмотки, найденная по (2.27), не должна превышать  $300^\circ$  [2-16].

При пусках с пониженным напряжением под нагрузкой («медленный» пуск), когда длительность пуска превышает 10–15 сек., необходимо учесть передачу тепла от стержня пусковой обмотки

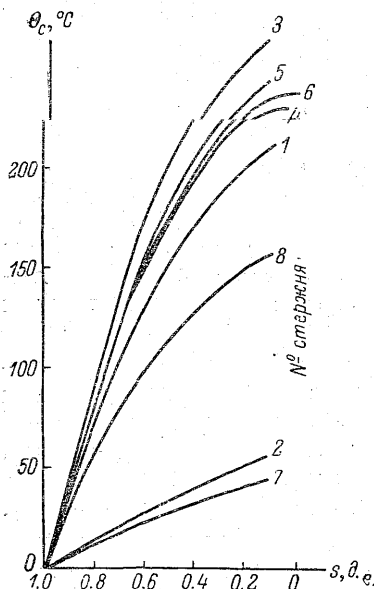


Рис. 2-5. Нагрев стержней пусковой обмотки при пуске мощного синхронного двигателя.

Пуск от полного напряжения; 2 и 7-й пазы полностью закрыты; направление вращения от 1 к 8-му стержню.

в окружающую его сталь. В этом случае дифференциальное уравнение нагрева стержня будет иметь вид

$$C_c \frac{d\theta_c}{dt} + \lambda_\beta S \theta_c = I_c^2 r_c. \quad (2.28)$$

Здесь  $\lambda_\beta$  — теплопроводность поверхности соприкосновения стержня с полюсом,  $\text{вт}/\text{см}^2 \cdot ^\circ\text{C}$ ;  $S$  — поверхность соприкосновения,  $\text{см}^2$ .

Решение (2.28) относительно  $\theta_c$  дает выражение вида

$$\theta_c = \epsilon_c \left[ \theta_0 + \frac{1}{c\gamma_c} \int_0^{t_n} j_c^2 \rho_c \epsilon_c \frac{4\lambda_\beta t}{c\gamma_c d_c} dt \right]. \quad (2.29)$$

Для круглых стержней пусковой обмотки при использовании формул (2.24) и (2.29) можно не учитывать зависимости удельного сопротивления стержня  $\rho_c$  от температуры  $\theta_c$ , поскольку при изменении температуры, с одной стороны,  $\rho_c$  увеличивается пропорционально  $1 + \alpha\theta_c$  ( $\alpha$  — температурный коэффициент изменения сопротивления), а с другой, примерно в такой же степени уменьшается из-за изменения коэффициента вытеснения переменного тока в стержне.

Теплопроводность поверхности соприкосновения  $\lambda_\beta$  обычно принимают равной  $0.02 \div 0.03 \text{ вт}/\text{см}^2 \cdot ^\circ\text{C}$ . Однако при более точных расчетах следует учитывать, что  $\lambda_\beta$  зависит не только от теплоотдачи с поверхности соприкосновения стержня с полюсом, но также и от характера расположения стержней по периферии наконечника.

Наибольшие механические напряжения во время пуска возникают в местах заделки стержней в короткозамыкающие кольца и вызываются главным образом неравномерным нагревом отдельных стержней. Указанные напряжения могут быть найдены из решения системы уравнений равновесия, а также уравнений, составленных из условий совместности деформаций стержней и кольца при неравномерном нагреве стержней.

Перегрев обмотки статора  $\theta_s$  двигателя за время пуска в первом приближении (предполагая процесс нагрева адиабатическим) может быть найден по формуле

$$\theta_s \approx \frac{j_{sn}^2}{175} t_n, \quad ^\circ\text{C}, \quad (2.30)$$

где  $j_{sn}$  — средняя плотность тока в обмотке статора при пуске,  $\text{а}/\text{мм}^2$ .

При пуске двигателя возникают значительные механические усилия в лобовых частях обмотки статора. Поэтому при краткостях пусковых токов больше 5 необходимо усиление крепления лобовых частей и повышение жесткости, что в основном достигается уста-

новкой специальных прокладок между соседними катушками, в том числе и при выходе из паза, а также качественной бандажировкой катушек.

#### § 4. Определение пусковых характеристик синхронных двигателей частотным методом [2-5]

Установившийся ток статора в синхронно вращающихся осях равен

$$i_s = \frac{i_{sxo} + j \frac{r}{1-2s} i_{sdo} i_{sqo}}{D(js)} + \frac{i_{syo}^*}{D(-js)} \varepsilon^{-j2st}, \quad (2.31)$$

где

$$\left. \begin{aligned} i_{sxo} &= \frac{1}{2} (i_{sdo} + i_{sqo}), \\ i_{syo} &= \frac{1}{2} (i_{sdo} - i_{sqo}), \end{aligned} \right\} \quad (2.32)$$

$$D(js) = 1 + 2js \frac{r}{1-2s} i_{sxo} + \frac{r^2}{1-2s} i_{sdo} i_{sqo}. \quad (2.33)$$

Ток статора (в синхронно вращающихся осях) может быть выражен в виде

$$i_s = I_x + I_y^* \varepsilon^{-j2st} = A_x + jB_x + (A_y - jB_y) \varepsilon^{-j2st}, \quad (2.34)$$

где

$$I_x = \frac{i_{sxo} + j \frac{r}{1-2s} i_{sdo} i_{sqo}}{D(js)} = A_x + jB_x, \quad (2.35)$$

$$I_y = \frac{i_{syo}}{D(js)} = A_y + jB_y. \quad (2.36)$$

Электромагнитный вращающий момент машины  $M_e$  в установившемся режиме при данном скольжении ротора  $s$  (выраженный в долях базового) численно равен мнимой составляющей тока  $i_s$  за вычетом потерь в статоре, выраженных в д. е.,

$$M_e = \frac{i_s - i_s^*}{2j} - r i_s i_s^*. \quad (2.37)$$

При наличии несимметрии ротора электромагнитный вращающий момент состоит из двух составляющих: средней  $M_{e\text{cp}}$  и пульсирующей  $M_{ep}$ , имеющей частоту  $2s$ :

$$M_e = M_{e\text{cp}} + M_{ep}, \quad (2.38)$$

где

$$M_{e\text{cp}} = B_x - r(A_x^2 + B_x^2 + A_y^2 + B_y^2), \quad (2.39)$$

$$M_{ep} = \sqrt{B_y + r(A_x A_y - B_x B_y)]^2 + [A_y - r(A_x B_y + A_y B_x)]^2} \times \times \cos(2st + \varphi_{y0}). \quad (2.40)$$

Здесь угол  $\varphi_{y0}$  можно принять равным нулю, так как рассматривается установившийся режим.

Если пренебречь влиянием потерь в активном сопротивлении статора ( $r \approx 0$ ), то

$$M_e = B_x + \sqrt{A_y^2 + B_y^2} \cos 2st. \quad (2.41)$$

В этом случае ( $r \approx 0$ )

$$B_x = \frac{i_{sxo} - i_{sxo}^*}{2j} = \frac{1}{4j} (i_{sdo} + i_{sqo} - i_{sdo}^* - i_{sqo}^*), \quad (2.42)$$

$$A_y = \frac{i_{syo} + i_{syo}^*}{2} = \frac{1}{4} (i_{sdo} - i_{sqo} + i_{sdo}^* - i_{sqo}^*), \quad (2.43)$$

$$B_y = \frac{i_{syo} - i_{syo}^*}{2j} = \frac{1}{4} (i_{sdo} - i_{sqo} - i_{sdo}^* + i_{sqo}^*). \quad (2.44)$$

Величина среднего электромагнитного вращающего момента при этом определяется как вертикальная составляющая комплекса полусуммы токов  $i_{sdo}$  и  $i_{sqo}$ , либо  $i_{sd}$  и  $i_{sq}$ , т. е. при  $r \approx 0$

$$M_e \approx \text{Im} \left\{ \frac{1}{2j} \left[ \frac{1}{x_d(js)} + \frac{1}{x_q(js)} \right] \right\} \approx \text{Im} \left\{ \frac{1}{2} \left[ \frac{1}{r + jx_d(js)} + \frac{j}{r + jx_q(js)} \right] \right\}. \quad (2.45)$$

Были произведены расчеты пускового тока и электромагнитного вращающего момента при пуске для синхронного двигателя типа ДСП116/49-4 мощностью 1300 квт, 1500 об./мин., 6000 в по частотным характеристикам, найденным из опытов затухания постоянного тока в статоре при неподвижном роторе. Расчеты производились по формулам, учитывающим влияние активного сопротивления в цепи статора, а также по упрощенной формуле (2.45), выведенной для случая, когда активное сопротивление в цепи статора весьма мало. Полученные зависимости сравнивались с экспериментальными кривыми, найденными непосредственно из обработки данных разбега двигателя без нагрузки.

Кроме того, производилось включение двигателя в сеть и осциллографировались скорость вращения ротора, ток статора, потребляемая мощность и напряжение на зажимах статора. Обмотка возбуждения была замкнута накоротко. Вращающий момент определялся по известной зависимости между моментом вращения, маховой массой ротора двигателя и ускорением в период пуска. Очевидно, что пусковой ток и вращающий момент при пуске несколько отличаются от значений, соответствующих статическим характеристикам.

Как известно, для крупных машин со сравнительно большим временем разгона это отличие невелико, и в практике расчета пусковых характеристик обычно пользуются только зависимостями, соответствующими статическим характеристикам.

На рис. 2-6 (кривые 1 и 3) приведены статические зависимости среднего электромагнитного вращающего момента  $M_e = f(s)$  в функции скольжения, рассчитанные для указанного выше двигателя по частотным характеристикам. Вращающий момент при этом выражен в долях от номинального, который в относительных единицах численно равен номинальному коэффициенту мощности.

Кривая 1 получена с учетом влияния активного сопротивления  $r$  в цепи статора, кривая 3 — по формуле (2. 45) с приближен-

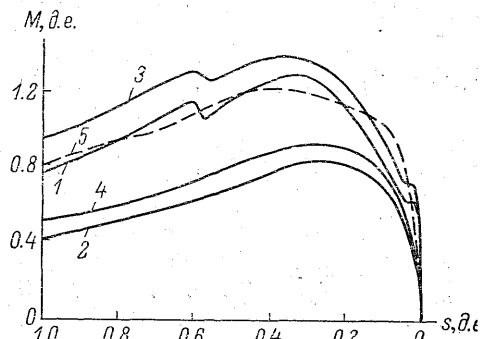


Рис. 2-6. Кривые пускового момента синхронного двигателя типа ДСП116/49-4, 1300 квт, 1500 об./мин., 6000 в.

1 — вращающий момент, определенный по частотным характеристикам с точным учетом активного сопротивления статора при замкнутой накоротко обмотке возбуждения; 2 — то же при разомкнутой обмотке возбуждения; 3 — вращающий момент, определенный по частотным характеристикам по приближенной формуле при замкнутой накоротко обмотке возбуждения; 4 — то же при разомкнутой обмотке возбуждения; 5 — эксплуатационная кривая, определенная по методу разгона двигателя при замкнутой накоротко обмотке возбуждения.

ным учетом влияния  $r$ . На том же рисунке представлена кривая 5, полученная непосредственно осциллографированием кривой разбега двигателя при пуске и представляющая собой зависимость среднего электромагнитного вращающего момента машины от скольжения ротора, рассчитанного по ускорениям ротора при пуске.

Сравнение кривых 1, 3 и 5 показывает, что предложенная методика определения среднего пускового момента по частотным характеристикам, найденным из кривых затухания постоянного тока при неподвижном роторе, позволяет достаточно точно определить пусковые моменты синхронных машин, не прибегая к испытаниям

методом непосредственной нагрузки или к способу определения пускового момента методом разбега машин. Небольшое отличие значений среднего пускового момента, определенного из частотных характеристик по формуле (2. 39), от значений, соответствующих опытной кривой 5, объясняется неучетом в кривой 1 переходных электромагнитных процессов в период пуска и некоторой неточностью кривой 5, полученной косвенным методом. Известно, что в машинах с малой маховой массой, т.е. с временем разгона порядка  $1 \div 2$  сек., всегда наблюдаются значения вращающего момента, определенного по методу разбега, несколько отличающиеся от полученного в результате испытаний в установившихся режимах. В нашем случае время разгона двигателя составляло примерно 1.85 сек. Вблизи подсинхронной скорости из-за трудности определения ускорения



метод разбега двигателя для нахождения пускового момента вообще не гарантирует достаточной точности.

Кривые 2 и 4 (рис. 2-6) означают средний пусковой момент двигателя при разомкнутой обмотке возбуждения ротора, рассчитанный, соответственно, по формулам (2. 38)—(2. 45). Сравнение кривых 1, 2 дает возможность оценить величины пусковых моментов, создаваемых массивом и обмоткой возбуждения.

Величина пускового тока определяется как реальная составляющая тока статора  $i_{\sigma}$ , представленного в неподвижных координатных осях. Ток  $i_{\sigma} = i_s \varepsilon^{j t}$ , где  $i_s$  — ток статора в синхронно вращающихся координатных осях, определяемый по формуле (2. 31),

$$i_s = (A_x + jB_x) \varepsilon^{j t} + (A_y - jB_y) \varepsilon^{j(1-2s)t}. \quad (2. 46)$$

Ток в фазовой обмотке  $a$  статора

$$i_a = A_x \cos t - B_x \sin t + A_y \cos [(1-2s)t] + B_y \sin [(1-2s)t]. \quad (2. 47)$$

При  $s=1$ , т. е. при неподвижном роторе,

$$i_{a(s=1)} = (A_x + A_y) \cos t - (B_x + B_y) \sin t. \quad (2. 48)$$

Эффективное значение тока в этом случае равно (в долях номинального тока статора)

$$|i_a|_{(s=1)} = \sqrt{(A_x + A_y)^2 + (B_x + B_y)^2}. \quad (2. 49)$$

При  $s \neq 1$  получаем сумму двух токов с разными частотами. Эффективное значение тока  $i_{ac}$ , имеющего номинальную частоту, в этом случае равно

$$|i_{ac}|_{(s \neq 1)} = \sqrt{A_x^2 + B_x^2}. \quad (2. 50)$$

Ток  $i_{ap}$  с частотой  $1-2s$  равен по своему эффективному значению в долях от номинального

$$i_{ap} = \sqrt{A_y^2 + B_y^2}. \quad (2. 51)$$

Эффективное значение пускового тока статора в долях от номинального при  $s \neq 1$  равно

$$|i_a|_{(s \neq 1)} = \sqrt{A_x^2 + B_x^2 + A_y^2 + B_y^2}. \quad (2. 52)$$

Сравнение формул (2. 49) и (2. 52) показывает, что при переходе от установившегося режима  $s=1$  к установившемуся режиму  $s \neq 1$  имеет место скачок в величине эффективного (и среднего) значения тока статора вследствие того, что при  $s=1$  обе составляющие тока статора  $I_x$  и  $I_y$  имеют одинаковую номинальную частоту, а при  $s \neq 1$  частоты этих токов равны 1 и  $1-2s$ .

В действительности, при пуске ротор машины вращается со скольжением, являющимся функцией времени, поэтому скачка в величине тока при переходе от режима  $s=1$  к режиму  $s \neq 1$  не возникает. Для учета плавного перехода необходимо знать зави-

симось величины скольжения ротора от времени  $s=f(t)$  для начального периода пуска и преобразовать выражение для тока статора таким образом, чтобы с учетом известной зависимости  $s=f(t)$  рассматривать изменение частоты тока как эквивалентное изменение фазы.

Ток статора  $i_\sigma$  может быть представлен в виде

$$\begin{aligned} i_\sigma &= (A_x + jB_x) \varepsilon^{jt} + (A_y - jB_y) \varepsilon^{j(1-2s)t} = \\ &= (A'_x + jB'_x) \varepsilon^{jt} + (A'_y - jB'_y) \varepsilon^{-jt}, \end{aligned} \quad (2.53)$$

где

$$A'_y = A_y \cos 2\omega_r t + B_y \sin 2\omega_r t,$$

$$B'_y = B_y \cos 2\omega_r t - A_y \sin 2\omega_r t.$$

Зная  $\omega_r$  и  $t=f(\omega_r)$  и рассматривая изменение частоты токов для заданных моментов времени как эквивалентное изменение фазы, можно определить для начала пуска величины  $A'_y$  и  $B'_y$ .

На рис. 2-7 приведены кривые тока статора при пуске в функции от скольжения. Кривая 1 соответствует среднему току статора, полученному непосредственно из осциллограммы тока статора при пуске машины с питанием статора от сети с номинальным напряжением. Кривые 2, 3 и 4 получены из частотных характеристик.

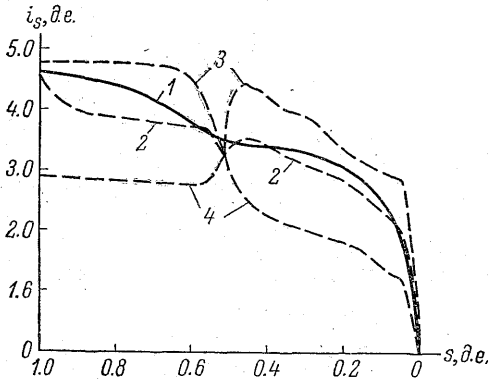


Рис. 2-7. Кривые зависимости пускового тока статора от скольжения.

1 — средний ток статора по осциллограмме, снятой при пуске от полного напряжения; 2 — эффективное значение тока статора при пуске; 3 — максимальный пусковой ток статора, равный сумме амплитуд токов с частотами 1 и  $1-2s$ ; 4 — минимальный пусковой ток статора, равный разности амплитуд токов с частотами 1 и  $1-2s$ . Кривые 2, 3, 4 рассчитаны по частотным характеристикам (показаны прерывистыми линиями).

Из рисунка видно, что при скольжении ротора, равном 0.5, составляющая тока статора, имеющая частоту  $1-2s$ , стремится к нулю, что следует и из физических соотношений — обратное поле, создаваемое

несимметрией ротора, в этом случае неподвижно по отношению к статору.

На рис. 2-8 представлена «круговая» диаграмма — частотная характеристика для среднего тока статора  $I_x$ , имеющего номинальную частоту. В районе  $s=0.5$  геометрическое место токов  $I_x$  имеет петлю, вызванную наличием асимметрии ротора и влиянием активного сопротивления в цепи статора. Эта петля характеризуется известным одноосным эффектом в машинах с несимметричным

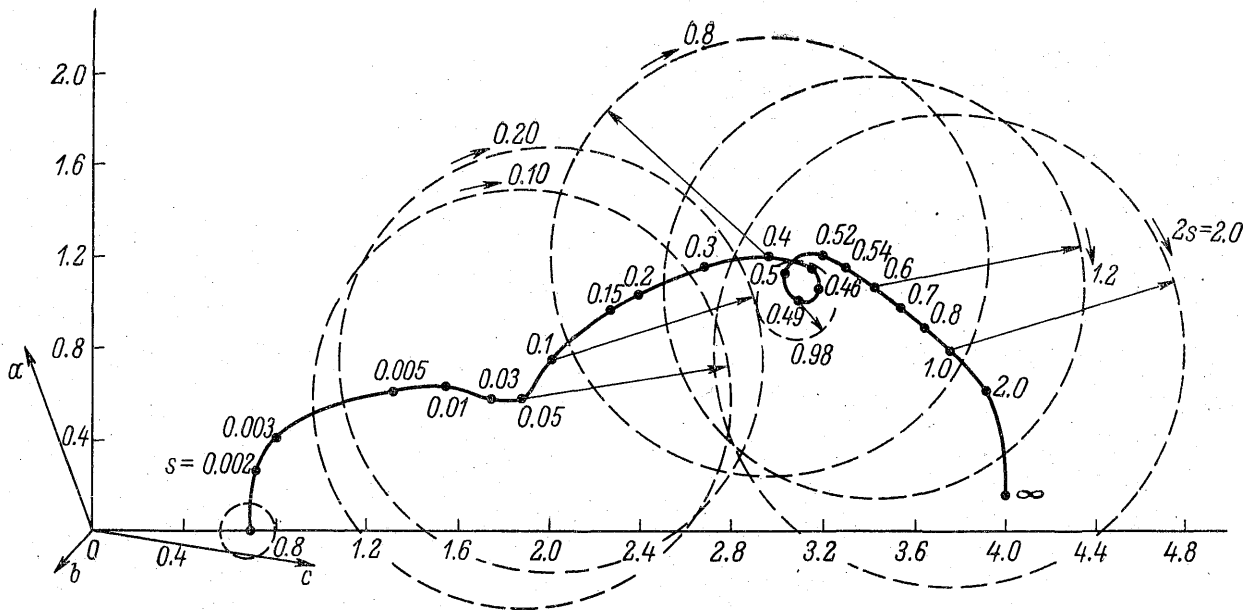


Рис. 2-8. Частотная характеристика среднего тока статора.

$a, b, c$  — оси фазовых обмоток, вращающиеся по отношению к диаграмме с синхронной скоростью по часовой стрелке.

ротом. Ток  $I_y$ , имеющий частоту  $1 - 2s$ , для каждого скольжения  $s$  характеризуется своей окружностью. Некоторые из этих окружностей (при  $s=0; 0.05; 0.1; 0.49; 0.6; 1.0$ ) представлены на рисунке. Ток  $I_y$  характеризуется радиус-вектором, обегаящим окружность по часовой стрелке со скоростью  $2s$ .

При  $s=0.5$  радиус окружности, характеризующей величину  $I_y$ , стремится к нулю.

Для определения токов в фазовых обмотках  $a, b, c$  достаточно найти проекции токов  $I_x$  и  $I_y$  на оси  $a, b, c$ , расположенные на диаграмме под углом  $120^\circ$  и вращающиеся по часовой стрелке со скоростью, равной единице.

## ГЛАВА 3

### ОСОБЕННОСТИ ПУСКОВЫХ РЕЖИМОВ СИНХРОННЫХ МАШИН С МАССИВНЫМ РОТОРОМ

Демпферная (пусковая) клетка синхронной машины представляет собой элемент, подвергающийся при пуске весьма тяжелым комбинированным нагрузкам — тепловым и механическим. Это обусловило ее пониженную надежность в мощных высокооборотных машинах.

С целью повышения надежности работы машины в пусковом режиме многие заводы применяют массивный стальной ротор, являющийся одновременно элементом магнитопровода и пусковой клеткой. К таким машинам относятся прежде всего двухполюсные синхронные двигатели (турбодвигатели), представляющие собой в конструктивном отношении модификацию турбогенераторов той же мощности. Эти двигатели выпускаются отечественной промышленностью в диапазоне мощностей до 12 Мвт.

Заводом «Уралэлектротяжмаш» выпускаются явнополюсные синхронные двигатели с массивными полюсами и замыкающими медными кольцами на торцах. Этим заводом выпускаются также синхронные компенсаторы мощностью до 100 Мва. Массивные полюса для компенсаторов находят применение и за рубежом.

#### § 1. Методы построения схем замещения для расчета асинхронных режимов

Аналитические методы расчета поверхностного эффекта в сочетании с обычными эквивалентными схемами позволяют сравнительно просто построить схему замещения для асинхронного режима многофазной машины с гладким массивным ротором (см. гл. 1). Однако на практике ротор синхронной машины представляет собой сложную явнополюсную конструкцию, расчет электромагнитных процессов в которой возможен только с использованием ряда допущений.

В § 5 гл. 1 была рассмотрена схема для расчета асинхронных (в том числе и пусковых) режимов неявнополюсной машины. Расчет параметров в асинхронном (пусковом) режиме при учете реальной формы полюсов представляет значительные трудности [3-1]. Поэтому для определения пусковых характеристик явнополюс-

ных синхронных двигателей удобным оказывается использование метода эквивалентных схем в продольной и поперечной осях, причем наличие массива предполагается эквивалентным демпферному контуру, распределенному на поверхности полюсов. При составлении схемы замещения явнополюсной машины, помимо факторов, рассмотренных выше, применительно к неявнополюсной машине должно быть обращено внимание на правильный

учет сопротивления торцового замыкающего кольца.

Эквивалентное активное сопротивление короткозамкнутого кольца  $r_{кз}$  должно соединяться параллельно с эквивалентным сопротивлением торцевой части  $r_{э.т}$  (рис. 3-1). Практически

$$r_{э.т}(s)/s \gg r_{кз}d/s.$$

Параметры схемы замещения определяются, согласно [3-2], формулами того же вида, что и для неявнополюсной машины (см. § 4 гл. 1). Эквивалентные активные сопротивления короткозамыкающего кольца по осям  $d$  и  $q$ , д. е.

$$r_{кз d} = \frac{3550}{f} \frac{F_a}{2\Phi} \frac{0.2D_i c_p}{pq_p}, \quad (3.1)$$

$$r_{кз q} = \frac{2260}{f} \frac{F_a}{2\Phi} \frac{0.4D_i c_p}{pq_p}. \quad (3.2)$$

Рис. 3-1. Схемы замещения для расчета пускового (асинхронного) режима явнополюсной машины.

$a$  — по оси  $d$ ;  $b$  — по оси  $q$ .

Здесь  $F_a$  — мдс реакции якоря, а;  $\Phi$  — первая гармоническая магнитного потока машины в зазоре в режиме холостого хода при номинальном напряжении ( $\text{вб} \cdot 10^{-8}$ );  $c_p$  — отношение удельного сопротивления материала кольца к удельному сопротивлению меди;  $D_i$  — диаметр расточки статора, мм;  $q_p$  — сечение кольца, мм;  $p$  — число пар полюсов.

При расчете токов по рассмотренным выше схемам для явнополюсной и неявнополюсной машин встает вопрос о токе, в функции от которого определяется линейная нагрузка  $AS_2$  в формуле (1.4а). Строго говоря, это ток в соответствующей ветви схемы замещения, эквивалентирующей массив, так что его определение должно производиться методом последовательных приближений.

Практически при расчете пускового режима в порядке первого приближения вторичный ток (в относительных единицах) часто

принимают равным первичному, так как в широком диапазоне скольжений эти токи мало отличаются по величине. Такой прием, однако, недопустим при расчете установившихся асинхронных режимов с малым скольжением.

Другим вопросом, разрешаемым в ходе расчета в зависимости от конкретных данных, является выбор способа усреднения эквивалентной схемы. В [3-2] даны формулы для сравнительно точного расчета тока и вращающего момента в асинхронном режиме по заданным зависимостям  $x_d(s)$  и  $x_q(s)$ , однако практическое использование этих формул для машины с массивным ротором встречает определенные трудности. Поэтому реальный режим работы машины при пуске рассматривается обычно как средний по двум осям.

При этом возможны два способа усреднения — усреднение по сопротивлениям

$$Z_{cp} = \frac{Z_d + Z_q}{2} \quad (3.3)$$

или по проводимостям

$$Z_{cp} = \frac{2Z_d Z_q}{Z_d + Z_q} \quad (3.4)$$

Формула (3.4) более точна, за исключением района скольжения  $s=0.5$ . При больших скольжениях, когда в сопротивлении  $Z$  основную роль играет реактивность рассеяния  $x_l$ , можно пользоваться формулой (3.3). При малых скольжениях, когда величина тока заметно зависит от вторичных сопротивлений, надлежит пользоваться формулой (3.4).

Расчеты по приведенным выше схемам и экспериментальные данные позволяют выявить особенности пусковых характеристик двигателей с массивным ротором. Как правило, это повышенный начальный момент и отсутствие выраженного максимума функции  $M=f(s)$  при малых скольжениях (рис. 3-2).

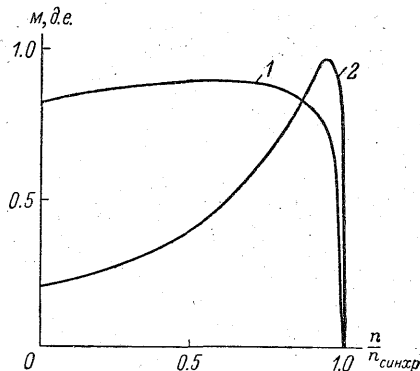


Рис. 3-2. Зависимость асинхронного момента от скольжения для двигателя мощностью 8000 квт при напряжении  $e=0.6e_n$ .

1 — массивные полюса; 2 — шихтованные полюса с демпферной клеткой.

## § 2. Определение параметров схемы замещения для асинхронного режима

В гл. 1 рассматривались методы составления схемы замещения для расчета асинхронных режимов машин с массивными полюсами. При этом в ряд формул вводились опытные коэффициенты. Есте-

ственно, что обработка результатов эксперимента с целью получения и уточнения этих коэффициентов должна проводиться с учетом специфических характеристик массивного ротора.

Рассмотрим многофазную машину с массивным ротором и с разомкнутой обмоткой возбуждения, для которой требуется найти зависимость эквивалентных параметров массивного ротора в схеме замещения от вторичного тока  $I_2'$  и скольжения  $s$ .

Из опыта асинхронного хода (или пуска) имеем зависимости тока статора и коэффициента мощности от скольжения  $I_1 = f(s)$ ,  $\cos \varphi_1 = \varphi(s)$ .

Зная зависимость  $n = f(t)$  и величину махового момента  $GD^2$ , можно найти также зависимость реального пускового момента на валу от скольжения  $M = f(s)$ .

В практике испытаний зависимость  $M = f(s)$  получается обычно следующим путем. Определяется величина махового момента  $GD^2$  (по данным расчета или по опыту выбега); проводится режим пуска и снимается зависимость  $n = f(t)$ ; из полученной зависимости  $n = f(t)$  находятя соотношения

$$s = \frac{n_{\text{синхр}} - n}{n_{\text{синхр}}} = f_1(t), \quad (3.5)$$

$$M = \frac{GD^2}{375} \frac{dn}{dt}. \quad (3.6)$$

Из этих уравнений путем исключения  $t$  и перевода в соответствующие единицы может быть получена зависимость  $M = f(s)$ . Необходимо при этом иметь в виду, что определенный таким образом вращающий момент на валу оказывается несколько меньше электромагнитного момента двигателя  $M_e$ , величина которого определяется с помощью эквивалентных схем, из-за влияния добавочных потерь на поверхности массивного ротора [3-3].

В номинальном режиме наибольшую часть добавочных потерь составляют потери от пульсации потока холостого хода, обусловленной зубчатостью статора. При расчете потерь в режиме пуска существенное внимание должно быть уделено учету потерь от зубчатости мдс статора, ввиду того что токи в течение пуска значительно превышают номинальный. При этом должно быть учтено изменение магнитной проницаемости стали в поверхностном слое под действием намагничивания вихревыми токами. Для нормального синхронного режима следует учитывать намагничивание поверхностного слоя собственными токами высших гармонических. В пусковом же режиме основную роль будет играть намагничивание поверхностного слоя непосредственно вихревыми токами первой гармонической, величина линейной нагрузки которой значительно превышает величину линейных нагрузок высших гармонических.



На рис. 3-3 показана зависимость величины паразитного момента, вызванного добавочными потерями, от скольжения для синхронной машины типа ГС-1496-6. При оценке результатов, показанных на этом рисунке, следует иметь в виду, что в машине типа ГС-1496-6 относительно малый воздушный зазор ( $\delta_{cp}=3.6$  мм). Это обуславливает повышенные потери на поверхности полюса.

Расчетный электромагнитный момент, определяемый по схеме замещения (см., например, рис. 3-1), равен сумме момента на валу  $M$  и тормозного момента, обусловленного добавочными потерями  $M_{д.п.}$ ,

$$M_e = M + M_{д.п.} \quad (3.7)$$

Величина  $M_{д.п.}$  может быть определена расчетом, например по [3-3]. Зная экспериментальное значение  $M$  и расчетное значение  $M_{д.п.}$ , можно найти по равенству (3.7) величину электромагнитного момента в исследованном режиме.

Подставив в схему, например, рис. 3-1 все известные сопротивления, подбирают величины  $r_r(i_r, s)$  и  $x_r(i_r, s)$  таким образом, чтобы расчетные токи и моменты совпадали с опытными. Для каждого скольжения  $s$  можно произвести расчет токов и напряжений в элементах схемы замещения при заданном напряжении статора  $e_s$ . Падение напряжения на сопротивлении рассеяния статорной обмотки

$$\Delta e_s = i_1 j x_l.$$

Напряжение на эквивалентном вторичном сопротивлении

$$e_r = e_s - \Delta e_s. \quad (3.8)$$

Ток в контуре намагничивания

$$i_\mu = \frac{e_r}{j X_\mu}. \quad (3.9)$$

Ток во вторичном контуре

$$i_r = i_1 - i_\mu. \quad (3.10)$$

Эквивалентное вторичное активное сопротивление

$$\frac{r_r(i_r, s)}{s} = \frac{M_e(s) n_{\text{синхр}} (1-s)}{(i_r)^2}. \quad (3.11)$$

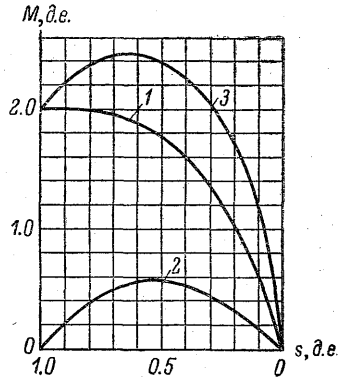


Рис. 3-3. Зависимость составляющих пускового момента от скольжения машины с массивным ротором.

1 — момент на валу  $M_{cp}$  (опыт), 2 — момент от паразитных токов  $M_n$  (расчет); 3 — полный электромагнитный момент  $M_e$ .

## Эквивалентное вторичное реактивное сопротивление

$$\frac{x_r(i_r, s)}{s} = \sqrt{\left(\frac{e_r}{i_r}\right)^2 - \left[\frac{r_r(i_r, s)}{s}\right]^2} \quad (3.12)$$

Получив необходимое количество данных при разных скольжениях  $s$ , можно определить зависимости вторичных параметров от тока и от скольжения. Для этого нужно провести значительное количество опытов, так как скольжение и вторичный ток изменяются одновременно.

Еще больше усложняется задача обработки и использования опытных данных, когда обмотка возбуждения замкнута и требуется учет несимметрии массивной части ротора по осям  $d$  и  $q$ . Ввиду этого при расчете режимов машин с массивным ротором необходима осторожность в использовании опытных данных, полученных на машинах с существенно отличающейся конструкцией или мощностью.

### § 3. Расчет времени пуска

Время пуска двигателя может быть определено на основании известной зависимости момента от скольжения  $M=f(s)$ . Уравнение движения ротора для двигателя имеет вид

$$M - M_c = J \frac{d\omega}{dt} \quad (3.13)$$

Здесь  $M_c$  — момент сопротивления;  $J$  — момент инерции.

Подставив в (3.13)

$$\omega = \frac{2\pi n}{60} \quad \text{и} \quad J = \frac{GD^2}{4g},$$

где  $g$  — ускорение силы тяжести, а также представив его в конечных разностях по времени, получим

$$\Delta M = \frac{GD^2}{375} \frac{\Delta n}{\Delta t}, \quad \text{кГм.} \quad (3.14)$$

Для определения времени пуска может быть использован графоаналитический метод. Кривая  $M=f(s)$ , полученная расчетным путем, и заданная кривая момента сопротивления  $M_c=f(s)$  разбиваются на  $m$  участков с усредненным значением вращающих моментов на каждом из участков (рис. 3-4). Зная маховой и избыточный моменты, а также приращение скорости на участке с индексом  $k$ , получим время разгона на данном участке

$$\Delta t_k = \frac{GD^2 (s_{k+1} - s_k) n_n}{375 (M_k - M_{ck})} \quad (3.15)$$

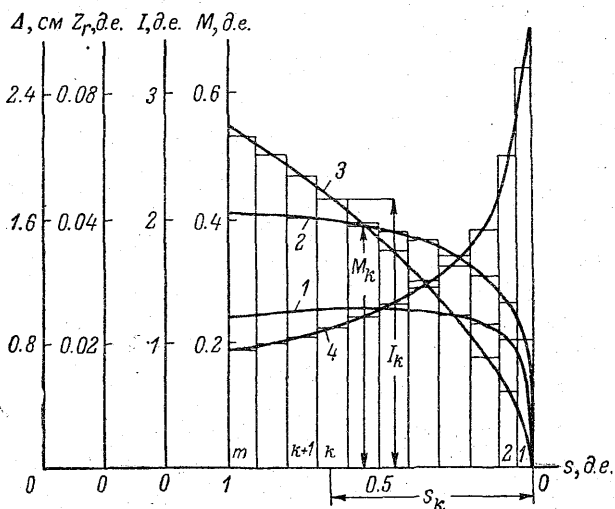


Рис. 3-4. Зависимость  $I$ ,  $M$ ,  $r_r$  и  $\Delta$  от скольжения при пуске синхронного компенсатора СКВ-100000.

1 —  $M=f(s)$ ; 2 —  $I=f(s)$ ; 3 —  $r_r=f(s)$ ; 4 —  $\Delta=f(s)$ .

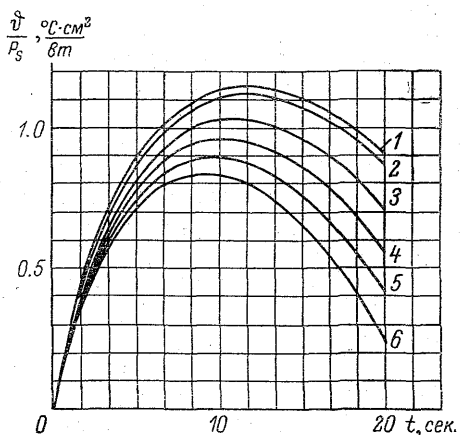


Рис. 3-5. Изменение нагрева поверхности полюса от времени.

Период пуска  $t_n = 20$  сек. При  $\beta = 1$  (1см) и разных значениях коэффициента теплоотдачи с поверхности  $h$ ,  $\frac{\text{вт}}{\text{см}^2 \cdot \text{с}}$ .

1 — 0.031; 2 — 0.042; 3 — 0.073; 4 — 0.101;  
5 — 0.127; 6 — 0.132.

Время пуска можно получить суммированием времен всех  $k$  участков

$$t_n = \sum_{k=0}^{k=m} \Delta t_k. \quad (3.16)$$

Для определения потерь и количества тепла, выделившегося за каждый отрезок времени, необходимо, также как и для определения времени пуска, разбить кривую  $I=f(s)$ , полученную из расчета пусковой характеристики, на  $m$  участков и усреднить значение тока на каждом из участков (рис. 3-4). Потери и количество тепла, выделившееся на участке с индексом  $k$ , соответственно, равны

$$P_k = I_k^2 r_{rk} \sqrt{s_k} P_n, \quad (3.17)$$

$$Q_k = I_k^2 r_{rk} \sqrt{s_k} P_n \Delta t_k. \quad (3.18)$$

Здесь  $r_{rk}$  — среднее активное сопротивление вторичного контура на  $k$ -м участке, д. е.;  $s_k$  — скольжение на  $k$ -м участке, д. е.

Общее количество тепла, выделившееся за период пуска в роторе,

$$Q = \sum_{k=0}^{k=m} Q_k.$$

На рис. 3-5 построена зависимость потерь, выделяющихся за время пуска, от времени пуска для синхронного компенсатора СКВ-100 000.

Удельные потери на единицу поверхности полюса в начальный момент пуска

$$p_s \approx \frac{P_{(t=0)}}{S},$$

где  $S$  — общая поверхность полюсов со стороны зазора.

Так как потери в короткозамыкающих кольцах и в обмотке возбуждения при пуске, как правило, невелики, то все потери при пуске обычно относятся только к массиву.

#### § 4. Расчет нагрева массивных полюсов при пуске

При асинхронном пуске частота токов в роторе является переменной величиной, изменяющейся за период пуска от 50 до 0 гц. Источником нагрева ротора являются потери от вихревых токов, наводимых в роторе за пусковой период. Они изменяются в зависимости от скорости вращения ротора, а следовательно, и от глубины проникновения магнитного потока. Последняя при неизменном сопротивлении материала является функцией частоты и магнитной проницаемости.

Практически при тепловом расчете массивного ротора в асинхронном пуске глубину проникновения магнитного потока  $\Delta$  при-

нимают как среднюю за весь период пуска, а удельные объемные потери — изменяющимися в функции радиального расстояния от поверхности  $x$  при глубине проникновения  $\Delta$  по закону

$$p_{r,x} = p_v \varepsilon^{-2\beta x} = 2\beta p_S \varepsilon^{-2\beta x}, \quad (3.19)$$

где  $\beta = \frac{1}{\Delta}$  — постоянная величина, средняя за период пуска;  $p_S$ ,  $p_v$  — удельные поверхностные и объемные потери на поверхности массива. Скорость вращения ротора в период пуска в функции времени можно представить в виде степенного ряда

$$n = f(t) = \sum_{i=1}^{i=n} a_i \frac{t^i}{t_{ii}^i}, \quad (3.20)$$

где  $a_i$  — коэффициенты, характеризующие форму кривой;  $t$  — время от начала пуска  $0 < t < t_n$ ;  $t_{ii}$  — период пуска.

Обычно под величиной  $t_{ii}$  подразумевают время, когда  $n = 0.95n_{\text{синхр}}$ . Для встречающихся на практике случаев кривую  $n = f(t)$  достаточно представить в виде первого члена ряда

$$n = a \frac{t}{t_{ii}}. \quad (3.21)$$

Удельные поверхностные потери, выделяющиеся в период пуска в предположении постоянства электромагнитного момента, во времени будут изменяться пропорционально скорости вращения ротора. Если при  $t=0$  эти потери будут равны  $p_S$ , то

$$p_{St} = p_S \left(1 - \frac{t}{t_n}\right). \quad (3.22)$$

Уравнение для величины нагрева поверхности  $\vartheta$  с учетом вышеизложенного получит вид:

$$a^2 \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} - \frac{\partial \vartheta}{\partial t} = - \frac{2\beta p_S}{c\gamma} \varepsilon^{-2\beta x} \left(1 - \frac{t}{t_n}\right), \quad (3.23)$$

где  $\gamma$  — удельный вес, г/см<sup>3</sup>;  $c$  — удельная теплоемкость, вт·сек./г °С;  $\lambda$  — удельная теплопроводность, вт/см °С;  $a^2 = \frac{\lambda}{c\gamma}$  — коэффициент распространения температуры, см<sup>2</sup>/сек;  $h$  — коэффициент теплоотдачи с поверхности, вт./см<sup>2</sup>·°С.

$$\left. \begin{array}{l} \text{I при } x=0 \text{ и } t \neq 0 \\ \frac{\partial \vartheta}{\partial x} = - \frac{h}{\lambda} \vartheta; \end{array} \right\} \quad (3.24)$$

$$\left. \begin{array}{l} \text{II при } x=\infty \text{ и } t \neq 0 \\ \vartheta = 0. \end{array} \right\} \quad (3.25)$$

Для упрощения вида уравнения (3.23) введем обозначения:

$$\xi = \frac{h}{2\beta\lambda}, \quad \eta = 2\beta x, \quad \tau = 4\beta^2 a^2 t, \quad f = \vartheta \frac{2\beta\lambda}{P_s}.$$

После подстановки новых величин в уравнение (3.23) оно примет вид

$$\frac{\partial^2 f}{\partial \eta^2} - \frac{\partial f}{\partial \tau} = - \left(1 - \frac{\tau}{\tau_n}\right) \varepsilon^{-\eta}, \quad (3.26)$$

где  $\tau_n$  соответствует  $t_n$ .

Уравнение (3.26) решается с помощью двойного преобразования по Карсону—Лапласу

$$\begin{aligned} \vartheta(\eta, \tau) = & \frac{P_s}{2\beta\lambda} \left\{ \left[ \operatorname{erfc} \frac{\eta}{2\sqrt{\tau}} - \varepsilon^{-\eta+\tau} \operatorname{erfc} \left( -\frac{\eta}{2\sqrt{\tau}} + \sqrt{\tau} \right) \right] \frac{1}{2} \left(1 - \frac{1}{\tau_n}\right) - \right. \\ & - \left[ \operatorname{erfc} \frac{\eta}{2\sqrt{\tau}} - \varepsilon^{\eta+\tau} \operatorname{erfc} \left( \frac{\eta}{2\sqrt{\tau}} + \sqrt{\tau} \right) \right] \frac{1+\xi}{2(1-\xi)} \left(1 - \frac{1}{\tau_n}\right) + \\ & + (1+\xi) \left\{ \left[ \operatorname{erfc} \frac{\eta}{2\sqrt{\tau}} - \varepsilon^{\xi\eta+\xi^2\tau} \operatorname{erfc} \left( \frac{\eta}{2\sqrt{\tau}} + \xi\sqrt{\tau} \right) \right] \times \right. \\ & \times \frac{1}{\xi(1-\xi^2)} \left(1 - \frac{1}{\tau_n\xi^2}\right) + \left[ \frac{2\sqrt{\tau}}{\sqrt{\pi}} \varepsilon^{-\eta^2/4\tau} - \eta \operatorname{erfc} \frac{\eta}{2\sqrt{\tau}} \right] \frac{1}{\xi^2\tau_n} + \\ & \left. \left. + \left[ \frac{\eta\sqrt{\tau}}{\sqrt{\pi}} \varepsilon^{-\eta^2/4\tau} - \left(\tau + \frac{\eta^2}{2}\right) \operatorname{erfc} \frac{\eta}{2\sqrt{\tau}} \right] \frac{1}{\xi\tau_n} + \varepsilon^{-\eta} \frac{\tau}{\tau_n} - \varepsilon^{-\eta} \left(1 - \frac{1}{\tau_n}\right) \right\} \right\}. \quad (3.27) \end{aligned}$$

Температуру на поверхности можно получить, приняв в (3.27)  $\eta=0$ ,

$$\begin{aligned} \vartheta(0, \tau) = & \frac{P_s}{2\beta\lambda} \left\{ \left[ \frac{1}{2} - \frac{1+\xi}{2(1-\xi)} \right] \left(1 - \frac{1}{\tau_n}\right) - \frac{1}{2} \varepsilon^{\tau} \operatorname{erfc} \sqrt{\tau} \left(1 - \frac{1}{\tau_n}\right) + \right. \\ & + \frac{1+\xi}{1-\xi} \varepsilon^{\tau} \operatorname{erfc} \sqrt{\tau} \left(1 - \frac{1}{\tau_n}\right) + \frac{1}{\xi(1-\xi)} \left(1 - \frac{1}{\xi^2\tau_n}\right) + \frac{1}{\xi(1-\xi)} \times \\ & \times \left. \varepsilon^{\xi^2\tau} \operatorname{erfc} \xi\sqrt{\tau} \left(1 - \frac{1}{\xi^2\tau_n}\right) + \left[ \frac{2\sqrt{\tau}}{\sqrt{\pi}} \frac{\tau}{\tau_n\xi^2} - \frac{\tau}{\tau_n} \left(1 - \frac{1}{\xi}\right) - \left(1 - \frac{1}{\tau_n}\right) \right] (1+\xi) \right\}, \quad (3.27a) \end{aligned}$$

где

$$\operatorname{erfc}(z) = 1 - \operatorname{erf}(z); \quad \operatorname{erf}(z) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^z \varepsilon^{-t^2} dt$$

интеграл вероятности от аргумента  $z$ .

Выражение (3.27), характеризующее нагрев поверхности ротора в пусковом режиме, содержит интегралы вероятности, аргументы которых могут в зависимости от величин  $\eta$  и  $\tau$  принимать как положительные, так и отрицательные значения.

Ниже даны преобразованные значения выражения

$$\varepsilon^{\pm\eta+\tau} \operatorname{erfc} \left( \pm \frac{\eta}{2\sqrt{\tau}} + \sqrt{\tau} \right),$$

входящего в формулу (3.27), в зависимости от значений аргумента интеграла вероятности для всех интересующих нас частных случаев.

При  $0.1 < z < 2.4$  значение интеграла вероятности  $\operatorname{erfc}(z)$  находится с помощью таблиц;

при  $\pm \frac{\eta}{2\sqrt{\tau}} + \sqrt{\tau} > 2.4$

$$\varepsilon^{\pm\eta+\tau} \operatorname{erfc} \left( \pm \frac{\eta}{2\sqrt{\tau}} + \sqrt{\tau} \right) = \frac{e^{-\eta^2/4\tau}}{\sqrt{\pi} \left( \pm \frac{\eta}{2\sqrt{\tau}} + \sqrt{\tau} \right)} + \varepsilon^{\pm\eta+\tau};$$

при  $0 < \pm \frac{\eta}{2\sqrt{\tau}} + \sqrt{\tau} < 0.1$

$$\varepsilon^{\pm\eta+\tau} \operatorname{erfc} \left( \pm \frac{\eta}{2\sqrt{\tau}} + \sqrt{\tau} \right) = \varepsilon^{\pm\eta+\tau} \left[ 1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \left( \pm \frac{\eta}{2\sqrt{\tau}} + \sqrt{\tau} \right) \right];$$

при  $-0.1 > -\frac{\eta}{2\sqrt{\tau}} + \sqrt{\tau} > -2.4$

$$\varepsilon^{-\eta+\tau} \operatorname{erfc} \left( -\frac{\eta}{2\sqrt{\tau}} + \sqrt{\tau} \right) = \varepsilon^{-\eta+\tau} \left[ 1 + \operatorname{erf} \left( \frac{\eta}{2\sqrt{\tau}} - \sqrt{\tau} \right) \right];$$

при  $-\frac{\eta}{2\sqrt{\tau}} + \sqrt{\tau} < -2.4$

$$\varepsilon^{-\eta+\tau} \operatorname{erfc} \left( -\frac{\eta}{2\sqrt{\tau}} + \sqrt{\tau} \right) = 2\varepsilon^{-\eta+\tau} - \frac{e^{-\eta^2/4\tau}}{\sqrt{\pi} \left( \frac{\eta}{2\sqrt{\tau}} - \sqrt{\tau} \right)};$$

при  $0 > -\frac{\eta}{2\sqrt{\tau}} + \sqrt{\tau} > -0.1$

$$\varepsilon^{-\eta+\tau} \operatorname{erfc} \left( -\frac{\eta}{2\sqrt{\tau}} + \sqrt{\tau} \right) = \varepsilon^{-\eta+\tau} \left[ 1 + \frac{2}{\sqrt{\pi}} \left( \frac{\eta}{2\sqrt{\tau}} - \sqrt{\tau} \right) \right].$$

При расчете точек кривой нагрева ротора в пусковом режиме в формулу (3.27) целесообразно подставлять приведенные выражения в зависимости от значения аргумента функции  $\operatorname{erfc}$  для данной точки.

На рис. 3-5 построены кривые нагрева ротора при пуске для ряда синхронных машин с массивными полюсами. Как видно из рис. 3-5, характер выделения потерь существенным образом изменяет характер нагревания ротора. Если в несимметричном режиме кривая нагрева в функции времени имеет резко возрастающий характер, особенно в начале режима, то при пуске кривые на-

грева имеют явно выраженный максимум, который наступает примерно при  $\frac{\tau}{\tau_{II}} = 0.6$ . Далее температура начинает падать, и к концу пуска поверхность ротора имеет температуру, равную примерно  $0.8\theta_{max}$ . На рис. 3-6 приведены серии кривых максимального нагрева в функции времени пуска, рассчитанных для различных значений  $\beta$  и  $h$ .

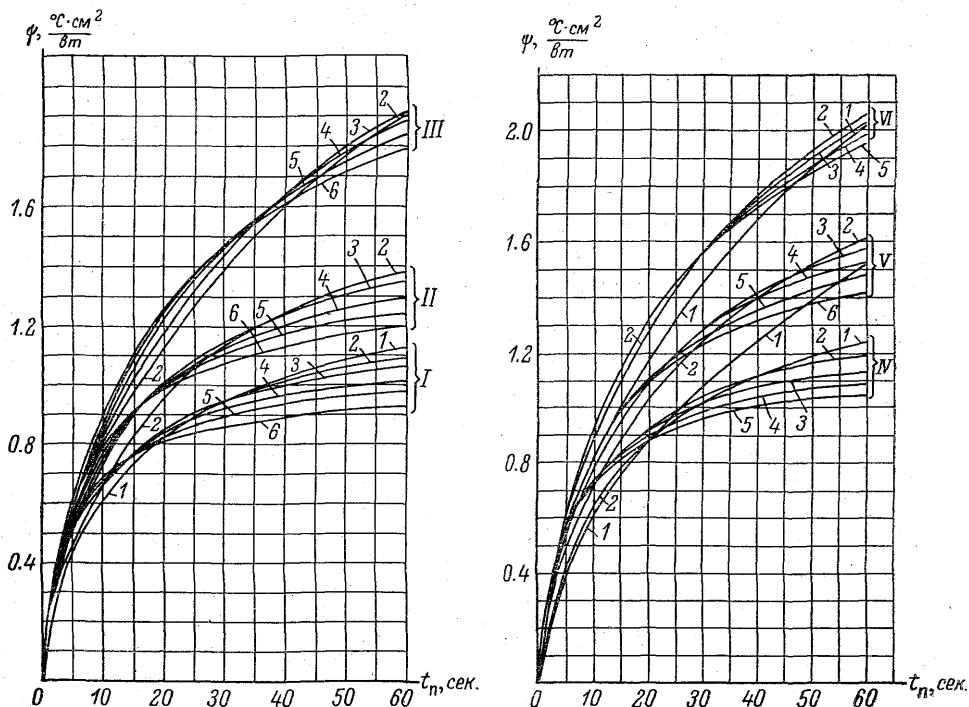


Рис. 3-6. Зависимость величины  $\psi = \frac{\theta}{\rho S}$  на поверхности полюса при пуске от характеристик пускового режима.

При различных значениях  $\beta \left( \frac{1}{\text{см}} \right)$ : I — 0.5; II — 1.0; III — 1.5; IV — 2.0; V — 2.5; VI — 3.0; и при различных значениях  $h \left( \frac{\text{вт}}{\text{см}^2 \cdot \text{°C}} \right)$ : I — 0.152; II — 0.101; III — 0.042; IV — 0.127; V — 0.073; VI — 0.031.

Для определения температуры на поверхности ротора в режиме пуска необходимо определить из расчета пусковых характеристик глубину проникновения магнитного потока, среднюю за период пуска, удельные поверхностные потери, длительность пуска, а также коэффициент теплоотдачи в воздушный зазор. Температура в градусах получится умножением величины  $\psi$ , найденной



по кривой рис. 3-6 (для соответствующих значений  $\beta$  и  $h$ ), на величину удельных потерь  $p_S$

$$\vartheta(0, t_{\text{п}}) = \psi(0, t_{\text{п}}) p_S.$$

*Численный пример расчета. Определить максимальный нагрев ротора в пусковом режиме синхронного компенсатора типа КСВ-100000. Исходные данные:  $\beta = 0.85$  1/см;  $p_S = 180$  вт/см<sup>2</sup>;  $t_{\text{п}} = 14.8$  сек.;  $h = 0.074$  вт/см<sup>2</sup> · °С.*

*Из кривой рис. 3-6  $\psi \approx 0.75$  получаем*

$$\vartheta = 180 \cdot 0.75 \approx 135^\circ.$$

## ГЛАВА 4

### РАБОТА ГЕНЕРАТОРОВ ПРИ УСТАНОВИВШЕЙСЯ НЕСИММЕТРИЧНОЙ НАГРУЗКЕ

Номинальным режимом для синхронных генераторов общего назначения является режим трехфазной симметричной нагрузки. Однако в некоторых случаях имеет место несимметричная нагрузка, вызванная либо внешними условиями, либо несимметрией статорной обмотки самой машины.

Несимметричная нагрузка генератора может возникнуть, например, в результате питания однофазных металлургических печей. В практике встречаются примеры длительной работы генератора при обрыве одной фазы в воздушной линии передачи и ряд других режимов, приводящих к появлению несимметричных токов.

При этом в каждом отдельном случае необходимо решить две задачи:

определить величину обратной составляющей статорного тока;  
определить потери в роторе от этой составляющей и обосновать величины допустимой несимметричной нагрузки для различных классов машин.

Ниже рассмотрен ряд режимов такого рода и приведены нормы установившейся несимметричной нагрузки, обоснованные инженерной практикой.

Пользуясь методом симметричных составляющих [0-2], связь эдс генератора  $E$ , напряжений на зажимах  $e$  и токов с учетом сопротивлений машины можно представить в виде трех систем уравнений (при магнитной симметрии ротора генератора):

$$\left. \begin{aligned} E_0 &= Z_0 i_0 + e_0, \\ E_1 &= Z_1 i_1 + e_1, \\ E_2 &= Z_2 i_2 + e_2, \end{aligned} \right\} \quad (4.1)$$

$$\left. \begin{aligned} i_a &= i_0 + i_1 + i_2, \\ i_b &= i_0 + a^2 i_1 + a i_2, \\ i_c &= i_0 + a i_1 + a^2 i_2, \end{aligned} \right\} \quad (4.2)$$

$$\left. \begin{aligned} e_a &= e_0 + e_1 + e_2, \\ e_b &= e_0 + a^2 e_1 + a e_2, \\ e_c &= e_0 + a e_1 + a^2 e_2. \end{aligned} \right\} \quad (4.3)$$

Здесь индексами  $a$ ,  $b$  и  $c$  обозначены фазные величины, а индексами  $0$ ,  $1$ ,  $2$  — величины нулевой, прямой и обратной последовательностей.

Оператор  $a$  можно представить в виде

$$a = e^{j \frac{2\pi}{3}} = \frac{-1 + j\sqrt{3}}{2}.$$

Вводя дополнительные условия, соответствующие конкретному режиму, от системы (4. 1), (4. 2), (4. 3) можно перейти к выражениям для непосредственного определения обратной составляющей тока.

В приведенных выше уравнениях сопротивление  $Z_1$  составляется из активного сопротивления статора  $r$  и синхронной реактивности машины  $x_d$  плюс сопротивление между выводами машины и местом измерения напряжения  $x_e$ .

ЭДС  $E_1$  определяется за синхронным сопротивлением, т. е.  $E_1 = |E_q|$ .

Типичные значения сопротивлений обратной последовательности синхронных машин приведены в табл. 4-1.

Таблица 4-1

Сопротивления обратной последовательности для синхронных машин

Сопротивления	Двухполюсные турбогенераторы	Явнополюсные машины с демпферной обмоткой	Синхронные компенсаторы
$x_2$ , д. е. $r_2$ , д. е.	$\approx 1.22x_d''$ 0.025 — 0.04	$\approx 1.05x_d''$ 0.012 — 0.020 (для генераторов)	$\approx x_d''$ 0.025 — 0.07

Расчет потерь в элементах ротора от токов обратной последовательности производится по тем же схемам замещения, что и для асинхронного (пускового) режима. При этом скольжение принимается равным  $s=2$ .

Рассмотрим на этой основе ряд характерных примеров.

## § 1. Режимы работы генератора на несимметричную нагрузку

Изолированная нагрузка, нейтраль изолирована. В этом случае нулевые составляющие в системах (4. 1), (4. 2), (4. 3) отсутствуют. Если представить нагрузку в виде звезды с комплексными пассивными фазными сопротивлениями вида

$$z_{\phi} = z_{\phi m} e^{j\phi}, \quad (4. 4)$$

то с учетом симметрии внутренних эдс генератора системы (4. 1), (4. 2), (4. 3) сводятся к следующим уравнениям:

$$\left. \begin{aligned} E_1 &= i_1 z_1 + e_1, & i_c &= a i_1 + a^2 i_2, \\ E_2 &= i_2 z_2 + e_2, & i_a z_{\phi a} &= e_1 + e_2, \\ i_a &= i_1 + i_2, & i_b z_{\phi b} &= e_1 a^2 + e_2 a, \\ i_b &= i_1 a^2 + a i_2, & i_c z_{\phi c} &= e_1 a + e_2 a^2. \end{aligned} \right\} \quad (4. 5)$$

В системе (4. 5) для генератора с симметричными обмотками можно принять  $E_2 = 0$ . По заданным величинам  $E_1$ ,  $z_{\phi a}$ ,  $z_{\phi b}$  и  $z_{\phi c}$  путем численного решения или построения диаграмм [0-2] могут быть найдены токи  $i_a$ ,  $i_b$ ,  $i_c$ ,  $i_1$ ,  $i_2$  и эдс  $e_1$  и  $e_2$ .

Режимы, эквивалентные обрыву одной фазы. В эксплуатации могут иметь место несимметричные режимы при работе трансформаторов, соединенных в открытый треугольник, а также при передаче энергии по двум фазам линии с заземленной нейтралью.

В этом случае отношение максимального фазного тока к полусумме значений токов в двух других фазах равно [0-2]

$$\frac{2i_a}{i_b + i_c} = \frac{2}{\sqrt{1 + 3 \left( \frac{1}{1 + \frac{2Z_{0\Sigma}}{Z_{2\Sigma}}} \right)^2}}. \quad (4. 6)$$

Здесь  $Z_{0\Sigma}$  и  $Z_{2\Sigma}$  — приведенные сопротивления нулевой и обратной последовательности по обе стороны от места обрыва провода.

Установившиеся несимметричные короткие замыкания одиночного работающего генератора. Система уравнений (4. 1), (4. 2) и (4. 3) дает возможность определить токи при несимметричных коротких замыканиях, в табл. 4-2 приведены соответствующие формулы для расчета этих токов [0-19].

## Формулы для расчета токов при несимметричных к. з.

Ток	Вид замыкания			
	трех- фазное	двухфазное	однофазное	две фазы на нейтраль
$i_1$	$\frac{E}{Z_1}$	$\frac{E}{Z_1 + Z_2}$	$\frac{E}{Z_0 + Z_1 + Z_2}$	$\frac{E(Z_2 + Z_0)}{Z_1Z_2 + Z_1Z_0 + Z_2Z_0}$
$i_2$	0	$-\frac{E}{Z_1 + Z_2}$	$\frac{E}{Z_0 + Z_1 + Z_2}$	$-\frac{E(Z_0)}{Z_1Z_2 + Z_1Z_0 + Z_2Z_0}$
$i_0$	0	0	$\frac{E}{Z_1 + Z_0 + Z_2}$	$-\frac{EZ_2}{Z_1Z_2 + Z_0Z_1 + Z_2Z_0}$
Наиболь- ший фазный	$\frac{E}{ Z_1 }$	$\frac{\sqrt{3} E}{ Z_1 + Z_2 }$	$\frac{3E}{ Z_0 + Z_1 + Z_2 }$	$\frac{\sqrt{3} E \sqrt{ Z_2^2 + Z_2Z_0 + Z_0^2 }}{ Z_1Z_2 + Z_1Z_0 + Z_2Z_0 }$
В нулевом проводе	0	0	$\frac{3E}{Z_0 + Z_1 + Z_2}$	$-\frac{3EZ_2}{Z_1Z_2 + Z_1Z_0 + Z_2Z_0}$

## § 2. Работа машины с выключенными в фазной обмотке витками на мощную сеть

При пробое катушек или стержней обмотки статора в эксплуатации поврежденная часть обмотки часто [4-1] выключается из схемы обмотки статора, что приводит к несимметрии обмотки по фазам в отдельных параллельных ветвях. Такие режимы могут наблюдаться в турбогенераторах, гидрогенераторах и в других машинах переменного тока.

Рассмотрим простейший случай, когда обмотка статора не имеет параллельных ветвей, а отключение витков произведено только в одной фазе (например,  $a$ ), число витков которой уменьшилось до  $k \leq 1$  по отношению к нормальному числу витков, принятому за 1.

Для результирующих токов  $i_{1\text{рез}}$  прямой и  $i_{2\text{рез}}$  обратной последовательностей синхронной машины можно пользоваться формулами для расчета токов в относительных единицах [0-3].

$$i_{1\text{рез}} = \frac{1}{3} (i_a + ai_b + a^2i_c) = \frac{9i_N + (1-k)(3i_1 - 12i_N) + (1-k)^2[(4+x_0i_2)i_N - 2i_1]}{D}, \quad (4.7)$$

$$i_{2\text{рез}} = \frac{1}{3} (i_a + a^2i_b + ai_c) = \frac{(1-k)[(1+2k) - (1-k)x_0i_N]}{D} i_2. \quad (4.8)$$

Здесь

$$i_1 \approx \frac{1}{2} \left( \frac{1}{x_d} + \frac{1}{x_q} \right); \quad i_2 \approx \frac{1}{x_2};$$

$i_N$  — номинальный ток статора;

$$D = 9 - 12(1 - k) + [4 + x_0(i_1 + i_2)](1 - k)^2. \quad (4.9)$$

При наличии параллельных ветвей расчет усложняется.

На практике иногда возникает необходимость определить, сколько витков можно вырезать в фазной обмотке после аварии (виткового замыкания или пробоя на корпус) для продолжения работы машины без перемотки.

Для реальных параметров крупных машин можно ориентировочно принять

$$i_1 + i_2 = 6.$$

При этом ток в поврежденной фазе

$$i_a = \frac{9 + 12(1 - k)}{(1 + 2k)^2 + 6x_0(1 - k)^2}. \quad (4.10)$$

Для ориентировочных расчетов при малом числе вырезанных витков

$$i_a = 1 + 2.7(1 - k), \quad (4.11)$$

т. е. каждый процент вырезанных витков дает около 3% дополнительного тока в поврежденной фазе. При этом ток обратной последовательности  $i_2 \approx 2(1 - k)$ , т. е. каждый процент вырезанных витков дает примерно 2% дополнительного тока обратной последовательности.

Допустимый процент вырезанных витков в одной фазе при надлежащем снижении общей нагрузки генератора должен быть ограничен по данным практики следующими величинами:

для турбогенераторов с насаженными на ротор бандажами	— не более 2—3%;
для турбогенераторов с отставленными бандажами	— не более 3—4%;
для гидрогенераторов и других синхронных машин	— не более 6—7%.

Практически для крупных турбогенераторов отключение одного витка в фазе приводит к значительному превышению указанной нормы, поэтому отключение витка может быть допущено лишь в небольших турбогенераторах, где в каждом пазу лежит несколько активных проводников.

В гидрогенераторах же большой мощности отключение витков находит применение. При наличии нескольких параллельных

ветвей в фазе отключение поврежденного витка в одной из них вызовет, помимо несимметрии фаз, также дополнительные уравнительные токи между параллельными ветвями данной фазы.

Для снижения несимметрии и уравнительных токов можно рекомендовать уменьшение числа витков в неповрежденных фазах (соответственно, в неповрежденных параллельных ветвях). При этом несимметрия значительно уменьшается, но должна быть снижена также общая нагрузка генератора.

### § 3. Питание синхронного двигателя от сети с несимметричным напряжением

Если двигатель с симметричными обмотками питается от трехфазной системы с несимметричными напряжениями, которая по отношению к этому двигателю может считаться системой бесконечной мощности, в систему уравнений (4. 1), (4. 2) и (4. 3) должны быть подставлены величины  $e_1$ ,  $e_2$ ,  $e_0$ , характеризующие систему напряжений. Кроме того, для двигателя, как и ранее,

$$E_2 = 0, \quad E_0 = 0.$$

Решение систем уравнений (4. 1), (4. 2), (4. 3) для конкретных условий задачи позволяет определить токи в фазах машины.

Частным случаем несимметричного питания двигателя является асинхронный пуск синхронного двигателя или компенсатора через реактор, одна фаза которого закорочена ввиду повреждения.

Величина тока в фазе, где нет реактора, может быть определена [2-2] по формуле

$$i_k = \frac{e_a}{x_1 + \frac{x_p(2x_2 + x_p)}{3x_2 + 2x_p}} \left( 1 + \frac{x_p}{3x_2 + 2x_p} \right). \quad (4. 12)$$

Здесь  $e_a$  — напряжение на фазе, в которой нет реактора;  $x_1$  и  $x_2$  — сопротивления прямой и обратной последовательности двигателя;  $x_p$  — сопротивление реактора.

Если принять приближенно при пуске двигателя  $x_1 = x_2$  и  $x_p = x_1 n$ , то отношение пускового тока при отключенной фазе реактора к пусковому току при наличии реактора во всех трех фазах

$$\frac{i_k}{i_{\text{пуск.з}}} = \frac{3(1+n)^2}{3+4n+n^2}. \quad (4. 13)$$

Выражения для токов прямой и обратной последовательностей получают вид

$$i_{(k1)} = \frac{e_a(3+2n)}{x_1(3+4n+n^2)}, \quad (4. 14)$$

$$i_{(k2)} = i_{k1} \frac{n}{3+2n}. \quad (4. 15)$$

После нахождения токов прямой и обратной последовательности можно определить известными методами пусковой вращающий момент (см. гл. 2 и 3).

#### § 4. Симметричные составляющие при работе генератора на сеть через трансформатор, соединенный по схеме $\Delta/\lambda$

Мощные генераторы, как правило, работают на сеть через трансформатор с соединением обмотки по схеме треугольник— звезда  $\Delta/\lambda$ -11. Поэтому представляет практический интерес определение симметричных составляющих токов генератора при заданной несимметричной системе фазных токов на вторичной стороне трансформатора.

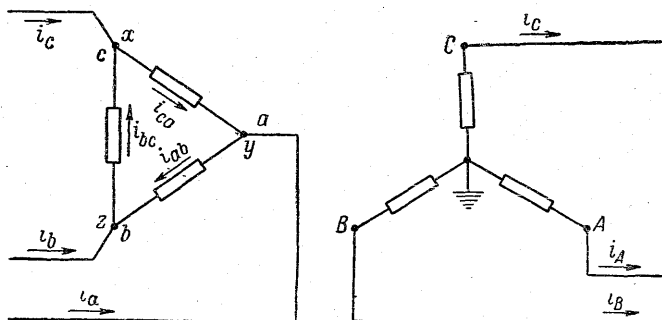


Рис. 4-1. Линейные токи при преобразовании звезда—треугольник или треугольник—звезда.

Пусть задана система токов на вторичной стороне трансформатора  $i_A, i_B, i_C$ . Линейный коэффициент трансформации примем равным единице.

В соответствии с рис. 4-1 фазные токи генератора  $i_a, i_b, i_c$  выражаются через фазные токи трансформатора на стороне треугольника  $i_{ab}, i_{bc}, i_{ca}$  следующим образом:

$$\left. \begin{aligned} i_a &= i_{ab} - i_{ca}, \\ i_b &= i_{bc} - i_{ab}, \\ i_c &= i_{ca} - i_{bc}. \end{aligned} \right\} \quad (4.16)$$

При пренебрежении током намагничивания соотношения между разными токами генератора и токами в линии на высокой стороне трансформатора имеют следующий вид:

$$\left. \begin{aligned} i_a &= \frac{i_B - i_A}{\sqrt{3}}, \\ i_b &= \frac{i_C - i_B}{\sqrt{3}}, \\ i_c &= \frac{i_A - i_C}{\sqrt{3}}. \end{aligned} \right\} \quad (4.17)$$



Для токов прямой и обратной последовательностей существуют следующие соотношения между токами в линии на высокой стороне трансформатора  $i_{A1}$ ,  $i_{A2}$  и фазными токами генератора  $i_{a1}$ ,  $i_{a2}$ :

$$i_{a1} = -ji_{A1}, \quad i_{a2} = ji_{A2}. \quad (4.18)$$

Аналогичные соотношения имеют место для фаз  $b$  и  $c$ .

Таким образом, при заданных токах на вторичной стороне трансформатора при соединении его обмоток по схеме  $\Delta/\lambda$ -11 величина обратной составляющей линейных токов первичной обмотки равна величине обратной составляющей системы токов вторичной обмотки, умноженной на  $j$ .

Нулевая составляющая тока за трансформатором в генератор не проходит, но может возникнуть нулевая составляющая тока в первичной обмотке трансформатора, соединенной в треугольник.

Если известны токи всех последовательностей на стороне первичной обмотки трансформатора, соединенной в треугольник, то, умножив их на реактивности генератора соответствующих последовательностей, получим значения систем напряжений прямой и обратной последовательностей. После геометрического суммирования систем напряжений получаются напряжения на фазах генератора.

## § 5. Определение симметричных составляющих токов и напряжений по заданным фазовым величинам

При отсутствии нулевой составляющей определение составляющих прямой и обратной последовательностей производится с помощью графиков исходя из данных фазовых величин (рис. 4-2 и 4-3). Отношения двух меньших фазовых величин (напряжений, токов) к большей используются как координаты точек, определяющих величины отношения напряжений (токов) прямой (рис. 4-2) и обратной (рис. 4-3) составляющих к величине наибольшей фазовой величины напряжения (тока). Если известны только амплитуды трех векторов напряжений, то невозможно определить, строить ли треугольник векторов над исходной линией или под ней. Соответственно, по графику нельзя определить, какая из выделенных симметричных составляющих является прямой и какая обратной. Это должно быть сделано на основании дополнительных данных. Однако обычно величины прямой последовательности бывают больше по величине.

При наличии нулевой составляющей необходимо предварительно определить ее

$$E_0 = \left| \frac{E_a + E_b + E_c}{3} \right|_{\dot{z}} \quad (4.19)$$

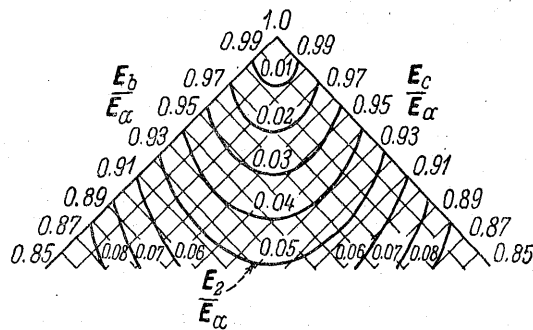
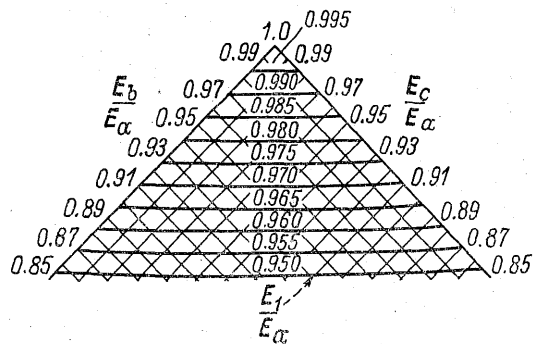
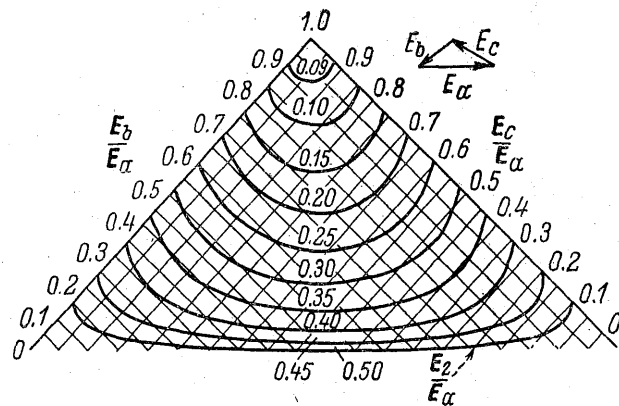
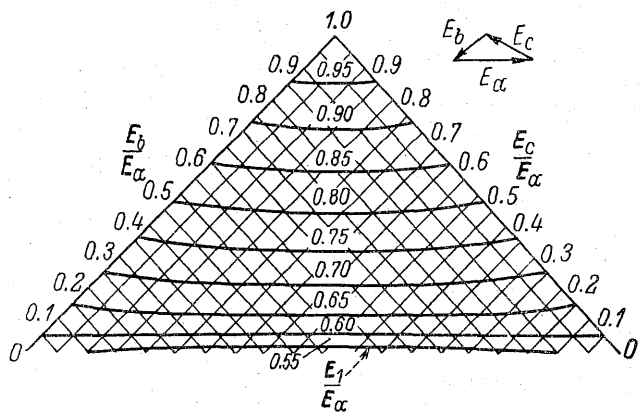


Рис. 4-2. Составляющие прямой последовательности систем векторов, образующих замкнутые треугольники.

Рис. 4-3. Составляющие обратной последовательности систем векторов, образующих замкнутые треугольники.

После этого определяются вспомогательные величины

$$\left. \begin{aligned} E'_a &= E_a - E_0, \\ E'_b &= E_b - E_0, \\ E'_c &= E_c - E_0. \end{aligned} \right\} \quad (4.20)$$

По значениям  $E'_a$ ,  $E'_b$  и  $E'_c$  можно определить прямую и обратную составляющие по графикам рис. 4-2 и 4-3.

В некоторых случаях представляет интерес также фазный сдвиг между напряжениями (токами) прямой и обратной составляющих. Соответствующая номограмма опубликована в [4-5].

## § 6. Сопоставление отечественных и зарубежных норм несимметричной нагрузки турбогенераторов

По советскому стандарту на турбогенераторы допускается *длительная* работа турбогенераторов при несимметрии токов в фазах обмотки статора не выше 10% и при наибольшем фазном токе в статоре — не выше 1.05 от номинального. Это соответствует допустимым токам обратной последовательности порядка 5—6% от номинального в зависимости от характера несимметрии.

Если несимметрия токов немного превышает 10% и ее не удастся уменьшить до нормы в течение 10 мин., генератор, согласно эксплуатационной инструкции, должен быть отключен.

При пересчете допустимого процента выпрямительной нагрузки на несимметричную нагрузку можно исходить из таких соотношений: 100% выпрямительной нагрузки соответствует 23% нагрузки обратного следования фаз при шестифазной схеме выпрямительной нагрузки и 9% нагрузки обратного следования фаз при двенадцатифазной схеме выпрямительной нагрузки.

Для выявления дополнительных местных нагревов при длительной несимметричной нагрузке были проведены весторонние испытания установленного на электростанции турбогенератора мощностью 60 Мвт с непосредственным охлаждением обмотки ротора водородом и косвенным охлаждением обмотки статора ( $AS=1000$  а/см) в несимметричных режимах — при работе на двухфазное короткое замыкание (с отключением от сети) и в сети.

Испытаниями установлено, что в стационарном режиме разность в температурах, показываемых термопарами, заложенными в 20, 50 и 150 мм от торца бочки, незначительна, но несколько увеличивается с повышением тока  $I_2$ . Температура клиньев на 3—5° С выше, чем зубцов. Неравномерность нагрева при наличии бронзовых крайних клиньев меньше, чем при наличии дюралюминиевых. Распределение температуры по окружности довольно равномерно. Кривые нарастания и спада температур во времени отличаются от экспоненты, будучи близки для клиньев и зубцов. Зависимость установившегося превышения температуры зубцов и клиньев ротора от тока  $I_2$  близка к квадратичной.

Зарубежные фирмы допускают в большинстве случаев несколько большие, чем в отечественной практике, величины нагрузки обратного следования фаз (6—12.5% от номинальной). Фирма «Броун Бовери» (Швейцария), например, допускает в турбогенераторах длительный ток обратной последовательности до 10% от номинального при токе статора в пределах номинального. При наличии усиленной демпферной системы, по данным фирмы, может быть допущен ток обратной последовательности до 20% от номинального.

Фирма «Дженерал Электрик» (США) допускает длительную работу крупных турбогенераторов при избыточном давлении водорода 3 ати с током обратной последовательности до 9.5% от номинального при номинальном токе возбуждения и при токе статора не выше 1.05 от номинального. При этом на крупных машинах фирма применяла отставленные бандажи с односторонней посадкой бандажей на центрирующее кольцо. В последних конструкциях крупных турбогенераторов фирма применяет одностороннюю посадку бандажа на бочку ротора с серебрением посадочных поверхностей и с установкой демпферных систем в торцах бочки ротора и под бандажом (см. рис. 1-1).

В турбогенераторах ЛЭО «Электросила» мощностью 165—300 Мвт применяется посадка бандажей на бочку ротора через тонкое электроизолирующее кольцо. В турбогенераторе мощностью 500 Мвт сделана посадка бандажа на бочку ротора с крепящей гайкой, прижимающей торец бандажа к бочке ротора, и поставлена демпферная система по торцам бочки ротора.

Фирма «Дженерал Электрик» также, как и завод «Электросила», применяет в роторах алюминиевые пазовые клинья, за исключением крайних клиньев. Допустимой длительной температурой для алюминиевых клиньев можно считать 90—100° С, поскольку предел текучести алюминия при длительной работе с температурами выше 100° С существенно снижается. В качестве крайних клиньев фирма «Дженерал Электрик» применяет стальные клинья, завод «Электросила» — бронзовые. Эти клинья и элементы бочки ротора, не находящиеся в непосредственном соприкосновении с обмоткой ротора, могут работать при сравнительно больших температурах.

Допустимая температура роторных бандажей зависит от конструкции. Температура бандажей, отставленных от тела ротора, мало зависит от несимметричной нагрузки генератора. Если бандажи посажены непосредственно на бочку ротора, то температура бандажей сильно зависит от несимметрии нагрузки, при этом максимальная рабочая температура бандажей должна быть меньше, чем температура, при которой ослабляется посадка бандажей на бочке ротора.

По американским данным, ослабление посадки до нуля на машине, вращающейся с номинальной скоростью, возникает при

разности температур между бандажом и бочкой ротора порядка 25—45° С в зависимости от материала бандаж.

По расчетам, выполненным для крупных отечественных турбогенераторов (165 Мвт и выше), ослабление посадки бандаж до нуля на машине, вращающейся с номинальной скоростью, имеет место при разности температур между бандажом и бочкой ротора порядка 15—25° С в зависимости от мощности машины.

При существующих требованиях к механической прочности бандаж и допусках на обработку посадочных поверхностей применение больших посадок затруднительно вследствие высоких механических напряжений в бандаже в районе посадки при неподвижной машине.

### § 7. Экспериментальные исследования длительных несимметричных режимов турбогенераторов [7-1]

Потери, связанные с протеканием токов двойной частоты в роторе, могут быть весьма значительны. При частоте 120 гц токи в теле ротора сосредоточиваются на глубине порядка всего 2.5—10 мм. Наибольший нагрев происходит по торцам бочки ротора.

Исследования местных нагревов во вращающемся роторе при несимметричной нагрузке связаны с оснащением ротора сложной аппаратурой для производства соответствующих измерений. Из приведенных в этой области экспериментальных исследований наибольший интерес представляют результаты измерений на вращающихся роторах крупных турбогенераторов, опубликованные специалистами фирмы «Дженерал Электрик» [7-1].

Были исследованы дополнительные потери и нагрев в теле ротора, роторных пазовых клиньях, бандажных кольцах и в роторной обмотке при наличии длительной несимметричной нагрузки.

В целях проверки нагрева элементов ротора при длительных несимметричных нагрузках производились тепловые испытания в режиме однофазной нагрузки при различных значениях токов и давлениях водорода.

Испытания были проведены: на турбогенераторах мощностью 140 Мва, 1800 об./мин. с косвенным охлаждением обмотки, температура измерялась в 29 точках ротора; на турбогенераторе мощностью 173 Мва, 3600 об./мин. с косвенным охлаждением обмотки, температура измерялась в 25 точках ротора; на турбогенераторе мощностью 220 Мва, 3600 об./мин. температура измерялась в 16 точках; на турбогенераторе мощностью 265 Мва с непосредственным охлаждением обмотки температура измерялась в 30 точках тела ротора, на меди обмотки ротора и на бандаже.

Турбогенераторы мощностью 140 и 173 Мва имели отставленные роторные бандаж. Турбогенераторы мощностью 220 и 265

Мва имели бандажи, посаженные на бочку ротора, и демпферные системы в районе посадки бандажей на роторе.

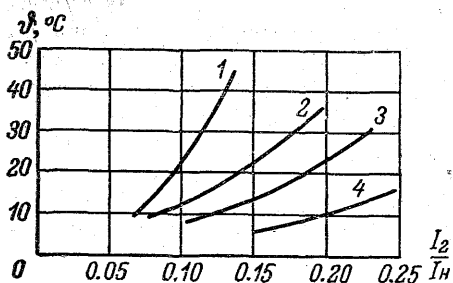


Рис. 4-4. Превышение температуры поверхности ротора над температурой охлаждающего газа по результатам испытаний на стенде при несимметричной нагрузке.

1 — генератор 140 Мва, 1800 об./мин.; 2 — генератор 173 Мва, 3600 об./мин.; 3 — генератор 265 Мва, 3600 об./мин. с непосредственным охлаждением проводников; 4 — генератор 220 Мва, 3600 об./мин. Давление водорода 2.1 ати.

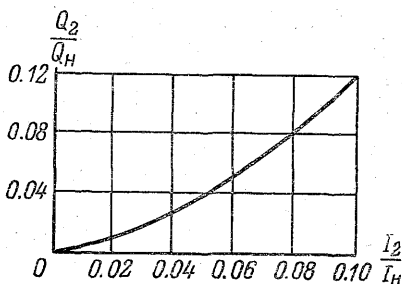


Рис. 4-5. Потери в роторе от токов обратной последовательности в обмотке статора для типового турбогенератора с непосредственным охлаждением обмоток.

На рис. 4-4 представлены максимальные перегревы, измеренные по заложенным в роторе термопарам, по отношению к температурам холодного газа в функции тока обратной последовательности статора для турбогенераторов мощностью 140, 173, 265 и 220 Мва. Наибольший установившийся перегрев от токов обратной последовательности наблюдался на турбогенераторе мощностью 140 Мва (табл. 4-3).

Таблица 4-3

Наибольшие местные перегревы в роторах турбогенераторов при длительной несимметричной нагрузке

$\frac{I_2}{I_n}, \%$	Перегревы, °C			
	мощность турбогенератора, Мва			
	140	173	265	220
10	21	12	9	—
15	50	22	13	7
20	—	35	22	10
25	—	—	—	16

В турбогенераторах мощностью 140 и 173 Мва наибольший нагрев наблюдался по торцам бочки ротора. В турбогенераторах мощностью 220 и 265 Мва — в торцовых демпферных системах.

При работе с номинальной мощностью дополнительные перегревы, связанные с длительным протеканием токов обратной последовательности, наложатся на температуру, соответствующую номинальной нагрузке, и создадут дополнительные местные перегревы.

На рис. 4-5 представлены дополнительные потери в роторе, вызванные наличием токов обратного следования фаз в статоре, для типичного генератора с непосредственным охлаждением обмотки. Почти все потери выделяются вне обмотки ротора.

## § 8. Неполнофазные режимы блочных турбогенераторов

К режимам работы при установившейся несимметричной нагрузке примыкают так называемые неполнофазные режимы, когда в результате отключения одной или двух фаз выключателя или по другим причинам блок генератор—трансформатор оказывается связанным с системой одной или двумя фазами.

В [4-7] рассмотрены наиболее типичные случаи неполнофазных режимов. Эксплуатационные правила требуют отключения всех соединений от системы шин, к которой подсоединен турбогенератор, оказавшийся в неполнофазном режиме вследствие отказа одной или двух фаз выключателя. Однако, согласно [4-7], такое отключение уменьшает располагаемую мощность системы и ухудшает внутрисистемные связи, поэтому в отдельных случаях отключения можно избежать.

В табл. 4-4 представлены приведенные в [4-7] данные испытаний турбогенератора в неполнофазном режиме.

Во время опытов генератор ТВФ-100-2 мощностью 100 Мвт, имеющий непосредственное водородное охлаждение обмотки ротора, работал с нагрузкой около 30 Мвт при одной отключенной фазе трансформатора. Наибольшая разность токов в фазах генератора составляла 8% от номинального тока.

После двух часов работы измерение температур элементов статора и ротора показало, что по сравнению с номинальным режимом дополнительного перегрева не наблюдается.

Таблица 4-4

Неполнофазные режимы турбогенератора ТВФ-100-2 мощностью 100 Мвт

Полная нагрузка, Мва	Активная нагрузка, Мвт	Реактивная нагрузка, Мвар	Ток статора, а	Напряжение статора, в	Температура, °С					
					холодного газа	горячего газа	статора		ротора	
							медь	сталь	медь	сталь
35.2	31.2	16.8	2092	10050	14	21.1	37	30	—	—
32.5	—	—	1840	10230	15.5	26.6	35	28	40	30

## § 9. Несимметричные и неполнофазные режимы гидрогенераторов

При обосновании допустимых несимметричных нагрузок гидрогенераторов встают задачи, аналогичные рассмотренным для турбогенераторов.

Поскольку гидрогенераторы значительно чаще, чем турбогенераторы, работают на длинные линии, применение неполнофазных режимов при повреждении одной фазы может в значительной мере содействовать сохранению устойчивости и баланса активной мощности.

Однако работа гидрогенератора с несимметричной нагрузкой приводит к повышенному нагреву демпферной системы полюсов, а также к появлению дополнительных вибраций за счет появления знакопеременного момента. Ввиду этого по ГОСТу 183-66 в качестве нормы длительной допустимой несимметричной нагрузки для гидрогенераторов, также как и для турбогенераторов, принята величина наибольшей разности токов фаз, равная 10% от номинального тока. В энергосистемах проводится большая работа по исследованию допустимости режимов с более высокой несимметричной нагрузкой.

В результате электрических, тепловых и механических испытаний в энергосистемах нередко принимаются решения о применении несимметричного режима при одной отключенной фазе [4-8].

Следует подчеркнуть, что такие решения всегда должны согласовываться с заводом-изготовителем.



## ГЛАВА 5

### РАБОТА ГЕНЕРАТОРОВ ПРИ ВЫПРЯМИТЕЛЬНОЙ НАГРУЗКЕ

Большая часть генераторов переменного тока работает в условиях симметричной трехфазной нагрузки. Однако в ряде случаев наличие выпрямительных устройств в связи с искажением тока статора не позволяет ограничиваться рассмотрением номинального трехфазного режима при синусоидальном токе.

Наиболее характерными нагрузками такого рода являются выпрямительные устройства для тяговых цепей; линии передач на постоянном токе; возбудительные установки крупных генераторов и др.

Ввиду многообразия видов выпрямительной нагрузки в настоящей главе будут рассмотрены лишь основные соотношения, характеризующие работу генераторов на выпрямительную нагрузку. Как правило, будем задаваться не параметрами выпрямительной схемы, а непосредственно величиной высших гармоник тока и напряжения генератора.

#### § 1. Гармонические составляющие тока при выпрямительной нагрузке

При анализе работы генератора на нагрузку через однофазной и двухфазной преобразователь необходимо определить величины первой и высшей гармоник тока и напряжения по заданным величинам нагрузки на стороне постоянного тока  $U_d$  и  $I_d$  (при известном угле регулирования вентилей  $\alpha=10-15^\circ$ ). Основные формулы для расчета первой гармонической тока и напряжения при работе генератора на нагрузку через трансформатор и мостовую выпрямительную схему представлены в табл. 5-1. Здесь  $E_\phi$  — действующее значение фазного напряжения генератора;  $x_k = x_l + x_{kr}$ ;  $x_l$  — индуктивность статорного рассеяния генератора на фазу;  $x_{kr}$  — индуктивность короткого замыкания трансформатора (на фазу).

## Формулы для расчета первой гармоники тока и напряжения

Наименование величины и № формулы	Одномостовая схема	Двухмостовая схема
Действующее значение фазной коммутационной ЭДС (5.1)	$E_{\phi} = \frac{\pi U_d + 3x_k I_d}{3\sqrt{6} \cos \alpha}$	$E_{\phi} = \frac{2\pi U_d + 3x_k I_d}{6\sqrt{6} \cos \alpha}$
Угол коммутации (5.2)	$\gamma = \arccos \left( \cos \alpha - \frac{2x_k I_d}{\sqrt{6} E_{\phi}} \right) - \alpha$	$\gamma = \arccos \left( \cos \alpha - \frac{2x_k I_d}{\sqrt{6} E_{\phi}} \right) - \alpha$
Действующее значение активной составляющей первой гармоники тока статора (5.3)	$I_{a1} = \frac{3E_{\phi}}{2\pi x_k} \sin \gamma \sin (2\alpha + \gamma)$	$I_{a1} = \frac{3E_{\phi}}{\pi x_k} \sin \gamma \sin (2\alpha + \gamma)$
Действующее значение реактивной составляющей первой гармоники тока статора (5.4)	$I_{r1} = \frac{3E_{\phi}}{2\pi x_k} [\gamma - \sin \gamma \cos (2\alpha + \gamma)]$	$I_{r1} = \frac{3E_{\phi}}{\pi x_k} [\gamma - \sin \gamma \cos (2\alpha + \gamma)]$

Действующее значение первой гармоники тока

$$I_1 = \sqrt{I_{a1}^2 + I_{r1}^2}. \quad (5.5)$$

Формулы табл. 5-1 для угла коммутации  $\gamma$  действительны при  $\gamma < 60^\circ$  для однофазовой схемы и при  $\gamma < 30^\circ$  — для двухфазовой схемы. При несоблюдении этих условий преобразовательное устройство переходит в аномальный, так называемый «вынужденный режим» [5-7].

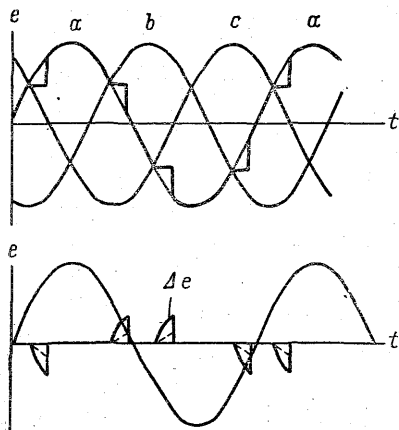


Рис. 5-1. Выделение синусоиды из кривой напряжения.

*a, b, c* — фазы.

Кривые фазного напряжения на зажимах генераторов могут быть представлены в виде суммы чистой синусоиды  $e$  и добавок  $\Delta e$  (рис. 5-1). Кривая тока статора, помимо первой гармонической, также содержит высшие гармонические. Для однофазовой и двухфазовой схем спектр гармонических тока приведен в табл. 5-2 [5-3].

Таблица 5-2

Спектр гармонических тока

Схема питания	Порядок высших гармонических в кривой тока							
Однофазовая	5,	7,	11,	13,	17,	19,	23,	25
Двухфазовая	[5],	[7],	11,	13,	[17],	[19],	23,	25

Действующее значение временной гармонической тока с порядком  $\mu > 1$  может быть приближенно определено [5-3]

$$I_{\mu} = \frac{k_{\mu}}{\mu} \frac{I_1}{\sqrt{1 + \left(\frac{I_1}{I_H} x_{\mu}\right)^2}}, \text{ а.} \quad (5.6)$$

Здесь  $I_1$  — действующее значение первой гармоники тока, а;  $k_{\mu} = 0.2$  для гармонических, порядок которых указан в скобках в табл. 5-2, и  $k_{\mu} = 1.0$  для остальных гармонических.

Сопротивление  $x_{\mu}$  в относительных единицах.

$$x_{\mu} = (0.7 \div 0.9) \mu x_2 + \mu x_{кт}.$$

Численный пример расчета. Определим характеристики выпрямительного режима для генератора.

Исходные данные: схема работы — одноставовая;  $U_d = 3000$  в;  $I_d = 2000$  а;  $x_k = 0.2$  ом;  $\alpha = 10^{\circ}$ ;  $x_2 = 0.18$  д. е;  $I_H = 4000$  а;  $x_{кт} = 0$ .

Находим основные характеристики:  
фазное напряжение

$$E_{\phi} = \frac{\pi 3000 + 3 \cdot 0.4 \cdot 2000}{3 \sqrt{6} \cdot 0.985} = 1460 \text{ в;}$$

угол коммутации

$$\gamma = \arccos \left( 0.985 - \frac{0.2 \cdot 2000}{\sqrt{6} \cdot 1460} \right) - 10^{\circ} = 19^{\circ} = 0.33 \text{ эл. рад.};$$

активная составляющая первой гармоники тока

$$I_{a1} = \frac{3 \cdot 1460 \sin 19^{\circ} \sin 39^{\circ}}{2\pi 0.2} = 720 \text{ а;}$$

реактивная составляющая первой гармоники тока

$$I_{r1} = \frac{3 \cdot 1460}{2\pi 0.2} [0.33 - \sin 19^{\circ} \cos 39^{\circ}] = 280 \text{ а;}$$

действующее значение первой гармоники тока

$$I_1 = \sqrt{720^2 + 280^2} = 775 \text{ а;}$$

для пятой временной гармоники

$$k_{\mu} = 1, \quad x_{\mu} = 0.8 \cdot 5 \cdot 0.18 = 0.72;$$

$$\frac{I_1}{I_H} = \frac{775}{4000} = 0.193;$$

$$I_{\mu} = \frac{1}{5} \frac{775}{\sqrt{1 + (0.193 \cdot 0.72)^2}} = 151 \text{ а.}$$

## § 2. Дополнительные потери генератора, обусловленные выпрямительной нагрузкой

Потери в статорной обмотке генератора от высших гармонических тока статора. Как известно, коэффициент увеличения потерь на переменном токе в пазовой части обмотки статора при синусоидальной форме тока

$$k_r = \varphi(\xi) + \frac{n^2 - 1}{3} \psi(\xi). \quad (5.7)$$

Здесь

$$\varphi(\xi) = \xi \frac{\operatorname{sh} 2\xi + \sin 2\xi}{\operatorname{ch} 2\xi - \cos 2\xi}; \quad \psi(\xi) = 2\xi \frac{\operatorname{sh} \xi - \sin \xi}{\operatorname{ch} \xi + \cos \xi}; \quad \xi \approx \frac{a}{\Delta};$$

$n$  — число проводников по высоте паза;  $a$  — высота проводника;  $\Delta = \sqrt{\frac{\rho}{\pi f \mu_0}}$  — «глубина проникновения» тока в медный проводник;  $\rho$  — удельное сопротивление.

При наличии высших гармонических во временной кривой статорного тока коэффициент увеличения потерь определяется для каждой гармонической отдельно, причем для  $\mu$ -й гармонической  $f_\mu = \mu f_1$ .

Потери в статорной обмотке при несинусоидальной форме тока можно выразить формулой

$$Q_{\mu 1} = Q_{\text{Cu1}} \left( 1 + \frac{1}{k_{r1}} \sum_{\mu} \gamma_{\mu}^2 k_{r\mu} \right), \quad (5.8)$$

где  $Q_{\text{Cu1}}$  — потери в меди обмотки от тока первой гармонической, включая добавочные;  $\gamma_{\mu} = \frac{i_{\mu}}{i_1}$ .

Для гармонических сравнительно низкого порядка

$$\varphi(\xi) \approx 1; \quad \psi(\xi) \approx \frac{1}{3} \xi^4. \quad (5.9)$$

Для гармонических выше 20-й расчет следует вести по более точным формулам (5.7).

Потери на поверхности ротора турбогенератора. Присутствие в кривой тока статора высших временных гармонических приводит к появлению в зазоре несинхронных магнитных полей, создающих в роторе добавочные потери. Если пренебречь высшими пространственными гармоническими, то  $\mu$ -я гармоническая тока создает в фазе обмотки статора пульсирующую мдс

$$\varphi_{\mu} = \frac{2}{3} F_{\mu} \sin \mu \omega t \cos \frac{x}{\tau}, \quad (5.10)$$

где  $F_\mu$  — амплитуда мдс, создаваемая  $\mu$ -й гармонической тока статора;  $x$  — координата по расточке;  $\tau$  — полюсное деление.

Гармонические тока статора, порядок которых  $\mu=6n-1$ , создают поля, обратно вращающиеся по отношению к полю первой гармонической. Гармоники, порядок которых  $\mu=6n+1$ , создают прямо вращающиеся поля. В синхронно вращающемся роторе мдс обоих порядков будут наводить токи, частота которых

$$f_{rn} = 6nf_1 \quad (n = 1, 2, \dots).$$

Полюсное деление образующихся паразитных полей равно полюсному делению основной гармонической. В связи с этим явления, связанные с выделением потерь в роторе, можно рассматривать как явления, характерные для асинхронного режима при соответствующем эквивалентном скольжении. Для обратно вращающихся высших временных гармонических это эквивалентное скольжение  $s_\mu = 1 + \frac{1}{\mu}$ , где  $\mu = 5, 11, 17 \dots$ . Для согласно вращающихся полей  $s_\mu = 1 - \frac{1}{\mu}$  при  $\mu = 7, 13, 19 \dots$ . Частота тока статора при этом составит, соответственно,  $5f_1, 7f_1, 11f_1$  и т. д.

Потери от высших временных мдс статора по своей природе не отличаются от потерь, вызываемых высшими пространственными гармоническими мдс статора.

В практике нашли применение два метода расчета добавочных потерь в роторе от временных гармонических мдс статора.

Согласно первому методу, пренебрегают влиянием обмотки ротора и определяют потери в гладком массивном роторе. Расчет проводится аналогично расчету потерь от пространственных высших гармонических мдс статора [5-4]. При этом в формулы вместо  $\tau$ , подставляется полюсное деление основной гармонической  $\tau$ , вместо  $s$ , — соответствующее эквивалентное скольжение, отнесенное к скорости вращения первой гармоники поля, т. е.  $s_{\text{эп}} = s_{\mu, \mu}$ .

Другой метод заключается в использовании приближенных связей между потерями от высших временных гармонических и потерями от обратного поля. В этом случае добавочные потери от временных гармонических могут быть определены по формуле (с учетом гармонических до 13-й):

$$Q_{\text{вр}} = P_{\text{н}} [R'_{r(6)} (i_5 + i_7)^2 + R'_{r(12)} (i_{11} + i_{13})^2], \quad \text{квт.} \quad (5.11)$$

Здесь  $P_{\text{н}}$  — номинальная мощность генератора, ква;  $R'_{r(6)}$  — приведенное и выраженное в относительных единицах сопротивление вторичных (роторных) цепей для частоты  $f_2 = 6f_1$ , гц;  $R'_{r(12)}$  — то же для частоты  $f_2 = 12f_1$ , гц.

При этом для турбогенератора можно принять

$$R'_{r(6)} \approx \sqrt{3} (R'_2 - r); \quad R'_{r(12)} \approx \sqrt{6} (R'_2 - r), \quad (5.12)$$

где  $R'_2, r$  — приведенные и выраженные в относительных единицах сопротивление обратной последовательности и сопротивление статорной обмотки, соответственно.

Численный пример расчета. Определим *потери на поверхности ротора турбогенератора*, вызванные наличием в кривой тока статора высших временных гармонических.

*Исходные данные генератора:*

$$P_n = 235000 \text{ ква}, \quad i_5 = 0.005 \text{ д. е.}, \quad i_7 = 0.007 \text{ д. е.}, \\ i_{11} = 0.007 \text{ д. е.}, \quad i_{13} = 0.009 \text{ д. е.}, \quad R'_2 = 0.03 \text{ д. е.}, \quad r \approx 0.$$

Используем второй метод расчета. Согласно формуле (5.12), *сопротивления* равны:

$$R'_r(6) = \sqrt{3} \cdot 0.03 = 0.051 \text{ д. е.}; \quad R'_r(12) = \sqrt{6} \cdot 0.03 = 0.072 \text{ д. е.}$$

*Потери на поверхности ротора*, согласно формуле (5.14), равны:

$$Q_{\text{вв}} = 2.35 \cdot 10^5 [0.051 (0.005 + 0.007)^2 + 0.072 (0.007 + 0.009)^2] = 6.04 \text{ кВт.}$$

Потери в демпферной обмотке синхронных явнополюсных машин. Потери в демпферной обмотке, вызванные высшими временными гармоническими тока в обмотке статора или полем обратной последовательности при несимметричной нагрузке, могут быть найдены по формулам, аналогичным соответствующим формулам для потерь от пространственных гармонических.

При анализе потерь от высших временных гармонических практическое значение имеет лишь *основная пространственная гармоническая* мдс от *высших временных гармонических* тока статора.

Ток в  $n$ -м стержне демпферной обмотки, вызванный высшими временными гармоническими мдс,

$$I_{\mu n} = \frac{\frac{\tau F_{\mu}}{\pi \delta_{\text{ср}}} \sin\left(\frac{\pi t_2}{2\tau}\right)}{\frac{t_2}{\delta_{\text{ср}}} + 2k \left[ \frac{1}{\pi} \left( 1.625 + \ln \frac{1}{\psi} \right) k_{\mu x} + \frac{h_s}{b_s} + \frac{5}{5 \frac{b_s}{\delta_{\text{ср}}} + 4} \right]}, \quad (5.13)$$

где  $\mu = 5, 7, \dots; n = 1, 2, 3, \dots$

Здесь для высших временных гармонических

$$F_{\mu} = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} \frac{w k_{\text{вп1}}}{p} I_{\mu}, \quad (\mu = 5, 7 \dots). \quad (5.14)$$

Потери в демпферной обмотке, обусловленные токами  $I_{\mu n}$ , протекающими в стержнях, равны

$$Q_{\mu} = 2\rho n_c k^2 I_{\mu n}^2 R_{2\mu}, \quad (5.15)$$

где  $R_{2\mu} = \frac{\rho_c l_c k_{\mu r}}{\pi d_c^2}$ .

Коэффициент  $k$  в формулах (5.13) и (5.15) имеет вид

$$k = \sqrt{\frac{3 - 4 \cos \frac{\pi t_2}{\tau} + \cos \frac{2\pi t_2}{\tau}}{1 - \cos \frac{\pi t_2}{\tau}}} = \sqrt{2 \left(1 - \cos \pi \frac{t_2}{\tau}\right)}. \quad (5.16)$$

В формулах (5.13) ÷ (5.16)  $t_2$  — шаг демпферной обмотки;  $\delta_{cp}$  — средний зазор;  $h_s, b_s$  — высота и ширина плеча демпфер-

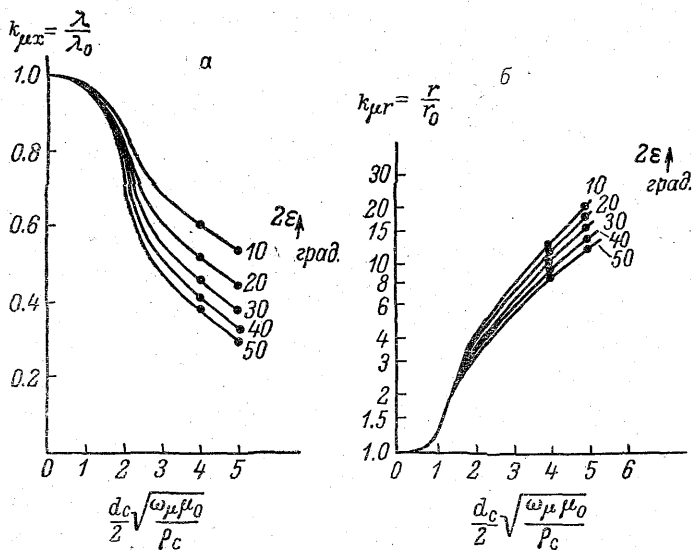


Рис. 5-2. Кривые изменения удельной магнитной проводимости (а) и активного сопротивления круглого стержня (б) при разных значениях  $\epsilon = \frac{180b_s}{\pi d_c}$ , град.

ной обмотки;  $\phi = \frac{2b_s}{d_c}$ , рад. — угол раскрытия паза демпферной обмотки;  $k_{\mu x}, k_{\mu r}$  — коэффициенты изменения индуктивного и активного сопротивления круглого паза (рис. 5-2);  $wk_{w1}$  — эффективное число витков фазы обмотки статора;  $n_c$  — число стержней демпферной обмотки на полюс;  $\rho_c$  — удельное сопротивление материала стержня;  $d_c$  — диаметр стержня;



$l_c$  — длина стержня. Потери от всей совокупности гармонических равны сумме потерь от отдельных гармонических.

Численный пример расчета. Определим потери от 5-й временной гармоники в стержне демпферной обмотки.

Исходные данные:

$$F_{(\mu=5)} = 170 \text{ а}; \quad t_2 = 3.95 \text{ см}; \quad \delta_{\text{ср}} = 1.6 \text{ см}; \quad \psi = 0.25; \quad \omega_{p+1} = 6 \cdot 314; \quad l_c = 125 \text{ см}; \\ d_c = 1.6 \text{ см}; \quad \rho_c = 8.8 \cdot 10^{-6} \text{ ом} \cdot \text{см}; \quad n_c = 12; \quad 2p = 10; \quad \tau = 65.7 \text{ см}; \quad h_s = 0.4 \text{ см}; \\ b_s = 0.2 \text{ см}.$$

Определяем вспомогательный коэффициент

$$\frac{d_c}{2} \sqrt{\frac{\omega_{p+1} \mu_0}{\rho_0}} = \frac{1.6}{2} \sqrt{\frac{314 \cdot 6 \cdot 1.25 \cdot 10^{-8}}{8.8 \cdot 10^{-6}}} = 1.31.$$

Соответственно, по рис. 5-2  $k_{\mu,x} = 0.94$ ;  $k_{\mu,r} = 2.0$ .

Коэффициент  $k$

$$k = 1.41 \sqrt{1 - \cos 180^\circ} \frac{3.95}{65.7} = 1.41 \cdot 0.14 = 0.2.$$

Ток в  $n$ -м стержне равен

$$I_{\mu n} = \frac{65.7 \cdot 170}{\pi \cdot 1.6} \sin 90^\circ \frac{3.95}{65.7} \cdot \frac{1}{\frac{3.95}{1.6} + 2 \cdot 0.2 \left[ \frac{1}{\pi} \left( 1.625 + \ln \frac{1}{0.25} \right) \cdot 0.94 + \frac{0.4}{0.2} + \frac{5}{5 \frac{0.2}{1.6} + 4} \right]} = 50 \text{ а}.$$

Сопротивление стержня

$$R_{2\mu} = \frac{8.8 \cdot 10^{-6} \cdot 125 \cdot 2.0}{\frac{\pi 1.6^2}{4}} = 1.08 \cdot 10^{-3} \text{ ом}.$$

Потери в демпферной обмотке от 5-й гармоники

$$Q_{\mu n} = 10 \cdot 12 \cdot 0.2^2 \cdot 50^2 \cdot 1.08 \cdot 10^{-3} = 12 \text{ вт}.$$

**Нормирование выпрямительной нагрузки по допустимым потерям.** Дополнительные потери, вызываемые высшими гармониками тока статора, утяжеляют режим работы машины, поэтому мощность генератора при работе на выпрямительную нагрузку должна быть несколько уменьшена. Потери в обмотке статора не должны превышать потерь при нормальной перегрузке для синхронного режима. Это условие относится в первую очередь к стержням верхнего слоя, где добавочные потери (при двухслойной стержневой обмотке) в 7 раз выше, чем в нижних стержнях.

Ограничения по ротору могут быть вызваны двумя факторами. Для генераторов сравнительно малой мощности выделение потерь на поверхности ротора от высших временных гармонических мдс

статора приводит к дополнительному подогреву обмотки ротора. Нагрузка в этом случае должна быть снижена таким образом, чтобы нагрев обмотки ротора не превышал допустимого. Для машин большой мощности, особенно с непосредственным охлаждением обмотки ротора, следует нормировать потери в роторе от высших временных гармоник с тем, чтобы они не превышали потери от допустимого тока обратной последовательности (5—6% номинального для турбогенератора).

### § 3. Расчет режима возбудителя переменного тока, работающего на выпрямителе

В качестве примера сложного режима выпрямительной нагрузки рассмотрим работу генератора, присоединенного к валу мощного турбогенератора и питающего его обмотку возбуждения через ионные выпрямители.

Системы ионного возбуждения для крупных турбогенераторов получили распространение как в отечественной, так и зарубежной практике [5-2]. При этом изготавлиющиеся в СССР системы ионного возбуждения предусматривают питание от шин турбогенератора (система самовозбуждения).

Такая система подвержена влиянию эксплуатационных режимов в энергосистеме, поэтому при дальнейшем возрастании мощности представляется перспективным применение для наиболее ответственных агрегатов питания системы возбуждения от специального генератора, присоединяемого непосредственно к валу турбоагрегата с использованием выпрямителей.

Электрический расчет возбудительного генератора, работающего целиком на выпрямительную нагрузку, имеет ряд особенностей, которые будут рассмотрены ниже.

**В ы б о р с х е м ы с о е д и н е н и я .** В настоящее время системы ионного самовозбуждения в отличие от мостовых схем имеют соединение по шестифазной схеме с уравнительным реактором [5-2]. Для системы с питанием от специального синхронного генератора, присоединенного к валу агрегата, целесообразно принять ту же схему. Хотя применение шестифазной схемы приводит к необходимости дополнительного повышения мощности возбуждения генератора, в условиях больших токов и сравнительно небольших напряжений оно является оправданным, так как повышает коэффициент полезного действия установки (рис. 5-3). С целью снижения пульсации выпрямленного напряжения преобразователь имеет две группы вентиля, которые на стороне постоянного тока работают параллельно. Каждая фаза обмотки статора двухполюсного возбудительного генератора (например, фаза *A*) разделена на две части — рабочую *Oa* и форсировочную *aA*. Группа вентиля рабочего (нормального) режима подсоединена на отпайки, а группа

вентилей режима форсирования — на полную обмотку. Нулевые точки трехфазных звезд соединены двухфазным уравнильным реактором.

В нормальных режимах рабочая группа вентиля работает с относительно небольшим углом регулирования, а форсировочная группа, наоборот, — с большим углом. В этих условиях коммутирующая эдс при переходе тока с рабочей группы на форсировочную является малой, поэтому соответствующие углы коммутации получаются значительными. В результате ослабляется влияние форсировочной группы на кривую выпрямленного напряжения. Для обеспечения надлежащего теплового режима вентиля форсировочной группы среднее значение ее выпрямлен-

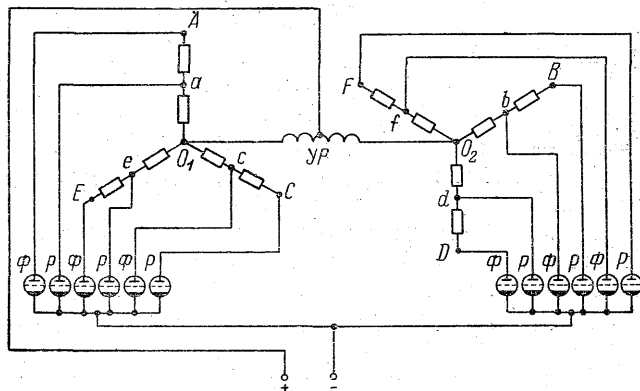


Рис. 5-3. Схема питания системы возбуждения.

*P* — вентили рабочего режима; *Ф* — вентили форсировочного режима; *УР* — уравнильный реактор.

ного тока составляет обычно около 25—30% от тока возбуждения главного турбогенератора. Вследствие такого режима форсировочная часть обмотки возбудителя в нормальных режимах имеет значительно меньшую токовую нагрузку по сравнению с рабочей частью.

В режиме форсирования преобразователь практически переводится на работу с углами регулирования  $\alpha \approx 0$ . В связи с большим напряжением на форсировочной группе вентиля по сравнению с рабочей группой последняя гаснет и в работе остается только форсировочная группа. Поэтому в режиме форсирования обе части обмотки возбудительного генератора обтекаются одинаковым током, а к обмотке возбуждения главного генератора прикладывается потолочное напряжение.

Отпайки рабочей группы по конструктивным соображениям целесообразно делать со стороны статора, противоположной выводам. Соответственно, числа витков рабочей и форсировочной групп  $w_p$  и  $w_f$  будут не целыми, а дробными со знаменателем 2.

Обмотку возбуждательного генератора целесообразно выполнять с диаметральным шагом.

Определение типовой мощности генератора. Проектирование возбуждательного турбогенератора целесообразно вести на базе стандартного генератора. Для выбора последнего необходимо определить его типовую мощность по наиболее тяжелому режиму — режиму форсировки.

Поскольку в режиме форсировки возбуждения основного генератора может быть допущена перегрузка возбуждательного генератора по току статора, типовая мощность может быть приближенно определена по формуле [5-5]

$$P_{\text{н}} = \frac{P_{\phi} k_{0x} k_{\text{з}}}{k_{\text{н}}} \quad (5.17)$$

Здесь  $P_{\phi}$  — потери в обмотке ротора главного генератора в режиме форсировки возбуждения;  $k_{\text{н}}$  — коэффициент кратковременной перегрузки, в отечественной практике для турбогенераторов  $k_{\text{н}}=2$ ;  $k_{0x}=1.5$  — коэффициент, учитывающий соотношение мощности на переменном и постоянном токе;  $k_{\text{з}}=1.05 \div 1.15$  — коэффициент запаса.

Если, например, номинальная мощность возбуждения турбогенератора равна 2500 квт (при двухкратной форсировке, соответственно, 10 000 квт), то типовая мощность соответствующего возбуждательного турбогенератора переменного тока составит

$$P_{\text{н}} = \frac{10\,000 \cdot 1.5 \cdot 1.15}{2} = 8650 \text{ ква.}$$

Напряжение возбуждательного генератора характеризуется требованиями форсировочного режима, сечение же меди обмотки статора — требованиями номинального режима. Хотя плотность тока в форсировочной части обмотки в номинальном режиме меньше, чем в рабочей, выполнение обмотки с разными сечениями по конструктивным соображениям нецелесообразно.

Определение параметров и номинальных данных машины. Для расчета режимов возбуждательного генератора, работающего на выпрямительную нагрузку, следует определить его параметры, влияющие на процесс коммутации вентилей (табл. 5-3).

Действующее значение фазной расчетной эдс возбуждательного генератора определяется при заданных напряжении и токе на статоре постоянного тока [5-2] формулой

$$E_{\text{нф}} = \frac{2U_{\text{дн}} + \frac{3 \cdot 2}{4\pi} I_{\text{дн}} x_{\text{нф}} + \Delta e}{1.17} \quad (5.18)$$

Здесь  $U_{\text{дн}}$ ,  $I_{\text{дн}}$  — выпрямленные напряжение и ток, равные напряжению и току возбуждения главного турбогенератора в номиналь-

## Формулы для расчета параметров [5-2]

Наименование и обозначение	Расчетная формула
Проводимость рассеяния статорной обмотки пазовая часть $\lambda_{\text{п}}$	$\frac{h_1 + 3h_{\text{к}}}{3b_{\text{п}}}$
лобовая часть $\lambda_{\text{л}}$	$0.57 \frac{\tau}{l} q$
Реактивности рассеяния пазовая часть $x_{\text{п}}, \text{ом}$ лобовая часть $x_{\text{л}}, \text{ом}$	По расчетному формуляру машины.
Проводимости пазового рассеяния статора для токов второй и четвертой последовательностей	
пазовая часть $\lambda_{2\text{п}} = \lambda_{4\text{п}}$	$\frac{h_1}{12b_{\text{п}}} + \frac{1}{6} \frac{h_2}{b_{\text{п}}}$
лобовая часть $\lambda_{2\text{л}} = \lambda_{4\text{л}}$	$0.2 \lambda_{\text{л}}$
Реактивности рассеяния второй и четвертой последовательностей	По расчетному формуляру машины.
пазовая часть $x_{2\text{п}} = x_{4\text{п}}, \text{ом}$	
лобовая часть $x_{2\text{л}} = x_{4\text{л}}, \text{ом}$	$x_{\text{п}} \frac{\lambda_{4\text{п}}}{\lambda_{\text{п}}}$
суммарная $x_2 = x_4, \text{ом}$	$x_{\text{л}} \frac{\lambda_{2\text{л}}}{\lambda_{\text{л}}}$
Сверхпереходное сопротивление $x''_d, \text{ом}$	По расчетному формуляру машины.
Сопротивление обратной последовательности (для шестифазной схемы пятая последовательность) $x_5, \text{ом}$	$1.22 x''_d$
Эквивалентное сопротивление для расчета длительности коммутационного процесса	$\frac{x''_d + x_2 + x_4 + x_5}{4}$ $\approx x_{\text{пф}} \frac{1}{2} \left( \frac{w_{\text{п}}}{w} + \frac{w_{\text{н}}^2}{w^2} \right)$ $\approx x_{\text{пф}} \frac{1}{2} \left( \frac{w_{\text{ф}}}{w} + \frac{w_{\text{ф}}^2}{w^2} \right)$
общее на фазу $x_{\text{пф}}, \text{ом}$	
рабочей части $x_{\text{п}}, \text{ом}$	
форсировочной части $x_{\text{ф}}, \text{ом}$	

Примечание.  $h_{\text{к}}$  — высота пазового клина;  $h_1 = h_{\text{п}} - h_{\text{к}}$ ;  $h_{\text{п}}$  — высота паза;  $h_2$  — расстояние между крайними проводниками верхнего и нижнего стержней;  $\tau$  — полюсное деление;  $l$  — активная длина;  $q$  — число пазов на полюс и фазу.

ном режиме;  $\Delta e$  — падение напряжения в дуге вентилях. Для мостовой схемы  $\Delta e \approx 50$  в.

Действующее значение фазного тока в рабочей части обмотки в номинальном режиме

$$I_{\pi} = I_{a\pi} \frac{1}{2\sqrt{3}} k_I, \quad (5.19)$$

где  $k_I$  — коэффициент перегрузки по току обмотки возбуждения (обычно равен 1.1).

По значениям тока и напряжения получаем уточненное значение типовой мощности

$$P_{\pi} = m E_{\pi\phi} I_{\pi}, \quad \text{ва}, \quad (5.20)$$

где  $m$  — число фаз, в рассматриваемой схеме равно шести.

Режимы работы схемы. Вначале рассмотрим режим форсировки, как более простой. На рис. 5-4 показаны зависимости фазного напряжения и фазного тока от времени. Группа вентилях рабочего режима запирается, работают только вентили форсировочного режима. Угол коммутации  $\gamma_{\phi}$  может быть определен по соотношению (5-2)

$$\gamma_{\phi} = \arccos \left( 1 - \frac{x_{\pi\phi} 2I_{a\pi}}{\sqrt{3} \sqrt{2} E_{\pi\phi}} \right). \quad (5.21)$$

Первая временная гармоническая тока в фазе в форсировочном режиме связана с выпрямленным током форсировочного режима  $I_{a\pi}$  соотношением

$$I_{1\phi} \approx \frac{0.545}{\sqrt{2}} I_{a\pi}. \quad (5.22)$$

Первая гармоническая мдс статора в форсировочном режиме (для шестифазной обмотки)

$$F_{a\phi 1} = 2.12 k_{w1} w I_{1\phi}. \quad (5.23)$$

Соответственно, ток реакции якоря в форсировочном режиме

$$i_{a\phi} = \frac{F_{a\phi 1}}{w_2 k_{w2}}. \quad (5.24)$$

Здесь  $w_2$  — число витков обмотки возбуждения вспомогательного генератора;  $k_{w2}$  — соответственно, обмоточный коэффициент.

Определение тока намагничивания возбуждательного генератора  $i_{\phi 0}$ , необходимого для создания в режиме холостого хода эдс  $E_{\pi\phi}$ , производится по обычной методике, на основании характеристики холостого хода.

Общий ток ротора возбуждательного генератора в режиме форсировки возбуждения главного агрегата может быть найден по

обычной векторной диаграмме. При этом угол  $\varphi$  следует принять равным

$$\varphi \approx \frac{2}{3} \gamma_{\phi}. \quad (5.25)$$

Рассмотрим теперь рабочие режимы. На рис. 5-5, а показаны эдс рабочей части обмотки  $e_n$  и всей обмотки  $e_{нф}$ . Токи в рабочей части обмотки в нормальном режиме показаны на рис. 5-5, б. В момент времени, соответствующий углу регулирования груп-

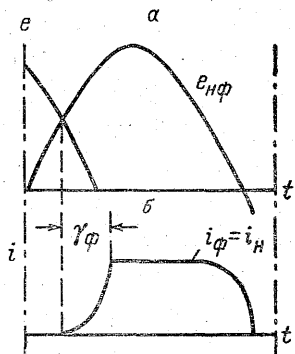


Рис. 5-4. Зависимость напряжения и тока в фазе от времени в режиме форсировки.

а — напряжение; б — ток.

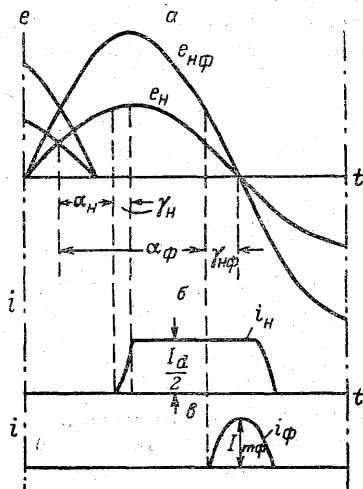


Рис. 5-5. Зависимость эдс и токов в фазе от времени в рабочем режиме.

а — фазное напряжение ( $e_n$  — напряжение на рабочей группе вентилялей;  $e_{нф}$  — напряжение на форсировочной группе вентилялей); б — ток в рабочей части обмотки;  $e$  — ток в форсировочной части обмотки в режиме без запаривания рабочих вентилялей.

пы вентилялей рабочего режима  $\alpha_n$ , происходит подача управляющего напряжения на сетки вентилялей и начинается коммутационный процесс между вентилями двух фаз рабочей группы, смещенных на 120 эл. град. Этот процесс продолжается на протяжении угла коммутации  $\gamma_n$ . Коммутация происходит под действием линейного напряжения части обмотки рабочего режима, и ее длительность зависит от величины индуктивного сопротивления обмотки  $x_n$  [5-2].

В момент времени, соответствующий углу регулирования  $\alpha_{\phi}$ , загорается ventиль форсировочной группы. Так как полная эдс возбуждательного генератора  $e_{нф}$  больше эдс рабочей части обмотки  $e_n$ , то начинается переход тока с вентиля одной части обмотки на ventиль другой части при сохранении общего тока постоянным. Во время коммутации форсировочная часть обмотки замыкается

вентилем своей фазы практически накоротко, в результате чего имеет место режим однофазного короткого замыкания форсировочной части обмотки. Поэтому коммутационный процесс определяется эдс форсировочной части обмотки  $e_\phi$  и ее сопротивлением  $x_\phi$  (табл. 5-3).

В зависимости от значений  $\alpha_\phi$ ,  $e_\phi$  и  $x_\phi$  возможны два основных режима работы схемы.

1. Режим без полного перехода тока с вентилей рабочей группы на вентили форсировочной группы. При этом  $i_\phi$  всегда меньше

$$\frac{I_{dн}}{2} \quad (\text{рис. 5-5, в}).$$

2. Режим с переходом тока с вентилей рабочей группы на вентили форсировочной группы. В этом режиме на определенном отрезке времени  $i_\phi = \frac{I_{dн}}{2}$ .

Для первого режима в момент достижения эдс нулевого значения при достаточном диапазоне управляющих напряжений на сетках вентилей начнется обратный переход тока с форсировочной на ра-

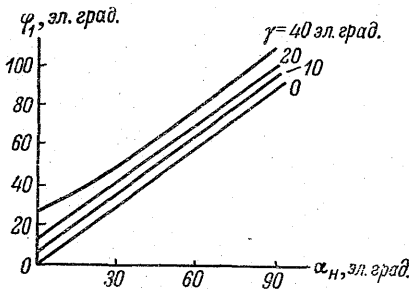


Рис. 5-6. Зависимость угла  $\phi_1$  от параметров режима.

бочую группу вентилей. В момент времени, соответствующий углу  $\alpha_n + \frac{2}{3}\pi$ , начнется коммутация тока с вентиля рассматриваемой фазы рабочей группы на вентиль фазы той же группы, но смещенной на угол  $\frac{2}{3}\pi$ . Затем весь процесс повторяется аналогично описанному.

Основная гармоническая составляющая мдс рабочей части обмотки при этом равна

$$F_{an1} = 2.12k_{w1}w_p i_{1н}, \quad (5.26)$$

где  $i_{1н}$  определяется по формуле (5.22) с той лишь разницей, что вместо  $I_{dн}$  подставляется  $0.5 I_{dн}$ . Угол сдвига  $\phi_1$  по фазе тока  $i_{1н}$  по отношению к эдс  $e_n$  находится по рис. 5-6 в соответствии со значениями  $\alpha_n$  и  $\gamma_n$ . Величины  $\alpha_n$  и  $\gamma_n$  могут быть вычислены, например для случая  $i_\phi < \frac{I_{dн}}{2}$ , следующим образом:

$$\alpha_n = \arccos \frac{U_{dн} + \frac{3}{4\pi} x_n I_{dн} + \Delta e}{\frac{w_p}{w} E_{нф}}, \quad (5.27)$$

$$\gamma_n = \arccos \left[ \cos \alpha_n - \frac{x_n I_{dн}}{\sqrt{2} \sqrt{3} \frac{w_p}{w} E_{нф}} \right] - \alpha_n. \quad (5.28)$$



Основная гармоническая составляющая мдс форсировочной части обмотки равна

$$F_{a\phi 1} = 2.12k_w \gamma w_\phi I_{1\phi}. \quad (5.26a)$$

Угол сдвига этого тока по фазе  $\varphi_{1\phi} = 90$  эл. град.

Производим геометрическое сложение двух мдс и находим эквивалентную мдс  $F_{1\phi}$  и угол сдвига  $\varphi_{1\phi}$ . Далее находим эквивалентный ток реакции якоря

$$i_{a\phi} = F_{1\phi} \frac{1}{w k_{w1}}$$

и полный ток обмотки возбуждения в номинальном режиме.

Аналогично может быть выполнен расчет и для второго режима, когда в течение некоторого интервала времени выпрямленный ток проходит только по вентилям форсировочной группы.

Для второго режима в момент времени, соответствующий углу  $\alpha_n + \frac{2\pi}{3}$ , начнется коммутация тока с вентиля форсировочной группы на вентиль рабочей группы фазы, смещенной на угол  $\frac{2\pi}{3}$ .

Граничным условием для определения характера режима является соотношение

$$i_{m\phi} = \frac{I_{dH}}{2}, \quad (5.29)$$

где  $i_{m\phi}$  — максимальное значение тока вентиля форсировочной группы,

$$i_{m\phi} = \frac{\sqrt{2} E_{H\phi} \frac{w_\phi}{w}}{x_\phi} (1 - \cos \gamma_{H\phi}). \quad (5.30)$$

Расчет потерь в роторе от полей высших временных гармонических мдс статора. На основании картины изменения токов во времени в разных частях фазы можно перейти к расчету потерь от высших гармонических в роторных контурах.

Поскольку все паразитные поля имеют одинаковое полюсное деление, для расчета потерь от  $\mu$ -й гармонической можно пользоваться схемой замещения турбогенератора в асинхронном режиме для эквивалентного скольжения, связанного с порядком гармонической соотношением

$$s_{\mu l} = \mu \pm 1. \quad (5.31)$$

В гл. 1 приведены схемы замещения для трехфазного турбодвигателя в асинхронном режиме. Там же, а также в [5-7 и 5-8] даны формулы для расчета эквивалентных сопротивлений, включенных в эти схемы. Поэтому здесь укажем лишь на особенности использования этих схем для рассматриваемого генератора.

Вначале шестифазный генератор необходимо привести к эквивалентному трехфазному.

При этом базисный ток

$$i_{36} = 2i_{66}. \quad (5.32)$$

Базисное напряжение на фазу

$$e_{36} = e_{66}. \quad (5.33)$$

Базисная мощность на три фазы

$$P_{36} = 3e_{36}i_{36}. \quad (5.34)$$

После определения новых базисных величин необходимо найти эквивалентные токи  $i$ , высших временных гармонических в трехфазной системе таким образом, чтобы создаваемые ими мдс равнялись соответствующим временным гармоническим мдс в реальном режиме. Для этого магнитодвижущие силы каждой гармонической от рабочей и форсировочной частей должны быть сложены геометрически с учетом их временного и пространственного сдвига.

После определения величины мдс расчет потерь производится по указанной выше методике.

## КАЧАНИЯ СИНХРОННОЙ МАШИНЫ

Как известно, синхронная машина, включенная в мощную сеть, ведет себя как колебательная система. Колебания вращающего момента, вызванные присоединенным механизмом (например, дизелем или компрессором), могут при известных условиях значительно усиливаться синхронной машиной и приводить к недопустимым колебаниям тока в сети. Практикой установлены допустимые пределы колебаний тока и рабочего угла при качаниях. Так, например, при проектировании синхронных двигателей для поршневых компрессоров параметры машины выбирают таким образом, чтобы размах колебаний эффективного значения тока статора не превышал 60% от номинального значения.

Наличие больших колебаний тока приводит к увеличению среднеквадратичного значения тока, к повышению потерь, к колебанию напряжения сети, связанному с нежелательными колебаниями яркости освещения, и т. д.

При определенных условиях в синхронной машине могут появляться значительные колебания тока и вращающего момента даже без всякой внешней причины. Однако на основе практического опыта установлено следующее:

склонность к колебаниям значительно выше у двигателей, чем у генераторов;

чем выше активное сопротивление в цепи статора и чем больше ток возбуждения машины, тем больше склонность машины к качаниям;

склонность машины к качаниям сильно зависит от параметров демпферной системы на роторе машины (особенно поперечной демпферной системы) и от рабочего угла машины.

Ниже даны формулы, позволяющие с достаточной точностью определять электромагнитный вращающий момент синхронной машины при установившихся малых качаниях [6-3] и при больших качаниях синхронной машины с помощью функций Бесселя [0-3].

Эти формулы полностью объясняют установленные опытом физические зависимости при качаниях, указанные выше. Формулы выведены на основе комплексных операторных уравнений синхронной машины.

## § 1. Малые качания синхронной машины

Уравнение качаний. Малые качания синхронной машины, включенной в мощную сеть, соответствуют следующему линейному уравнению механического равновесия:

$$H \frac{d^2(\Delta\theta)}{dt^2} + \Delta M_e = \Delta M_L, \quad (6.1)$$

где  $H$  — механическая постоянная машины;  $\Delta\theta$  — отклонение рабочего угла от среднего значения;  $\Delta M_e$  — отклонение электромагнитного вращающего момента от среднего значения;  $\Delta M_L$  — отклонение приложенного внешнего вращающего момента от среднего значения.

При малых качаниях отклонение электромагнитного вращающего момента  $\Delta M_e$  может быть представлено в виде суммы

$$\Delta M_e = M_d + \Delta M_s = m_d \frac{d(\Delta\theta)}{dt} + m_s \Delta\theta, \quad (6.2)$$

где  $M_d$  и  $\Delta M_s$  — демпферный момент и приращение синхронизирующего момента;  $m_d$  и  $m_s$  — соответствующие коэффициенты.

Если качания имеют место с частотой  $h$  и скольжением  $s = \frac{d(\Delta\theta)}{dt} = s_m \sin ht$ , то качания угла определяются в функции времени выражением

$$\Delta\theta = -\frac{s_m}{h} \cos ht. \quad (6.3)$$

Вращающий момент при  $r=0$ . Электромагнитный вращающий момент равен  $M_e = \text{Re} [j\psi_s i_s^*]$ .

При  $r=0$

$$M_e = \text{Re} [e_s i_s^*] = e_d i_d + e_q i_q, \quad (6.4)$$

где символы  $d$  и  $q$  означают проекции соответствующих величин на оси  $d$  и  $q$ .

Пусть  $e_s = j e_{sm} e^{j\theta}$ , где  $\theta$  — рабочий угол машины. Потокосцепления  $\psi$  в таком случае равны  $\psi_s = e_{sm} e^{j\theta}$ . Напряжения  $e_d$ ,  $e_q$ , соответственно, равны

$$e_d = -e_{sm} \sin \theta = -\psi_q, \quad e_q = e_{sm} \cos \theta = \psi_d. \quad (6.5)$$

Положительное значение угла соответствует работе машины в режиме двигателя. Токи по осям  $d$  и  $q$  определяются из операторных уравнений

$$\psi_d = \psi_{sr d} + x_d(p) i_d; \quad \psi_q = x_q(p) i_q, \quad (6.6)$$

где раскрытие операторных коэффициентов  $x_d(p)$  и  $x_q(p)$  производится в зависимости от характера функций  $\psi$  во времени. Здесь

$\psi_{srd}$  — потокосцепления, вызванные питанием со стороны ротора. При постоянном возбуждении  $\psi_{srd} = E$  и, следовательно,

$$\left. \begin{aligned} i_d &= -\frac{E}{x_d} + \frac{e_{sm} \cos \theta}{x_d(p)}, \\ i_q &= \frac{e_{sm} \sin \theta}{x_q(p)}. \end{aligned} \right\} \quad (6.7)$$

В упрощенной символической записи вращающий момент в таком случае (в операторном виде) будет равен

$$M_e = \frac{E e_{sm}}{x_d} \sin \theta - e_{sm}^2 \sin \theta \left[ \frac{\cos \theta}{x_d(p)} \right] + e_{sm}^2 \cos \theta \left[ \frac{\sin \theta}{x_q(p)} \right]. \quad (6.8)$$

Формула (6.8) носит условный характер. Произведения в ней относятся только к раскрытым в функции времени выражениям.

Раскрытие операторных выражений в квадратных скобках будет зависеть от характера изменения угла  $\theta$  в функции времени. Это значит, что практически нужно сначала задаться приближенным характером изменения угла  $\theta$ , определить приближенно электромагнитный вращающий момент по уравнению (6.8), уточнить зависимость  $\theta$  от времени и т. д. При малых изменениях  $\theta$  удобно представлять  $\theta$  как сумму

$$\theta = \theta_0 + \Delta\theta.$$

В этом случае

$$\sin \theta \approx \cos \theta_0 \Delta\theta + \sin \theta_0; \quad \cos \theta \approx \cos \theta_0 - \sin \theta_0 \Delta\theta.$$

Если  $\Delta\theta$  имеет характер внезапного изменения, то операторные реактивности при раскрытии членов, содержащих  $\Delta\theta$ , будут равны  $x'_d$  и  $x'_q$  или  $x''_d$  и  $x''_q$  в зависимости от отсутствия или наличия демпферной системы на роторе. Если  $\Delta\theta$  имеет вид  $\Delta\theta = \frac{-s_m}{h} \sin ht$ , где  $h$  — угловая частота качаний, то эквивалентные реактивности будут соответствовать этой частоте качаний.

В этом случае операторное уравнение (6.8) имеет вид

$$\begin{aligned} M_e &= \frac{E e_{sm}}{x_d} \sin \theta - e_{sm}^2 \frac{\sin \theta \cos \theta_0}{x_d} + e_{sm}^2 \frac{\cos \theta \sin \theta_0}{x_q} + \\ &+ e_{sm}^2 \sin \theta \sin \theta_0 \left[ \frac{\Delta\theta}{x_d(p)} \right] + e_{sm}^2 \cos \theta \cos \theta_0 \left[ \frac{\Delta\theta}{x_q(p)} \right]. \end{aligned} \quad (6.9)$$

Угол  $\Delta\theta = -\frac{s_m}{2jh} (\varepsilon^{jht} - \varepsilon^{-jht})$  и, следовательно, в первом приближении относительно  $\Delta\theta$

$$\begin{aligned} M_e &= \frac{E e_{sm}}{x_d} \sin \theta_0 + \frac{e_{sm}^2}{2} \left( \frac{1}{x_q} - \frac{1}{x_d} \right) \sin 2\theta_0 + \\ &+ \left[ \frac{E e_{sm} \cos \theta_0}{x_d} - e_{sm}^2 \left( \frac{\cos^2 \theta_0}{x_d} + \frac{\sin^2 \theta_0}{x_q} \right) \right] \Delta\theta - e_{sm}^2 \frac{s_m}{2jh} \times \\ &\times \left[ \sin^2 \theta_0 \left( \frac{\varepsilon^{jht}}{x_d(jh)} - \frac{\varepsilon^{-jht}}{x_d(-jh)} \right) + \cos^2 \theta_0 \left( \frac{\varepsilon^{jht}}{x_q(jh)} - \frac{\varepsilon^{-jht}}{x_q(-jh)} \right) \right]. \end{aligned} \quad (6.10)$$

Пусть

$$\frac{1}{x_d(jh)} = i_{dhx} + j i_{dhr}; \quad \frac{1}{x_q(jh)} = i_{qhx} + j i_{qhr}, \quad (6.11)$$

тогда на основании (6.10)

$$\begin{aligned} M_e = & \frac{E e_{sm}}{x_d} \sin \theta_0 + \frac{e_{sm}^2}{2} \left( \frac{1}{x_q} - \frac{1}{x_d} \right) \sin 2\theta_0 + \\ & + \left[ \frac{E e_{sm}}{x_d} \cos \theta_0 + e_{sm}^2 \left( i_{dhx} - \frac{1}{x_q} \right) \sin^2 \theta_0 + e_{sm}^2 \left( i_{qhx} - \frac{1}{x_d} \right) \cos^2 \theta_0 \right] \Delta\theta + \\ & + \frac{e_{sm}^2}{h} (i_{dhr} \sin^2 \theta_0 + i_{qhr} \cos^2 \theta_0) \frac{d\Delta\theta}{dt}. \end{aligned} \quad (6.12)$$

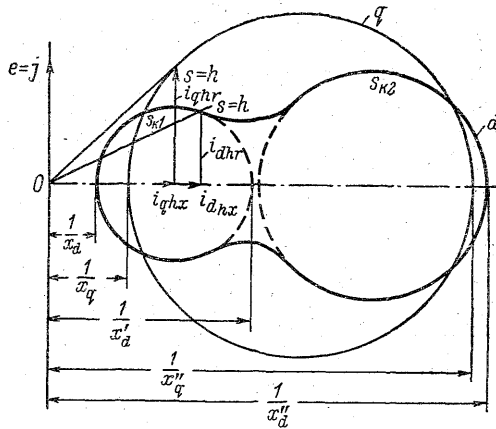


Рис. 6-1. Частотные характеристики синхронной машины по продольной и поперечной осям при наличии двух обмоток в роторе по продольной оси и одной обмотки по поперечной оси.

Коэффициенты демпферного и синхронизирующего моментов  $m_d$  и  $m_s$  при отсутствии активного сопротивления в цепи статора ( $r=0$ ) на основании (6.12) равны

$$m_{d0} = \frac{M_{dd} \sin^2 \theta_0 + M_{dq} \cos^2 \theta_0}{h}, \quad (6.13)$$

$$m_{s0} = \frac{E e_{sm}}{x_d} \cos \theta_0 + \left[ \left( i_{dhx} - \frac{1}{x_q} \right) \sin^2 \theta_0 + \left( i_{qhx} - \frac{1}{x_d} \right) \cos^2 \theta_0 \right] e_{sm}^2. \quad (6.14)$$

Здесь  $E$  — ток возбуждения в долях тока возбуждения при холостом ходе и номинальном напряжении на статоре;  $e_{sm}$  — амплитуда фазового напряжения на статоре в относительных единицах;  $\theta_0$  — средний рабочий угол, около которого происходят

качания;  $M_{dd}$  и  $M_{dq}$  — электромагнитные вращающие моменты асинхронных машин с параметрами по осям  $d$  и  $q$ . Соответственно, при  $r=0$  при скольжении ротора, равном частоте качаний  $h$ ,

$$M_{dd} = e_{sm}^2 i_{dhr}, \quad M_{dq} = e_{sm}^2 i_{qhr}. \quad (6.15)$$

Вращающие моменты  $M_{dd}$  и  $M_{dq}$  легко определить из токовых («круговых») диаграмм соответствующих синхронных машин при напряжении на статоре, равном номинальному (рис. 6-1), по вертикальным составляющим токов  $i_{dhr}$  и  $i_{qhr}$ .  $i_{dhx}$  и  $i_{qhx}$  — горизонтальные составляющие токов статора в асинхронных машинах с параметрами по осям  $d$  и  $q$  при  $E=0$  и  $r=0$ .

Поскольку частота качаний  $h$  всегда рассматривается как положительная величина, коэффициент демпферного момента  $m_{d0}$  при  $r=0$  всегда является положительной величиной. Это значит, что случайно возникающие качания всегда будут затухать. Чем больше диаметры кругов, т. е. чем меньше переходные и сверхпереходные реактивности  $x'_d, x'_q, x''_d, x''_q$ , тем больше коэффициенты синхронизирующего и демпферного моментов. К тому же при малых углах  $\theta_0$  основную роль играют переходные реактивности по оси  $q$ , т. е. поперечная демпферная система, а при больших углах  $\theta_0$  (при больших нагрузках) значительную роль начинают играть переходные реактивности по продольной оси полюсов машины.

## § 2. Влияние малого активного сопротивления в цепи статора

Влияние  $r$  на демпферный момент. Наличие активного сопротивления  $r$  в цепи статора сказывается на появлении добавочного демпферного момента с коэффициентом  $\Delta_r m_d$ , определяемым при пренебрежении членами, содержащими  $r^2$  и выше, по формуле

$$\Delta_r m_d = -\frac{r e_{sm}}{1-h^2} \left\{ \frac{2 \sin \theta_0}{h} \left[ \frac{E - e_{sm} \cos \theta_0}{x_d} i_{dhr} + \frac{e_{sm} \cos \theta_0}{x_q} i_{qhr} \right] - e_{sm} (\sin^2 \theta_0 i_{dhr}^2 + \cos^2 \theta_0 i_{qhr}^2) \right\} - \frac{r}{1-h^2} i_{qhx}^2 e_h^2. \quad (6.16)$$

Здесь  $i_{dhx}, i_{dhr}, i_{qhr}, i_{qhx}$  — горизонтальные и вертикальные составляющие токов асинхронных машин с параметрами по осям  $d$  и  $q$  при скольжении  $s$ , численно равном  $h$  и номинальном напряжении (рис. 6-1):

$$i_{qhx}^2 e_h^2 = e_{sm}^2 \left[ \left( i_{dhx} - \frac{1}{x_q} \right) \sin \theta_0 \right]^2 + \left[ \frac{E}{x_d} + \left( i_{qhx} - \frac{1}{x_d} \right) e_{sm} \cos \theta_0 \right]^2. \quad (6.17)$$

В ориентировочных расчетах можно пользоваться формулой

$$\Delta_r m_d \approx -\frac{2r}{h} M_0 i_{dhr} - r E^2 i_{qhx}^2, \quad (6.18)$$

где  $M_0 \approx \frac{E e_{sm}}{x_d} \sin \theta_0$  — статический синхронизирующий момент при  $\theta = \theta_0$ .

За положительный угол  $\theta_0$  принят угол при работе двигателем. Общий демпферный момент

$$M_d = (m_{d0} + \Delta_r m_d) \frac{d\Delta\theta}{dt}. \quad (6.19)$$

Влияние  $r$  на синхронизирующий момент. Дополнительный синхронизирующий момент, вызванный наличием активного сопротивления в цепи статора, определяется коэффициентом

$$\begin{aligned} \Delta_r m_s = & -\frac{2r}{1-h^2} \left\{ \frac{E e_{sm}}{x_d} \sin \theta_0 \left( i_{dhx} - \frac{1-h^2}{2x_q} \right) + \right. \\ & + \frac{e_{sm}^2 \sin 2\theta_0}{2} \left( \frac{i_{ghx}}{x_q} - \frac{i_{dhx}}{x_d} \right) - h \frac{E e_{sm}}{x_d} \cos \theta_0 i_{ghr} - \\ & \left. - h e_{sm}^2 \left[ \left( i_{dhx} - \frac{1}{x_q} \right) i_{dhr} \sin^2 \theta_0 + \left( i_{ghx} - \frac{1}{x_d} \right) i_{ghr} \cos^2 \theta_0 \right] \right\}. \quad (6.20) \end{aligned}$$

Для ориентировочных расчетов можно пользоваться формулой

$$\Delta_r m_s \approx -2r M_0 i_{dhx}. \quad (6.21)$$

Общий синхронизирующий момент при качаниях

$$M_s = M_0 + \Delta M_s = M_0 + (m_{s0} + \Delta_r m_s) (\Delta\theta). \quad (6.22)$$

Как видим, наличие сопротивления  $r$  приводит к уменьшению демпферного и синхронизирующего моментов, т. е. к увеличению размаха качаний и ослаблению затухания качаний.

При  $\Delta_r m_d$ , численно равном  $m_{d0}$ , затухания вообще не получится, и, следовательно, при больших  $r$  будет иметь место раскачивание машины.

### § 3. Влияние повышенного активного сопротивления в цепи статора

Если активное сопротивление в цепи статора имеет настолько большое значение, что величиной  $\frac{r}{h}$  уже нельзя пренебрегать (примерно,  $\frac{r}{h} \geq 0.01$ ), то следует учесть дополнительные члены в коэффициентах демпферного и синхронизирующего моментов, пропорциональные  $r^2$ . При этом

$$m_d \approx m_{d0} + \Delta_r m_d + \Delta_{r^2} m_d, \quad (6.23)$$

$$m_s \approx m_{s0} + \Delta_r m_s + \Delta_{r^2} m_s. \quad (6.24)$$

Приближение с точностью до  $r^2$  в подавляющем большинстве случаев является совершенно достаточным.



Дополнительный демпферный момент. Можно показать, что

$$\Delta_{r_2 m_d} = r^2 \left[ \frac{a_d}{h} + b_d + c_d h \right], \quad (6.25)$$

где

$$\begin{aligned} a_d = & -\frac{2e_{sm}}{x_d x_q} [e_{sm} \sin^2 \theta_0 i_{dhr} + (e_{sm} \cos \theta_0 - E) \cos \theta_0 i_{qhr}] + \\ & + \frac{2e_{sm}}{(1-h^2)^2} \left[ \frac{e_{sm} \sin^2 \theta_0}{x_q} + \frac{e_{sm} \cos \theta_0 - E}{x_d} \cos \theta_0 \right] i_{dqr} - \\ & - \frac{e_{sm}^2}{(1-h^2)^2} [\sin^2 \theta_0 i_{ddqr} + \cos^2 \theta_0 i_{dqqr}]; \end{aligned} \quad (6.26)$$

$$\begin{aligned} b_d = & -\frac{2e_{sm}}{x_d x_q (1-h^2)^2} \left\{ (e_{sm} \cos \theta_0 - E) \sin \theta_0 \left( \frac{1}{x_q} - \frac{1}{x_d} - 2i_{dhx} \right) + \right. \\ & \left. + (2e_{sm} \cos \theta_0 - E) \sin \theta_0 i_{qhx} \right\} - \\ & - \frac{2e_{sm}}{1-h^2} \left\{ \sin \theta_0 \frac{(e_{sm} \cos \theta_0 - E)}{x_d} i_{ddx} - \frac{e_{sm} \sin \theta_0 \cos \theta_0}{x_q} i_{qqx} \right\}; \end{aligned} \quad (6.27)$$

$$\begin{aligned} c_d = & -\frac{1}{1-h^2} \left\{ \frac{(e_{sm} \cos \theta_0 - E)^2}{x_d^2} i_{dhr} + \frac{e_{sm}^2 \sin^2 \theta_0}{x_q^2} i_{qhr} \right\} - \\ & - \frac{1}{(1-h^2)^2} \left\{ \left[ \frac{(e_{sm} \cos \theta_0 - E)^2}{x_d^2} + \frac{e_{sm}^2 \sin^2 \theta_0}{x_q^2} \right] (i_{dhr} + i_{qhr}) - \right. \\ & \left. - 2 \frac{e_{sm}^2 \sin^2 \theta_0}{x_q} i_{ddr} - \right. \\ & \left. - 2 \frac{(e_{sm} \cos \theta_0 - E) e_{sm} \cos \theta_0}{x_d} i_{qqr} + e_{sm}^2 \sin^2 \theta_0 i_{ddr} + e_{sm}^2 \cos^2 \theta_0 i_{qqr} \right\}. \end{aligned} \quad (6.28)$$

Здесь приняты следующие обозначения:

$$\left. \begin{aligned} i_{dqr} &= \frac{\sin(\varphi_{dh} + \varphi_{qh})}{x_{dhm} x_{qhm}}; & i_{ddr} &= \frac{\sin 2\varphi_{dh}}{x_{dhm}^2}; \\ i_{qqr} &= \frac{\sin 2\varphi_{qh}}{x_{qhm}^2}; & i_{ddqr} &= \frac{\sin(2\varphi_{dh} + \varphi_{qh})}{x_{dhm}^2 x_{qhm}}; \\ i_{dqqr} &= \frac{\sin(\varphi_{dh} + 2\varphi_{qh})}{x_{dhm} x_{qhm}^2}; & i_{dddr} &= \frac{\sin 3\varphi_{dh}}{x_{dhm}^3}; \\ i_{qqqr} &= \frac{\sin 3\varphi_{qh}}{x_{qhm}^3}; & x_{dhm} &= \frac{1}{i_{dhm}} = \frac{1}{\sqrt{i_{dhx}^2 + i_{dhr}^2}}; \\ x_{qhm} &= \frac{1}{i_{qhm}} = \frac{1}{\sqrt{i_{qhx}^2 + i_{qhr}^2}}; \\ \varphi_{dh} &= \arctg \frac{i_{dhr}}{i_{dhx}}; & \varphi_{qh} &= \arctg \frac{i_{qhr}}{i_{qhx}}. \end{aligned} \right\} \quad (6.29)$$

Все указанные величины имеют простую интерпретацию на токовых («круговых») диаграммах соответствующих асинхронных машин с параметрами по осям  $d$  и  $q$  (рис. 6-4). Обычно частота качаний  $h$  весьма мала, и можно с достаточной точностью пользоваться приближенным выражением

$$\Delta_{r_2} m_d \approx -\frac{r^2 a_d}{h}, \quad (6.30)$$

где  $a_d$ — определяется формулой (6.26).

Для аналитического определения величин  $i_{dqr}$ ,  $i_{ddqr}$  и  $i_{dqqr}$ , входящих в выражение (6.26) для  $a_d$ , можно пользоваться следующими формулами:

$$\left. \begin{aligned} i_{dqr} &= i_{dhx} i_{qhr} + i_{ghx} i_{dhr}, \\ i_{ddqr} &= 2i_{ghx} i_{dhx} i_{dhr} + i_{dhx}^2 i_{qhr} - i_{qhr} i_{dhr}^2, \\ i_{dqqr} &= 2i_{dhx} i_{ghx} i_{qhr} + i_{ghx}^2 i_{dhr} - i_{dhr} i_{qhr}^2. \end{aligned} \right\} \quad (6.31)$$

Дополнительный синхронизирующий момент. Аналогично дополнительному демпферному моменту вычисляется дополнительный член коэффициента синхронизирующего момента  $\Delta_{r_2} m_s$  при расчете с точностью до  $r^2$

$$\Delta_{r_2} m_s = -r^2 [a_s + b_s h + c_s h^2], \quad (6.32)$$

где

$$\begin{aligned} a_s &= -\frac{e_{sm}}{x_d x_q} [2e_{sm} \sin^2 \theta_0 i_{dhx} + 2(e_{sm} \cos \theta_0 - E) \cos \theta_0 i_{ghx} - \\ &\quad - (i_{q00} \sin \theta_0 + i_{d00} \cos \theta_0)] + \frac{e_{sm}}{(1-h^2)^2} \times \\ &\quad \times [2(i_{d00} \cos \theta_0 + i_{q00} \sin \theta_0) i_{dqx} - e_{sm} (\sin^2 \theta_0 i_{ddqx} + \cos^2 \theta_0 i_{dqqx})], \end{aligned} \quad (6.33)$$

$$\begin{aligned} b_s &= \frac{2}{1-h^2} \left[ 2i_{d00} i_{q00} (i_{qhr} - i_{dhr}) + \frac{E e_{sm} \sin \theta_0}{x_d x_q} i_{qhr} + \right. \\ &\quad \left. + i_{d00} e_{sm} \sin \theta_0 i_{ddr} - i_{q00} e_{sm} \cos \theta_0 i_{qqr} \right], \end{aligned} \quad (6.34)$$

$$\begin{aligned} c_s &= -\frac{1}{(1-h^2)^2} \{ [(2-h^2) i_{d00}^2 + i_{q00}^2] i_{dhx} + [i_{d00}^2 + (2-h^2) i_{q00}^2] i_{ghx} - 2e_{sm} \times \\ &\quad \times (i_{q00} \sin \theta_0 i_{ddx} + i_{d00} \cos \theta_0 i_{qqx}) + e_{sm}^2 (\sin^2 \theta_0 i_{dddx} + \cos^2 \theta_0 i_{qqqx}) \}. \end{aligned} \quad (6.35)$$

Здесь приняты следующие обозначения:

$$\left. \begin{aligned} i_{d00} &= \frac{e_{sm} \cos \theta_0 - E}{x_d}; & i_{q00} &= \frac{e_{sm} \sin \theta_0}{x_q}; \\ i_{dqx} &= \frac{\cos(\varphi_{dh} + \varphi_{qh})}{x_{dhm} x_{qhm}}; & i_{ddx} &= \frac{\cos 2\varphi_{dh}}{x_{dhm}^2}; \\ i_{qqx} &= \frac{\cos 2\varphi_{qh}}{x_{qhm}^2}; & i_{ddqx} &= \frac{\cos(2\varphi_{dh} + \varphi_{qh})}{x_{dhm}^2 x_{qhm}}; \\ i_{dqqx} &= \frac{\cos(\varphi_{dh} + 2\varphi_{qh})}{x_{dhm} x_{qhm}^2}; \\ i_{dddx} &= \frac{\cos 3\varphi_{dh}}{x_{dhm}^3}; & i_{qqqx} &= \frac{\cos 3\varphi_{qh}}{x_{qhm}^3}. \end{aligned} \right\} \quad (6.36)$$

Все указанные величины аналогичны величинам (6.29) и имеют простую интерпретацию на токовых («круговых») диаграммах как горизонтальные составляющие соответствующих комплексов токов.

При малой частоте качаний  $h$  величина  $\Delta_{r_2} m_s$  с достаточной точностью равна

$$\Delta_{r_2} m_s \approx -r^2 a_s. \quad (6.37)$$

Для аналитического выражения коэффициентов (6.33), (6.34), (6.35) через  $i_{dh}$  и  $i_{qh}$  можно пользоваться следующими формулами:

$$\left. \begin{aligned} i_{dqx} &= i_{dhx} i_{qhx} - i_{dhr} i_{qhr}, \\ i_{ddx} &= i_{dhx}^2 - i_{dhr}^2, \quad i_{qqx} = i_{qhx}^2 - i_{qhr}^2, \\ i_{ddq} &= i_{dhx} i_{qhx}^2 - i_{dhx} i_{qhr}^2 - 2i_{qhx} i_{qhr} i_{dhr}, \\ i_{dqq} &= i_{qhx} i_{dhx}^2 - i_{qhx} i_{dhr}^2 - 2i_{dhx} i_{qhr} i_{dhr}, \\ i_{ddd} &= i_{dhx} (i_{dhx}^2 - 3i_{dhr}^2), \quad i_{qqq} = i_{qhx} (i_{qhx}^2 - 3i_{qhr}^2). \end{aligned} \right\} \quad (6.38)$$

#### § 4. Токи и потокосцепления

Колебания токов и потокосцеплений синхронной машины при малых синусоидальных качаниях угла определяются (при отсутствии регулирования возбуждения ротора) системой операторных уравнений [6-4]:

$$\left. \begin{aligned} \Delta e_s + j\psi_{s0} \Delta s &= r \Delta i_s + (p + j) \Delta \psi_s, \\ \Delta \psi_s &= x_s(p) \Delta i_s + y_s(p) \Delta i_s^*, \end{aligned} \right\} \quad (6.39)$$

где

$$\Delta e_s = j e_{s0} \Delta \theta; \quad e_{s0} = e_{d0} + j e_{q0} = e_{sm} \varepsilon^{j(\theta_0 + \frac{\pi}{2})} = e_{sm} (-\sin \theta_0 + j \cos \theta_0);$$

$e_{s0}$  — комплекс напряжения\* статора при работе в статическом режиме с углом  $\theta_0$ ;

$$\psi_{s0} = \psi_{d0} + j \psi_{q0} = x_s i_{s0} + y_s i_{s0}^* + E = \frac{(r x_s - j x_{d'q}) e_s + r y_s e_s^*}{D(0)} + E;$$

$\psi_{s0}$  — потокосцепления статора при работе в статическом режиме с углом  $\theta_0$ ;

$$i_{s0} = i_{d0} + j i_{q0} = \frac{Z_x^* e_{s0} - Z_y e_{s0}^*}{D(0)} = \frac{\psi_{d0}}{x_d} + j \frac{\psi_{q0}}{x_q};$$

$i_{s0}$  — ток статора при работе в статическом режиме с углом  $\theta_0$ :

$$\left. \begin{aligned} Z_x &= r + jx_s, \quad Z_y = jy_s, \\ x_s &= \frac{x_d + x_q}{2}, \quad y_s = \frac{x_d - x_q}{2}, \\ x_s(p) &= \frac{x_d(p) + x_q(p)}{2}, \\ y_s(p) &= \frac{x_d(p) - x_q(p)}{2}, \\ D(0) &= Z_x Z_x^* - Z_y Z_y^* = x_d x_q + r^2. \end{aligned} \right\} \quad (6.40)$$

Решив уравнения (6.39), получим выражения для прираще-  
ния токов и потокоцеплений

$$\Delta\psi_s = \frac{j [rx_s(p) - jx_d(p)x_q(p)] (e_{s0}\Delta\theta + \psi_{s0}\Delta s)}{D(p)} - \frac{jry_s(p) (e_{s0}^*\Delta\theta + \psi_{s0}^*\Delta s)}{D(p)}, \quad (6.41)$$

$$\Delta i_s = \frac{jZ_x^*(p) (e_{s0}\Delta\theta + \psi_{s0}\Delta s)}{D(p)} + \frac{jZ_y(p) (e_{s0}^*\Delta\theta + \psi_{s0}^*\Delta s)}{D(p)}, \quad (6.42)$$

где

$$\begin{aligned} D(p) &= Z_x(p) Z_x^*(p) - Z_y(p) Z_y^*(p) = \\ &= (p^2 + 1) x_d(p) x_q(p) + 2prx_s(p) + r^2; \end{aligned} \quad (6.43)$$

$$Z_x(p) = r + (p + j) x_s(p); \quad Z_y(p) = (p + j) y_s(p). \quad (6.44)$$

Приращение вращающего момента

$$\begin{aligned} \Delta M_e &= \operatorname{Re} \{ j (i_{s0}^* \Delta\psi_s - \psi_{s0}^* \Delta i_s) \} = \frac{1}{D|0|} \times \\ &\times \operatorname{Re} \left\{ \frac{-(Z_x e_{s0} - Z_y e_{s0}^*) [(rx_s(p) - x_d(p)x_q(p)(e_{s0}\Delta\theta + \psi_{s0}\Delta s) - ry_s(p)(e_{s0}^*\Delta\theta + \psi_{s0}^*\Delta s)]}{D(p)} + \right. \\ &\left. + \frac{[(rx_s + jx_d x_q) e_{s0}^* + ry_s e_{s0}] [Z_x(p) (e_{s0}\Delta\theta + \psi_{s0}\Delta s) + jZ_y(p) (e_{s0}^*\Delta\theta + \psi_{s0}^*\Delta s)]}{D(p)} \right\}. \end{aligned} \quad (6.45)$$

В этой формуле раскрытие операторных выражений должно быть произведено до того, как будет определена реальная часть выражения. Определение  $\Delta M_e$  по формуле (6.45) в общем виде сложно, поэтому расчет качаний целесообразно производить по формулам с точностью до  $r$  либо до  $r^2$ . Если выделить члены, пропорциональные  $r$  и  $r^2$ , по обычным правилам приближенных вычислений, то получим

$$\psi_s = \psi_{s00} + \Delta_r \psi_{s0} + \Delta_{r^2} \psi_{s0} + \Delta_{h0} \psi_s + \Delta_{hr} \psi_s + \Delta_{hr^2} \psi_s, \quad (6.46)$$

$$i_s = i_{s00} + \Delta_r i_{s0} + \Delta_{r^2} i_{s0} + \Delta_{h0} i_s + \Delta_{hr} i_s + \Delta_{hr^2} i_s. \quad (6.47)$$

В выражениях (6.46) и (6.47) приняты следующие обозначения:

$$\left. \begin{aligned} \psi_{s00} &= \frac{e_{s0}}{j}; \quad \Delta_r \psi_{s0} = -\frac{r}{j} i_{s00}; \\ \Delta_{r2} \psi_{s0} &= -\frac{r}{j} \Delta_r i_{s0} = -\frac{r^2 (e_{s0} - jE)}{j x_d x_q}; \end{aligned} \right\} \quad (6.48)$$

$$\left. \begin{aligned} i_{s00} &= i_{d00} + j i_{q00} = \frac{e_{sm} \cos \theta_0 - E}{x_d} + j \frac{e_{sm} \sin \theta_0}{x_q}; \\ \Delta_r i_{s0} &= \frac{r (e_{s0} - jE)}{x_q x_d}; \\ \Delta_{r2} i_{s0} &= -\frac{r^2}{x_d x_q} i_{s0} = -\frac{r^2}{x_d x_q} \left[ \frac{e_{sm} \cos \theta_0 - E}{x_d} + j \frac{e_{sm} \sin \theta_0}{x_q} \right]; \end{aligned} \right\} \quad (6.49)$$

$$\left. \begin{aligned} i_{d00} &= \frac{e_{sm} \cos \theta_0 - E}{x_d}; \quad i_{q00} = \frac{e_{sm} \sin \theta_0}{x_q}; \\ e_{s0} &= e_{sm} (-\sin \theta_0 + j \cos \theta_0); \quad \Delta_{h0} \psi_s = e_{s0} \Delta \theta; \\ \Delta_{hr} \psi_s &\doteq -r \frac{i_{s0} \Delta_s + \Delta_{h0} i_s}{p + j} \doteq \frac{r i_{s00}}{1 - h^2} [j \Delta_s + h^2 \Delta \theta] + \\ &+ \frac{r e_{sm} s_m}{h (1 - h^2)} \left\{ \frac{\sin \theta_0}{x_{dhm}} [h \sin (ht + \varphi_{dh}) + j \cos (ht + \varphi_{dh})] + \right. \\ &\left. + \frac{\cos \theta_0}{x_{qhm}} [\cos (ht + \varphi_{qh}) - jh \sin (ht + \varphi_{qh})] \right\}; \end{aligned} \right\} \quad (6.50)$$

$$\begin{aligned} \Delta_{hr2} \psi_s &\doteq -r \frac{\Delta_r i_{s0} \Delta_s + \Delta_{hr} i_s}{p + j} \doteq - \\ &- \left\{ \frac{e_{s0} - jE}{x_d x_q (1 - h^2)} s_m (-j \sin ht + h \cos ht) \right\} - \\ &- r^2 \frac{s_m}{j (1 - h^2)^2} \left\{ \frac{-i_{q00} [\sin (ht + \varphi_{dh}) + jh \cos (ht + \varphi_{dh})]}{x_{dhm}} - \right. \\ &- \frac{i_{d00} h}{x_{dhm}} [\cos (ht + \varphi_{dh}) - jh \sin (ht + \varphi_{dh})] + \\ &+ \frac{e_{sm} \sin \theta_0}{x_{dhm}^2} [\sin (ht + 2\varphi_{dh}) + jh \cos (ht + 2\varphi_{dh})] + \\ &+ \left. \frac{e_{sm} \cos \theta_0}{h x_{dhm} x_{qhm}} [\cos (ht + \varphi_{dh} + \varphi_{qh}) - jh \sin (ht + \varphi_{dh} + \varphi_{qh})] \right\} - \\ &- r^2 \frac{s_m}{(1 - h^2)^2} \left\{ \frac{i_{d00}}{x_{qhm}} [\sin (ht + \varphi_{qh}) + jh \cos (ht + \varphi_{qh})] - \right. \\ &- \frac{i_{q00} h}{x_{qhm}} [\cos (ht + \varphi_{qh}) - jh \sin (ht + \varphi_{qh})] + \\ &+ \left. \frac{e_{sm} \sin \theta_0}{h x_{dhm} x_{qhm}} [\cos (ht + \varphi_{dh} + \varphi_{qh}) - jh \sin (ht + \varphi_{dh} + \varphi_{qh})] - \right. \end{aligned}$$

$$- \frac{e_{sm} \cos \theta_0}{x_{qhm}^2} [\sin (ht + 2\varphi_{qh}) + jh \cos (ht + 2\varphi_{qh})]; \quad (6.51)$$

$$\Delta_{h0} i_s = e_{sm} \frac{s_m}{h} \left[ \frac{\sin \theta_0}{x_{dhm}} \cos (ht + \varphi_{dh}) - j \frac{\cos \theta_0}{x_{qhm}} \cos (ht + \varphi_{qh}) \right]; \quad (6.52)$$

$$\begin{aligned} \Delta_{hr} i_s &\doteq \frac{\operatorname{Re} \{ \Delta_{hr} \psi_s \}}{x_d(p)} + j \frac{\operatorname{Im} \{ \Delta_{hr} \psi_s \}}{x_q(p)} \doteq \frac{r}{1-h^2} s_m \times \\ &\times \left[ -i_{q00} \frac{\sin (ht + \varphi_{dh})}{x_{dhm}} - \frac{i_{d00} h \cos (ht + \varphi_{dh})}{x_{dhm}} + \frac{e_{sm} \sin \theta_0}{x_{dhm}^2} \sin (ht + 2\varphi_{dh}) + \right. \\ &\quad \left. + \frac{e_{sm} \cos \theta_0}{hx_{dhm} x_{qhm}} \cos (ht + \varphi_{dh} + \varphi_{qh}) \right] + j \frac{r s_m}{1-h^2} \times \\ &\quad \times \left[ \frac{i_{d00} \sin (ht + \varphi_{qh})}{x_{qhm}} - \frac{i_{q00} h \cos (ht + \varphi_{qh})}{x_{qhm}} + \right. \\ &\quad \left. + \frac{e_{sm} \sin \theta_0}{x_{dhm} x_{qhm}} \frac{\cos (ht + \varphi_{dh} + \varphi_{qh})}{h} - \frac{e_{sm} \cos \theta_0}{x_{qhm}^2} \sin (ht + 2\varphi_{qh}) \right]; \quad (6.53) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \Delta_{hr^2} i_s &= - \frac{r^2 s_m}{x_d x_q (1-h^2)} \times \\ &\times \left[ \frac{\sin \theta_0 h e_{sm} \cos (ht + \varphi_{dh}) + (e_{sm} \cos \theta_0 - E) \sin (ht + \varphi_{dh})}{x_{dhm}} \right] - \\ &- \frac{r^2 s_m}{(1-h^2)^2} \left[ \frac{-i_{q00} h \cos (ht + 2\varphi_{dh}) + i_{d00} h^2 \sin (ht + 2\varphi_{dh})}{x_{dhm}^2} + \right. \\ &\quad \left. + \frac{e_{sm} \sin \theta_0}{x_{dhm}^3} h \cos (ht + 3\varphi_{dh}) - \frac{e_{sm} \cos \theta_0}{x_{dhm}^2 x_{qhm}} \sin (ht + 2\varphi_{dh} + \varphi_{qh}) + \right. \\ &\quad \left. + \frac{i_{d00} \sin (ht + \varphi_{dh} + \varphi_{qh})}{x_{dhm} x_{qhm}} - \frac{i_{q00} h \cos (ht + \varphi_{dh} + \varphi_{qh})}{x_{dhm} x_{qhm}} + \frac{e_{sm} \sin \theta_0}{hx_{dhm}^2 x_{qhm}} \times \right. \\ &\quad \left. \times \cos (ht + 2\varphi_{dh} + \varphi_{qh}) - \frac{e_{sm} \cos \theta_0}{x_{dhm} x_{qhm}^2} \sin (ht + \varphi_{dh} + 2\varphi_{qh}) \right] - \\ &- \frac{j r^2 s_m}{x_d x_q (1-h^2)} \left[ \frac{\sin \theta_0 \sin (ht + \varphi_{qh}) + h (e_{sm} \cos \theta_0 - E) \cos (ht + \varphi_{qh})}{x_{qhm}} \right] - \\ &- \frac{j r^2 s_m}{(1-h^2)^2} \left[ \frac{i_{q00} \sin (ht + \varphi_{dh} + \varphi_{qh}) + i_{d00} h \cos (ht + \varphi_{dh} + \varphi_{qh})}{x_{dhm} x_{qhm}} + \right. \\ &\quad \left. + \frac{e_{sm} \sin \theta_0}{x_{dhm}^2 x_{qhm}} \sin (ht + 2\varphi_{dh} + \varphi_{qh}) - \frac{e_{sm} \cos \theta_0}{hx_{dhm} x_{qhm}^2} \cos (ht + 2\varphi_{qh} + \varphi_{dh}) + \right. \\ &\quad \left. + \frac{i_{d00} h \cos (ht + 2\varphi_{qh}) + i_{q00} h^2 \sin (ht + 2\varphi_{qh})}{x_{qhm}^2} \right. \\ &\quad \left. - \frac{e_{sm} \sin \theta_0}{x_{dhm} x_{qhm}^2} \sin (ht + \varphi_{dh} + 2\varphi_{qh}) - \frac{e_{sm} \cos \theta_0}{x_{qhm}^3} h \cos (ht + 3\varphi_{qh}) \right]. \quad (6.54) \end{aligned}$$

## § 5. Электромагнитный вращающий момент

Несмотря на большую громоздкость выражений для тока  $i_s$  и потокосцеплений  $\psi_s$  с учетом членов, содержащих  $r^2$ ,  $r^2h$ ,  $r^2h^2$  и т. д., выражения для электромагнитного вращающего момента получаются сравнительно простыми.

Формулы для расчета коэффициентов синхронизирующего и демпферного моментов, включая члены, содержащие  $r$  и  $r^2$ , были даны выше.

Приводим исходные выражения для расчета приращения полного электромагнитного вращающего момента  $\Delta M_e$

$$\Delta M_e = \Delta M_{e0} + \Delta_r M_e + \Delta_{r^2} M_e, \quad (6.55)$$

где

$$\Delta M_{e0} = m_{d0} \Delta s + m_{s0} \Delta \theta; \quad (6.56)$$

$$\Delta_r M_e = -\frac{r}{1-h^2} i_{s00m}^2 \Delta s +$$

$$+ \frac{2re_{sm}s_m}{h(1-h^2)} \left\{ h \left[ \frac{-i_{d00} \cos \theta_0}{x_{qhm}} \sin (ht + \varphi_{qh}) + \frac{i_{q00} \sin \theta_0}{x_{dhm}} \sin (ht + \varphi_{dh}) \right] - \right. \\ \left. - \left[ \frac{i_{d00} \sin \theta_0}{x_{dhm}} \cos (ht + \varphi_{dh}) - \frac{i_{q00} \cos \theta_0}{x_{qhm}} \cos (ht + \varphi_{qh}) \right] \right\} + \\ + \frac{re_{sm}E}{x_d x_q} \sin \Delta \theta - \frac{r}{1-h^2} s_m e_{sm}^2 \left[ \frac{\sin^2 \theta_0}{x_{dhm}^2} \sin (ht + 2\varphi_{dh}) + \right. \\ \left. + \frac{\cos^2 \theta_0}{x_{qhm}^2} \sin (ht + 2\varphi_{qh}) \right]; \quad (6.57)$$

$$\Delta_{r^2} M_e = \frac{r^2 e_{sm}}{x_d x_q} (i_{q00} \sin \theta_0 + i_{d00} \cos \theta_0) \Delta \theta - 2 \frac{r^2}{1-h^2} i_{d00} i_{q00} \left( \frac{1}{x_q} - \frac{1}{x_d} \right) \Delta s + \\ + \frac{r^2 s_m}{h} \left\{ \frac{2e_{sm}}{x_d x_q} \left[ \frac{e_{sm} \sin^2 \theta_0 \cos (ht + \varphi_{dh})}{x_{dhm}} + \right. \right. \\ \left. \left. + \frac{\cos \theta_0 (e_{sm} \cos \theta_0 - E)}{x_{qhm}} \cos (ht + \varphi_{qh}) \right] - \right. \\ \left. - \frac{2e_{sm} (i_{d00} \cos \theta_0 + i_{q00} \sin \theta_0) \cos (ht + \varphi_{dh} + \varphi_{qh})}{(1-h^2)^2 x_{dhm} x_{qhm}} + \right. \\ \left. + \frac{e_{sm}^2}{(1-h^2)^2} \left[ \frac{\sin^2 \theta_0 \cos (ht + 2\varphi_{dh} + \varphi_{qh})}{x_{dhm}^2 x_{qhm}} + \right. \right. \\ \left. \left. + \frac{\cos^2 \theta_0 \cos (ht + \varphi_{dh} + 2\varphi_{qh})}{x_{dhm} x_{qhm}^2} \right] \right\} - \\ - 2 \frac{r^2 s_m}{1-h^2} \left\{ 2i_{d00} i_{q00} \left[ \frac{\sin (ht + \varphi_{qh})}{x_{qhm}} - \frac{\sin (ht + \varphi_{dh})}{x_{dhm}} \right] + \right. \\ \left. + \frac{E e_{sm} \sin \theta_0}{x_q x_d x_{qhm}} \sin (ht + \varphi_{qh}) + \left[ \frac{i_{d00} e_{sm} \sin \theta_0 \sin (ht + 2\varphi_{dh})}{x_{dhm}^2} - \right. \right.$$

$$\begin{aligned}
& \left. - \frac{i_{q00} e_{sm} \cos \theta_0 \sin (ht + 2\varphi_{qh})}{x_{qhm}^2} \right] \left. - \frac{r^2 s_m^2 h}{(1-h^2)^2} \left\{ -[(2-h^2) i_{d00}^2 + i_{q00}^2] \times \right. \right. \\
& \quad \times \frac{\cos (ht + \varphi_{dh})}{x_{dhm}} - [i_{d00}^2 + (2-h^2) i_{q00}^2] \frac{\cos (ht + \varphi_{qh})}{x_{qhm}} + \\
& \quad \left. + 2e_{sm} \left[ \frac{i_{q00} \sin \theta_0 \cos (ht + 2\varphi_{dh})}{x_{dhm}^2} + \frac{i_{d00} \cos \theta_0}{x_{qhm}^2} \cos (ht + 2\varphi_{qh}) \right] - \right. \\
& \quad \left. - e_{sm}^2 \left[ \frac{\sin^2 \theta_0 \cos (ht + 3\varphi_{dh})}{x_{dhm}^3} + \frac{\cos^2 \theta_0 \cos (ht + 3\varphi_{qh})}{x_{qhm}^3} \right] \right\}. \quad (6.58)
\end{aligned}$$

Здесь  $i_{s00m}^2 = i_{d00}^2 + i_{q00}^2$  — квадрат амплитуды тока  $i_{s00}$ .

Демпферный и синхронизирующий моменты получаются путем раскрытия тригонометрических выражений в (6.55) с учетом того, что

$$\left. \begin{aligned} \Delta s &= s_m \sin ht, \\ \Delta \theta &= -\frac{s_m}{h} \cos ht. \end{aligned} \right\} \quad (6.59)$$

## § 6. Большие качания синхронной машины

В ряде случаев использование функций Бесселя позволяет выявить особенности изменения характера качаний при увеличении их амплитуды. Ниже рассмотрен режим синхронной машины с установившимися большими качаниями рабочего угла  $\theta$ .

Для выявления основных закономерностей рассмотрим случай отсутствия регулирования возбуждения  $\Delta E = 0$  при весьма малом активном сопротивлении в цепи статора ( $r=0$ ). При этом уравнение для электромагнитного вращающего момента машины, включенной на мощную сеть, имеет вид (6.8).

Электромагнитные величины  $e$ ,  $\psi$ ,  $i$  при переменном угле, являющемся функцией времени, состоят из постоянной части  $e_0$ ,  $\psi_0$ ,  $i_0$  и части, являющейся функцией времени  $\Delta e$ ,  $\Delta \psi$ ,  $\Delta i$  (величину этой части мы не ограничиваем).

В общем случае имеем

$$\begin{aligned} e_d &= e_{d0} + \Delta e_d(t), \\ \psi_d &= \psi_{d0} + \Delta \psi_d(t), \\ i_d &= i_{d0} + \Delta i_d(t). \end{aligned}$$

При воздействии таких величин на операторные реактивности получаем соотношения:

$$\begin{aligned} \frac{e_d}{f[x_d(p), x_q(p)]} &= \frac{e_{d0}}{f[x_d(0), x_q(0)]} + \frac{\Delta e_d(t)}{f[x_d(p), x_q(p)]} = \\ &= \frac{e_{d0}}{f(x_d, x_q)} + \frac{\Delta e_d(t)}{f[x_d(p), x_q(p)]} \end{aligned} \quad (6.60)$$



Так, например,

$$\frac{e_{d0}}{r + xp} = \frac{e_{d0}}{r}.$$

Во всех дальнейших уравнениях величины  $e$ ,  $\psi$ ,  $i$  состоят из постоянной и переменной частей, для каждой из которых операторная реактивность, связанная с рассматриваемым выражением, принимает свой вид.

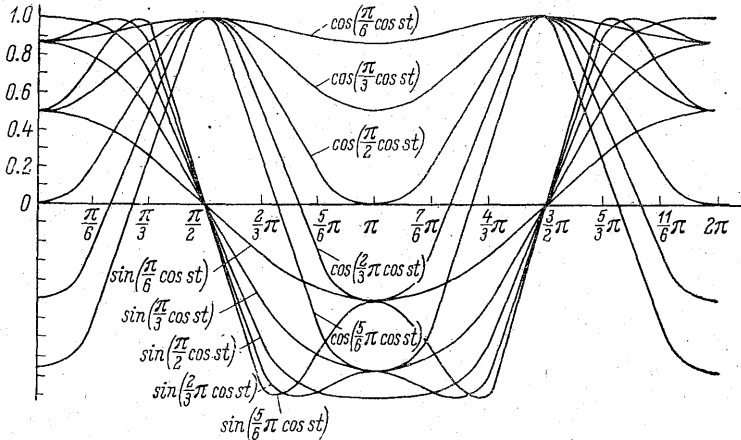


Рис. 6-2. Графики функций вида  $\sin(\Delta_0 \cos st)$  и  $\cos(\Delta_0 \cos st)$ .

Формуле (6. 8) электромагнитного момента можно придать несколько иной вид, учитывая, что

$$\left[ \frac{e_{q0}}{x_d(p)} \right] = \frac{e_{q0}}{x_d}, \quad \left[ \frac{e_{d0}}{x_q(p)} \right] = \frac{e_{d0}}{x_q}$$

и, следовательно,

$$\left[ \left( \frac{1}{x_d(p)} - \frac{1}{x_d} \right) e_{q0} \right] = 0, \quad \left[ \left( \frac{1}{x_q(p)} - \frac{1}{x_q} \right) e_{d0} \right] = 0.$$

Используя эти соотношения, получаем вместо (6. 8)

$$M = \frac{Ee}{x_d} \sin \theta + \frac{e^2 \sin 2\theta}{2} \left( \frac{1}{x_q} - \frac{1}{x_d} \right) + e^2 \cos \theta \left[ \left( \frac{1}{x_q(p)} - \frac{1}{x_q} \right) \times \right. \\ \left. \times (\sin \theta - \sin \theta_0) \right] - e^2 \sin \theta \left[ \left( \frac{1}{x_d(p)} - \frac{1}{x_d} \right) (\cos \theta - \cos \theta_0) \right]. \quad (6. 61)$$

В таком виде формулу электромагнитного момента дал Парк. Формула (6. 61) дает выражение электромагнитного момента как для переходных, так и для установившихся режимов. В общем случае, если

$$\theta = \theta_0 + \Delta\theta(t),$$

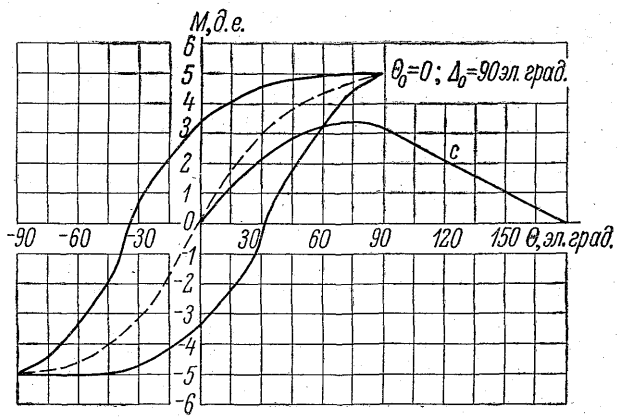
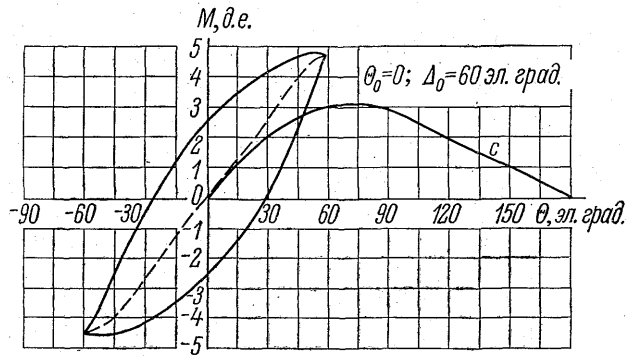
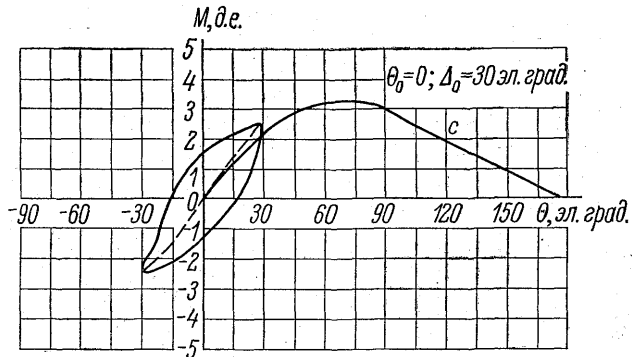


Рис. 6-3. Зависимость электромагнитного вращающего момента от рабочего угла  $\theta$  при установившихся качаниях при среднем рабочем угле  $\theta_0=0$  и при разных амплитудах качаний  $\Delta_0$  для синхронной машины со следующими данными.

$E = 1.56; x_d = 0.5; x_q = 0.32; x'_d = 0.16; x'_q = 0.10; s = 0.05;$   
 $T_{d0} = 1010; T_{q0} = 30; T'_d = 335; T'_q = 9.5; c$  — статическая угловая характеристика.

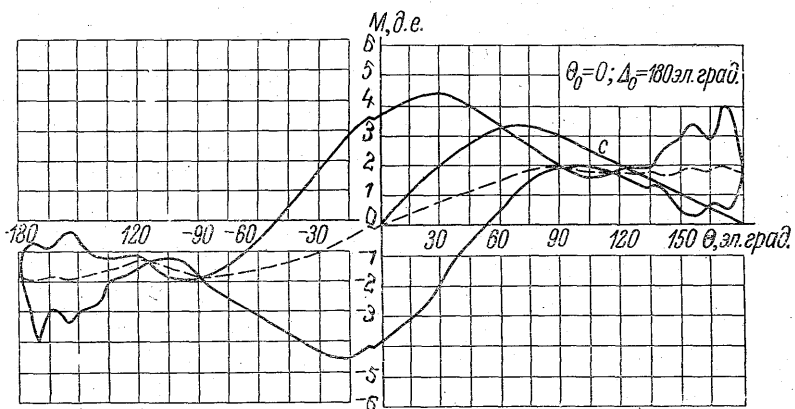
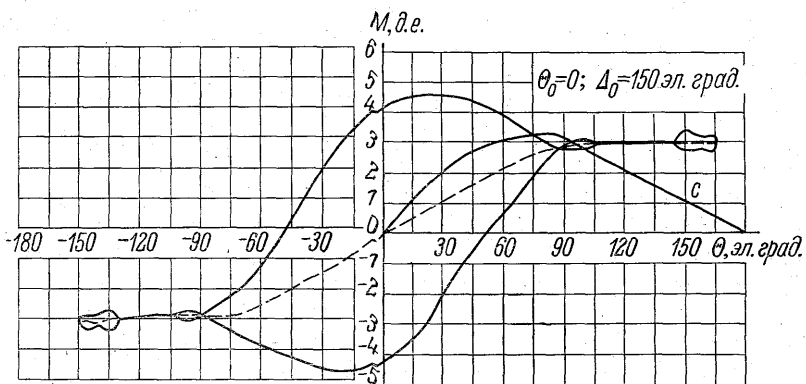
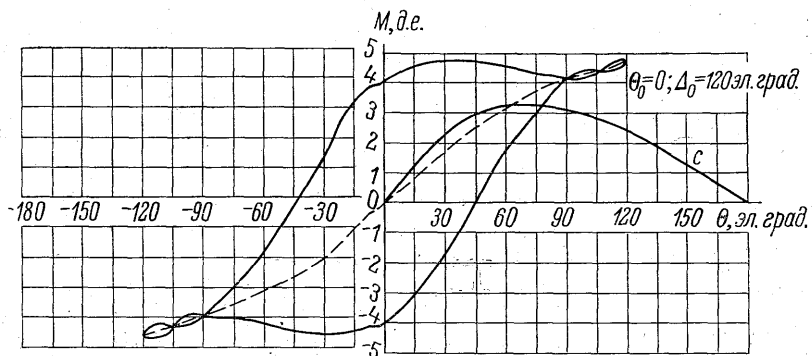


Рис. 6-3 (продолжение).

то

$$\left. \begin{aligned} e_d &= -e \sin \theta = -e \sin (\theta_0 + \Delta\theta) = -e (\sin \theta_0 \cos \Delta\theta + \cos \theta_0 \sin \Delta\theta), \\ e_q &= e \cos \theta = e \cos (\theta_0 + \Delta\theta) = e (\cos \theta_0 \cos \Delta\theta - \sin \theta_0 \sin \Delta\theta). \end{aligned} \right\} (6.62)$$

При установившихся синусоидальных качаниях с большой амплитудой угол  $\theta = \theta_0 + \Delta_0 \sin st$ . В этом случае для определения электромагнитного момента требуется рассмотрение функций вида  $\sin (\Delta_0 \sin st)$  и  $\cos (\Delta_0 \sin st)$ , которые могут быть разложены в быстро сходящийся ряд Неймана с бесселевыми функциями первого рода

$$\left. \begin{aligned} \sin (\Delta_0 \sin st) &= \sin \left[ \Delta_0 \cos \left( st - \frac{\pi}{2} \right) \right] = \\ &= 2J_1 (\Delta_0) \sin st + 2J_3 (\Delta_0) \sin 3st + \dots \\ \cos (\Delta_0 \sin st) &= \cos \left[ \Delta_0 \cos \left( st - \frac{\pi}{2} \right) \right] = \\ &= J_0 (\Delta_0) + 2J_2 (\Delta_0) \cos 2st + 2J_4 (\Delta_0) \cos 4st + \dots \end{aligned} \right\} (6.63)$$

На рис. 6-2 представлены графики функций вида  $\sin (\Delta_0 \cos st)$  и  $\cos (\Delta_0 \cos st)$ .

Подставив ряд (6.63) в формулу (6.61) электромагнитного момента и используя выражения операторных реактивностей, получим выражение электромагнитного момента для случая большой амплитуды качаний при  $r \approx 0$ .

$$\begin{aligned} M_e &= \frac{Ee}{x_d} \sin \theta + e^2 J_0 (\Delta_0) \left[ \frac{\cos \theta \sin \theta_0}{x_q} - \frac{\sin \theta \cos \theta_0}{x_d} \right] + \\ &+ 2e^2 \left\{ \cos \theta \cos \theta_0 \left[ \frac{J_1 (\Delta_0) \sin st}{x_q (js)} + \frac{J_3 (\Delta_0) \sin 3st}{x_q (j3s)} + \dots \right] + \right. \\ &\quad \left. + \sin \theta \cos \theta_0 \left[ \frac{J_1 (\Delta_0) \sin st}{x_d (js)} + \frac{J_3 (\Delta_0) \sin 3st}{x_d (j3s)} + \dots \right] \right\} + \\ &+ 2e^2 \left\{ \cos \theta \sin \theta_0 \left[ \frac{J_2 (\Delta_0) \cos 2st}{x_q (j2s)} + \frac{J_4 (\Delta_0) \cos 4st}{x_q (j4s)} + \dots \right] - \right. \\ &\quad \left. - \sin \theta \cos \theta_0 \left[ \frac{J_2 (\Delta_0) \cos 2st}{x_d (j2s)} + \frac{J_4 (\Delta_0) \cos 4st}{x_d (j4s)} + \dots \right] \right\}. \end{aligned} \quad (6.64)$$

На рис. 6-3 представлены расчетные кривые электромагнитных моментов в функции от угла  $\theta$  при угле равновесия, равном нулю, и амплитудах качаний  $\Delta_0$  в 30, 60, 90, 120, 150 и 180 эл. град. Кривые построены по полученной формуле для машины, имеющей две обмотки на роторе. На рис. 6-4 даны такие же кривые для  $\theta_0 = 30$  эл. град., для двух значений  $\Delta_0 = 30$  и 60 эл. град.

Как видно из рисунков, при малых качаниях момент описывает фигуры, похожие на эллипсы. Площадь этих эллипсов опре-

деляется демпферным моментом и характеризует работу, затрачиваемую при качаниях и переходящую в джоулевые потери в роторе. При увеличении амплитуды колебаний «эллипсы» превращаются в фигуры сложной формы.

Важно отметить, что коэффициент синхронизирующего момента существенно зависит от амплитуды качаний. Динамическая характеристика, которая обычно принимается как имеющая больший наклон, чем статическая, в действительности при больших

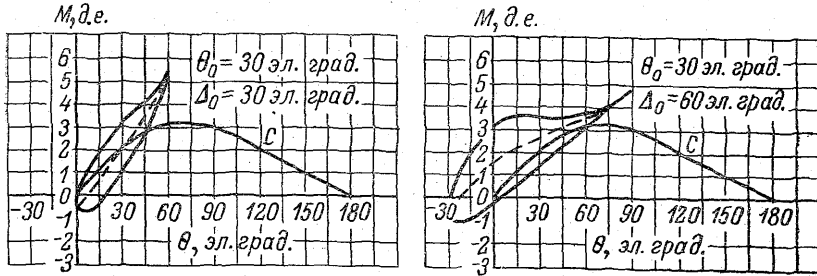


Рис. 6-4. Зависимость вращающего электромагнитного момента  $M_e$  от рабочего угла  $\theta$  при установившихся качаниях при среднем рабочем угле  $\theta_0 = 30$  эл. град. и различных амплитудах качаний для синхронной машины с теми же данными, что на рис. 6-3.

амплитудах может иметь меньший наклон, особенно для машин без демпферной обмотки в поперечной оси. При большой частоте качаний получаем синхронизирующий момент при качаниях

$$M_e = \frac{Ee}{x_d} \sin \theta + \frac{e^2}{2} \left( \frac{1}{x_q} - \frac{1}{x_d} \right) \sin 2\theta + e^2 \left\{ \left( \frac{1}{x_q''} - \frac{1}{x_q} \right) \times \right. \\ \left. \times \cos \theta [\sin \theta - J_0(\Delta_0) \sin \theta_0] - \left( \frac{1}{x_d''} - \frac{1}{x_d} \right) \sin \theta [\cos \theta - J_0(\Delta_0) \cos \theta_0] \right\}. \quad (6.65)$$

Известная формула Парка для электромагнитного момента при большой частоте качаний отличается от выведенной тем, что  $J_0(\Delta_0)$  в ней принято равным единице, т. е. принято весьма малое значение амплитуды колебания  $\Delta_0$ .

## § 7. Численный пример расчета электромагнитного вращающего момента при малых качаниях

Исходные данные машины и режима (рис. 6-5):  $x_d = 0.971$ ;  $x_d' = 0.339$ ;  $r_{rd} = 0.022$ ;  $r = 0.02$ ;  $h = 0.1$ ;  $x_q = 0.635$ ;  $x_q' = 0.185$ ;  $r_{rq} = 0.078$ ;  $e_{sm} = 1$ ;  $E = 1.6$  и  $1.0$ .

Расчет производим следующим образом.

1. Строим круговые диаграммы и определяем  $i_{dh}$  и  $i_{qh}$  (рис. 6-6).
2. Определяем  $i_{dhr}$  и  $i_{qhr}$

$$i_{dhr} = M_{dd} = \frac{1}{x_d} \frac{h a'_{rd} (1 - \sigma_d)}{h^2 + a'^2_{rd}} = 0.805,$$

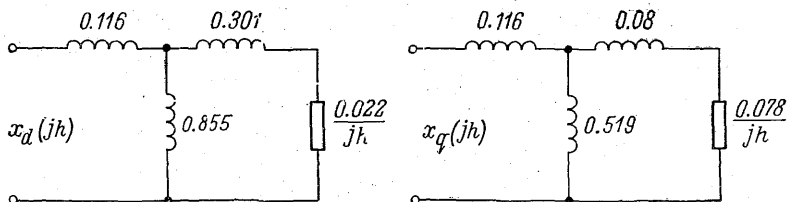


Рис. 6-5. Эквивалентные схемы для расчета электромагнитного вращающего момента при качаниях синхронной машины.

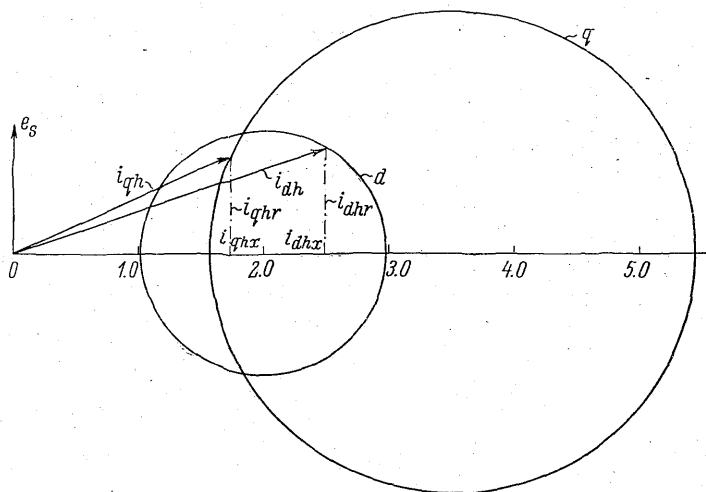


Рис. 6-6. Определение токов  $i_{dh}$  и  $i_{qh}$  по частотным характеристикам.

где

$$a'_{rd} = \frac{r_{rd}}{\sigma_d x_{rd}} = 0.0561; \quad \sigma_d = \frac{x'_d}{x_d} = 0.349; \quad x_{rd} = 0.301 + 0.855 = 1.156;$$

$$i_{qhr} = M_{dq} = \frac{1}{x'_q} \frac{h a'_{rq} (1 - \sigma_q)}{h^2 + a'^2_{rq}} = 0.814,$$

где

$$a'_{rq} = \frac{r_{rq}}{\sigma_q x_{rq}} = 0.447; \quad \sigma_q = \frac{x'_q}{x_q} = 0.291; \quad x_{rq} = 0.08 + 0.519 = 0.599.$$

3. Определяем по круговым диаграммам  $i_{dhx} = 2.502$  и  $i_{qhx} = 1.75$ ;

$$i_{dhm} = \frac{1}{x_{dhm}} = 2.630; \quad i_{qhm} = \frac{1}{x_{qhm}} = 1.935.$$

Критическое скольжение по продольной оси  $s_{kd} \approx \alpha'_{rd}$  меньше  $h$ , поэтому взято большее из двух возможных значений  $i_{dhm}$  по круговой диаграмме и, следовательно,

$$\varphi_{dh} = 17^\circ 50'; \quad \varphi_{qh} = 25^\circ;$$

$$i_{dh} = i_{dhx} + j i_{dhr}; \quad i_{qh} = i_{qhx} + j i_{qhr}.$$

4. Определяем следующие величины:

$$2\varphi_{dh} = 35^\circ 40'; \quad i_{ddh} = i_{dh}^2 = \frac{\cos 2\varphi_{dh} + j \sin 2\varphi_{dh}}{x_{dhm}^2} = i_{ddx} + j i_{ddr} = 5.62 + j 4.03;$$

$$2\varphi_{qh} = 50^\circ; \quad i_{qqh} = i_{qh}^2 = i_{qqx} + j i_{qqr} = 2.41 + j 2.875;$$

$$\varphi_{dh} = \varphi_{qh} = 42^\circ 50'; \quad i_{dqh} = i_{dh} i_{qh} = i_{d hx} + j i_{d hr} = 3.73 + j 3.46;$$

$$2\varphi_{dh} + \varphi_{qh} = 60^\circ 40'; \quad i_{ddqh} = i_{dh}^2 i_{qh} = i_{ddqx} + j i_{ddqr} = 6.55 + j 11.68;$$

$$\varphi_{dh} + 2\varphi_{qh} = 67^\circ 50'; \quad i_{dqqh} = i_{dh} i_{qh}^2 = i_{dqgx} + j i_{dqqr} = 3.715 + j 9.13;$$

$$3\varphi_{dh} = 53^\circ 36'; \quad i_{dddh} = i_{dh}^3 = i_{dddx} + j i_{dddr} = 10.82 + j 14.62;$$

$$3\varphi_{qh} = 75^\circ; \quad i_{qqqh} = i_{qh}^3 = i_{qqqx} + j i_{qqqr} = 1.875 + j 7.00.$$

5. Средний ток статора

$$i_{s00} = i_{d00} + j i_{q00} = \frac{e_{sm} \cos \theta_0 - E}{x_d} + j \frac{e_{sm} \sin \theta_0}{x_q} = \\ = 1.03 (\cos \theta_0 - E) + j 1.575 \sin \theta_0.$$

6. Основная составляющая коэффициента демпферного момента, не зависящая от  $r$ ,

$$m_{d0} = 8.05 \sin^2 \theta_0 + 8.14 \cos^2 \theta_0 \approx 8.1.$$

7. Составляющая коэффициента демпферного момента, пропорциональная  $r$ ,

$$\Delta_r m_d = - \frac{0.02}{1 - 0.01} \left\{ \frac{2 \sin \theta_0}{0.1} [(E - \cos \theta_0) \times \right. \\ \left. \times 1.03 \cdot 0.805 + 1.575 \cdot 0.814 \cos \theta_0] - 0.812 \right\} - \\ - \frac{0.02}{1 - 0.01} [(0.927 \sin \theta_0)^2 + (1.03E + 0.72 \cos \theta_0)^2] = \\ = 0.013 - (0.335E + 0.182 \cos \theta_0) \sin \theta_0 - 0.0202 (1.03E + 0.72 \cos \theta_0)^2 - \\ - 0.017 \sin^2 \theta_0.$$

8. Составляющая коэффициента демпферного момента, пропорциональная  $r^2$ ,

$$\Delta_{r^2} m_d = 0.0004 (10a_d + b_d + 0.1c_d),$$

где

$$\begin{aligned}
 a_d &= -2 \cdot 1.03 \cdot 1.575 [0.805 \sin^2 \theta_0 + (\cos \theta_0 - E) \cos \theta_0 \cdot 0.814] + \\
 &+ \frac{2 \cdot 3.46}{(1 - 0.01)^2} [1.575 \sin^2 \theta_0 + 1.03 (\cos \theta_0 - E) \cos \theta_0] - \frac{1}{(1 - 0.01)^2} \times \\
 &\times (11.68 \sin^2 \theta_0 + 9.13 \cos^2 \theta_0) = -3.35 - 1.30 \cos^2 \theta_0 - 4.66E \cos \theta_0; \\
 b_d &= -\frac{2 \cdot 1.03 \cdot 1.575}{1 - 0.01} [(\cos \theta_0 - E) \sin \theta_0 (1.575 - 1.03 - 2 \cdot 2.504) + \\
 &+ (2 \cos \theta_0 - E) \sin \theta_0 \cdot 1.75] - \frac{2}{1 - 0.01} [\sin \theta_0 (\cos \theta_0 - E) \cdot 1.03 \times \\
 &\times 5.62 - \sin \theta_0 \cos \theta_0 \cdot 1.575 \cdot 2.41] = -0.48 \sin 2\theta_0 + 2.89E \sin \theta_0; \\
 c_d &= -\frac{1}{1 - 0.01} [(\cos \theta_0 - E)^2 \cdot 1.03^2 \cdot 0.805 + \sin^2 \theta_0 \cdot 1.575^2 \cdot 0.814] - \\
 &- \frac{1}{1 - 0.01} \{[(\cos \theta_0 - E)^2 \cdot 1.03^2 \cdot 0.805 + \sin^2 \theta_0 \cdot 1.575^2] (0.805 + 0.814)\} - \\
 &- 2 \sin^2 \theta_0 \cdot 1.575 \cdot 4.03 - 2 (\cos \theta_0 - E) \cos \theta_0 \cdot 1.03 \cdot 2.875 + \sin^2 \theta_0 \cdot 14.62 + \\
 &+ \cos^2 \theta_0 \cdot 7.00 = -8.11 + 4.40 \cos^2 \theta_0 - 0.83E \cos \theta_0 - 2.61E^2; \\
 \Delta_{r_2} m_d &= 0.0004 (-34.3 - 12.7 \cos^2 \theta_0 + 0.5 \sin 2\theta_0 - 46.7E \cos \theta_0 + \\
 &+ 2.9E \sin \theta_0 - 0.3E^2) = -0.014 - 0.005 \cos^2 \theta_0 - 0.019E \cos \theta_0 + 0.001E \sin \theta_0.
 \end{aligned}$$

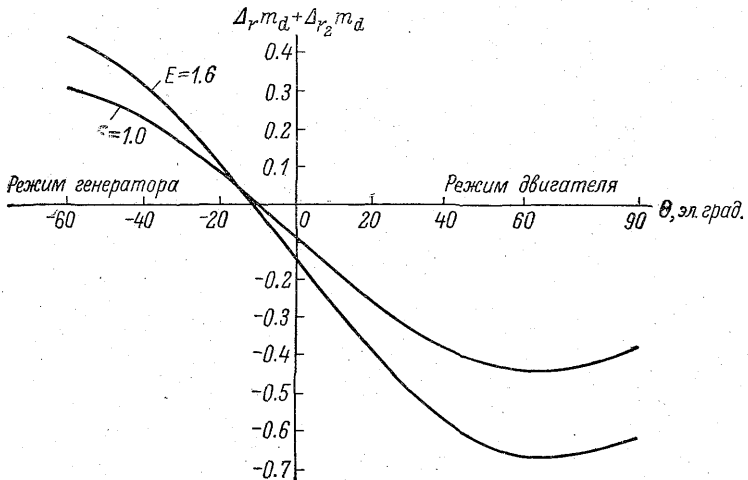


Рис. 6-7. Зависимость дополнительной составляющей демпферного момента машины от рабочего угла  $\theta$  при разных значениях возбуждения со стороны ротора.

9. При  $E=1.6$  составляющие коэффициента демпферного момента, зависящие от  $r$ , равны

$$\begin{aligned}
 \Delta_r m_d &= -0.052 - 0.091 \sin 2\theta_0 - 0.048 \cos \theta_0 - 0.007 \sin^2 \theta_0 - 0.546 \sin \theta_0, \\
 \Delta_{r_2} m_d &= -0.014 - 0.005 \cos^2 \theta_0 - 0.030 \cos \theta_0 + 0.002 \sin \theta_0.
 \end{aligned}$$



Расчет коэффициента демферного момента  $m_d$  при  $E=1.6$ 

$\theta_0$ , эл. град.	-60	-40	-20	0	20	40	60	90
$\sin \theta_0$	-0.867	-0.643	-0.342	0	0.342	0.643	0.867	1.0
$\cos \theta_0$	0.500	0.766	0.940	1.000	0.940	0.766	0.500	0
$-0.546 \sin \theta_0$	0.474	0.351	0.187	0	-0.187	-0.351	-0.474	-0.546
$-0.007 \sin 2\theta_0$	-0.005	-0.003	-0.001	0	-0.001	-0.003	-0.005	-0.007
$-0.048 \cos \theta_0$	-0.024	-0.037	-0.045	-0.048	-0.045	-0.037	-0.024	0
$-0.091 \sin 2\theta_0$	-0.079	-0.090	-0.059	0	-0.059	-0.090	-0.079	0
$\Delta_r m_d$	0.472	0.348	0.148	0.100	-0.344	-0.533	-0.635	-0.605
$0.002 \sin \theta_0$	-0.002	-0.001	-0.001	0	0.001	0.001	0.002	0.002
$-0.030 \cos \theta_0$	-0.015	-0.023	-0.028	-0.030	-0.028	-0.023	-0.015	0.000
$-0.005 \cos^2 \theta_0$	-0.001	-0.003	-0.004	-0.005	-0.004	-0.003	-0.001	0.000
$\Delta_{r_2} m_d$	-0.032	-0.040	-0.047	-0.049	-0.045	-0.039	-0.028	-0.012
$\Delta_r m_d + \Delta_{r_2} m_d$	0.440	0.308	0.101	-0.149	-0.389	-0.572	-0.663	-0.617
$\frac{\Delta_r m_d + \Delta_{r_2} m_d}{m_{d0}}, \%$	5.4	3.8	1.2	-1.8	-4.8	-7.1	-8.2	-7.6

10. При  $E=1.6$  и разных значениях  $\theta_0$  вычисляем составляющие коэффициента демпферного момента, зависящие от  $r$  (табл. 6-1). Соответствующая зависимость представлена на рис. 6-7.

11. При  $E=1$  соответствующие коэффициенты демпферного момента, зависящие от  $r$ , равны

$$\Delta_r m_d = -0.0019 - 0.091 \sin 2\theta_0 - 0.030 \cos \theta_0 - 0.007 \sin^2 \theta_0 - 0.335 \sin \theta_0,$$

$$\Delta_{r^2} m_d = -0.014 - 0.005 \cos^2 \theta_0 - 0.019 \cos \theta_0 + 0.001 \sin \theta_0.$$

12. При  $E=1.0$  и разных значениях  $\theta_0$  вычисления составляющих коэффициента демпферного момента, зависящих от  $r$ , сведены в табл. 6-2. Соответствующая зависимость представлена на рис. 6-7.

13. Аналогично вычисляем составляющие коэффициента синхронизирующего момента. Основная составляющая коэффициента синхронизирующего момента, не зависящая от  $r$ ,

$$m_{s0} = 1.03E \cos \theta_0 + 0.927 \sin^2 \theta_0 + 0.72 \cos^2 \theta_0.$$

14. Составляющая коэффициента синхронизирующего момента, пропорциональная  $r$ ,

$$\Delta_r m_s = -\frac{2 \cdot 0.02}{1-0.01} \left\{ 1.03E \sin \theta_0 \left[ 2.502 - \frac{1.575}{2} (1-0.01) \right] + \right.$$

$$\left. + \frac{\sin 2\theta_0}{2} (1.75 \cdot 1.575 - 2.502 \cdot 1.03) - 0.1E \cdot 1.03 \cdot 0.814 \cos \theta_0 - \right.$$

$$\left. - 0.1 [0.927 \cdot 0.805 \sin^2 \theta_0 + 0.72 \cdot 0.814 \cos^2 \theta_0] \right\} = -0.0592E \sin \theta_0 -$$

$$- 0.0032 \sin 2\theta_0 + 0.0034E \cos \theta_0 + 0.0030 \sin^2 \theta_0 + 0.0024 \cos^2 \theta_0.$$

15. Составляющая коэффициента синхронизирующего момента, пропорциональная  $r^2$ ,

$$\Delta_{r^2} m_s = -0.0004 (a_s + 0.1b_s + 0.01c_s),$$

где

$$a_s = -1.03 \cdot 1.575 [2 \sin^2 \theta_0 \cdot 2.502 + 2 (\cos \theta_0 - E) \cos \theta_0 \cdot 1.75 - 1.575 \sin^2 \theta_0 -$$

$$- 1.03 (\cos \theta_0 - E) \cos \theta_0] + \frac{1}{(1-0.01)^2} \{ 2 [1.03 (\cos \theta_0 - E) \cos \theta_0 +$$

$$+ 1.575 \sin^2 \theta_0] \cdot 3.73 - (\sin^2 \theta_0 \cdot 6.55 + \cos^2 \theta_0 \cdot 3.715) \} =$$

$$= 0.13 - 0.40 \sin^2 \theta_0 - 3.51E \cos \theta_0,$$

$$b_s = \frac{2}{1-0.01} [2 \cdot 1.03 \cdot 1.575 (\cos \theta_0 - E) \sin \theta_0 (0.814 - 0.805) + 1.03 \times$$

$$\times 1.575 \cdot 0.814E \sin \theta_0 + 1.03 \cdot 4.03 (\cos \theta_0 - E) \sin \theta_0 -$$

$$- 1.575 \cdot 2.875 \sin \theta_0 \cos \theta_0] = -6.30E \sin \theta_0 - 0.09 \sin 2\theta_0,$$

$$c_s = -\frac{1}{(1-0.01)^2} \{ [(2-0.01) 1.03^2 (\cos \theta_0 - E)^2 + 1.575^2 \sin^2 \theta_0] \cdot 2.502 +$$

$$+ [1.03^2 (\cos \theta_0 - E)^2 + (2-0.01) 1.575^2 \sin^2 \theta_0] \cdot 1.75 -$$

$$- 2 [1.575 \cdot 5.62 \sin^2 \theta_0 + 1.03 \cdot 2.41 \cos \theta_0 (\cos \theta_0 - E)] +$$

$$+ (10.82 \sin^2 \theta_0 + 1.875 \cos^2 \theta_0) \} = -4.14 - 3.90 \sin^2 \theta_0 + 2.91E \cos \theta_0,$$

$$\Delta_{r^2} m_s \approx 0.0004 (-0.13 - 0.40 \sin^2 \theta_0 - 3.51E \cos \theta_0 - 0.63E \sin \theta_0) \approx$$

$$\approx 0.0002 \sin^2 \theta_0 + 0.0014E \cos \theta_0 + 0.0003E \sin \theta_0.$$

16. При  $E=1.6$  составляющие коэффициента синхронизирующего момента равны

$$m_{s0} = 1.65 \cos \theta_0 + 0.207 \sin^2 \theta_0 + 0.72,$$

$$\Delta_r m_s \approx -0.0948 \sin \theta_0 + 0.0054 \cos \theta_0 - 0.0032 \sin 2\theta_0 +$$

$$+ 0.0006 \sin^2 \theta_0 + 0.0024,$$

$$\Delta_{r^2} m_s = 0.0002 \sin^2 \theta_0 + 0.0022 \cos \theta_0 + 0.0005 \sin \theta_0.$$

17. При разных значениях  $\theta_0$  и  $E=1.6$  получаем данные, представленные в табл. 6-3.

Как видно, поправка на учет влияния активного сопротивления статора увеличивает общий демпферный и синхронизирующий моменты в режиме генератора (при  $|\theta_0| > 10^\circ$ ). Поправка возрастает с увеличением нагрузки, достигая для машины с принятыми параметрами при  $\theta_0 = -60^\circ$  порядка 5%. В режиме двигателя поправка уменьшает общий демпферный и синхронизирующий моменты. С увеличением нагрузки в этом режиме поправка возрастает по абсолютной величине, оставаясь для машины с рассматриваемыми параметрами в пределах 8—10%.

В режиме холостого хода ( $\theta_0=0$ ) активное сопротивление статора, как следует из примера, уменьшает общий демпферный момент, причем это уменьшение тем значительней, чем больше возбуждение ротора.

Если бы машина не имела дополнительной обмотки на роторе по поперечной оси, то коэффициент демпферного момента  $m_{d0}$  при  $\theta_0$  был бы равен нулю. Очевидно, что при этом даже небольшой отрицательный демпферный момент, вызванный влиянием активного сопротивления в цепи статора, может привести к недопустимым качаниям. Отсюда ясно, что у синхронной машины, работающей в параллель с общей сетью в режиме малой нагрузки ( $\theta_0 \approx 0$ ), могут иметь место значительные качания, особенно, если машина не имеет успокоительной обмотки на роторе по поперечной оси. Очевидно также, что явление это усиливается в двигательном режиме. Это одна из причин того, что синхронные двигатели, как правило, не выпускаются без круговых замыкающих колец и успокоительной обмотки.

Таблица 6-2

Расчет коэффициента демпферного момента  $m_d$  при  $E=1$

$\theta_0$ , эл. град.	-60	-40	-20	0	$20^\circ$	40	60	90
$-0.335 \sin \theta_0$	0.290	-0.217	0.114	0	-0.114	-0.217	-0.290	-0.335
$-0.007 \sin 2\theta_0$	-0.005	-0.003	-0.001	0	-0.001	-0.003	-0.005	-0.007
$-0.030 \cos \theta_0$	-0.015	-0.023	-0.028	-0.030	-0.028	-0.023	-0.015	0.000
$-0.091 \sin 2\theta_0$	0.079	0.090	0.059	0	-0.059	0.090	0.079	0
$\Delta_1 m_d$	0.330	0.262	0.125	-0.049	-0.221	-0.352	-0.408	-0.361
$0.001 \sin \theta_0$	-0.001	0.000	0.000	0.000	0.001	0.001	0.001	0.001
$-0.019 \cos \theta_0$	-0.010	-0.015	-0.018	-0.019	-0.018	-0.015	-0.010	0.000
$-0.005 \cos^2 \theta_0$	-0.004	-0.003	-0.004	-0.005	-0.004	-0.003	-0.004	0.000
$\Delta_2 m_d$	-0.026	-0.033	-0.036	-0.038	-0.036	-0.031	-0.024	-0.013
$\Delta_3 m_d + \Delta_{r2} m_d$	0.304	0.229	0.089	-0.087	-0.257	-0.383	-0.432	-0.374
$\Delta_4 m_d + \Delta_{r2} m_d$	3.5	2.8	1.1	-1.1	-3.2	-4.7	-5.3	-4.6
$\frac{m_d}{m_{d0}}$ , %								

Таблица 6-3

Расчет коэффициента синхронизирующего момента  $m_s$  при  $E = 1.6$ 

$\theta_0$ , ал. град.	-60	-40	-20	0	20	40	60	90
$-0.0948 \sin \theta_0$	0.0821	0.0609	0.0324	0	-0.0324	-0.0609	-0.0821	-0.0948
$0.0054 \cos \theta_0$	0.0027	0.0041	0.0051	0.0054	0.0051	0.0041	0.0027	0.0000
$0.0032 \sin 2\theta_0$	-0.0028	-0.0032	-0.0021	0.0000	0.0021	0.0032	0.0028	0.0000
$0.0006 \sin^2 \theta_0$	0.0005	0.0003	0.0001	0	0.0001	0.0003	0.0005	0.0006
$\Delta_r m_s$	0.0849	0.0645	0.0379	0.0078	-0.0227	-0.0509	-0.0737	-0.0918
$0.0005 \sin \theta_0$	-0.0004	-0.0003	-0.0002	0.0000	0.0002	0.0003	0.0004	0.0005
$0.0022 \cos \theta_0$	0.0011	0.0017	0.0021	0.0022	0.0021	0.0017	0.0011	0.0000
$0.0022 \sin^2 \theta_0$	0.0002	0.0001	0.0000	0.0000	0.0000	0.0001	0.0002	0.0002
$\Delta_r m_s$	0.0009	0.0015	0.0019	0.0022	0.0023	0.0021	0.0017	0.0007
$\Delta_r m_s + \Delta_r m_s$	0.0858	0.0660	0.0398	0.0100	-0.0204	-0.0488	-0.0720	-0.0911
$1.65 \cos \theta_0$	0.825	1.264	1.551	1.650	1.551	1.264	0.825	0
$0.207 \sin^2 \theta_0$	0.156	0.086	0.024	0	0.024	0.086	0.156	0.207
$m_{s0}$	1.701	2.070	2.295	2.370	2.295	2.070	1.701	0.927
$\frac{\Delta_r m_s + \Delta_r m_s}{m_{s0}}$ , %	5	3.2	1.7	0.4	-0.9	-2.4	-4.2	-9.8

## § 8. Параметрическое успокоение колебаний синхронных машин

Соображения о возможности ограничения колебаний синхронной машины путем создания колебаний тока возбуждения с надлежащей фазой и частотой либо путем создания надлежащих колебаний значения приложенного к валу внешнего вращающего момента были высказаны еще в 1956 г. [6-8]. В принципе это аналогично задаче о создании дополнительных зон устойчивого положения маятника путем колебания точки подвеса маятника с надлежащей частотой и фазой. В дальнейшем указанный путь успокоения колебаний синхронной машины был широко использован в нашей стране [см. 12-6, 12-10], а потом и в США [6-9].

Для простоты рассмотрим случай медленных малых качаний невынолюсной машины, пренебрегая влиянием демпфирования.

Имеем уравнение качаний

$$H \frac{d^2 \Delta \theta}{dt^2} + m_s \Delta \theta = \Delta M_L. \quad (6.66)$$

При  $e = 1$   $m_s = \frac{E}{x_d} \cos \theta_0$ . При  $E = \text{const}$  уравнение (6.66) может быть преобразовано к виду

$$H \frac{s^2}{2} + m_s \frac{(\Delta \theta)^2}{2} = (\Delta M_L) (\Delta \theta) + C, \quad (6.67)$$

где  $s = \frac{d(\Delta \theta)}{dt}$  — скольжение ротора;  $C$  — постоянная интегрирования, зависящая от начальных условий.

Уравнение (6.67) соответствует на плоскости  $\sigma - (\Delta \theta)$ , где  $\sigma = \sqrt{\frac{H}{m_s}} s$ , фазовой траектории, имеющей вид эллипса. Это становится более ясным, если формулу (6.67) преобразовать к виду

$$\sigma^2 + \left[ (\Delta \theta) + \frac{\Delta M_L}{m_s} \right]^2 = \frac{C}{m_s} + \left( \frac{\Delta M_L}{m_s} \right)^2. \quad (6.68)$$

Изменяя величину  $m_s$ , которая пропорциональна току возбуждения  $E$ , можно изменять большую и малую оси эллипса и его фокусы. Создавая периодическое изменение тока  $E$  с надлежащей фазой, можно переходить с одной фазовой траектории на другую, обеспечивая тем самым параметрическое успокоение колебаний.

Если по какой-либо причине машина самораскачивается, например, из-за влияния активного сопротивления в цепи статора, т. е. диаметры эллипса постепенно увеличиваются, то влияние периодического изменения тока  $E$  с надлежащей фазой может скомпенсировать отрицательное демпфирование, ликвидировать увеличение диаметров эллипса и обеспечить сведение качаний к допустимому минимуму.

Очевидно, что для реализации такого успокоения необходимо обеспечить обратную связь на цепь возбуждения машины по рабочему углу, либо скольжению, либо ускорению ротора, либо току статора с надлежащим подбором фазы и надлежащим коэффициентом усиления.

Такие устройства регулирования возбуждения созданы, успешно работают и снижают требования к маховым массам синхронных машин, работающих в условиях пульсирующего вращающего момента на валу.

Общее аналитическое решение задачи качаний может быть произведено на основе решения линейного дифференциального уравнения с переменными коэффициентами типа уравнения Хилла. При исследовании больших качаний может быть использован аппарат бесселевых и эллиптических функций, либо произведен численный анализ с помощью ЭЦВМ.

## ГЛАВА 7

### РАБОТА СИНХРОННОЙ МАШИНЫ С НЕПОСРЕДСТВЕННЫМ ОХЛАЖДЕНИЕМ ПРИ НАГРУЗКАХ, ОТЛИЧНЫХ ОТ НОМИНАЛЬНЫХ

В настоящей главе рассмотрены допустимые длительные и кратковременные перегрузки, работа машины при отклонениях коэффициента мощности от номинального и при отклонении частоты от номинальной. Несимметричные и асинхронные режимы рассмотрены в соответствующих главах.

#### § 1. Тепловое использование современных генераторов

Предельные нагревы и перегревы активных элементов машины. При использовании для обмоток статора и ротора изоляции класса В температура в любой точке обмотки и активного железа статора в номинальном режиме не должна превышать  $130^{\circ}\text{C}$ , что соответствует перегреву  $90^{\circ}\text{C}$  при температуре входящего газа или воды  $40^{\circ}\text{C}$ .

Расчетное повышение температуры в наиболее нагретой точке в кратковременном аномальном режиме не должно быть больше: для меди обмотки статора  $25^{\circ}\text{C}$ , с увеличением пиковой температуры до  $155^{\circ}\text{C}$ ;

для меди обмотки ротора  $35^{\circ}\text{C}$ , с увеличением пиковой температуры до  $165^{\circ}\text{C}$ ;

для активного железа статора  $25^{\circ}\text{C}$ , с увеличением пиковой температуры до  $155^{\circ}\text{C}$ .

В турбогенераторах температура на контактных поверхностях между бочкой ротора и роторным бандажом, между пазовыми клиньями и телом ротора, между контактами на демпферной системе крайних пазовых клиньев и т. п. не должна превышать в кратковременных аномальных режимах  $200^{\circ}\text{C}$ .

Дополнительный нагрев носика роторного бандаж по отношению к концевой части бочки ротора в местах контакта не должен превосходить  $10-20^{\circ}$ .

Допускаемые неограниченно длительные перегрузки турбогенераторов по активной мощности. В условиях эксплуатации возможны

случаи, когда нагрузка машины или условия охлаждения отличаются от номинальных. Такое отклонение может оказаться опасным для генератора или двигателя, поэтому эти режимы нормируются заводскими и эксплуатационными инструкциями.

Одной из наиболее важных для эксплуатации характеристик генератора является способность к длительной перегрузке по активной мощности. Допустимые значения таких перегрузок нормируются в стандартах.

Рассмотрим этот вопрос применительно к турбогенераторам с непосредственным охлаждением.

а. *Способность к длительной перегрузке по активной мощности.*

Конструкция современных паровых конденсационных турбин предусматривает возможность повышения мощности сверх номинальной за счет изменения режима работы ориентировочно на 10—15%. При этом кпд несколько снижается, однако такой режим может быть рекомендован в случае дефицита мощности в энергосистеме в течение нескольких сот часов в год. Такое покрытие пиков нагрузки значительно экономичнее, чем строительство специальных станций или увеличение общей мощности энергосистемы. Для генераторов такой режим является режимом длительной перегрузки.

При условии поддержания напряжения на зажимах постоянным каждый процент перегрузки при постоянном коэффициенте мощности (в пределах 10%) практически приводит к повышению потерь в обмотке статора на 2%.

Увеличение потерь в обмотке ротора определяется обычно с помощью диаграмм Потье и составляет около 1% на 1% повышения нагрузки.

Длительно допустимая перегрузка по токам статора и ротора соответствует колебаниям напряжения в пределах  $\pm 5\%$  от номинального напряжения.

Генераторы, соединенные с турбинами конденсационного типа (мощностью 165 Мвт и выше), допускают повышение активной мощности против номинальной на 10% с сохранением номинального коэффициента мощности при снижении температуры входящего газа (или воды) на  $10^\circ$  против номинальной. При сохранении температуры входящего газа (воды) неизменной номинальная активная мощность может быть повышена на 10% с повышением коэффициента мощности от номинального значения 0.85 до значения, равного 0.9. При этом давление водорода в машине должно быть повышено по указанию завода-изготовителя.

Расчетные предельно достигаемые температуры в длительных перегрузочных режимах находятся в пределах, установленных указанными выше нормами.

Допустимая длительная перегрузка при изменении коэффициента мощности, условий охлаждения и при наличии других причин определяется не только максимальной температурой по за-



ложенным в машину детекторам. При установлении допустимой перегрузки необходимо учитывать:

изменение перегревов различных элементов машины и в соответствии с этим изменение относительных удлинений различных элементов машины как в статоре, так и в роторе;

изменение местных нагревов в конструктивных элементах, в частности в торцовой зоне машины;

изменение максимальных температур в обмотках и в изоляции. Эти температуры могут существенно изменяться при различных режимах работы машины и сохранении температуры, определяемой по заданным термомодульникам, либо измеренной по сопротивлению в пределах заданной.

Поэтому никакие дополнительные перегрузки машины, устанавливаемые для использования запасов по нагреву в соответствии с результатами тепловых испытаний машины, недопустимы без согласования с заводом-изготовителем.

Вопросу о длительных перегрузках и допустимых температурах обмоток с непосредственным охлаждением посвящены многочисленные работы. Так, в [7-1] на примере генераторов фирмы «Дженерал Электрик» подробно рассмотрен вопрос о нормировании температур статорных обмоток различных типов.

*б. Сопоставление отечественных и зарубежных норм нагрева элементов машины.*

Генераторы большой мощности фирмы «Дженерал Электрик» (США) имеют жидкостное охлаждение обмотки статора. Обмотка ротора, активная сталь статора и выводы обмотки статора имеют водородное охлаждение. На валу генератора установлен одноступенчатый аксиальный вентилятор. Генератор может нести 80% номинальной нагрузки при одном отключенном охладителе.

Охлаждение обмотки статора жидкостью выполняется по двум схемам:

двухстержневой, когда жидкость со стороны турбины входит в верхний стержень обмотки. При этом все изолирующие соединения для жидкости расположены со стороны турбины;

одностержневой, при которой жидкость входит с одной стороны машины и выходит с другой.

В табл. 7-1 представлены допустимые температуры элементов машины в нормальной эксплуатации при разных конструктивных исполнениях машины.

Разница между температурой выходящей воды и максимальной температурой меди обмотки при охлаждении обмотки водой не превышает  $0.5^{\circ}\text{C}$ , поэтому максимальная температура меди в этом случае существенно ниже  $100^{\circ}\text{C}$  (фирма применяет обмотку, в которой используются только пустотелые проводники, в отличие от отечественной практики, где большая часть проводников выполнена сплошными).

Максимальная температура меди обмотки статора, охлаждаемой

**Предельно допустимые температуры в турбогенераторах  
фирмы «Дженерал Электрик» (США)**

Элементы турбогенераторов и охлаждающая среда	Температура, °С
Холодный газ . . . . .	45—50
Статорная обмотка при водяном охлаждении:	
на входе . . . . .	45—50
на выходе . . . . .	100
Статорная обмотка при масляном охлаждении:	
на входе . . . . .	45—50
на меди обмотки в самой горячей точке . . . . .	100
Соединительные шины и выводы статорной обмотки:	
без непосредственного охлаждения (в самой горячей точке)	125
с непосредственным масляным охлаждением (в самой горячей точке) . . . . .	100
с непосредственным водяным охлаждением (в самой горячей точке) . . . . .	100
головки лобовых частей статорной обмотки (в самой горячей точке) . . . . .	110
Обмотка ротора:	
на меди в самой горячей точке . . . . .	130
средняя по сопротивлению . . . . .	110

маслом, 100° С в самой горячей точке со стороны выхода масла соответствует температуре выходящего масла 85—95° С в зависимости от выбранной геометрии проводников. Этот предел установлен с целью предупреждения быстрого старения масла.

Для всех сплошных медных соединений и выводов установлена максимальная температура на меди 125° С. Эта величина обеспечивает достаточно длительный срок жизни основной изоляции. При масляном охлаждении соединений и выводов по аналогичным соображениям установлена предельная температура в 100° С, и при непосредственном водяном охлаждении температура выбрана ниже 100° С.

Максимальная температура на головках обмотки статора 110° С выбрана в основном по механическим соображениям — во избежание механических напряжений при тепловых расширениях на гидравлических соединениях. В результате выбора такой сравнительно низкой температуры тепловые расширения изоляции в этих местах невелики.

Предельная температура в самой горячей точке на меди обмотки ротора выбрана для обеспечения достаточно длительного срока жизни пазовой изоляции ротора класса В. При температуре входящего газа 45—50° С отношение максимальной температуры на меди обмотки ротора к средней температуре составляет 1.30—1.33, что дает среднюю температуру обмотки ротора 110° С при температуре в самой горячей точке 130° С.

По отечественному стандарту на турбогенераторы температура входящего газа установлена  $40^{\circ}\text{C}$  вместо  $45\text{--}50^{\circ}\text{C}$  в американской практике. Это значит, что для снижения температур в машине советские специалисты считают необходимым применять газоохладители больших размеров с тем, чтобы получить температуры в машине на  $5\text{--}10^{\circ}\text{C}$  ниже, чем в американских машинах.

При переходе на повышенное давление водорода в турбогенераторах американские инженеры, видимо, сохранили те же размеры охладителей, что и при низком давлении, поэтому перепады температур на охладителях оказались существенно большими. В советской практике предельный перепад на охладителе составляет  $7^{\circ}\text{C}$  при максимально допустимой температуре охлаждающей воды в охладителе  $33^{\circ}\text{C}$ , в то время как в американской практике допускается перепад температур в охладителе до  $12\text{--}17^{\circ}\text{C}$  при температуре выходящей воды в охладителе  $33^{\circ}\text{C}$ . Не исключено, что в американской практике допускается более высокая температура охлаждающей воды для охладителей, что снижает требования к соответствующим устройствам для охлаждения воды.

Температура воды, охлаждающей машину, по техническим условиям на отечественные турбогенераторы с непосредственным водяным охлаждением составляет  $33\text{--}50^{\circ}\text{C}$  против  $45\text{--}50^{\circ}\text{C}$  по американским. Требуется дальнейшее изучение американской нормы ( $45\text{--}50^{\circ}\text{C}$ ), которая, наряду с другими соображениями, исходит из необходимости предупреждения чрезмерной хрупкости изоляции при слишком холодной входящей воде.

Предельно допустимые температуры *обмотки статора* по заложенным термоиндикаторам составляют, согласно ГОСТу,  $105^{\circ}\text{C}$  для машин с косвенным охлаждением обмотки статора и  $95\text{--}105^{\circ}\text{C}$  — с непосредственным охлаждением обмотки статора (табл. 7-2).

Следует, однако, иметь в виду, что термоиндикаторы, отделенные от меди слоем корпусной изоляции, мало характеризуют нагрев обмотки.

В отечественной практике для генераторов мощностью 150 Мвт и выше с непосредственным охлаждением обмотки статора по техническим условиям на поставку приняты допустимые температуры воды и газа на выходе  $90\text{--}95^{\circ}\text{C}$ , что принципиально не отличается от американской практики.

По *температуре ротора* в отечественных технических условиях на поставку машин с непосредственным охлаждением нормируется только средняя температура по сопротивлению  $110^{\circ}\text{C}$ , что не отличается от американских технических норм. Максимальная температура на меди обмотки, оговоренная американскими техническими условиями, в советских не нормируется, поскольку измерение такой температуры крайне затруднительно. По тем же причинам советскими техническими условиями не нормируется и предельная температура на меди обмотки статора.

Нормы перегрева элементов турбогенераторов

Элементы турбогенераторов и охлаждающая среда	Температура (°C) при измерении методом					
	сопротивления	заложённых термометров сопротивления между катушками в пазу, на дне паза и под клин	термометра	сопротивления	заложённых термометров сопротивления между катушками в пазу, на дне паза и под клин	термометра
	Класс В			Класс F		
Температура выходящей охлаждающей жидкости для обмоток статора, ротора и сердечника статора	—	—	85	—	—	85
Температура выходящего охлаждающего газа из обмотки статора	—	—	95	—	—	130
Обмотка статора:						
при косвенном охлаждении	—	105	—	—	140	—
при непосредственном охлаждении:						
газом	—	105	—	—	140	—
жидкостью	—	105	—	—	140	—
Обмотка ротора:						
при косвенном охлаждении	130	—	—	145	—	—
при непосредственном охлаждении:						
с выпуском не более чем в 2 зонах	100	—	—	115	—	—
с выпуском в 3—5 зонах	105	—	—	120	—	—
с выпуском в 6—7 зонах	110	—	—	125	—	—
с выпуском в 8 зонах и более по длине ротора	115	—	—	130	—	—
Сердечник статора	—	105	—	—	140	—

Примечание. 1. При использовании для обмоток турбогенератора с изоляцией класса В процентных составов с температурой размягчения (по ГОСТу 2400-51) 130 °C и выше указанные в табл. 7-2 пределы допустимых температур обмотки статора, активной стали и температуры выходящего охлаждающего газа из обмотки статора должны быть повышены на 15 °C.

2. Допустимая температура обмотки ротора, измеренная методом сопротивления, при непосредственном охлаждении жидкостью указывается в инструкции по эксплуатации турбогенераторов.

3. Вентиляция ротора при непосредственном охлаждении обмотки газом характеризуется числом радиальных зон выхода газа по всей длине ротора. Зоны выхода охлаждающего газа из обмотки лобовых частей с одной стороны ротора учитывают как одну зону. Общие зоны выхода охлаждающей среды двух аксиальных противоположно направленных потоков рассматривают как две зоны.

Результаты тепловых испытаний [7-1]. Фирмой «Дженерал Электрик» были проведены расчетные и экспериментальные исследования максимальных температур в обмотке статора на разных турбогенераторах в режиме короткого замыкания при работе на водороде. Представляет интерес наличие сравнительно больших тепловых запасов по максимальным температурам в обмотке статора в режиме к. з. с номинальным током статора, особенно в генераторах с водяным охлаждением обмотки статора.

Температура жидкости на выходе из обмотки статора измерялась с помощью постоянно заложённых термопар в изолирующих соединениях со стороны нейтрали, а также с помощью термоиндикаторов, заложённых в трубопроводы вне корпуса генератора. При двухстержневой схеме охлаждения термопары измеряют максимальную температуру в обмотке, при одностержневой схеме — среднюю температуру верхнего и нижнего стержней. Температура на меди обмотки статора измеряется с помощью термопар, расположенных на меди обмотки статора, вблизи нейтрали. В табл. 7-3 представлены типичные значения температур обмотки статора для различных турбогенераторов.

Таблица 7-3

Типичные значения температур обмотки статора

Мощность турбогенератора, Мва	Температура охлаждающей жидкости на выходе, °С	Температура наиболее нагретой точки на меди, °С	
		опыт	расчет
Масляное охлаждение			
260	80.0	83.0	83.8
265	80.9	85.0	84.7
277	82.2	—	89.8
332	88.8	—	98.8
384	77.3	—	93.8
Водяное охлаждение			
265	57.0	—	57.4
332	57.8	—	58.3
442	69.5	—	58.3
527	63.1	—	63.7

Расчетные температуры, указанные в табл. 7-3, в наиболее горячей точке на меди обмотки статора получены на основании опытных значений температуры выходящей жидкости. Так, у турбогенератора мощностью 260 Мва, имеющего масляное охлаждение обмотки статора, перегрев в верхнем стержне по отношению к тем-

пературе входящего масла составляет от 6 до 31° по длине, в нижнем стержне — от 31 до 38°С.

В турбогенераторе мощностью 442 Мва, имеющем непосредственное водяное охлаждение обмотки статора, перегрев нижнего стержня составляет от 0 до 15° по отношению к температуре входящей воды, верхнего стержня — от 15 до 25° С.

Температуры в соединениях статорной обмотки, головках лобовых частей и выводах измерялись с помощью внутренних термопар, заложенных под корпусной изоляцией на меди в районе нейтрали. Типичные результаты представлены в табл. 7-4 для номинального тока статора и номинального расхода охлаждающей жидкости при давлении водорода 2 ати.

Таблица 7-4

Температуры соединений статорной обмотки турбогенераторов

Элементы турбогенераторов и охлаждающая среда	Мощность турбогенератора, Мва	Температура в горячей точке на меди, °С
Соединительные шины:		
сплошные . . . . .	224	91.5
с масляным охлаждением . . . . .	221	72.2
с водяным охлаждением . . . . .	260	74.0
с водяным охлаждением . . . . .	527	61.3
Головки лобовых частей:		
с масляным охлаждением . . . . .	221	85.0
с масляным охлаждением . . . . .	291	91.5
с водяным охлаждением . . . . .	355	75.0

## § 2. Работа синхронной машины при коэффициенте мощности, отличном от номинального

Работа генератора в режиме синхронного компенсатора. В некоторых энергосистемах гидрогенераторы и турбогенераторы для компенсации реактивной мощности работают в режимах синхронных компенсаторов.

Так, в паводковый период гидростанции переводятся в базовую часть графика нагрузки и работают с полной мощностью в течение длительного времени. Паротурбинные агрегаты (в первую очередь малоэкономичные) работают с частичной нагрузкой, либо останавливаются в резерв. Это создает условия для перевода ряда турбогенераторов в режим синхронного компенсатора с целью покрытия реактивной нагрузки.

При таком переходе турбина либо отсоединяется от генератора, либо переводится в так называемый «беспаровой» режим, что относится главным образом к турбинам небольшой мощности [7-2].

Ток статора генератора, работающего в режиме синхронного компенсатора, должен быть снижен до такой величины, при кото-

рой ток ротора будет равен номинальному току возбуждения. Расчет допустимого тока статора может быть проведен по диаграмме Потье.

Практически для генераторов с номинальным коэффициентом 0.8—0.9 ток статора должен быть снижен на 20—25% по сравнению с номинальным. Вследствие увеличения внутренней эдс и магнитного потока возрастает насыщение, потери в стали и в конструктивных элементах. Поэтому потери на единицу реактивной мощности в генераторах, работающих в таком режиме, зачастую выше, чем в синхронных компенсаторах. Ввиду этого целесообразность использования генераторов в режимах синхронных компенсаторов должна обосновываться экономическими расчетами.

Работа синхронных машин с недо возбуждением. В связи с развитием высоковольтных линий (особенно, при напряжениях 500 и 330 кВ) в некоторых случаях в энергосистемах

возникает необходимость поглощения избыточной реактивной мощности, генерируемой этими линиями в периоды провала нагрузки.

При отсутствии реакторов поглощение реактивной мощности производится генераторами, переводимыми в режим недо возбуждения. Работа генераторов в режиме недо возбуждения связана с понижением запаса статической устойчивости ввиду понижения внутренней эдс. Кроме того, значительно увеличиваются потери и нагрев в торцовых частях статора турбогенератора [5-4].

Рассмотрим взаимодействие полей статора и ротора в зоне лобовых частей обмотки статора [7-14÷7-17]. При рассмотрении потоков в зоне лобовых частей в качестве исходной примем диаграмму мдс активной части статора.

На рис. 7-1 вектор  $AC$  изображает мдс ротора, вектор  $BC$  — мдс статора, а вектор  $AB$  — результирующую мдс в активной части машины. Мдс обмотки статора и соответствующий ей поток пропорциональны току статора, поэтому окружность с радиусом  $BC$  является геометрическим местом одинаковых токов, мдс и потока обмотки статора в зоне лобовых частей. С этим потоком геометрически складываем вектор потока в зоне лобовых частей, создаваемый током ротора. Однако вследствие геометрических особенностей зоны лобовых частей (удаленность, отгиб лобовых частей статора и других особенностей) с потоком обмотки статора

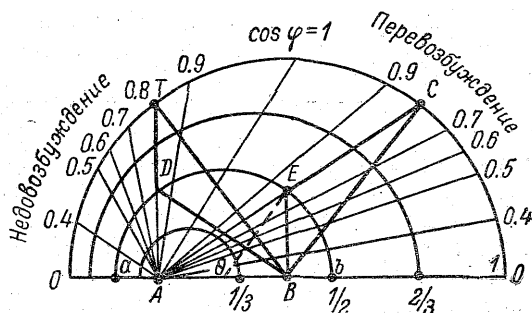


Рис. 7-1. Диаграмма мдс в зоне лобовых частей турбогенератора.

складываем не весь поток ротора в зоне лобовых частей, пропорциональный  $AC$ , а только часть его  $EC = AC k$ . На рис. 7-1 проведено построение для значения  $k = 1/2$ . Результирующий поток в зоне лобовых частей изображается вектором  $BE$  в режиме перевозбуждения.

При  $\cos \varphi = 0$  в режиме перевозбуждения поток, создаваемый ротором в зоне лобовых частей статора, будет изображен вектором  $bo$ , составляющим половину вектора  $Abo$  при  $k = 1/2$ . При  $\cos \varphi = 0$  в режиме недозавозбуждения поток ротора в зоне лобовых частей будет изображен вектором  $oa$ , равным половине отрезка  $Aao$  при коэффициенте  $1/2$ . Середина отрезка  $ab$  представляет собой центр окружности, являющейся геометрическим местом конца вектора результирующего потока в зоне лобовых частей для  $k = 1/2$ .

Результирующий поток в зоне лобовых частей определится как вектор, проведенный из  $B$  в точку пересечения окружности с вектором  $bo$ , соответствующим мдс ротора в данном режиме. На рис. 7-1 проведены также окружности для  $k = 1/3$  и  $k = 2/3$ . Результирующий поток в зоне лобовых частей  $\Phi_1$  для  $\cos \varphi = 0.8$  в режиме недозавозбуждения определится как вектор, проведенный из  $B$  в точку  $D$  пересечения этой окружности с вектором  $AT$ , соответствующим мдс ротора в данном режиме.

Из рис. 7-1 видно, что результирующий поток в зоне лобовых частей существенно возрастает при переходе от режима перевозбуждения к режиму недозавозбуждения, хотя при этом и снижается мдс ротора.

Крайним случаем режима недозавозбуждения является индуктивный режим синхронного компенсатора. В этом случае синхронный компенсатор выступает как реактор, однако потребляемая мощность будет значительно ниже номинальной мощности компенсатора.

Действительно, если в общем выражении для реактивной мощности

$$Q = \frac{E_d e}{x_d} \cos \theta - \frac{e^2 x_d + x_q}{2 x_d x_q} + \frac{e^2 x_d - x_q}{2 x_d x_q} \cos 2\theta$$

принять  $E_d = 0$  и  $\theta = 0$ , то потребляемая реактивная мощность достигает величины  $\frac{e^2}{x_d}$  при токе, равном  $\frac{e}{x_d}$ . Практически  $x_d = 1.3 - 2.0$ .

Для повышения мощности можно подать возбуждение обратного знака, однако режим при этом получается недостаточно устойчивый. Для обеспечения устойчивости требуются специальные мероприятия [7-9, 7-10].

Заводская инструкция по эксплуатации турбогенератора типа ТВВ-200-2 мощностью 200 Мвт предусматривает следующие допустимые величины кажущейся мощности в режимах с различным  $\cos \varphi$  (табл. 7-5).



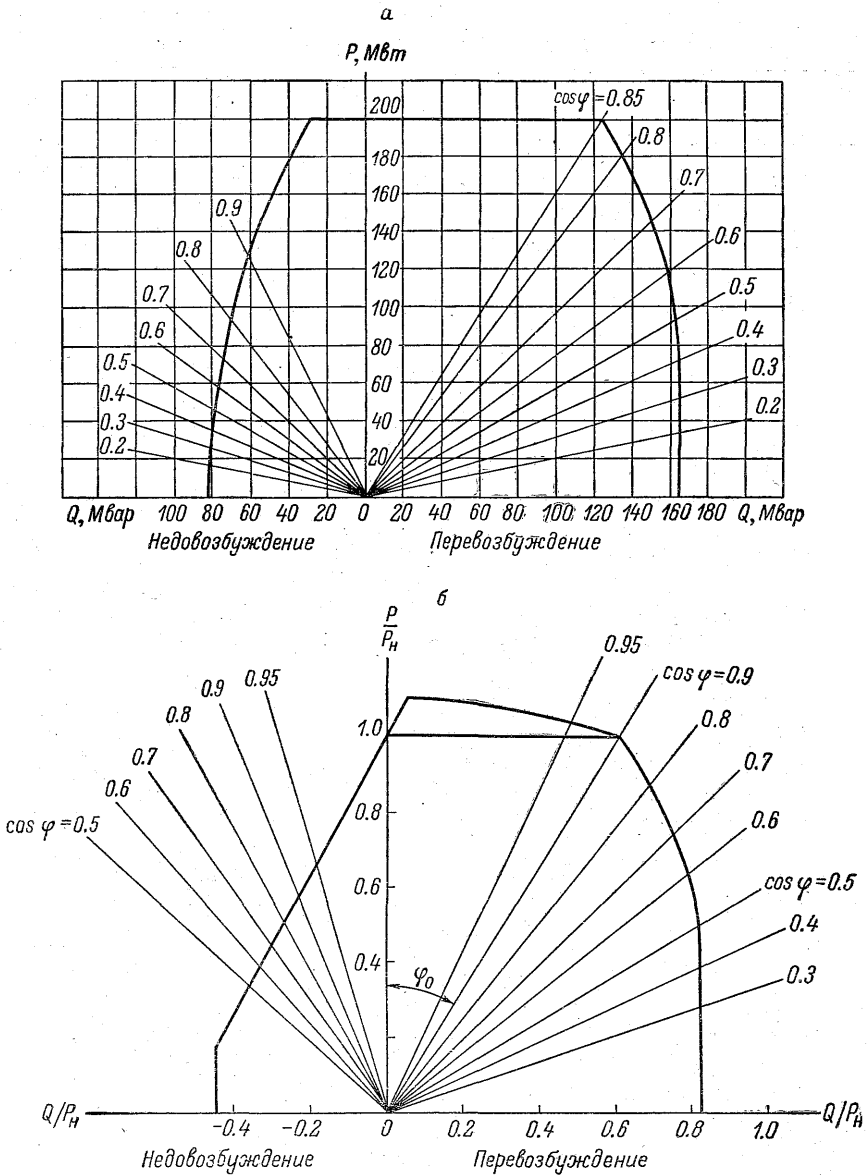


Рис. 7-2. Допустимая активная и реактивная мощность в зависимости от коэффициента мощности.

а — для турбогенератора мощностью 200 Мвт; б — по [7-18].

Допустимая полная мощность в зависимости от  $\cos \varphi$ 

$\cos \varphi$ (перевозбуждение)	1.0	0.9	0.85 *	0.8	0.7	0.6	0.5	0.4	0.3	0.2	0.1	0.0
Полная мощность в долях от номинальной . .	1.00	1.00	1.00	0.95	0.88	0.84	0.8	0.76	0.71	0.7	0.7	0.7

Примечание. При  $\cos \varphi = 0.85$  — номинальный режим.

На рис. 7-2 представлена допустимая активная и реактивная мощности турбогенератора при разных коэффициентах мощности, по отечественным и японским данным [7-18].

### § 3. Режим отклонения по частоте

При работе синхронных машин по отечественному стандарту допускается отклонение по частоте в пределах  $\pm 5\%$ .

Для крупных турбогенераторов длительная работа при пониженной частоте в ряде случаев весьма нежелательна по следующим соображениям.

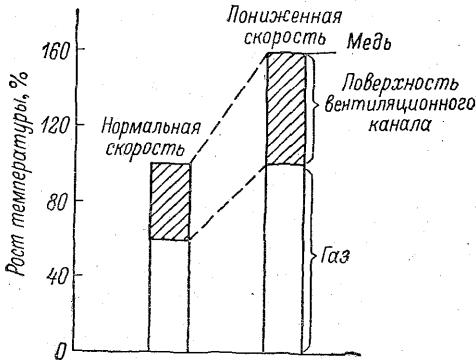


Рис. 7-3. Изменение перегрева обмотки ротора при понижении скорости вращения.

1. Сетка резонансных частот для лопаток турбины, учитывая возможность осевых, тангенциальных и торсионных колебаний, является весьма густой, если учесть нежелательность совпадения частот приложенных усилий с собственными частотами, а также с высшими гармоническими от собственных частот. Работа при скорости вращения, существенно отличающейся от номинальной, становится весьма нежелательной.

2. Динамический коэффициент передачи вращающего момента на валопровод турбины при внезапных к. з. и других аномальных режимах сильно зависит от соотношения частот вынужденных колебаний вращающего момента в переходном режиме и собственных частот крутильных колебаний валопровода по первой, второй и третьей форме.

При изменении скорости вращения этот коэффициент может существенно изменяться в сторону увеличения, создавая большую опасность для валопровода в случае возникновения аномального переходного процесса.

3. Для турбогенераторов с непосредственным водородным охлаждением обмотки ротора работа при пониженной частоте может приводить к существенному повышению перегревов обмотки ротора. На рис. 7-3 представлено сопоставление перегревов в роторе при номинальной и пониженной на 5% скорости вращения ротора. По данным фирмы Вестингауз [7-13], предлагается ограничить допустимое длительное снижение частоты пределом 2.5% и кратковременное снижение частоты (не более 10 мин.) — пределом 5%. При этом на 1% снижения частоты нагрузка должна быть снижена на 1<sup>1</sup>/<sub>2</sub>%.

4. Для турбогенераторов работа при повышенной частоте нежелательна из-за снижения запасов по механической прочности и снижения запаса по разъединительной скорости роторного бандажа.

#### § 4. Кратковременные перегрузки по току статора

В условиях эксплуатации генератор может подвергаться воздействию кратковременных симметричных перегрузок по току статора. Устанавливаемая длительность такого режима связана с нагревом обмотки и оказывает влияние на требования к быстрдействию защиты и выключателей, а также определяет общую схему переключений в энергосистеме при аварийном режиме.

В связи с этим большое внимание уделяется изучению процессов нагрева статорной обмотки при кратковременных перегрузках.

Перегрев обмотки  $\vartheta_{Cu}$  при кратковременной перегрузке рассчитывается по формуле для адиабатического нагрева меди

$$\vartheta_{Cu} = \vartheta_{Cuнач} + \frac{j^2 \rho t}{c_{Cu}}. \quad (7.1)$$

Формула (7.1) дает несколько завышенные результаты и не учитывает нагрева воды в каналах и отвода тепла.

Более полная формула, учитывающая влияние охлаждающей среды, но не учитывающая аксиальное перетекание тепла по меди и отвод тепла через изоляцию, может быть получена путем анализа теплового баланса для элемента проводника и элемента охлаждающей жидкости.

Уравнение нагрева охлаждающей среды

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial x} u + \frac{\partial \vartheta}{\partial t} = \frac{\alpha \Pi_T}{c_b s_{к}} (\vartheta_{Cu} - \vartheta). \quad (7.2)$$

## Уравнение нагрева меди

$$c_{\text{Cu}} s_{\text{Cu}} \frac{\partial \vartheta_{\text{Cu}}}{\partial t} + \alpha \Pi_{\text{T}} \vartheta_{\text{Cu}} - j^2 \rho s_{\text{Cu}} k_{\text{д}} = \alpha \Pi_{\text{T}} \vartheta. \quad (7.3)$$

Здесь  $\vartheta$  — перегрев жидкости в канале;  $\vartheta_{\text{Cu}}$  — перегрев меди;  $x$  — координата по длине стержня от входа охлаждающей жидкости;  $u$  — скорость движения жидкости в канале;  $\alpha$  — коэффициент теплоотдачи с поверхности канала;  $\Pi_{\text{T}}$  — теплоотдающий периметр канала;  $c_b$  — коэффициент теплоемкости охлаждающей жидкости;  $s_{\text{к}}$  — сечение канала;  $c_{\text{Cu}}$  — коэффициент теплоемкости меди;  $s_{\text{Cu}}$  — площадь сечения меди проводника;  $j$  — плотность тока в проводнике;  $\rho$  — удельное сопротивление меди;  $k_{\text{д}}$  — коэффициент добавочных потерь;  $l$  — длина от входа до выхода воды.

Пусть плотность тока в трубчатой обмотке скачком изменится от  $j_{\text{н}}$  до  $j_{\text{н}} k_j$ .

Решение уравнения (7.3) дает выражение для температуры меди

$$\vartheta_{\text{Cu}} = \vartheta_{\text{CuK}} \left( 1 - \varepsilon^{-\frac{t}{T_c}} \right) + \vartheta_{\text{CuH}} \varepsilon^{-\frac{t}{T_c}}. \quad (7.4)$$

Здесь

$$\vartheta_{\text{CuH}} = j_{\text{н}}^2 \rho s_{\text{Cu}} k_{\text{д}} \left( \frac{x}{c_b u s_{\text{к}}} + \frac{1}{\alpha \Pi_{\text{T}}} \right) \quad (7.5)$$

— температура нормального установившегося режима;

$$\vartheta_{\text{CuK}} = j_{\text{н}}^2 \rho s_{\text{Cu}} k_{\text{д}} k_j^2 \left( \frac{x}{c_b u s_{\text{к}}} + \frac{1}{\alpha \Pi_{\text{T}}} \right) \quad (7.6)$$

— установившаяся температура при увеличении плотности тока в  $k_j$  раз;

$$T_c \approx \frac{c_{\text{Cu}} s_{\text{Cu}}}{\alpha \Pi_{\text{T}}} \left[ 1 + \frac{c_b s_{\text{к}}}{c_{\text{Cu}} s_{\text{Cu}}} + \frac{(c_{\text{Cu}} s_{\text{Cu}} + c_b s_{\text{к}}) \alpha \Pi_{\text{T}} l}{c_{\text{Cu}} s_{\text{Cu}} c_b u s_{\text{к}}} \right] \quad (7.7)$$

— тепловая постоянная времени.

В связи с этим рассмотрим результаты расчетов режимов такого рода, приведенные в технической литературе для ряда крупных генераторов со скоростью вращения 3600 и 1800 об./мин [7-1].

Были проведены расчеты нагрева обмотки статора, имеющей жидкостное охлаждение, при кратковременных перегрузках. Один генератор имел мощность 473 Мва, избыточное давление водорода 3 ати и одностержневую схему протекания охлаждающего масла в обмотке статора; другой генератор имел мощность 527 Мва, избыточное давление водорода в 3 ати и двухстержневую схему водяного охлаждения обмотки статора.

Наиболее нагретые точки обмотки статора имели место около головок лобовых частей на выходе охлаждающей жидкости.

В турбогенераторе мощностью 473 Мва с одностержневой схемой охлаждения маслом наибольшая температура была измерена на выходе из верхнего слоя стержней. В турбогенераторе мощностью 527 Мва с двухстержневой схемой охлаждения максимальная температура наблюдалась на выходе из нижнего слоя стержней.

В турбогенераторе мощностью 473 Мва при токе 2.26 от номинального температура повышается с 99 до 125°C за 10 сек., при токе 1.3 от номинального температура повышается с 99 до 104°C за 10 сек., 111°C — 30 сек., 121°C — 60 сек. В турбогенераторе мощностью 527 Мва при токе 2.26 от номинального температура повышается с 81 до 98°C за 10 сек., при токе 1.3 от номинального температура повышается с 81 до 84°C за 10 сек., 89.5°C — 30 сек., 94°C — 60 сек. Указанные данные соответствуют номинальному расходу охлаждающейся жидкости.

Если жидкостное охлаждение обмотки статора прекращается, то расчетные температуры в указанных генераторах будут иметь следующие значения (табл. 7-6).

К отрицательным факторам, связанным с кратковременными перегрузками по статору, относятся:

тепловое старение изоляции обмотки, вызванное повышенными температурами;

механические повреждения изоляции, связанные с тепловыми расширениями обмотки вследствие разных коэффициентов теплового расширения меди и изоляции и больших разниц этих температур в переходных тепловых процессах;

влияние повышенной температуры на охлаждающую жидкость, в частности, возможность образования кипящей воды при повышенных температурах, тепловое старение масла в статорах, охлаждаемых маслом.

Статорная обмотка турбогенератора имеет высоковольтную синтетическую изоляцию. Эта изоляция представляет собой стекломикаленту на термореактивной эпоксидной смоле. Она выдерживает ограниченное число раз повышение температуры до 150°C без заметного старения, поэтому при указанных в табл. 7-6 перегрузках и длительности перегрузок заметное старение изоляции не наблюдается.

Таблица 7-6  
Расчетные температуры в горячих точках обмоток статоров турбогенераторов при прекращении жидкостного охлаждения

Мощность турбогенератора, Мва	Ток статора, % от номинального	Температура, °С	
		время, сек.	
		10	30
473	226	130	—
	154	—	143
527	226	100	—
	154	—	108

Что касается тепловых перепадов и различных коэффициентов расширения, то быстрые нагревы могут приводить к механическим нарушениям в изоляции из-за тепловых расширений с последующим повышением внутреннего местного коронирования и к сокращению срока жизни изоляции. Тепловые испытания, проведенные на стержнях, имеющих синтетическую изоляцию, показали удовлетворительную работу такой изоляции при ограниченном количестве циклов нагрева с повышением температуры до 140° С.

Как видно из приведенных выше данных, при кратковременных перегрузках могут иметь место температуры, соответствующие кипению охлаждающей воды в обмотках статора с непосредственным охлаждением. Специальные исследования для создания условий кипения воды в стержнях обмотки статоров, охлаждаемых водой, и анализ скорости образования пара показывают, что при температурах, указанных в табл. 7-6, особой опасности для машины при образовании пара не возникает.

Поведение других токопроводящих элементов обмотки, не имеющих непосредственного охлаждения (соединительные шины, головки лобовых частей и др.), при кратковременных перегрузках по току статора, несмотря на повышенную стационарную температуру этих частей, обычно не вызывает опасений, так как эти элементы, как правило, имеют пониженную плотность тока по сравнению с основными частями и поэтому меньшую скорость нарастания температуры при кратковременных перегрузках. Указанные соображения и опытные данные позволили установить в американской практике допустимую кратковременную перегрузку по току статора 130% от номинального тока в течение 1 мин.

В соответствии с отечественными нормами для генераторов мощностью до 100 Мвт допускается полуторная перегрузка по току статора в течение 2 мин.

В табл. 7-7 показана зависимость допустимого тока перегрузки от времени перегрузки для отечественного турбогенератора ТВВ-300-2 по заводской инструкции.

Т а б л и ц а 7-7

Допустимые кратковременные перегрузки по току статора

Время, мин.	1	2	3	4	5	6	15	60
Перегрузка $I/I_n$	1.5	1.4	1.35	1.3	1.25	1.2	1.15	1.1

В генераторах с непосредственным водяным или водородным охлаждением мощностью 150 Мвт и выше по отечественному

стандарту допускается полуторная перегрузка по току в течение 1 мин.; максимально допустимая плотность тока при кратковременном перегреве в  $12^{\circ}\text{C}$  при непосредственном охлаждении обмотки составит  $5.3\text{ а/мм}^2$ . Если исходить из максимального кратковременного перегрева в  $12^{\circ}\text{C}$ , то для турбогенераторов 100 Мвт с косвенным охлаждением обмотки статора это соответствует максимально допустимой плотности тока  $3.7\text{ а/мм}^2$ . В турбогенераторе мощностью 50 Мвт с косвенным охлаждением обмотки статора при полуторной перегрузке по току статора в течение 2 мин. имеет место перегрев на  $15^{\circ}\text{C}$  при максимально допустимой плотности тока  $4.2\text{ а/мм}^2$ .

Советские специалисты при эксплуатации крупных отечественных генераторов с непосредственным охлаждением обмоток статора идут на сравнительно большие допустимые перегревы (перегрузка 50% в течение 1 мин. вместо 30% в течение 1 мин. в практике США).

Практически современные генераторы с непосредственным охлаждением обмотки выдерживают 3-фазное короткое замыкание из режима номинальной нагрузки в течение примерно 30 сек. и 2-фазное к. з. — 10 сек. по условию допустимого нагрева статорной обмотки (табл. 7-8).

При нарушениях режимов в энергосистеме, связанных с посадкой напряжения, турбина сохраняет свою мощность, что приводит к повышению тока статора. В этом случае, обычно, действует форсировка возбуждения, приводящая к дальнейшему повышению тока статора  $I$  в долях от номинального и реактивной мощности генератора  $Q$  в долях от мощности генератора (Мва) для разных потолков возбуждения при условии работы турбины с максимальной мощностью [7-1].

Поскольку потолочные напряжения для большинства американских систем возбуждения составляют 150%, то при серьезных нарушениях режимов в системе (см. табл. 7-9) ток статора находится в пределах 185% от номинального. Более вероятно, что при нарушениях в системе напряжение генератора снижается до значения между 90 и 100% и ток статора не превышает 175% от номинального.

Используя эти данные, можно оценить допустимую длительность нарушений режимов в энергосистеме исходя из допустимых предельных нагрузок статора и ротора (см. табл. 7-10).

Таблица 7-8

Установившиеся значения токов короткого замыкания для генераторов с непосредственным охлаждением обмоток, д.е.

Режим возбуждения	3-фазное к. з.	2-фазное к. з.
Номинальное возбуждение	1.5	2.3
Потолочное напряжение возбуждения 150 % . . . . .	2.3	3.4

Работа генераторов при симметричных нарушениях режимов, связанных с посадкой напряжения

Генераторное напряжение, д. е.	Потолок возбуждения, %					
	125		150		175	
	ток и реактивная мощность, д. е.					
	I	Q	I	Q	I	Q
1.0	1.30	0.95	1.65	1.40	1.85	1.65
0.9	1.35	0.85	1.75	1.30	1.95	1.50
0.8	1.40	0.75	1.80	1.15	2.00	1.35
0.7	1.50	0.60	1.85	1.00	2.10	1.20

Таблица 7-10

Допустимая предельная длительность для симметричных нарушений режима

Напряже-ние гене-ратора, д. е.	Потолок возбуждения в % от номинального напряжения возбуждения					
	125		150		175	
	длительность, сек., по условиям предельного нагрева					
	статора	ротора	статора	ротора	статора	ротора
1.0	60	60	24	27	17	17
0.9	52	60	21	27	16	17
0.8	44	60	18	27	14	17
0.7	33	60	17	27	12	17

Как видно из данных, представленных в табл. 7-10, предельно допустимые длительности нарушений режимов для реальных условий в системе, в которой генераторное напряжение оказывается в пределах от 90 до 100% от номинального, по условиям нагрева статора и ротора практически равны. При этом следует иметь в виду, что допустимая длительность нарушений режима в энергосистеме определяется не только предельным нагревом обмоток статора и ротора, но и условиями сохранения устойчивости после ликвидации нарушения в энергосистеме.

На рис. 7-4 представлено предельный случай, когда замыкание в системе было отключено через 15 периодов после его начала. Напряжение генератора восстановилось до нормального в течение 4—5 сек. К этому моменту напряжение возбуждения было нормальным. Повышение тока статора и ротора наблюдалось в тече-



ние менее 5 сек. Эта длительность существенно меньше, чем предусмотренные ТУ и указанные в таблицах.

В общем случае разница между фактическим и номинальным генераторным напряжением вызовет форсировку возбуждения

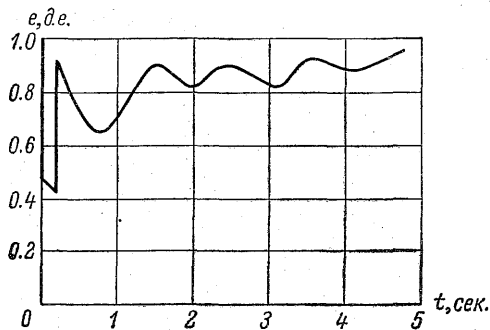


Рис. 7-4. Изменение напряжения генератора при к. з. в системе и после отключения к. з.

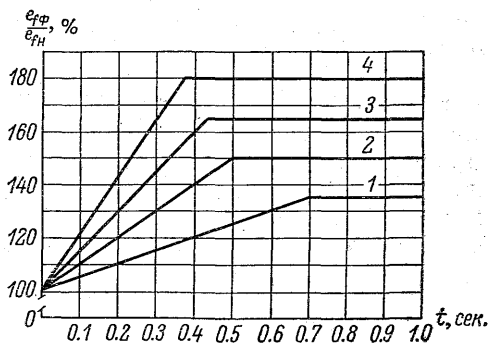


Рис. 7-5. Связь между потолком и скоростью нарастания напряжения возбуждения  $k_{\phi}$ , д. е./сек.

1 —  $k_{\phi} = 0.5$ ; 2 — 1.0; 3 — 1.5; 4 — 2.0.

до потолка. Действительное значение форсировочного напряжения будет зависеть от скорости нарастания напряжения возбуждения.

На рис. 7-5 представлена ориентировочно связь между потолком возбуждения и скоростью нарастания возбуждения. Для получения скорости нарастания напряжения возбуждения, равной 2 д. е./сек., по американскому стандарту требуется потолочное напряжение порядка 180% от номинального.

## ГЛАВА 8

### РАБОТА СИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ ПРИ НАБРОСЕ И СБРОСЕ НАГРУЗКИ, А ТАКЖЕ ПРИ ПУЛЬСИРУЮЩЕЙ НАГРУЗКЕ

В связи с применением синхронных двигателей в приводах с переменной нагрузкой (прокатные станы, компрессоры) возникает вопрос о поведении двигателя при набросе нагрузки, в частности, требуется определить, какие толчки тока и вращающего момента возникают при этом в двигателе.

Наиболее точное решение уравнений Парка—Горева с учетом активных сопротивлений и аperiodических составляющих потоко-сцеплений обмотки статора получается при использовании цифровых вычислительных машин [8-11; 8-13]. При этом получаем изменения во времени величин, характеризующих поведение двигателя, одним из известных численных методов (Эйлера, Адамса, Рунге-Кутты).

Для ответа на вопрос о допустимой величине наброса нагрузки и о предельной длительности приложения нагрузки, при которой сохраняется устойчивость работы двигателя, может быть применен метод, предложенный А. А. Янко-Триницким [0-7]. В этом методе использована качественная теория дифференциальных уравнений, в частности теория устойчивости движения, разработанная Ляпуновым. Указанный метод анализа работы синхронных двигателей при резкопеременных нагрузках, помимо оценки устойчивости, дает возможность решить дополнительно следующие задачи:

найти максимально возможные возмущения величин, описывающих переходный процесс;

приближенно рассчитать сам переходный процесс.

Анализ ведется с помощью функции Ляпунова для системы уравнений, описывающих электромеханический процесс. Построение следов поверхностей  $V = \text{const}$ ,  $\psi = \text{const}$ , где  $V$  — функция Ляпунова,  $\psi$  — функция потока в плоскости  $\Delta\theta$ ,  $\Delta i$ , дает возможность выделить области устойчивости с учетом нелинейности уравнений.

Автор [0-7] приводит способы учета влияния демпферных обмоток, нелинейности характеристики холостого хода и регулирования возбуждения по углу  $\theta$  и его производным. Примеры,

разобранные в [0-7], свидетельствуют о сравнительно высокой точности метода расчета.

Недостатком этого графо-аналитического метода анализа переходных процессов синхронных двигателей при резкопеременной нагрузке является значительная трудоемкость, особенно при расчете длительных процессов, так как при этом необходимо графо-аналитически определить последовательно все величины, характеризующие режим работы двигателя в предыдущем интервале времени, не превышающем обычно полупериода колебаний ротора, чтобы перейти к анализу следующего интервала.

В [0-5] подробно изложен метод анализа переходных процессов синхронного двигателя при переменной нагрузке при помощи системы линеаризованных уравнений Парка—Горева. Автором устанавливаются пределы применимости линеаризации для анализа качаний ротора. В качестве критерия приняты следующие факторы, характеризующие степень отклонения действительного колебательного процесса от идеального (малые колебания):

относительная величина высших гармонических в кривой колебания угла ( $\Delta\theta = f(t)$ );

отличие периода действительных колебаний от периода идеальных;

различие в частотных характеристиках синхронизирующего и асинхронного моментов и коэффициентах затухания колебаний.

По данным [0-5], степень отклонения периода действительных колебаний  $T$  от периода малых колебаний  $T_0$ , выражаемая отношением  $T/T_0$ , определяет собой гармонический состав кривой колебаний, т. е. чем ближе это отношение к единице, тем точнее кривая  $\Delta\theta = f(t)$  соответствует решению линеаризованного уравнения. Асинхронный момент и коэффициент затухания также зависят от отношения  $T/T_0$ . При  $\Delta T = \frac{T - T_0}{T_0} 100\% = 5\%$  относи-

тельная погрешность в величинах  $M_{ар}$ ,  $\alpha$ ,  $\eta$  (асинхронного момента, коэффициента затухания и отношения размахов следующих друг за другом колебаний) не превышает допустимых для практических целей пределов.

В результате аналитического исследования нелинейной задачи колебаний синхронной машины в [0-5] было найдено соотношение

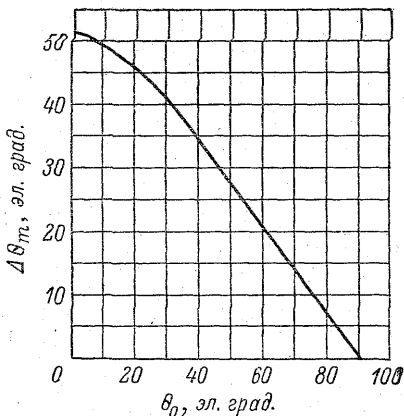


Рис. 8-1. Зависимость предельного отклонения угла  $\Delta\theta_m$  от установившегося значения  $\theta_0$ .

между максимальным отклонением угла  $\Delta\theta_m$  и величиной  $\Delta T$  при различных значениях угла  $\theta_0$ . Определена зависимость предельного отклонения угла  $\Delta\theta_m$  от установившегося значения  $\theta_0$  (рис. 8-4) при условии, что погрешность  $\Delta T$  не превышает 5%.

Таким образом, качания синхронных двигателей при пульсирующей нагрузке, если они не выходят за пределы применимости линеаризации уравнений, предлагается считать как малые качания синхронных машин (см. гл. 6).

Для анализа больших качаний синхронного двигателя, встречающихся на практике, метод, предлагаемый в [0-5], мало применим.

В настоящей главе рассматривается аналитический метод, позволяющий рассчитать качания синхронного двигателя при резкопеременной или пульсирующей нагрузке. При этом величина качаний практически не ограничена.

## § 1. Аналитический метод расчета электромагнитного момента синхронного двигателя при набросе нагрузки

При выводе формул, характеризующих основные закономерности зависимости электромагнитного вращающего момента синхронных двигателей  $M_e$  от рабочего угла  $\theta$ , приняты следующие допущения;

синхронный двигатель подключен к сети бесконечной мощности;

влияние активного сопротивления в цепи статора не учитывается;

приложенное к обмотке возбуждения внешнее напряжение принимается постоянным;

изменение насыщения в переходном процессе не учитывается;

изменение рабочего угла во времени после наброса нагрузки происходит по известному закону; угол совершает колебание с заданной медленно затухающей амплитудой около заданного медленно изменяющегося среднего значения угла;

частота колебаний ротора мала по сравнению с частотой сети, поэтому потокосцепления обмотки статора, выраженные в синхронных осях, можно считать неизменными;

высшие гармонические в выражении угла на протяжении полу периода колебаний угла оказывают незначительное влияние на характер изменения электромагнитного вращающего момента, поэтому при его расчете учитывается влияние только первой гармонической изменения угла в функции времени на протяжении полу периода колебаний угла.

Потокосцепления обмотки статора при набросе нагрузки. Напряжение на зажимах статора

синхронного двигателя при качаниях угла  $\theta$  выражается в собственных осях машины следующим образом:

$$e_s = \varepsilon^{j\left(\theta + \frac{\pi}{2}\right)} = j\varepsilon^{j\theta}, \quad (8.1)$$

где угол  $\theta$  принят положительным для случая режима двигателя.

Потокосцепления статора  $\psi_s$  в случае пренебрежения активным сопротивлением обмотки статора

$$\psi_s = \frac{e_s}{p + j\omega_r}. \quad (8.2)$$

Примем закон изменения угла во времени

$$\theta = \theta_1 - \Delta_0 \cos ht, \quad (8.3)$$

где  $h$  — угловая частота колебаний. Из-за относительно большой механической инерции ротора машины  $h \ll 1$ . Скольжение ротора

$$s = \frac{d\theta}{dt} = \Delta_0 h \sin ht. \quad (8.4)$$

Его значения колеблются с малой амплитудой относительно нулевого значения. Колебания скорости вращения ротора

$$\omega_r = 1 - \Delta_0 h \sin ht. \quad (8.5)$$

происходят также с малой амплитудой относительно среднего значения, равного 1.

Раскроем операторное выражение (8.2) для потокосцеплений. Выражения вида  $\varepsilon^{ja \cos x}$  и  $\varepsilon^{ja \sin x}$  по разложению Гансена [8-6] равны

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon^{ja \cos x} &= J_0(a) + 2 \sum_{\nu=1}^{\infty} \frac{J_{\nu}(a)}{j^{\nu}} \cos \nu x, \\ \varepsilon^{ja \sin x} &= J_0(a) + 2 \sum_{\nu=1}^{\infty} \frac{J_{\nu}(a)}{j^{\nu}} \cos \nu \left( \frac{\pi}{2} - x \right), \end{aligned} \right\} \quad (8.6)$$

где  $J_{\nu}(a)$  — Бесселева функция первого рода порядка  $\nu$  от аргумента  $a$ .

Выражение для потокосцеплений получаем в следующем виде:

$$\begin{aligned} \psi_s &= \varepsilon^{j\theta_1} \left[ \frac{J_0(\Delta_0)}{\omega_r} - \frac{J_1(\Delta_0)}{2j} \left( \frac{-\varepsilon^{jht}}{\omega_r + h} + \frac{\varepsilon^{-jht}}{\omega_r - h} \right) + \right. \\ &\quad \left. + \frac{J_2(\Delta_0)}{2j} \left( \frac{\varepsilon^{j2ht}}{\omega_r + 2h} + \frac{\varepsilon^{-j2ht}}{\omega_r - 2h} \right) - \dots \right] - \\ &= \frac{\varepsilon^{j\theta_1} \varepsilon^{-jt} \varepsilon^{-\alpha at}}{j} \left[ \frac{-J_1(\Delta_0)}{2} \left( \frac{1}{\omega_r + h} + \frac{1}{\omega_r - h} - \frac{2}{\omega_r} \right) + \right. \\ &\quad \left. + \frac{J_2(\Delta_0)}{2} \left( \frac{1}{\omega_r + 2h} + \frac{1}{\omega_r - 2h} - \frac{2}{\omega_r} \right) - \dots \right]. \end{aligned} \quad (8.7)$$

Как следует из (8.7), потокосцепления обмотки статора состоят из двух составляющих: «периодической», имеющей среднюю синхронную скорость, и «апериодической», неподвижной по отношению к статору. При  $h \ll \omega_r$  «апериодическая» составляющая потокосцеплений  $\psi_s$  близка к нулю, так как  $\frac{1}{\omega_r + nh} + \frac{1}{\omega_r - nh} - \frac{2}{\omega_r} \approx 0$ . Затухание «апериодической» составляющей определяется величиной активного сопротивления обмотки статора и учитывается введением коэффициента  $e^{-\alpha t}$  в (8.7).

«Периодическая» составляющая потокосцеплений  $\psi_s$ , имеющая среднюю скорость, равную синхронной, с достаточным приближением может быть принята равной

$$\left. \begin{aligned} \psi_s &\approx \varepsilon^j \theta, \\ \psi_d &= \cos \theta, \quad \psi_q = \sin \theta. \end{aligned} \right\} \quad (8.8)$$

**Электромагнитный вращающийся момент.** Выражение для электромагнитного вращающего момента при качаниях ротора синхронного двигателя в случае пренебрежения активным сопротивлением обмотки статора можно написать в операторном виде в символической записи

$$M_e = \frac{Ee}{x_d} \sin \theta - e_d \left[ \frac{e_q}{x_d(p)} \right] + e_q \left[ \frac{e_d}{x_q(p)} \right], \quad (8.9)$$

где  $e_d = -e \sin \theta$ ;  $e_q = e \cos \theta$ .

Зависимость угла  $\theta$  от времени  $\theta = f(t)$  получается в результате решения уравнения движения ротора синхронного двигателя.

В первом приближении принимаем, что в течение полупериода колебаний угла при набросе нагрузки при условии сохранения синхронизма угол  $\theta$  изменяется во времени по закону  $\theta = \theta_1 - \Delta_0 \cos ht$ .

В переходном режиме при изменении нагрузки средний угол  $\theta_1$  и амплитуда колебаний являются переменными величинами, изменяющимися вследствие относительно большой механической инерции ротора сравнительно медленно, что дает возможность приближенно определить электромагнитный вращающийся момент при набросе нагрузки в функции угла  $\theta_1$ , не ограничивая при этом амплитуды колебаний рабочего угла.

Средний угол  $\theta_1$ , относительно которого совершаются колебания, определяется при набросе нагрузки равенством электромагнитного вращающего момента  $M_e$  внешнему моменту нагрузки  $M_L$ . За один период качания существуют два угла, удовлетворяющие этому условию, — угол  $\theta_1$  и угол  $\theta_3$  (рис. 8-2) вследствие наличия демпферного момента и изменения «синхронизирующего» момента во времени. Поэтому принятое выражение для угла  $\theta = \theta_1 - \Delta_0 \cos ht$  имеет смысл только для половины периода. Средний угол колебаний, таким образом, меняется скачком при

переходе от одной половины периода к другой. По мере затухания переходных токов от полупериода к полупериоду изменяется по величине среднее значение и амплитуда колебаний угла.

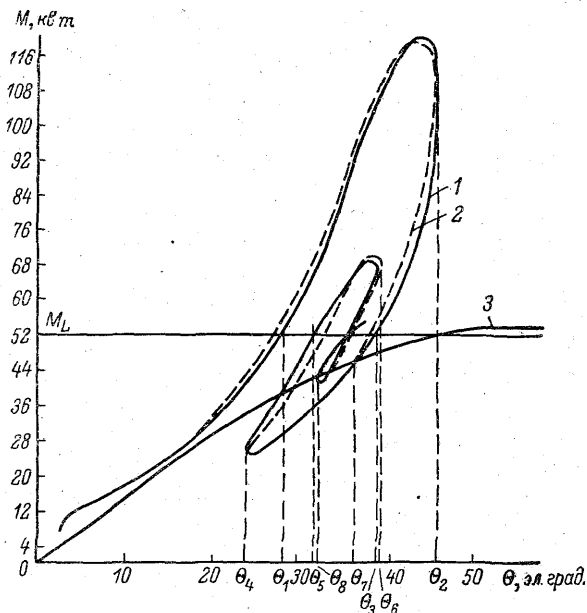


Рис. 8-2. Качания синхронной машины при одиночном набросе нагрузки.

1 — опытные данные; 2 — расчетные; 3 — статическая характеристика.

Раскроем операторные выражения в (8. 9). С учетом начальных условий возникновения качаний при набросе нагрузки выражения, стоящие в скобках в (8. 9), приобретают вид

$$\left. \begin{aligned} \frac{\cos \theta}{x_d(p)} &= \frac{\cos \theta_0}{x_d} + \frac{\cos \theta - \cos \theta_0}{x_d(p)} 1, \\ \frac{\sin \theta}{x_d(p)} &= \frac{\sin \theta_0}{x_d} + \frac{\sin \theta - \sin \theta_0}{x_d(p)} 1. \end{aligned} \right\} \quad (8.10)$$

Операторные выражения  $\frac{1}{x_d(p)}$  и  $\frac{1}{x_q(p)}$  в функции времени представляются следующим образом [0-3]:

$$\begin{aligned} \frac{1}{x_d(p)} &= \frac{1}{x_d''} \frac{(p + \alpha_{d1})(p + \alpha_{d2}) \dots (p + \alpha_{dn})}{(p + \alpha'_{d1})(p + \alpha'_{d2}) \dots (p + \alpha'_{dn})} 1 \doteq \\ &\doteq \frac{1}{x_d} + i_{d1} \varepsilon^{-\alpha'_{d1} t} + i_{d2} \varepsilon^{-\alpha'_{d2} t} + \dots + i_{dn} \varepsilon^{-\alpha'_{dn} t} = \frac{k_d}{x_d}, \end{aligned} \quad (8.11)$$

где

$$k_d = x_d'' \left( i_{d1} \varepsilon^{-\alpha'_{d1} t} + i_{d2} \varepsilon^{-\alpha'_{d2} t} + \dots + i_{dn} \varepsilon^{-\alpha'_{dn} t} + \frac{1}{x_d} \right).$$

Коэффициенты  $i_{d1}, i_{d2}, i_{d3}, \dots, i_{dn}$  определяются по теореме разложения Хевисайда, либо как и коэффициенты затухания  $\alpha'_{d1}, \alpha'_{d2}, \alpha'_{d3}, \dots, \alpha'_{dn}$  могут быть приближенно найдены по амплитудной логарифмической частотной характеристике  $\frac{1}{x_d(j\omega)}$  [0-3].

При  $t=0$  коэффициент  $k_d=1$ ; с увеличением  $t$  коэффициент  $k_d$  изменяется, стремясь к значению  $\frac{x_d''}{x_d}$ . Аналогично для поперечной оси имеем

$$\frac{1}{x_q(p)} \doteq \frac{k_q}{x_q''},$$

где

$$k_q = x_q'' \left( i_{q1} \varepsilon^{-\alpha'_{q1} t} + i_{q2} \varepsilon^{-\alpha'_{q2} t} + \dots + i_{qn} \varepsilon^{-\alpha'_{qn} t} + \frac{1}{x_q} \right). \quad (8.12)$$

Коэффициент  $k_q$  изменяется от 1 при  $t=0$  до  $\frac{x_q''}{x_q}$  при  $t \rightarrow \infty$ .

Операторные выражения  $\frac{1}{x_d(p+js)}$  и  $\frac{1}{x_q(p+js)}$  раскрываются в функции времени следующим образом:

$$\left. \begin{aligned} \frac{1}{x_d(p+js)} &\doteq \frac{k_{ds} \varepsilon^{-jst}}{x_d''}, \\ \frac{1}{x_q(p+js)} &\doteq \frac{k_{qs} \varepsilon^{-jst}}{x_q''}, \end{aligned} \right\} \quad (8.13)$$

где

$$k_{ds} = x_d'' \left[ \frac{\alpha'_{d1}}{\alpha'_{d1} + js} i_{d1} \varepsilon^{-\alpha'_{d1} t} + \frac{\alpha'_{d2}}{\alpha'_{d2} + js} i_{d2} \varepsilon^{-\alpha'_{d2} t} + \dots \right. \\ \left. \dots + \frac{\alpha'_{dn}}{\alpha'_{dn} + js} i_{dn} \varepsilon^{-\alpha'_{dn} t} + \frac{\varepsilon^{jst}}{x_d(j\omega)} \right]$$

и

$$k_{qs} = x_q'' \left[ \frac{\alpha'_{q1}}{\alpha'_{q1} + js} i_{q1} \varepsilon^{-\alpha'_{q1} t} + \frac{\alpha'_{q2}}{\alpha'_{q2} + js} i_{q2} \varepsilon^{-\alpha'_{q2} t} + \dots \right. \\ \left. \dots + \frac{\alpha'_{qm}}{\alpha'_{qm} + js} i_{qm} \varepsilon^{-\alpha'_{qm} t} + \frac{\varepsilon^{jst}}{x_q(j\omega)} \right].$$

Используя разложение по функциям Бесселя и (8.11)—(8.13), получаем следующее выражение для электромагнитного вращающего момента при набросе нагрузки:



$$\begin{aligned}
M_e = & \frac{Ee}{x_d} \sin \theta + e^2 \left[ \left( \frac{k_d}{x_d''} - \frac{1}{x_d} \right) \cos \theta_0 \sin \theta - \left( \frac{k_q}{x_q''} - \frac{1}{x_q} \right) \sin \theta_0 \cos \theta \right] - \\
& - e^2 J_0(\Delta_0) \left[ \frac{k_d}{x_d''} \cos \theta_1 \sin \theta - \frac{k_q}{x_q''} \sin \theta_1 \cos \theta \right] - 2e^2 J_1(\Delta_0) \left[ \frac{c_{d1h}}{x_d''} \sin \theta_1 \sin \theta + \right. \\
& + \frac{c_{q1h}}{x_q''} \cos \theta_1 \cos \theta \left. \right] + 2e^2 J_2(\Delta_0) \left[ \frac{c_{d2h}}{x_d''} \cos \theta_1 \sin \theta - \frac{c_{q2h}}{x_q''} \sin \theta_1 \cos \theta \right] + \\
& + 2e^2 J_3(\Delta_0) \left[ \frac{c_{d3h}}{x_d''} \sin \theta_1 \sin \theta + \frac{c_{q3h}}{x_q''} \cos \theta_1 \cos \theta \right] - 4e^2 J_4(\Delta_0) \times \\
& \times \left[ \frac{c_{d4h}}{x_d''} \cos \theta_1 \sin \theta - \frac{c_{q4h}}{x_q''} \sin \theta_1 \cos \theta \right] + \dots \quad (8.14)
\end{aligned}$$

Здесь  $c_{d1h}$ ,  $c_{d2h}$  и т. д. представляют собой вещественные части коэффициента  $k_{ds}$  после подстановки вместо  $s$ , соответственно,  $h$ ,  $2h$  и т. д.

$$\begin{aligned}
c_{d1h} = \operatorname{Re} k_{dh} = & x_d'' \left[ \frac{\alpha_{d1}'^2}{\alpha_{d1}'^2 + h^2} i_{d1} \varepsilon^{-\alpha_{d1}' t} + \frac{\alpha_{d2}'^2}{\alpha_{d2}'^2 + h^2} i_{d2} \varepsilon^{-\alpha_{d2}' t} + \dots \right. \\
& \left. \dots + \frac{\alpha_{dn}'^2}{\alpha_{dn}'^2 + h^2} i_{dn} \varepsilon^{-\alpha_{dn}' t} \right] + x_d'' (i_{dhx} \cos ht - i_{dhr} \sin ht), \quad (8.15)
\end{aligned}$$

где  $i_{dhx}$  и  $i_{dhr}$  — соответствующие составляющие тока  $\frac{1}{x_d(j\omega)}$ , получающиеся после подстановки

$$\frac{1}{x_d(jh)} = i_{dhx} + j i_{dhr}$$

Аналогично для оси  $q$  имеем вещественную часть коэффициента  $k_{qs}$

$$\begin{aligned}
c_{qs} = \operatorname{Re} k_{qs} = & x_q'' \left[ \frac{\alpha_{q1}'^2}{\alpha_{q1}'^2 + s^2} i_{q1} \varepsilon^{-\alpha_{q1}' t} + \frac{\alpha_{q2}'^2}{\alpha_{q2}'^2 + s^2} i_{q2} \varepsilon^{-\alpha_{q2}' t} + \dots \right. \\
& \left. \dots + \frac{\alpha_{qm}'^2}{\alpha_{qm}'^2 + s^2} i_{qm} \varepsilon^{-\alpha_{qm}' t} \right] + x_q'' (i_{qsx} \cos st - i_{qsr} \sin st), \quad (8.16)
\end{aligned}$$

где  $i_{qsx}$  и  $i_{qsr}$  — вещественная и мнимая составляющие тока  $\frac{1}{x_q(j\omega)}$ ,

$$\frac{1}{x_q(j\omega)} = i_{qsx} + j i_{qsr}$$

Коэффициенты  $c_{q1h}$ ,  $c_{q2h}$  и т. д. получаются из  $c_{qs}$  подстановкой значений  $h$ ,  $2h$ ,  $3h$  и т. д. вместо  $s$  в (8.16).

Выражение для вращающего электромагнитного момента может быть представлено как сумма двух составляющих: синхронизирующего вращающего момента  $M_{es}$ , являющегося функцией рабочего угла  $\theta$ ; и демпферного момента  $M_d$ , зависящего от скольжения  $s = \frac{d\theta}{dt}$ ,

$$M_e = M_{es} + M_d. \quad (8.17)$$

## Синхронизирующий вращающийся момент

$$M_{es} = m_{s1} \sin \theta + m_{s2} \cos \theta + \Delta m_s \Delta \theta. \quad (8.18)$$

Здесь

$$\Delta \theta = \theta - \theta_1 = -\Delta_0 \cos ht; \quad (8.19)$$

$$m_{s1} = \frac{Ee}{x_d} + e^2 \left\{ \left( \frac{k_d}{x_d''} - \frac{1}{x_d} \right) \cos \theta_0 - \left[ \frac{k_d}{x_d''} J_0(\Delta_0) - 2i_{d2h}'' J_2(\Delta_0) + \right. \right. \\ \left. \left. + 2i_{d4h}'' J_4(\Delta_0) - \dots \right] \cos \theta_1 - 2 \left[ i_{d1h}'' J_1(\Delta_0) - i_{d3h}'' J_3(\Delta_0) + \dots \right] \sin \theta_1 \right\}; \quad (8.20)$$

$$m_{s2} = -e^2 \left\{ \left( \frac{k_q}{x_q''} - \frac{1}{x_q} \right) \sin \theta_0 - \left[ \frac{k_q}{x_q''} J_0(\Delta_0) - 2i_{q2h}'' J_2(\Delta_0) + \right. \right. \\ \left. \left. + 2i_{q4h}'' J_4(\Delta_0) - \dots \right] \sin \theta_1 + 2 \left[ i_{q1h}'' J_1(\Delta_0) - i_{q3h}'' J_3(\Delta_0) + \dots \right] \cos \theta_1 \right\}; \quad (8.21)$$

$$\Delta m_s = \frac{2e^2}{\Delta_0} \{ [i_{s1x} J_1(\Delta_0) T_1' - i_{s3x} J_3(\Delta_0) T_3' + \dots] + (-i_{y2x} J_2(\Delta_0) T_2' + \\ + i_{y4x} J_4(\Delta_0) T_4' - \dots) \} \cos(\Delta \theta) - [i_{y1x} J_1(\Delta_0) T_1' - i_{y3x} J_3(\Delta_0) T_3' + \dots] + \\ + (-i_{s2x} J_2(\Delta_0) T_2' + i_{s4x} J_4(\Delta_0) T_4' - \dots) \} \cos(\theta + \theta_1), \quad (8.22)$$

где

$$i_{dkh}'' = \frac{\alpha_{dkh}'^2}{\alpha_{d1}'^2 + (kh)^2} \varepsilon^{-\alpha_{d1}' t} + \frac{\alpha_{d2}'^2}{\alpha_{d2}'^2 + (kh)^2} \varepsilon^{-\alpha_{d2}' t} + \dots \\ \dots + \frac{\alpha_{dn}'^2}{\alpha_{dn}'^2 + (kh)^2} \varepsilon^{-\alpha_{dn}' t} \quad (k = 1, 2, 3, \dots); \quad (8.23)$$

$i_{qkh}''$  — вычисляется аналогично  $i_{dkh}''$  для параметров по оси  $q$ ;  
 $i_{skx}$  — вещественная составляющая среднего установившегося тока двигателя для скольжения  $s = kh$  по частотной характеристике

$$i_{skx} = \left( \frac{i_{dsx} + i_{qsx}}{2} \right)_{(s=kh)} \quad (k = 1, 2, 3, \dots) \quad (8.24)$$

и

$$i_{ykh} = \left( \frac{i_{dsx} - i_{qsx}}{2} \right)_{(s=kh)} \quad (k = 1, 2, 3, \dots). \quad (8.25)$$

Коэффициенты  $T_k'$  ( $k = 1, 2, 3, \dots$ ) равны

$$T_k' = \frac{T_k(\cos ht)}{\cos ht} = \frac{T_k \left( -\frac{\Delta \theta}{\Delta_0} \right)}{-\frac{\Delta \theta}{\Delta_0}}, \quad (8.26)$$

де  $T_k(x)$  — полиномы Чебышева первого рода  $k$ -го порядка от аргумента  $x$ .

На основании свойств полиномов Чебышева полиномы  $T'(x)$  равны

$$T'_1(x) = 1, \quad T'_2(x) = \frac{2x^2 - 1}{x}, \quad T'_3(x) = 4x^2 - 3,$$

$$T'_4(x) = \frac{8x^4 - 8x^2 + 1}{x} \text{ и т. д.}$$

Демпферный момент  $M_d$  может быть записан в виде

$$M_d = m_d \frac{d\theta}{dt}, \quad (8.27)$$

где коэффициент демпферного момента

$$m_d = \frac{2e^2}{h\Delta_0} \{ [(i_{s1r} J_1(\Delta_0) U'_1 - i_{s3r} J_3(\Delta_0) U'_3 + \dots) + (-i_{y2r} J_2(\Delta_0) U'_2 + \\ + i_{y4r} J_4(\Delta_0) U'_4 - \dots)] \cos(\Delta\theta) - [(i_{y1r} J_1(\Delta_0) U'_1 - i_{y3r} J_3(\Delta_0) U'_3 + \dots \\ \dots + (-i_{s2r} J_2(\Delta_0) U'_2 + i_{s4r} J_4(\Delta_0) U'_4 - \dots)] \cos(\theta + \theta_1) \}. \quad (8.28)$$

Здесь  $i_{skr}$  ( $k=1, 2, \dots$ ) — величина средней вертикальной составляющей тока статора по частотной характеристике [0-3] для  $s = kh$ , равная

$$i_{skr} = \left( \frac{i_{dsr} + i_{qsr}}{2} \right)_{(s=kh)},$$

$i_{ykr}$  ( $k=1, 2, \dots$ ) — соответствующая разность

$$i_{ykr} = \left( \frac{i_{dsr} - i_{qsr}}{2} \right)_{(s=kh)},$$

Коэффициенты  $U'_k$  ( $k=1, 2, \dots$ ) равны

$$U'_k = U_{k-1}(\cos ht) = U_{k-1} \left( -\frac{\Delta\theta}{\Delta_0} \right) = \frac{\sin kht}{\sin ht}. \quad (8.29)$$

Здесь  $U_k(x)$  — полиномы Чебышева второго рода  $k$ -го порядка от аргумента  $x$ . Полиномы  $U'_k(x)$  равны

$$U'_1(x) = 1, \quad U'_2(x) = 2x, \quad U'_3(x) = 4x^2 - 1, \quad U'_4(x) = 8x^3 - 4x,$$

$$U'_5(x) = 16x^4 - 12x^2 + 1 \text{ и т. д.}$$

Учитывая быстрое уменьшение функции  $J_k(\Delta_0)$  при увеличении порядка  $k$ , в расчетах составляющих электромагнитного

момента можно ограничиться членами с точностью до  $J_1(\Delta_0)$ . В этом случае получаем

$$m_{s1} = \frac{Ee}{x_d} + e^2 \left[ \left( \frac{k_d}{x_d''} - \frac{1}{x_d} \right) \cos \theta_0 - \frac{k_d}{x_d''} J_0(\Delta_0) \cos \theta_1 - 2i_{d1k}'' J_1(\Delta_0) \sin \theta_1 \right], \quad (8.30)$$

$$m_{s2} = -e^2 \left[ \left( \frac{k_q}{x_q''} - \frac{1}{x_q} \right) \sin \theta_0 - \frac{k_q}{x_q''} J_0(\Delta_0) \sin \theta_1 + 2i_{q1k}'' J_1(\Delta_0) \cos \theta_1 \right], \quad (8.31)$$

$$\Delta m_s = e^2 \frac{2J_1(\Delta_0)}{\Delta_0} [i_{s1x} \cos(\theta - \theta_1) - i_{y1x} \cos(\theta + \theta_1)], \quad (8.32)$$

$$m_d = \frac{2J_1(\Delta_0)}{h\Delta_0} [M_{ak} \cos(\theta - \theta_1) - e^2 i_{y1r} \cos(\theta + \theta_1)], \quad (8.33)$$

где  $M_{ak}$  — средний асинхронный вращающий момент машины при скольжении, равном  $h$ ,

$$M_{ak} = e^2 i_{s1r}.$$

Если машина имеет по одному демпферному контуру по продольной и поперечной осям при достаточно большой частоте качаний ротора, когда  $hT_d'' \gg 1$  и  $hT_q'' \gg 1$ , имеем

$$\left. \begin{aligned} k_d &\approx \left( 1 - \frac{x_d''}{x_d'} \right) \varepsilon^{-\frac{t}{T_d''}} + \left( \frac{x_d''}{x_d'} - \frac{x_d''}{x_d} \right) \varepsilon^{-\frac{t}{T_d''}} + \frac{x_d''}{x_d}, \\ k_q &\approx \left( 1 - \frac{x_q''}{x_q} \right) \varepsilon^{-\frac{t}{T_q''}} + \frac{x_q''}{x_q}, \\ k_{ds} &\approx k_{qs} \approx \varepsilon^{jst}, \quad c_{ds} \approx c_{qs} = \cos st. \end{aligned} \right\} \quad (8.34)$$

Синхронизирующий электромагнитный вращающий момент при этих условиях

$$\begin{aligned} M_{es} &= \frac{Ee}{x_d} \sin \theta + \frac{e^2}{2} \left( \frac{1}{x_q''} - \frac{1}{x_d} \right) \sin 2\theta + e^2 \left\{ \left[ \left( \frac{1}{x_d''} - \frac{1}{x_d'} \right) \varepsilon^{-\frac{t}{T_d''}} + \right. \right. \\ &+ \left. \left. \left( \frac{1}{x_d'} - \frac{1}{x_d} \right) \varepsilon^{-\frac{t}{T_d''}} \right] \cos \theta_0 \sin \theta - \left( \frac{1}{x_q''} - \frac{1}{x_q} \right) \varepsilon^{-\frac{t}{T_q''}} \sin \theta_0 \cos \theta \right\} + \\ &+ e^2 J_0(\Delta_0) \left\{ \left[ \frac{1 - \varepsilon^{-\frac{t}{T_d''}}}{x_d''} - \frac{\varepsilon^{-\frac{t}{T_d''}}}{x_d'} - \frac{\varepsilon^{-\frac{t}{T_d''}}}{x_d} - \frac{1 - \varepsilon^{-\frac{t}{T_d''}}}{x_d} \right] \cos \theta_1 \sin \theta - \right. \\ &\left. - \left( \frac{1}{x_q''} - \frac{1}{x_q} \right) \left( 1 - \varepsilon^{-\frac{t}{T_q''}} \right) \sin \theta_1 \cos \theta \right\}. \quad (8.35) \end{aligned}$$

В случае отсутствия демпферных контуров на роторе двигателя имеем

$$\left. \begin{aligned} k_d &= (1 - \sigma) \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} + \sigma, & k_q &= 1, \\ k_{ds} &= \frac{1 - \sigma}{1 + jsT'_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} + \frac{\sigma + jsT'_d}{1 + jsT'_d} \varepsilon^{jst}, & k_{qs} &= \varepsilon^{jst}, \\ c_{ds} &= \frac{(1 - \sigma) \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} + (\sigma + s^2 T_d'^2) \cos st - sT'_d (1 - \sigma) \sin st}{1 + s^2 T_d'^2}, & c_{qs} &= \cos st, \end{aligned} \right\} (8.36)$$

где  $\sigma = \frac{x'_d}{x_d}$ .

Электромагнитный вращающий момент двигателя, не имеющего демпферных контуров на роторе,

$$\begin{aligned} M_e &= \frac{Ee}{x_d} \sin \theta + \frac{e^2}{2x_q} \sin 2\theta + \frac{e^2}{x'_d} (1 - \sigma) \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} \cos \theta_0 \sin \theta - \\ &- e^2 J_0(\Delta_0) \left( \frac{1 - \sigma}{x'_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} + \frac{1}{x_d} \right) \cos \theta_1 \sin \theta - 2 \frac{e^2}{x'_d} J_1(\Delta_0) \times \\ &\times \frac{(1 - \sigma) \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} + (\sigma + h^2 T_d'^2) \cos ht - hT'_d (1 - \sigma) \sin ht}{1 + h^2 T_d'^2} \sin \theta_1 \sin \theta + \\ &+ \frac{2e^2}{x'_d} J_2(\Delta_0) \frac{(1 - \sigma) \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} + (\sigma + 4h^2 T_d'^2) \cos 2ht - 2hT'_d (1 - \sigma) \sin 2ht}{1 + 4h^2 T_d'^2} \times \\ &\quad \times \cos \theta_1 \sin \theta + 2 \frac{e^2}{x'_d} J_3(\Delta_0) \times \\ &\quad \times \frac{(1 - \sigma) \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} + (\sigma + 9h^2 T_d'^2) \cos 3ht - 3hT'_d (1 - \sigma) \sin 3ht}{1 + 9h^2 T_d'^2} \times \\ &\quad \times \sin \theta_1 \sin \theta - \dots \end{aligned} \quad (8.37)$$

Выражение (8.37) упрощается при условии  $hT'_d \gg 1$ . В этом случае  $k_{ds} \approx \varepsilon^{jst}$ ,  $c_{ds} = \cos st$ ,

$$\begin{aligned} M_{es} &= \frac{Ee}{x_d} \sin \theta + e^2 \left( \frac{1}{x'_d} - \frac{1}{x_d} \right) \left[ \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} \cos \theta_0 + \left( 1 - \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} \right) J_0(\Delta_0) \cos \theta_1 \right] \times \\ &\quad \times \sin \theta - \frac{e^2}{2} \left( \frac{1}{x'_d} - \frac{1}{x_d} \right) \sin 2\theta. \end{aligned} \quad (8.38)$$

Дополнительный электромагнитный момент в этом случае с точностью до бесселевых функций первого порядка равен

$$\Delta M_e = M_{ah}^2 J_1(\Delta_0) \sin \theta_1 \left[ \sin ht + \frac{\cos ht - \varepsilon - \frac{t}{T'_d}}{hT'_d} \right] \sin \theta, \quad (8.39)$$

где  $M_{ah}$  — асинхронный электромагнитный вращающий момент синхронного двигателя в установившемся режиме при скольжении, равном  $h$ ,

$$M_{ah} = \frac{e^2 h (1 - \sigma) T'_d}{x'_d (1 + h^2 T'^2_d)}. \quad (8.40)$$

При малых установившихся качаниях значения функций  $J_0(\Delta_0)$  и  $2J_1(\Delta_0)$  приближаются к значениям  $J_0(\Delta_0) \approx 1$ ;  $2J_1(\Delta_0) \approx \Delta_0$ . Электромагнитный вращающий момент в этом случае

$$M_e = \frac{Ee}{x_d} \sin \theta + \frac{e^2}{2} \left( \frac{1}{x_q} - \frac{1}{x'_d} \right) \sin 2\theta + e^2 \left( \frac{1}{x'_d} - \frac{1}{x_d} \right) \cos \theta_1 \sin \theta + \\ + \frac{M_{ah}}{h} \left( \frac{d\Delta\theta}{dt} - \frac{\Delta\theta}{T'_d} \right) \sin \theta_1 \sin \theta. \quad (8.41)$$

## § 2. Методика расчета переходного процесса двигателя при набросе нагрузки

Для вычисления величины электромагнитного вращающего момента  $M_e$  необходимо знать предельные углы и частоту колебаний рабочего угла  $\theta$ . Аналитические зависимости позволяют использовать метод последовательных приближений на интервалах в полпериода колебаний угла. Так как колебания угла из-за большой механической инерции ротора происходят сравнительно медленно и переходный процесс длится обычно не более двух—трех периодов колебаний, то использование полученных аналитических выражений дает большие возможности.

Порядок расчета переходного процесса при набросе нагрузки следующий.

1) Задана нагрузка до наброса  $M_{L0}$  и после наброса  $M_L$ . Нагрузка  $M_{L0}$  соответствует по статической угловой характеристике начальному углу  $\theta_0$ .

2) Первое приближение угла  $\theta_1$  (при котором  $M_e = M_L$ ), равно  $\theta_{11}$ , определяется по сверхпереходной динамической характеристике из условия

$$M_e = M_L = \left[ \frac{Ee}{x_d} + e^2 \left( \frac{1}{x'_d} - \frac{1}{x_d} \right) \cos \theta_0 \right] \sin \theta_{11} + \\ + \frac{e^2}{2} \left( \frac{1}{x''_q} - \frac{1}{x''_d} \right) \sin 2\theta_{11} - e^2 \left( \frac{1}{x''_q} - \frac{1}{x''_d} \right) \sin \theta_0 \cos \theta_{11}. \quad (8.42)$$

3) Первое приближение частоты колебаний, равное  $h_1$ , определяется по формуле

$$h_1 \approx \sqrt{\frac{2M_L}{H(\theta_{11} - \theta_0)} \left[ 1 + \frac{\sin \theta_0}{\sin \theta_{11}} - \frac{M_{L0}}{M_L} - \frac{\cos \theta_0 - \cos \theta_{11}}{\sin \theta_1 (\theta_{11} - \theta_0)} \right]}, \quad (8.43)$$

полученной из условия нарастания вращающего момента  $M_e$  на участке  $\theta_{11} \div \theta_1$  по закону

$$M_e \approx M_{L0} + \frac{M_L}{\sin \theta_1} (\sin \theta - \sin \theta_0), \quad (8.44)$$

либо по более простой формуле (при нагрузках, сравнительно далеких от предела динамической устойчивости)

$$h_1 \approx \sqrt{\frac{M_L - M_{L0}}{H(\theta_{11} - \theta_0)}}. \quad (8.45)$$

Формула (8.45) соответствует прямолинейной зависимости  $M_e$  от угла  $\theta$  на участке  $\theta_{11} \div \theta_1$ .

4) Второе приближение угла  $\theta_1$ , равное  $\theta_{12}$ , находится из выражения

$$M_L = m_{s1} \sin \theta_{12} + m_{s2} \cos \theta_{12} + \Delta m_s (\theta_{12} - \theta_0) + m_d h_1 (\theta_{12} - \theta_0). \quad (8.46)$$

5) Второе приближение частоты колебаний  $h_2$  определяется по формуле (8.43).

6) Предельный угол колебаний  $\theta_2$ , равный в первом приближении  $\theta_{21}$ , определяется из условия

$$\int_{\theta_0}^{\theta_2} (M_L - M_e) d\theta = 0. \quad (8.47)$$

Отсюда получаем

$$\begin{aligned} & M_L (\theta_2 - \theta_0) + a_{s1} (\cos \theta_2 - \cos \theta_0) + a_{s2} (\sin \theta_0 - \sin \theta_2) + \\ & + \Delta a_{sy} [\cos (\theta_1 + \theta_0) - \cos (\theta_1 - \theta_0)] - (\theta_2 - \theta_1) \sin (\theta_1 + \theta_2) - \\ & - (\theta_1 - \theta_0) \sin (\theta_1 + \theta_0) - a_{dx} [\sin (\theta_2 - \theta_1) + \sin (\theta_1 - \theta_0)] - \\ & - a_{dy} [\sin (\theta_2 + \theta_1) - \sin (\theta_1 + \theta_0)] = 0. \end{aligned} \quad (8.48)$$

Здесь

$$a_{s1} = \frac{Ee - e^2 J_0 (\Delta_0) \cos \theta_1}{x_d} + e^2 [\cos \theta_0 - J_0 (\Delta_0) \cos \theta_1] I_{d1} - 2e^2 J_1 (\Delta_0) \sin \theta_1 J_{dhl}; \quad (8.49)$$

$I_{d1}$  — среднее значение тока  $\frac{k_d}{x_d} - \frac{1}{x_d}$  за первый полупериод колебаний угла,

$$I_{d1} = \frac{h}{\pi} \left[ \frac{i_{d1}}{\alpha'_{d1}} \left( 1 - \varepsilon^{-\alpha'_{d1} \frac{\pi}{h}} \right) + \frac{i_{d2}}{\alpha'_{d2}} \left( 1 - \varepsilon^{-\alpha'_{d2} \frac{\pi}{h}} \right) + \dots \right]; \quad (8.50)$$

$I_{dh1}$  — среднее значение тока  $i''_{d1h}$  за первый полупериод колебаний угла,

$$I_{dh1} = \frac{h}{\pi} \left[ \frac{i_{d1} \alpha'_{d1}}{\alpha'^2_{d1} + h^2} \left( 1 - \varepsilon^{-\alpha'_{d1} \frac{\pi}{h}} \right) + \frac{i_{d2} \alpha'_{d2}}{\alpha'^2_{d2} + h^2} \left( 1 - \varepsilon^{-\alpha'_{d2} \frac{\pi}{h}} \right) + \dots \right]; \quad (8.51)$$

$$a_{s2} = \frac{e^2 J_0(\Delta_0) \sin \theta_1}{x_q} - e^2 [\sin \theta_0 - J_0(\Delta_0) \sin \theta_1] J_{q1} - 2e^2 J_1(\Delta_0) I_{qh1}. \quad (8.52)$$

Величины  $I_{q1}$  и  $I_{qh1}$  — средние значения токов  $\frac{h_q}{x''_q} - \frac{1}{x_q}$  и  $i''_{q1h}$ , определяются по формулам, аналогичным (8.50) и (8.51) для параметров по оси  $q$ ;

$$\Delta a_{sy} = e^2 \frac{2J_1(\Delta_0)}{\Delta_0} i_{y1r}, \quad (8.53)$$

$$a_{dx} = \frac{4J_1(\Delta_0)}{\pi \Delta_0} \frac{M_{ah}}{h} = \frac{4J_1(\Delta_0)}{\pi \Delta_0} \frac{e^2 i_{s1r}}{h}, \quad (8.54)$$

$$a_{dy} = -\frac{4J_1(\Delta_0)}{\pi \Delta_0} \frac{e^2 i_{y1r}}{h}. \quad (8.55)$$

Приближенно уравнение (8.48) может быть заменено более простым

$$\begin{aligned} M_L(\theta_2 - \theta_0) + a_{s1}(\cos \theta_2 - \cos \theta_0) + a_{s2}(\sin \theta_0 - \sin \theta_2) + \\ + 2(\Delta a_{sy}) \sin 2\theta_1 (\sin \Delta_0 - \Delta_0 \cos \Delta_0) - 2a_{dx} \sin \Delta_0 - \\ - 2a_{dy} \cos 2\theta_1 \sin \theta_0 = 0. \end{aligned} \quad (8.56)$$

7) Если наброс нагрузки настолько велик, что не существует угла  $\theta_2$ , удовлетворяющего уравнению (8.48), то угол  $\theta_2$  определяется из условия минимума выражения (8.48) при  $\theta = \theta_2$ . В этом случае возникают качания за пределом динамической устойчивости.

8) Уточняем зависимости  $M_e = f(\theta, t)$  и  $\theta = f(t)$  с помощью аппарата эллиптических функций. В случае наброса нагрузки до предела динамической устойчивости определяется предельный угол  $\theta_c$ , параметр эллиптической функции  $m$ , полупериод колебания  $k$ , амплитуда и средний угол первой гармоники.

При набросе нагрузки выше предела динамической устойчивости определяются параметры эллиптических функций  $H_0$ ,  $m$  и устанавливается зависимость  $\theta = f(t)$ .

9) Исходя из требуемой точности расчета, уточняем зависимость  $M = f(\theta)$ , пользуясь полученными значениями амплитуды и частоты колебаний угла.

10) Во втором полупериоде для расчета зависимости  $\theta = f(t)$  определяем средний угол  $\theta_3$  и предельный угол  $\theta_4$ , пользуясь выражением  $M_e = f(\theta, t)$ , полученным для первого полупериода.



Средний угол  $\theta_3$  находим из условия

$$M_e = M_L \text{ при } \theta = \theta_3 \text{ и } t = \frac{3\pi}{2h}.$$

Угол  $\theta_4$  находим из условия, аналогичного (8.48), в котором угол  $\theta_0$  заменен на  $\theta_2$ , угол  $\theta_1$  — на  $\theta_3$ , угол  $\theta_2$  — на  $\theta_4$ . Коэффициенты  $a_{s1}$  и  $a_{s2}$ , входящие в это уравнение во время второго полупериода, выражаются следующим образом:

$$\left. \begin{aligned} a_{s1} &= \frac{Ee - e^2 J_0(\Delta_0) \cos \theta_3}{x_d} + e^2 [\cos \theta_2 - J_0(\Delta_0) \cos \theta_3] I_{d2} - \\ &\quad - 2e^2 J_1(\Delta_0) \sin \theta_3 I_{dh2}, \\ a_{s2} &= \frac{e^2 J_0(\Delta_0) \sin \theta_3}{x_q} - e^2 [\sin \theta_3 - J_0(\Delta_0) \sin \theta_3] I_{q2} - \\ &\quad - 2e^2 J_1(\Delta_0) J_{qh2}, \end{aligned} \right\} \quad (8.57)$$

где  $I_{d2}$  — среднее значение тока  $\frac{k_d}{x_d} - \frac{1}{x_d}$  за второй полупериод колебаний угла,

$$I_{d2} = \frac{h}{\pi} \left[ \frac{i_{d1}}{\alpha'_{d1}} \left( \epsilon^{-\alpha'_{d1} \frac{\pi}{h}} - \epsilon^{-\alpha'_{d1} \frac{2\pi}{h}} \right) + \frac{i_{d2}}{\alpha'_{d2}} \left( \epsilon^{-\alpha'_{d2} \frac{\pi}{h}} - \epsilon^{-\alpha'_{d2} \frac{2\pi}{h}} \right) + \dots \right]; \quad (8.58)$$

$I_{dh2}$  — среднее значение тока  $i''_{d1h}$  за второй полупериод колебаний угла,

$$\begin{aligned} I_{dh2} &= \frac{h}{\pi} \left[ \frac{i_{d1} \alpha'_{d1}}{\alpha'^2_{d1} + h^2} \left( \epsilon^{-\alpha'_{d1} \frac{\pi}{h}} - \epsilon^{-\alpha'_{d1} \frac{2\pi}{h}} \right) + \right. \\ &\quad \left. + \frac{i_{d2} \alpha'_{d2}}{\alpha'^2_{d2} + h^2} \left( \epsilon^{-\alpha'_{d2} \frac{\pi}{h}} - \epsilon^{-\alpha'_{d2} \frac{2\pi}{h}} \right) + \dots \right]. \end{aligned} \quad (8.59)$$

Токи  $I_{q2}$  и  $I_{qh2}$  вычисляются аналогично  $I_{d2}$ ,  $I_{dh2}$  для параметров по оси  $q$ .

11) Уточняем зависимость  $\theta = f(t)$ , пользуясь аппаратом эллиптических функций.

12) Зная амплитуду колебаний угла для первого  $\Delta_{01}$  и второго  $\Delta_{02}$  полупериодов, определяем приближенно амплитуду колебания угла в третьем полупериоде

$$\Delta_{03} = \frac{(\Delta_{02})^2}{\Delta_{01}}.$$

В случае регулирования возбуждения при набросе нагрузки величина  $E$  становится функцией времени, причем вследствие большой электромагнитной инерции обмотки возбуждения при любом законе регулирования величина  $E$  меняется медленно. Зная закон регулирования  $E$ , можно учесть его в выражении электромагнитного момента. Методика расчета зависимостей  $M_e = f(\theta, t)$  и  $\theta = f(t)$  при этом остается в принципе неизменной.

### § 3. Численный пример расчета электромагнитного вращающего момента при заданном изменении угла в функции времени после наброса нагрузки, близкой к пределу статической устойчивости

Исходные данные:  $P = 150$  ква;  $n = 750$  об./мин.; параметры машины:  $x_d = 1.89$ ,  $x_q = 1.07$ ,  $x'_d = 0.21$ ,  $x''_d = x'_d$ ,  $T'_d = 59.7$ ,  $H_{агр.} = 8.62 \frac{GD^2}{MVA} \left(\frac{n}{100}\right)^2 = 1080$ . Машина не имеет демпферных контуров в роторе. Данные режима:  $E = 0.427$ ,  $e = 0.966$ ,  $M_{L0} = 0.024$ ,  $M_L = \frac{50.1}{120.8} = 0.334$ .

Электромагнитный вращающий момент в первый полупериод качания. Опытные данные по изменению угла во времени в первом полупериоде качания:

$$\theta_0 = 2^\circ 20'; \theta_1 = 28^\circ; \theta_2 = 46^\circ; h \approx 0.033.$$

Времена достижения углов:  $t_1 = 56.5$  эл. рад.,  $t_2 = 106.5$  эл. рад.

Амплитуда колебания:  $\Delta_0 = (28^\circ - 2^\circ 20') \frac{\pi}{180} \approx 0.448$ .

Бесселевы функции  $J_0(0.448) = 0.95$ ,  $J_1(0.448) = 0.216$ .

Асинхронный вращающий момент при частоте  $h$  по формуле (8.40)

$$M_{ah} = \frac{0.966^2 \cdot 0.033 (377 - 59)}{1.89 (1 + 0.33^2 \cdot 59.7^2)} = 1.05.$$

Электромагнитный вращающий момент  $M_e$  при  $\theta = \theta_1$  и  $t_1 = 56.5$

$$\begin{aligned} M_{e(\theta=\theta_1)} &= \frac{0.427 \cdot 0.966}{1.89} \sin 28^\circ - 0.966^2 \left( \frac{1}{0.21} - \frac{1}{1.89} \right) \times \\ &\times \left[ \epsilon \frac{56.5}{59.7} \cos 2^\circ 20' + \left( 1 - \epsilon \frac{56.5}{59.7} \right) 0.95 \cos 28^\circ \right] \sin 28^\circ - \\ &- \frac{0.966^2}{2} \left( \frac{1}{0.21} - \frac{1}{1.07} \right) \sin (2 \cdot 28^\circ) + 1.05 \cdot 2 \cdot 0.216 \sin 28^\circ \times \\ &\times \left[ \sin \frac{\pi}{2} + \frac{\cos \frac{\pi}{2} - \epsilon \frac{56.5}{59.7}}{0.033 \cdot 59.7} \right] \sin 28^\circ = 0.37; \end{aligned}$$

при  $\theta = \theta_2$  и  $t_2 = 106.5$

$$\begin{aligned} M_{e(\theta=\theta_2)} &= 0.218 \sin 46^\circ + 3.95 [0.17 \cdot 1 + 0.83 \cdot 0.95 \cdot 0.833] \sin 46^\circ - \\ &- 1.78 \sin 92^\circ + 1.05 \cdot 2 \cdot 0.216 \cdot 0.47 \left[ \sin \pi + \frac{\cos \pi - 0.17}{1.97} \right] \sin 46^\circ = 0.746. \end{aligned}$$

Аналогично вычисляем вращающие моменты при  $\theta = 20^\circ$  ( $t = 43.9$ ),  $34^\circ$  ( $t = 62.8$ ),  $40^\circ$  ( $t = 84.2$ ),  $44^\circ$  ( $t = 89.2$ ). Величины  $t$  здесь взяты из опытной кривой  $\theta = f(t)$ .

Так, например, при  $\theta = 20^\circ$

$$\cos ht = \frac{\theta_1 - \theta}{\theta_1 - \theta_0} = \frac{28^\circ - 20^\circ}{28^\circ - 2^\circ 20'} = 0.312;$$

$$\sin ht = \sqrt{1 - 0.0974} = 0.95;$$

$$M_e(20) = 2.18 \cdot 0.342 + 3.95 [0.4286 \cdot 1 + (1 - 0.4286) 0.95 \cdot 0.883] 0.342 - \\ - 1.78 \cdot 0.6428 + 1.05 \cdot 2 \cdot 0.216 \cdot 0.469 \times \\ \times \left[ 0.95 + \frac{0.312 - 0.4286}{1.97} \right] 0.342 = 0.221.$$

Аналогично  $M_e(34) = 0.527$ ;  $M_e(44) = 0.791$ .

В районе углов, близких к  $\theta_2$ , для расчета величины  $\cos ht$  целесообразно пользоваться формулой

$$\cos ht \approx \frac{\theta_2 - \theta}{\theta_2 - \theta_1} - 1,$$

или

$$\cos ht \approx \frac{\theta_2 - \theta}{\theta_2 - \theta_3} - 1,$$

вместо

$$\cos ht = \frac{\theta_1 - \theta}{\theta_1 - \theta_0},$$

чтобы получить правильное значение  $\cos ht = -1$  при  $\theta = \theta_2$ . В противном случае вследствие того, что при больших качаниях  $\theta_2$  не удовлетворяет уравнению  $\theta \approx \theta_1 - (\theta_1 - \theta_0) \cos ht$ , будет снижена точность расчета.

Электромагнитный вращающий момент во втором полупериоде качания. Опытные данные:  $\theta_3 = 39^\circ$ ,  $\theta_4 = 24^\circ$ ,  $h \approx 0.033$ ,  $t_3 = 144.3$ ,  $t_4 = 188.7$ .

Для упрощения расчетов пренебрегаем изменением амплитуды во втором полупериоде на величину Бесселевых функций  $J_0(\Delta_0)$  и  $J_1(\Delta_0)$ . Электромагнитный вращающий момент при  $\theta = \theta_3$ ,  $t_3 = 144.3$

$$M_{e(\theta=\theta_3)} = 0.218 \cdot 0.63 + 3.95 [0.089 \cdot 1 - (1 - 0.089) 0.95 \cdot 0.883] 0.63 - \\ - 1.78 \cdot 0.978 + 1.05 \cdot 2 \cdot 0.216 \cdot 0.47 \left[ \sin \frac{3}{2} \pi + \frac{\cos \frac{3}{2} \pi - 0.089}{1.97} \right] 0.63 = 0.376;$$

при  $\theta = \theta_4$ ,  $t_4 = 188.7$

$$M_{e(\theta=\theta_4)} = 0.218 \sin 24^\circ + 3.95 [0.0426 \cdot 1 + (1 - 0.0426) 0.95 \cdot 0.883] \sin 24^\circ - \\ - 1.78 \sin 48^\circ + 1.05 \cdot 2 \cdot 0.216 \cdot 0.47 \left[ 0 + \frac{1 - 0.0426}{1.97} \right] \sin 24^\circ = 0.168.$$

Аналогично вычисляем вращающие моменты при  $\theta = 43^\circ$  ( $t = 135.6$ ) и  $\theta = 35^\circ$  ( $t = 149.4$ ). Значения времени  $t$  здесь также взяты из опытной кривой  $\theta = f(t)$ . Так, при  $\theta = 43^\circ$  имеем

$$\cos ht = \frac{\theta_2 - \theta}{\theta_2 - \theta_3} - 1 = \frac{46^\circ - 43^\circ}{46^\circ - 39^\circ} - 1 = -0.571;$$

$$\sin ht = -\sqrt{1 - 0.571^2} = -0.821;$$

$$M_e(43) = 0.216 \cdot 0.682 + 3.95 [0.1034 + (1 - 0.1034) 0.95 \cdot 0.883] 0.682 - \\ - 1.78 \cdot 0.9976 + 0.213 \left[ -0.821 + \frac{-0.714 - 0.189}{1.97} \right] 0.6947 = 0.791.$$

Знак величины  $\cos ht$  в первой и четвертой четверти периода колебания положителен, во второй и третьей — отрицателен.

Знак величины  $\sin ht$  в первой и второй четверти колебания положителен, в третьей и четвертой — отрицателен.

$$\text{При } \theta = 35^\circ \quad M_e(35) = 0.505.$$

Электромагнитный вращающий момент во втором и последующих периодах колебания угла. Для второго периода колебания угла имеем следующие опытные данные:  $\theta = 24^\circ$ ,  $t_4 = 188.4$ ,  $\theta_5 = 32^\circ$ ,  $t_5 = 251.2$ ,  $\theta_6 = 39^\circ$ ,  $t_6 = 288.1$ ,  $\theta_7 = 35^\circ 24'$ ,  $t_7 = 335.3$ ,  $\theta_8 = 32^\circ$ ,  $t_8 = 396$ ,  $h \approx 0.033$ .

Амплитуду колебаний  $\Delta_0$  во втором периоде принимаем равной

$$\Delta_0 = \theta_5 - \theta_4 = (32^\circ - 24^\circ) \frac{\pi}{180} = 0.1362.$$

$$J_0(0.1362) = 0.995, \quad J_1(0.1362) = 0.07.$$

Электромагнитный вращающий момент при  $\theta = \theta_5$

$$M_{e(\theta=\theta_5)} = 0.218 \cdot 0.53 + 3.95 [0.015 \cdot 0.914 + (1 - 0.015) 0.995 \cdot 0.848] \times \\ \times 0.53 - 1.78 \cdot 0.899 + 1.05 \cdot 2 \cdot 0.07 \cdot 0.53 \times \\ \times \left[ \sin \frac{5}{2} \pi + \frac{\cos \frac{5}{2} \pi - 0.015}{59.7} \right] 0.53 = 0.327;$$

при  $\theta = \theta_6$

$$M_{e(\theta=\theta_6)} = 0.218 \cdot 0.629 + 3.95 [0.008 + (1 - 0.008) 0.995 \cdot 0.848] \times \\ \times 0.629 - 1.78 \cdot 0.978 + 1.05 \cdot 2 \cdot 0.07 \cdot 0.53 \left[ 0 + \frac{-1 - 0.008}{1.97} \right] 0.629 = 0.762;$$

при  $\theta = \theta_7$

$$M_{e(\theta=\theta_7)} = 0.218 \cdot 0.5793 + 3.95 [0.00363 \cdot 0.914 + (1 - 0.00363) 0.995 \cdot 0.848] \times \\ \times 0.5793 - 1.78 \cdot 0.944 - 0.078 \left[ -1 + \frac{0 - 0.00363}{1.97} \right] 0.5793 = 0.333;$$

при  $\theta = \theta_8$

$$M_{e(\theta=\theta_8)} = 0.218 \cdot 0.53 + 3.95 [0.00135 \cdot 0.914 + (1 - 0.00135) 0.995 \cdot 0.848] \times \\ \times 0.53 - 1.78 \cdot 0.899 + 1.05 \cdot 2 \cdot 0.07 \cdot 0.53 \left[ 0 - \frac{1 - 0.00135}{1.97} \right] 0.53 = 0.300.$$

Аналогично определяем электромагнитный вращающий момент при углах  $\theta = 27^\circ$  ( $t = 226$ ) и  $\theta = 36^\circ$  ( $t = 270$ ) в третьем полупериоде и углах

$\theta = 34^\circ$  ( $t = 353$ ) и  $\theta = 33^\circ$  ( $t = 368$ ) в четвертом полупериоде. Значения времени  $t$  взяты из опытной зависимости  $\theta = f(t)$ . Так, например, при  $\theta = 27^\circ$  в третьем полупериоде в первой четверти второго периода колебания

$$\cos ht \approx \frac{\theta_5 - \theta}{\theta_5 - \theta_4} = \frac{32^\circ - 27^\circ}{32^\circ - 24^\circ} = 0.625, \quad \sin ht = 0.78,$$

$$M_e(27) = 0.218 \cdot 0.454 + 3.95 [0.0227 \cdot 0.914 + 0.9792 \cdot 0.995 \cdot 0.848] \times \\ \times 0.454 - 1.78 \cdot 0.809 + 0.078 \left[ 0.78 + \frac{0.625 - 0.0227}{1.97} \right] 0.454 = 0.217.$$

При  $\theta = 34^\circ$  в четвертом полупериоде колебания в третьей четверти второго периода колебания

$$\cos ht = \frac{\theta_6 - \theta}{\theta_6 - \theta_7} - 1 = \frac{39^\circ - 34^\circ}{39^\circ - 35.4^\circ} - 1 = 0.39,$$

$$\sin ht = -\sqrt{1 - 0.152} = -0.92,$$

$$M_e(34) = 0.218 \cdot 0.559 - 3.95 [0.00275 \cdot 0.914 - 0.99725 \cdot 0.995 \cdot 0.848] \times \\ \times 0.559 - 1.78 \cdot 0.927 + 0.078 \left[ -0.92 + \frac{0.39 - 0.00275}{1.97} \right] 0.559 = 0.300.$$

При угле  $\theta = 33^\circ$  ( $t = 368$ )  $M_e(33) = 0.291$ .

Электромагнитный вращающий момент в последующие периоды рассчитывается также, как в первые два. Абсолютную величину  $\cos ht$  определяют в окрестностях углов  $\theta_n$  ( $n = 1, 3, \dots$ ) как

$$\cos ht = \frac{\theta_n - \theta}{\theta_n - \theta_{n+1}}$$

и в окрестностях углов  $\theta_n$  ( $n = 2, 4, \dots$ ) как

$$\cos ht = 1 - \frac{\theta_n - \theta}{\theta_n - \theta_{n+1}}.$$

Абсолютную величину  $\sin ht$  определяют как

$$\sin ht = \sqrt{1 - \cos^2 ht}.$$

Результаты расчета зависимости  $M_e = f(\theta)$  при заданном изменении угла в функции времени наброса нагрузки представлены на рис. 8-2. Они хорошо совпадают с опытными данными.

#### § 4. Качания синхронного двигателя при пульсации приложенного вращающего момента

Если синхронный двигатель вращает поршневой компрессор, то на валу двигателя наблюдаются значительные колебания приложенного вращающего момента.

Для надежной работы необходимо, чтобы собственная частота машины

$$f_{к0} \approx \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{m_g}{H}}, \quad (8.60)$$

где  $m_s$  — коэффициент синхронизирующего момента;  $H$  — инерционная постоянная машины, эл. рад., отличалась от частоты вынужденных колебаний вращающего момента не менее чем на 20%. Пусть основная частота вынужденных колебаний

$$f_k = \frac{f}{p}, \quad (8.61)$$

где  $p$  — число пар полюсов, т. е. период колебаний приложенного вращающего момента равен длительности одного оборота машины.

В этом случае коэффициент усиления для 1-й гармонической малых колебаний рабочего угла машины

$$c_1 = \frac{1}{\sqrt{\left(1 - \frac{1}{k_k^2}\right)^2 + \left(\frac{m_d}{pm_s}\right)^2}}, \quad (8.62)$$

где  $k_k$  — отношение частоты собственных колебаний машины к частоте вынужденных колебаний,

$$|k_k = \frac{f_{k0}}{f_k}; \quad (8.63)$$

$m_d$  — коэффициент демпферного момента.

Для высших гармонических колебаний приложенного вращающего момента порядка  $\nu$  коэффициент усиления малых колебаний угла  $\theta$  равен

$$c_\nu = \frac{1}{\sqrt{\left(1 - \frac{\nu^2}{k_k^2}\right)^2 + \left(\nu \frac{m_d}{pm_s}\right)^2}} \quad (\nu = 2, 3, 4 \dots). \quad (8.64)$$

Это значит, что амплитуда колебаний рабочего угла  $\Delta_\nu \theta$ , вызванных пульсацией вращающего момента  $\Delta_\nu M_L$ , имеющей частоту  $\nu f_k$ , будет равна

$$\Delta_\nu \theta = c_\nu \frac{\Delta_\nu M_L}{m_s} \quad (\nu = 1, 2, 3 \dots). \quad (8.65)$$

Коэффициент усиления для колебаний электрической мощности из-за пульсаций вращающего момента с частотой  $\nu f_k$

$$c'_\nu = \frac{\sqrt{1 + \left(\frac{m_d}{pm_s}\right)^2}}{\sqrt{\left(1 - \frac{\nu^2}{k_k^2}\right)^2 + \left(\nu \frac{m_d}{pm_s}\right)^2}} \quad (\nu = 1, 2, 3 \dots). \quad (8.66)$$

Пульсация электрической мощности  $\Delta_\nu P$ , вызванная пульсацией вращающего момента  $\Delta_\nu M_L$ , будет равна

$$\frac{\Delta_\nu P}{P_0} = \left(\frac{\Delta_\nu M_L}{M_{L_0}}\right) c'_\nu \quad (\nu = 1, 2, 3 \dots), \quad (8.67)$$

где  $P_0$  — средняя электрическая мощность двигателя, потребляемая из сети;  $M_{L0}$  — среднее значение приложенного вращающего момента.

Маховой момент агрегата  $GD^2$  и, следовательно, инерционную постоянную  $H$  рекомендуется выбирать таким образом, чтобы относительная амплитуда результирующей пульсации мощности была в пределах  $1/3$ , т. е. чтобы

$$\frac{\sqrt{\sum_v (\Delta_v P)^2}}{P_0} \leq \frac{1}{3}.$$

Амплитуду колебаний скорости вращения машины в долях от номинальной скорости вращения часто называют коэффициентом неравномерности и обозначают  $\delta$ . Соответствующие требования по ограничению величины  $\delta$  зависят от частоты колебаний. Наиболее сильное влияние имеют колебания с частотой порядка 500 пер./мин.

Допустимые значения величины  $\delta$  в зависимости от частоты колебаний приложенного вращающего момента примерно равны:

число колебаний в минуту	100	300	500	700	1000	
$\delta$	$\leq$	1/125	1/175	1/225	1/175	1/125

## § 5. Расчетно-экспериментальные исследования работы синхронного двигателя при переменной нагрузке

При исследовании синхронных двигателей с различными условиями нагрузки путем численного решения дифференциальных уравнений Парка—Горева следует учесть ряд факторов, которыми часто пренебрегают при анализе переходных режимов, но которые играют заметную роль при качаниях синхронных двигателей. К числу таких факторов относится влияние активного сопротивления обмотки статора, аperiodической составляющей потокоцеплений обмотки статора и другие (см. гл. 6).

Наиболее точное численное решение уравнений синхронного двигателя при заданном законе изменения нагрузки на его валу с учетом указанных факторов может быть получено с помощью ЦВМ.\* При расчете переходных процессов двигателей принимаются допущения, обычные для системы уравнений Парка—Горева. В уравнении движения ротора синхронного двигателя вводится закон изменения нагрузки на валу двигателя.

На рис. 8-3 приведены результаты расчета рабочего угла  $\theta$  синхронного компрессорного двигателя СДК-760-167 (760 квт,

\* Метод решения уравнений Парка—Горева с помощью ЦВМ описан в гл. 10.

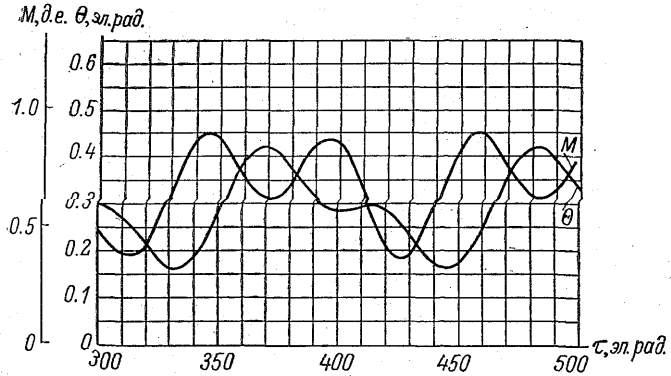


Рис. 8-3. Качания компрессорного двигателя при пульсирующей нагрузке на его валу.

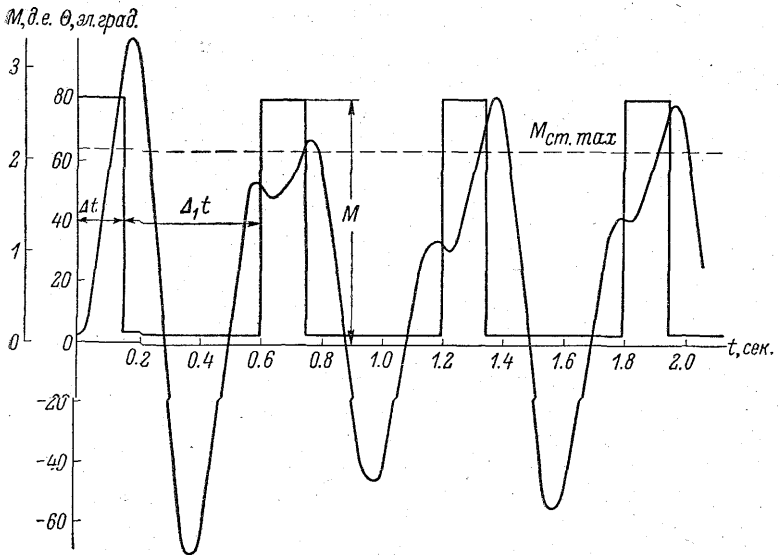


Рис. 8-4. Качания синхронного двигателя без выпадения из синхронизма при периодических набросах нагрузки на его валу до величины  $M_L = 2.73$  д. е.



167 об./мин.) для нагрузки на валу двигателя, изменяющейся по периодическому закону:

$$M_L = 0.68 + 0.124 \sin \omega t + 0.199 \sin (2\omega t - 1.745).$$

В [8-11, 8-12] приведены результаты расчета на ЦВМ методом Адамса переходных процессов синхронного прокатного двигателя ДСП-213-59/16 (2000 квт., 375 об./мин.) при резкопеременной (типа прокатной) нагрузке на валу двигателя. На рис. 8-4 и 8-5 приведены графики изменения рабочего угла этого двигателя во времени для различных законов изменения нагрузки. При этом показано, что при периодической прокатной нагрузке, если период нагрузки близок или кратен периоду собственных колебаний двигателя, возможны резонансные явления с усилением колебаний ротора.

Экспериментальное исследование переходных процессов синхронного двигателя при резкопеременной нагрузке подтвердило это положение.

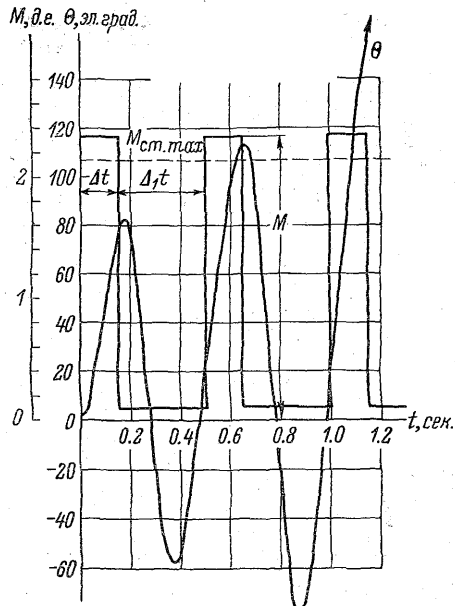


Рис. 8-5. Выпадение из синхронизма синхронного двигателя при периодических набросах нагрузки на его валу до величины  $M_L = 2.34$  д. е.

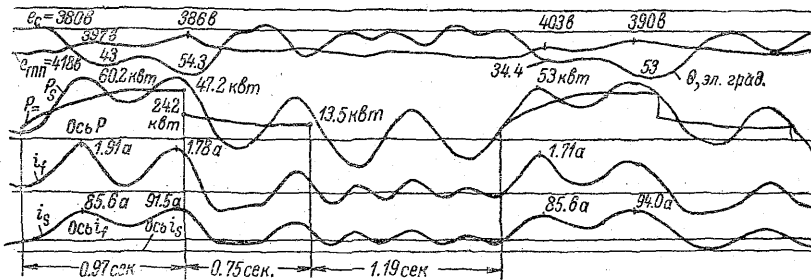


Рис. 8-6. Осциллограмма переходных процессов синхронного двигателя типа МДП-20 при периодической нагрузке на его валу.

Повторный наброс нагрузки в начале двигательного режима.

На рис. 8-6, 8-7 приведены осциллограммы переходных процессов синхронного двигателя при периодических изменениях на-

грузки на его валу. Осциллограммы сняты на установке, которая создана для моделирования схемы электроснабжения блюминга

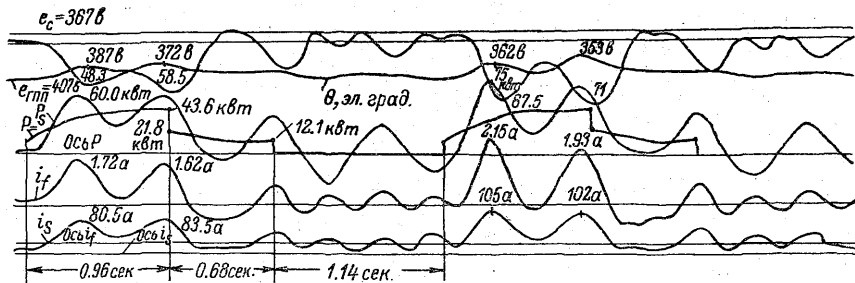


Рис. 8-7. Осциллограмма переходных процессов синхронного двигателя типа МДП-20-4 при периодической нагрузке на его валу.

Повторный наброс нагрузки в момент времени работы генератором.

при питании от шин бесконечной мощности с напряжением  $e_c$ . Основной элемент экспериментальной установки — модельный синхронный двигатель типа МДП-20-4 ( $P_n$  - 21 кв,  $e_n = 380/220$  в,  $i_n = 32$  а,

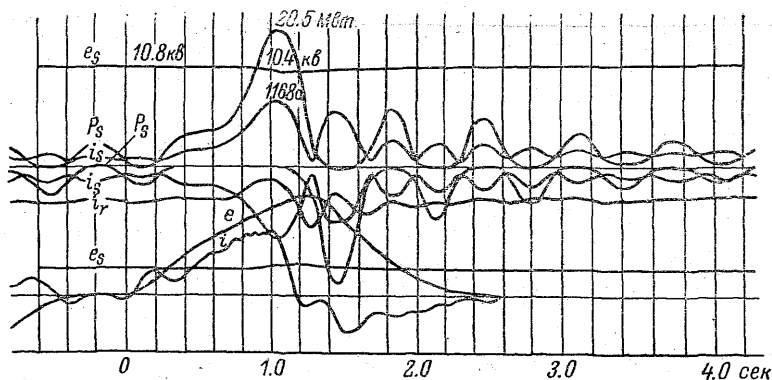


Рис. 8-8. Осциллограмма работы синхронного двигателя преобразовательного агрегата главного привода блюминга.

$e_s$  — огибающие кривой напряжения на зажимах статора синхронного двигателя;  $i_s$  — огибающие кривой тока в фазе статора синхронного двигателя;  $P_s$  — огибающие кривой мощности синхронного двигателя;  $e, i$  — напряжение и ток генератора постоянного тока преобразовательного агрегата.

cos  $\varphi = 0.8$ ,  $n = 1500$  об.мин.). Его параметры и постоянные времени соответствуют параметрам и постоянным времени синхронного двигателя преобразовательного агрегата главного привода крупного блюминга.

Для моделирования нагрузки был применен нагрузочный генератор типа ПН-290, сидящий на валу синхронного двигателя. При помощи релейно-контакторной схемы замыкались ступени сопротивлений в цепях якоря и возбуждения, вследствие чего получалась периодическая нагрузка. Была смоделирована также линия передачи от шин бесконечной мощности ( $e_c$ ) до зажимов двигателя ( $e_{гнп}$ ). Нагрузочные условия на осциллограммах (рис. 8-6, 8-7) различаются лишь тем, что на рис. 8-6 повторный наброс нагрузки происходит в двигательном режиме синхронной машины, а на рис. 8-7 — в генераторном. Во втором случае значительно усиливаются качания ротора, напряжения  $e_{гнп}$ , токов в обмотках статора и возбуждения.

Средством снижения качаний и, в частности, резонансных усилений качаний синхронного двигателя является быстроотзывчивое регулирование возбуждения (см. гл. 12 и [8-5, 8-7 ÷ 8-9]).

На рис. 8-8 приведена осциллограмма, снятая при работе синхронного двигателя типа МС-325-23/12 (13.3 Мва, 500 об./мин.) преобразовательного агрегата главного привода блюминга. Осциллограмма снята для одного из пропусков металла через валки, при отсутствии автоматического регулирования возбуждения.

## § 6. Рабочий угол $\theta$ при качаниях синхронной машины, выраженный в функции времени через эллиптические функции

Некоторые данные по эллиптическим функциям. Интегралы вида

$$t = \int_{\theta_a}^{\theta_b} \frac{d\theta}{\sqrt{c(\theta - \theta_0)(\theta - \theta_2)(\theta - \theta_c)}} \quad (8.68)$$

могут быть выражены через эллиптическую функцию Вейерштрасса  $\wp(u)$ , которой соответствует так называемый нормальный эллиптический интеграл Вейерштрасса:

$$u = \int_z^{\infty} \frac{dz}{\sqrt{4z^3 - g_2z - g_3}}, \quad z = \wp(u). \quad (8.69)$$

Здесь  $g_2, g_3$  — коэффициенты многочлена.

Корни многочлена  $4z^3 - g_2z - g_3$  обозначаются через  $e_1, e_2, e_3$ . Если дискриминант  $\Delta = g_2^3 - 27g_3^2$  больше нуля, то корни многочлена являются вещественными. При этом обычно принимают  $e_1 > e_2 > e_3$ .

Функция Вейерштрасса в этом случае может быть выражена следующим образом:

$$\wp(u) = e_3 - \frac{e_1 - e_3}{\operatorname{sn}^2(u \sqrt{e_1 - e_3})}. \quad (8.70)$$

Величины  $K$  и  $q$  в зависимости от параметра  $m = k^2$ 

$m$	0.0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.000
$K$	1.5708	1.6124	1.6596	1.7139	1.7775	1.8541	1.9496	2.07536	2.2572	3.6956	$\infty$
$q$	0.000	0.0066	0.0139	0.0223	0.0319	0.0432	0.0570	0.0747	0.0993	0.2621	1.000

Символом  $\operatorname{sn} u$  обозначена эллиптическая функция Якоби, называемая эллиптическим синусом. Функция  $\operatorname{sn} u$ , помимо  $u$ , зависит от параметра  $m = k^2$ . Величину  $k$  обычно называют модулем эллиптической функции. Функция  $\operatorname{sn} u$  может быть представлена следующим рядом Фурье:

$$\operatorname{sn} u = \frac{2\pi}{kK} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{q^{n+\frac{1}{2}}}{1-q^{2n+1}} \sin \frac{(2n+1)\pi u}{2K}. \quad (8.71)$$

Здесь  $K$  — полный эллиптический интеграл первого рода, являющийся функцией параметра  $m$ ,

$$K = \int_0^1 \frac{dx}{\sqrt{(1-x^2)(1-mx^2)}}; \quad (8.72)$$

$$q = e^{-\pi \frac{K'}{K}};$$

где  $K'$  — полный эллиптический интеграл первого рода для параметра

$$m' = 1 - m.$$

Величины  $K$  и  $q$  вычислены для различных значений параметра  $m$  и сведены в табл. 8-1.

При  $m=0$   $\operatorname{sn} u = \sin u$ . При увеличении параметра  $m$  функция  $\operatorname{sn} u$  увеличивает свой период, равный  $4K$ . При  $m=1$  величина  $K$  достигает бесконечности, и эллиптический синус превращается в гиперболический тангенс. На рис. 8-9 представлены кривые эллиптического синуса при различных значениях параметра  $m$ , который в формуле (8.72) равен

$$m = \frac{e_2 - e_3}{e_1 - e_3}. \quad (8.73)$$

Если дискриминант  $\Delta$  подкоренного многочлена в (8.69) меньше нуля, то два корня многочлена являются комплексными. Если обозначить

$$\left. \begin{aligned} e_1 &= e_r + je_j, \\ e_2 &= -2e_r, \\ e_3 &= e_r - je_j. \end{aligned} \right\} \quad (8.74)$$

где  $j = \sqrt{-1}$ , то функция Вейерштрасса  $\wp(u)$  в этом случае ( $\Delta < 0$ ) может быть представлена в виде

$$\wp(u) = e_2 + H_0 \frac{1 + \operatorname{cn}(2u\sqrt{H_0})}{1 - \operatorname{cn}(2u\sqrt{H_0})}. \quad (8.75)$$

Символом  $\operatorname{cn} u$  обозначается эллиптическая функция Якоби, называемая эллиптическим косинусом.

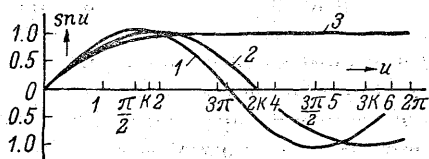


Рис. 8-9. График значений  $\operatorname{sn} u$  при различных значениях параметра  $m$ .

1 —  $m = k^2 = 0$  (синусоида); 2 —  $m = k^2 = \frac{1}{2}$ ; 3 —  $m = k^2 = 1$ .

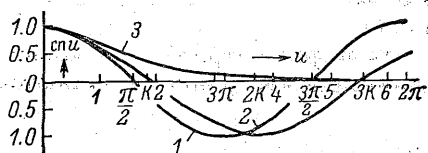


Рис. 8-10. График значений  $\operatorname{cn} u$  при различных значениях параметра  $m$ .

1 —  $m = k^2 = 0$  (косинусоида); 2 —  $m = k^2 = \frac{1}{2}$ ; 3 —  $m = k^2 = 1$ .

Функция  $\operatorname{sn} u$  аналогично  $\operatorname{sn} u$  зависит, помимо  $u$ , от параметра  $m = k^2$  и может быть разложена в следующий ряд Фурье:

$$\operatorname{sn} u = \frac{2\pi}{kK} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{q^{n+\frac{1}{2}}}{1+q^{2n+1}} \cos \frac{(2n+1)\pi u}{2K}. \quad (8.76)$$

Величина  $H_0$  в формуле (8.75) равна \*

$$H_0 = \sqrt{9e_r^2 + e_j^2}. \quad (8.77)$$

В этом случае

$$m = \frac{1}{2} - \frac{3e_2}{H_0}. \quad (8.78)$$

Эллиптический косинус  $\operatorname{cn} u$  при  $m=0$  превращается в тригонометрический косинус  $\cos u$ .

При увеличении параметра  $m$  период функции  $\operatorname{sn} u$ , равный  $4K$ , увеличивается и достигает бесконечности при  $m=1$ . При этом  $\operatorname{sn} u$  превращается в обратную величину гиперболического косинуса  $\left(\frac{1}{\operatorname{ch} u}\right)$ . На рис. 8-10 представлены кривые эллиптического косинуса при различных значениях параметра  $m$ .

Функции  $\operatorname{sn} u$  и  $\operatorname{cn} u$  связаны зависимостью

$$\operatorname{sn}^2 u + \operatorname{cn}^2 u = 1. \quad (8.79)$$

\* Обозначение  $H_0$  введено вместо  $H$  ввиду того, что буквой  $H$  обозначена инерционная постоянная машины.

Помимо функций  $\operatorname{sn} u$  и  $\operatorname{cn} u$ , Якоби ввел еще функцию  $\operatorname{dn} u$ , связанную с функцией  $\operatorname{sn} u$  зависимостью

$$\operatorname{dn}^2 u + k^2 \operatorname{sn}^2 u = 1. \quad (8.80)$$

Функция  $\operatorname{dn} u$  при  $m=0$  равна единице, а при  $m=1$  равна  $\frac{1}{\operatorname{ch} u}$  (рис. 8-11).

Эллиптические функции обладают рядом замечательных свойств. Мы остановимся только на тех, которые будут использованы в дальнейшем.

Если рассматривать аргумент  $u$  как комплексную величину, то эллиптические функции являются двоякопериодическими, причем один период является реальной величиной, а другой — мнимой.

Нулями для функции  $\operatorname{sn} u$  служат аргументы

$$u = 2n_1 K + j2n_2 K', \quad (8.81)$$

где  $n_1$  и  $n_2$  — произвольные целые числа.

Нулями для функции  $\operatorname{cn} u$  служат аргументы

$$u = (2n_1 - 1) K + j2n_2 K'. \quad (8.82)$$

Рис. 8-11. График значений  $\operatorname{dn} u$  при различных значениях параметра  $m$ .

1 —  $m = k^2 = 0$  (прямая); 2 —  $m = k^2 = \frac{1}{2}$ ;  
3 —  $m = k^2 = 1$ .

Ряд формул для эллиптических функций Якоби имеет сходство с соответствующими формулами для тригонометрических функций.

Так например,

$$\operatorname{sn}^2 u = \frac{1 - \operatorname{cn} 2u}{1 + \operatorname{dn} 2u}. \quad (8.83)$$

Приведем некоторые необходимые сведения о функции Вейерштрасса.

Функция  $\wp(u)$  может быть представлена рядом

$$\wp(u) = \frac{1}{u^2} + g_2 \frac{u^2}{20} + g_3 \frac{u^4}{28} + g_2^2 \frac{u^6}{1200} + \frac{3g_2 g_3}{6160} u^8 + \dots \quad (8.84)$$

Основными полупериодами для функции  $\wp(u)$  служат при  $\Delta > 0$

$$\omega_1 = \frac{K}{\sqrt{e_1 - e_3}}, \quad \omega_3 = \frac{jK'}{\sqrt{e_1 - e_3}}; \quad (8.85)$$

в этом случае

$$e_1 = \wp(\omega_1), \quad e_2 = \wp(\omega_1 + \omega_2), \quad e_3 = \wp(\omega_3), \quad (8.86)$$

$$\wp(u + \omega_3) = e_3 + \frac{(e_3 - e_1)(e_3 - e_2)}{\wp(u) - e_3}; \quad (8.87)$$

при  $\Delta < 0$ .

$$\omega_1 = \frac{K - jK'}{2\sqrt{H_0}}, \quad \omega_3 = \frac{K + jK'}{2\sqrt{H_0}}; \quad (8.88)$$

в этом случае

$$e_1 = \wp(\omega_1), \quad e_2 = \wp(\omega_2), \quad e_3 = \wp(\omega_3), \quad (8.89)$$

где

$$\omega_2 = \omega_1 + \omega_3. \quad (8.90)$$

Аналогично (8.87) имеем

$$\wp(u + \omega_2) = e_2 + \frac{(e_2 - e_3)(e_2 - e_1)}{\wp(u) - e_2}. \quad (8.91)$$

Первая производная функция  $\wp(u)$  по  $u$

$$\wp'(u) = \sqrt{4z^3 - g_2z - g_3} = \sqrt{4\wp^3(u) - g_2\wp(u) - g_3}. \quad (8.92)$$

Вторая производная функция  $\wp(u)$  по  $u$

$$\wp''(u) = 6\wp^2(u) - \frac{g^2}{2}. \quad (8.93)$$

Приближенная зависимость рабочего угла  $\theta$  от времени при качаниях. Уравнение механического колебания ротора синхронной машины имеет вид

$$H \frac{d^2\theta}{dt^2} + M_e = M_L. \quad (8.94)$$

Скольжение ротора

$$\frac{d\theta}{dt} = \sqrt{\frac{2}{H} \int_{\theta_0}^{\theta} (M_L - M_e) d\theta} \quad (8.95)$$

или

$$\frac{d\theta}{dt} = \sqrt{R(\theta)}, \quad (8.96)$$

где

$$R(\theta) = \frac{2}{H} \int_{\theta_0}^{\theta} (M_L - M_e) d\theta. \quad (8.97)$$

Величину  $R(\theta)$  можно приблизить полиномом в функции от  $\theta$ , если известны некоторые значения  $\theta$ , характеризующие определенными значениями скольжения.

Так, при исследовании качаний после наброса нагрузки в зоне сохранения динамической устойчивости имеем следующие данные для оценки величины  $R(\theta)$ :

$$\begin{aligned} \text{при } \theta = \theta_0 & \quad R(\theta) = 0; \\ \text{при } \theta = \theta_2 & \quad R(\theta) = 0; \\ \text{при } \theta = \theta_1 & \quad R(\theta) = \max, \quad M_e = M_L. \end{aligned}$$

Здесь  $\theta_0$  — начальный рабочий угол;  $\theta_1$  — угол, соответствующий по переходной угловой характеристике  $M_e = f(\theta)$  приложенному внешнему вращающему моменту  $M_L$ ;  $\theta_2$  — максимальный угол при колебаниях. Все три угла относятся к одному полупериоду колебаний.

В этом случае величину  $R(\theta)$  можно приблизить кубичным полиномом [0-3]

$$R(\theta) = c(\theta - \theta_0)(\theta - \theta_2)(\theta - \theta_c), \quad (8.98)$$

где

$$\theta_c = \frac{2(\theta_2 + \theta_0)\theta_1 - \theta_0\theta_2 - 3\theta_1^2}{\theta_2 + \theta_0 - 2\theta_1} \quad (8.99)$$

и

$$c = h_0^2 \frac{\theta_1 - \theta_2}{(\theta_2 - \theta_1)(\theta_c - \theta_1)}. \quad (8.100)$$

Здесь  $h_0$  — величина, соответствующая максимальному скольжению, достигаемому при  $\theta = \theta_1$

$$h_0 = \frac{1}{\theta_1 - \theta_0} \left( \frac{d\theta}{dt} \right)_{\theta=\theta_1}. \quad (8.101)$$

Проинтегрировав (8.95) с учетом (8.97) и (8.98), получим

$$t = \int_{\theta_0}^{\theta} \frac{d\theta}{\sqrt{c(\theta - \theta_0)(\theta - \theta_2)(\theta - \theta_c)}}. \quad (8.102)$$

Введем новую переменную

$$z = \theta - \theta_i, \quad (8.103)$$

где

$$\theta_i = \frac{\theta_0 + \theta_2 + \theta_c}{3}.$$

Полином  $(\theta - \theta_0)(\theta - \theta_2)(\theta - \theta_c)$  можно представить в виде

$$(\theta - \theta_0)(\theta - \theta_2)(\theta - \theta_c) = (z - e_1)(z - e_2)(z - e_3), \quad (8.104)$$

где

$$e_1 = \theta_c - \theta_i; \quad e_2 = \theta_2 - \theta_i; \quad e_3 = \theta_0 - \theta_i. \quad (8.105)$$

Вещественные корни полинома (8.104)  $e_1, e_2, e_3$  связаны соотношениями

$$e_1 + e_2 + e_3 = 0, \quad e_1 > e_2 > e_3. \quad (8.106)$$

Пользуясь определением функции Вейерштрасса и учитывая, что

$$\begin{aligned} \frac{\sqrt{c}}{2} t &= \int_{e_3}^z \frac{dz}{\sqrt{4(z - e_1)(z - e_2)(z - e_3)}} = - \int_z^{\infty} \frac{dz}{\sqrt{4(z - e_1)(z - e_2)(z - e_3)}} + \\ &+ \int_{e_3}^{\infty} \frac{dz}{\sqrt{4(z - e_1)(z - e_2)(z - e_3)}}, \end{aligned} \quad (8.107)$$



имеем

$$\frac{\sqrt{c}}{2}(-t + t_0) = \int_z^{\infty} \frac{dz}{\sqrt{4(z-e_1)(z-e_2)(z-e_3)}} \quad (8.108)$$

и, следовательно,

$$z = \wp \left[ \frac{\sqrt{c}}{2}(-t + t_0) \right], \quad (8.109)$$

где  $t_0$  определяется формулой

$$\left. \begin{aligned} \frac{\sqrt{c}}{2} t_0 &= \int_{e_3}^{\infty} \frac{dz}{\sqrt{4(z-e_1)(z-e_2)(z-e_3)}}, \\ e_3 &= \wp \left( \frac{\sqrt{c}}{2} t_0 \right). \end{aligned} \right\} \quad (8.110)$$

На основании теории эллиптических функций величина  $\frac{\sqrt{c}}{2} t_0$  является полупериодом функции и может быть выражена следующим образом:

$$\frac{\sqrt{c}}{2} t_0 = \omega_3 = \frac{jK'}{\sqrt{e_1 - e_3}}. \quad (8.111)$$

При вещественных корнях  $e_1, e_2, e_3$  полинома (8.104) функция Вейерштрасса выражается через эллиптический синус в виде

$$\begin{aligned} z &= \wp \left[ \frac{\sqrt{c}(-t - t_0)}{2} \right] = e_3 + \frac{e_1 - e_3}{\operatorname{sn}^2 \left[ \frac{\sqrt{c}}{2}(t + t_0) \sqrt{e_1 - e_3} \right]} = \\ &= e_3 + \frac{e_1 - e_3}{\operatorname{sn}^2 \left[ + \frac{\sqrt{c}}{2} t \sqrt{e_1 - e_3} + jK' \right]}. \end{aligned} \quad (8.112)$$

Модуль эллиптического синуса в этом случае

$$k = \sqrt{\frac{e_2 - e_3}{e_1 - e_3}}. \quad (8.113)$$

Учитывая, что

$$\operatorname{sn}(u + jK') = \frac{1}{k \operatorname{sn} u}, \quad (8.114)$$

для  $z$  получаем выражение

$$\begin{aligned} z &= e_3 - (e_1 - e_3) k^2 \operatorname{sn}^2 \left[ \frac{\sqrt{c}}{2} t \sqrt{e_1 - e_3} \right] = \\ &= e_3 - (e_2 - e_3) \operatorname{sn}^2 \left[ \frac{\sqrt{c}}{2} t \sqrt{e_1 - e_3} \right]. \end{aligned} \quad (8.115)$$

Соответственно, для угла  $\theta$  получаем

$$\theta = z + \theta_i = \theta_0 + (\theta_2 - \theta_0) \operatorname{sn}^2 \left[ \frac{\sqrt{c}}{2} t \sqrt{e_1 - e_3} \right]. \quad (8.116)$$

Введя обозначение

$$\tau = \frac{h_0 t}{2} \sqrt{\frac{(\theta_c - \theta_0)(\theta_1 - \theta_0)}{(\theta_c - \theta_1)(\theta_2 - \theta_1)}}, \quad (8.117)$$

получим окончательное выражение

$$\theta = \theta_0 + (\theta_2 - \theta_0) \operatorname{sn}^2 \tau, \quad (8.118)$$

где параметр  $m = k^2$ , характеризующий эллиптическую функцию  $\operatorname{sn} \tau$ , равен

$$m = k^2 = \frac{\theta_2 - \theta_0}{\theta_c - \theta_0}. \quad (8.119)$$

Время полуколебания, т. е. время достижения значения  $\theta = \theta_2$  характеризуется величиной  $2K$ , которая может быть определена по таблицам полных эллиптических интегралов первого рода (см. табл. 8-1).

При условии  $\tau = 2K$  получаем время полупериода колебаний

$$t_2 = \frac{4K}{h_0} \sqrt{\frac{(\theta_2 - \theta_1)(\theta_c - \theta_1)}{(\theta_1 - \theta_0)(\theta_c - \theta_0)}}. \quad (8.120)$$

Зная предельные значения угла  $\theta$ , при которых скольжение ротора равно нулю, и оценив энергетически максимальное скольжение, достигаемое ротором при  $\theta = \theta_1$ , когда  $M_e = M_L$  (например, пользуясь приближенным видом зависимости  $\theta = f(s)$  на участке  $\theta_0 - \theta_1$  с помощью «закона площадей»), можно найти зависимость угла  $\theta$  от времени, выраженную через эллиптический синус, если качение не сопровождается выпадением из синхронизма.

При выпадении машины из синхронизма из-за чрезмерной нагрузки (скольжение равно нулю при  $\theta = \theta_0$ ). Для того чтобы приблизить выражение под корнем в (8.68) полиномом третьей степени, в этом случае можно пользоваться следующими условиями:

$$\left. \begin{array}{l} \text{при } \theta = \theta_0 \quad R(\theta) = 0, \\ \text{при } \theta = \theta_2 \quad R(\theta) = \min \text{ (но не равно нулю, как} \\ \quad \text{при сохранении синхронизации),} \\ \text{при } \theta = \theta_1 \quad R(\theta) = \max, \quad M_e = M_L, \end{array} \right\} \quad (8.121)$$

где

$$R(\theta) = \frac{2}{H} \int_{\theta_0}^{\theta} (M_L - M_e) d\theta. \quad (8.122)$$

Величина  $\frac{1}{2}HR(\theta)$  представляет собой «кинетическую энергию» движения ротора по отношению к синхронно вращающемуся электромагнитному полю.

Полином  $R(\theta)$  в этом случае может быть представлен в виде

$$R(\theta) = c(\theta - \theta_0)(\theta^2 - 2B\theta + D), \quad (8.123)$$

где коэффициенты  $B$  и  $D$  определяются условиями (8.121), и  $D - B^2 > 0$ , так как выражение  $R(\theta)$  имеет только один реальный корень, равный  $\theta_0$ .

Аналогично предыдущему, вводим новую переменную

$$z = \theta - \theta_i, \quad (8.124)$$

где

$$\theta_i = \frac{\theta_0 + 2B}{3}. \quad (8.125)$$

В таком случае полином  $R(\theta)$  можно представить в виде

$$R(\theta) = c(z - e_1)(z - e_2)(z - e_3) = c(z - e_2)(z^2 - 2bz + d), \quad (8.126)$$

где  $e_1 + e_2 + e_3 = 0$ .

Из трех корней  $e_1, e_2, e_3$  полинома (8.126) один должен быть реальным, два других — сопряженными комплексными величинами. Мы принимаем, что реальным корнем является  $e_2 = \theta_0 - \theta_i$ .

Пусть

$$e_1 = e_r + je_j, \quad e_3 = e_r - je_j, \quad (8.127)$$

где  $e_r$  и  $e_j$  — величины реальной и мнимой частей.

Тогда

$$b = e_r, \quad d = e_r^2 + e_j^2, \quad e_2 = -2b, \quad \theta_i = 2b + \theta_0. \quad (8.128)$$

На основании (8.126)

$$\begin{aligned} \frac{\sqrt{c}}{2}t &= \int_{e_2}^z \frac{dz}{\sqrt{4(z - e_2)(z^2 - 2bz + d)}} = \int_{e_2}^{\infty} \frac{dz}{\sqrt{4(z - e_2)(z^2 - 2bz + d)}} - \\ &- \int_z^{\infty} \frac{dz}{\sqrt{4(z - e_2)(z^2 - 2bz + d)}}. \end{aligned} \quad (8.129)$$

Пользуясь определением функции Вейерштрасса (8.69), имеем

$$z = \wp \left[ \frac{\sqrt{c}}{2}(t + t_0) \right], \quad (8.130)$$

где  $t_0$  определяется формулой

$$\frac{\sqrt{c}}{2}t_0 = \int_{e_2}^{\infty} \frac{dz}{\sqrt{4(z - e_2)(z^2 - 2bz + d)}}. \quad (8.131)$$

Величина  $\frac{\sqrt{c}}{2} t_0$  является полупериодом эллиптической функции и может быть выражена следующим образом:

$$\frac{\sqrt{c}}{2} t_0 = \omega_2 = \frac{K}{\sqrt{H_0}}, \quad (8.132)$$

где  $K$  — полный эллиптический интеграл первого рода для модуля

$$\left. \begin{aligned} k^2 &= \frac{1}{2} - \frac{3}{4} \frac{e_2}{H_0}, \\ H_0 &= \sqrt{8b^2 + d}. \end{aligned} \right\} \quad (8.133)$$

При комплексных корнях  $e_1$  и  $e_3$  функция Вейерштрасса выражается через эллиптический косинус в виде

$$z = \wp \left[ \frac{\sqrt{c}}{2} (t + t_0) \right] = e_2 + H_0 \frac{1 + \operatorname{cn} [\sqrt{c} (-t + t_0) \sqrt{H_0}]}{1 - \operatorname{cn} [\sqrt{c} (-t + t_0) \sqrt{H_0}]}. \quad (8.134)$$

Из теории эллиптических функций известно, что

$$\wp(u + \omega_2) = e_2 + \frac{(e_2 - e_3)(e_2 - e_1)}{\wp(u) - e_2}. \quad (8.135)$$

Следовательно, учитывая, что

$$(e_2 - e_3)(e_2 - e_1) = H_0^2, \quad (8.136)$$

получаем

$$z = e_2 + H_0 \frac{1 - \operatorname{cn}(\sqrt{c} H_0 t)}{1 + \operatorname{cn}(\sqrt{c} H_0 t)}. \quad (8.137)$$

Соответственно, для угла  $\theta$  имеем

$$\theta = \theta_0 + H_0 \frac{1 - \operatorname{cn}(\sqrt{c} H_0 t)}{1 + \operatorname{cn}(\sqrt{c} H_0 t)}. \quad (8.138)$$

Остается связать коэффициенты  $c$  и  $H_0$  с заданными значениями углов  $\theta_0$ ,  $\theta_1$ ,  $\theta_2$ .

Скольжение достигает максимума и минимума при  $\theta = \theta_1$  и  $\theta = \theta_2$ .

Функция  $z = \wp \left( \frac{\sqrt{c}}{2} t + \omega_2 \right)$  связана с углом  $\theta$  простым соотношением (8.124), и, следовательно, условия максимума и минимума скольжения при  $\theta = \theta_1$  и  $\theta = \theta_2$  равносильны условию равенства нулю второй производной функции Вейерштрасса по  $t$  при соответствующих значениях  $z$ .

Как известно, в случае, когда вторая производная функции  $\wp(u)$  по  $u$  равна нулю  $-\wp''(u) = 0$ , имеет место следующее соотношение:

$$\wp''(u) = -\frac{e_1 e_2 + e_2 e_3 + e_3 e_1}{3}. \quad (8.139)$$

В нашем случае это равносильно условиям

$$(\theta_2 - \theta_i)^2 = \frac{-e_r^2 - e_j^2 - 2e_r e_j}{3} = \frac{4b^2 - d}{3}, \quad (8.140)$$

$$(\theta_i - \theta_1)^2 = \frac{4b^2 - d}{3}, \quad (8.141)$$

поскольку  $\theta_1$  и  $\theta_2$  — заданные углы, соответствующие условию  $\wp''(u) = 0$ .

Учитывая (8.128), получаем

$$\theta_2 - \theta_i = \theta_i - \theta_1,$$

откуда

$$b = \frac{\theta_2 + \theta_1 - 2\theta_0}{4}, \quad \theta_i = \frac{\theta_2 + \theta_1}{2}. \quad (8.142)$$

Коэффициент  $H_0$  может быть определен из условия (8.140) с учетом (8.128) и (8.142)

$$(\theta_2 - 2b + \theta_0)^2 = \frac{4b^2 - d}{3} \quad (8.143)$$

или

$$3(\theta_2 - \theta_0)^2 - 12b(\theta_2 - \theta_0) + 8b^2 - d = 0.$$

Учитывая (8.133), получаем

$$H_0^2 = 12b(\theta_2 - \theta_0) - 3(\theta_2 - \theta_0)^2, \quad (8.144)$$

откуда

$$H_0 = \sqrt{3(\theta_2 - \theta_0)(\theta_1 - \theta_0)}. \quad (8.145)$$

Из (8.141) можно также найти выражение для коэффициента  $d$  через углы  $\theta_0$ ,  $\theta_1$ ,  $\theta_2$

$$d = (\theta_1 - \theta_0)(\theta_2 - \theta_0) - \frac{(\theta_2 - \theta_1)^2}{2} = \frac{H_0^2}{3} - \frac{(\theta_2 - \theta_1)^2}{2}. \quad (8.146)$$

Модуль  $k^2$  с учетом (8.141) и (8.143) можно выразить в виде

$$k^2 = \frac{1}{2} + \frac{\sqrt{3}}{8} \frac{\theta_2 + \theta_1 - 2\theta_0}{\sqrt{(\theta_2 - \theta_0)(\theta_1 - \theta_0)}}. \quad (8.147)$$

Коэффициент  $c$  определяется из соотношения

$$h_0^2(z_1 - e_2)^2 = c(z_1 - e_2)(z_1^2 - 2bz_1 + d), \quad (8.148)$$

где

$$h_0 = \frac{1}{\theta_1 - \theta_0} \left( \frac{d\theta}{dt} \right)_{\theta=\theta_1}; \quad z_1 = \theta_1 - \theta_i = \theta_1 - 2b - \theta_0 = -\frac{\theta_2 - \theta_1}{2}. \quad (8.149)$$

Коэффициент  $c$  равен

$$c = \frac{2h_0^2}{3\theta_2 - \theta_1 - 2\theta_0}. \quad (8.150)$$

Введя обозначения

$$\tau = \frac{\sqrt{cH_0}}{2} t = \frac{h_0 t}{2} \sqrt{\frac{2H_0}{3(\theta_2 - \theta_1) + 2(\theta_1 - \theta_0)}} = \frac{h_0 t}{2} \sqrt{\frac{12(1+\gamma)\gamma}{(3+2\gamma)^2}}, \quad (8.151)$$

где  $\gamma = \frac{\theta_1 - \theta_0}{\theta_2 - \theta_1}$ , получим окончательное выражение для рабочего угла  $\theta$  в функции времени для случая выпадения из синхронизма

$$\theta = \theta_0 + H_0 \frac{1 - \operatorname{cn} 2\tau}{1 + \operatorname{cn} 2\tau}. \quad (8.152)$$

САМОВОЗБУЖДЕНИЕ СИНХРОННОЙ МАШИНЫ  
ПРИ РАБОТЕ НА ЕМКОСТЬ§ 1. Условия самовозбуждения синхронной машины  
при работе с емкостью в цепи статора

При работе синхронных машин с емкостной нагрузкой или при наличии в линии электропередачи продольной компенсации иногда наблюдается самовозбуждение машины, которое сопровождается протеканием недопустимых токов. По своей природе самовозбуждение синхронного генератора при наличии емкости в цепи статора представляет собой вид резонанса — параметрический резонанс [0-4, 0-15]. При наличии в цепи индуктивности  $L$ , емкости  $C$  и активного сопротивления  $r$  при периодическом изменении  $L$  или  $C$  возможно безграничное нарастание тока даже при отсутствии источника эдс за счет энергии, требуемой для периодического изменения параметра. Очевидно, нарастание тока будет происходить в том случае, если работа, затрачиваемая при периодическом изменении параметра  $L$  в машине, превышает энергию, рассеиваемую при переменном токе в активных сопротивлениях цепей машины.

При вращении ротора синхронной машины индуктивности фазных обмоток изменяются периодически с двойной синхронной частотой. Это может явиться причиной параметрического резонанса при работе синхронной машины с емкостью в цепи статора. Для начала процесса самовозбуждения необходимо появление первоначального тока, для чего в цепи статора машины достаточно иметь небольшое напряжение, например остаточное напряжение.

При аperiodическом нарастании свободных токов в обмотке возбуждения синхронного генератора изменяется по величине основное поле возбуждения и в обмотке статора наводятся переменные токи основной частоты. Такой вид самовозбуждения называется «синхронным».

В случае периодических свободных токов в обмотке ротора в статоре наводятся токи частоты, отличной от синхронной. Поэтому такой вид самовозбуждения называют асинхронным [0-3, 0-4, 9-3].

Предел самовозбуждению обычно определяется изменением реактивности машины вследствие насыщения. Активное сопроти-

вление цепи статора также оказывает ограничивающее влияние на процесс самовозбуждения. Чем больше величина активного сопротивления статорной цепи, тем меньше диапазон емкостных сопротивлений, при которых имеет место самовозбуждение. Можно определить величину активного сопротивления статорной цепи генератора, выше которой самовозбуждение невозможно.

Основные возможные случаи включения емкости. Рассмотрим самовозбуждение синхронных машин при работе с емкостью в цепи обмотки статора для случаев:

а) последовательного соединения машины с емкостью при ее работе на мощную сеть;

б) параллельного соединения машины с емкостью при ее работе на мощную сеть;

в) последовательного соединения с емкостью синхронной машины, работающей на изолированную нагрузку;

г) параллельного соединения с емкостью синхронной машины, работающей на изолированную нагрузку.

Для рассмотрения процесса самовозбуждения синхронной машины при работе с емкостью в статорной цепи используем следующую методику [0-3]. Составляем дифференциальные уравнения напряжений для статорной цепи:

а) при последовательном соединении машины с емкостью и работе ее на мощную сеть

$$j e_{sm} \varepsilon^{-j\theta} - jE = \left[ r + \frac{x_c}{p+j} + (p+j) x_s(p) \right] i_s + (p+j) y_s(p) i_s^*; \quad (9.1)$$

в случае работы машины на изолированную нагрузку с параметрами  $r_e$ ,  $x_e$  в (9.1) следует подставить

$$e_s = j e_{sm} \varepsilon^{-j\theta} = -[r_e + (p+j) x_e] i_s; \quad (9.2)$$

б) при параллельном соединении машины с емкостью и ее работе на сеть

$$\left. \begin{aligned} j e_{sm} \varepsilon^{-j\theta} - jE &= [r + (p+j) x_s(p)] i_s + (p+j) y_s(p) i_s^*, \\ j e_{sm} \varepsilon^{-j\theta} &= \frac{x_c}{p+j} i_c; \\ i_L &= i_c + i_s; \end{aligned} \right\} \quad (9.3)$$

в случае работы машины на изолированную нагрузку с параметрами  $r_e$ ,  $x_e$  в (9.3) следует подставить

$$e_s = j e_{sm} \varepsilon^{-j\theta} = - \frac{x_c [r_e + (p+j) x_e]}{x_e + (p+j) r_e + (p+j)^2 x_e} i_s. \quad (9.4)$$

Здесь  $\theta$  — рабочий угол машины;  $E$  — внутренняя эдс;  $e_s = j e_{sm} \varepsilon^{-j\theta}$  — напряжение на зажимах машины с амплитудным значением  $e_{sm}$ ;

$$x_s(p) = \frac{x_d(p) + x_q(p)}{2}; \quad y_s = \frac{x_d(p) - x_q(p)}{2}; \quad (9.5)$$



$x_c$  — подключенное к зажимам обмотки статора емкостное сопротивление. Внешние реактивные сопротивления между генератором и емкостью включаются в параметры машины.

Для выявления условий самовозбуждения решаются уравнения (9. 1) или (9. 3) относительно  $i_s$  в случае последовательного соединения машины с емкостью и относительно  $i_L = i_c + i_s$  — в случае параллельного соединения. Знаменатель полученного операторного выражения для  $i_s$  в случае последовательного включения емкости и числитель операторного выражения для  $i_L$  в случае параллельного присоединения емкости, равный  $D_L(p)$ , являются характеристическими полиномами системы. Условия самовозбуждения определяются вещественной частью корней  $p_1, p_2, \dots, p_n$  характеристического уравнения  $D_L(p) = 0$ . Если вещественная часть хотя бы одного из корней  $p_1, p_2, \dots, p_n$ , являющихся в общем случае комплексными числами, равна нулю или положительна, то самовозбуждение может иметь место. Если вещественные части всех корней  $p_1, p_2, \dots, p_n$  отрицательны, то самовозбуждение невозможно. При этом может быть определено предельное значение активного сопротивления статорной цепи, выше которого самовозбуждение синхронной машины не наступает.

Для определения условий самовозбуждения синхронной машины при работе с емкостью в статорной цепи может быть применен следующий графический метод.

В операторных выражениях  $Z_L = \frac{1}{i} = f(p)$  или  $i_L = f(p)$  оператор  $p$  заменяется на комплекс  $js$ . Полученные частотные характеристики  $Z_L(js)$  при последовательном соединении емкости и  $i_L(js)$  при параллельном подключении емкости строятся при  $-\infty < s < \infty$ . Если при обходе построенной частотной характеристики против часовой стрелки начало координат попадает на частотную кривую либо внутрь замкнутой области, расположенной слева по направлению обхода частотной характеристики, то система самовозбуждается.

## § 2. Самовозбуждение синхронной машины при параллельном соединении машины с емкостью

Пусть синхронная машина работает с параллельно подключенной емкостью при рабочем угле  $\theta$  и внутренней эдс  $E$ .

Из уравнений (9. 3) в результате решения получаются следующие выражения для токов  $i_s$  и  $i_c$ :

$$i_s = \frac{[r + (p - j)x_s(p)] [e_{sm} \sin \theta + j(e_{sm} \cos \theta - E)] - (p + j)y_s(p) [e_{sm} \sin \theta - j(e_{sm} \cos \theta - E)]}{D}, \quad (9. 6)$$

$$i_c = -\frac{1 - jp}{x_c} e_{sm} \varepsilon^{-j\theta}. \quad (9. 7)$$

Характеристический полином системы  $D$  равен

$$D = (p^2 + 1) x_d(p) x_q(p) + p [x_d(p) + x_q(p)] r + r^2 \quad (9.8)$$

Результирующий ток  $i_L = i_s + i_c$ . Предельные условия самовозбуждения после подстановки  $p = js$  и приравнивания к нулю вещественной и мнимой частей имеют вид

$$\left. \begin{aligned} (r + i_{dr} - si_{qr}) \sin \theta + (i_{qx} - si_{dx}) \left( \cos \theta - \frac{E}{e_{sm}} \right) &= \\ &= \frac{\cos \theta D_x + \sin \theta D_r}{x_c} (1 + s), \\ (r + i_{qr} - si_{dr}) \left( \cos \theta - \frac{E}{e_{sm}} \right) - (i_{dx} - si_{qx}) \sin \theta &= \\ &= \frac{\cos \theta D_r - \sin \theta D_x}{x_c} (1 + s). \end{aligned} \right\} \quad (9.9)$$

Здесь

$$\left. \begin{aligned} \frac{1}{x_d(js)} = i_{dx} + ji_{dr}; \quad \frac{1}{x_q(js)} = i_{qx} + ji_{qr}; \\ D(js) = D_x + jD_r. \end{aligned} \right\} \quad (9.10)$$

Из (9.8) для составляющих  $D_x$  и  $D_r$  получаются следующие выражения:

$$\left. \begin{aligned} D_x &= (1 - s^2) \frac{i_{dx}i_{qx} - i_{dr}i_{qr}}{i_{ds}^2 i_{qs}^2} + s \frac{i_{dr}i_{qs}^2 + i_{qr}i_{ds}^2}{i_{ds}^2 i_{qs}^2} r + r^2, \\ D_r &= s \frac{i_{dx}i_{qs}^2 + i_{qx}i_{ds}^2}{i_{ds}^2 i_{qs}^2} r - (1 - s^2) \frac{i_{dx}i_{qr} + i_{dr}i_{qx}}{i_{ds}^2 i_{qs}^2}, \end{aligned} \right\} \quad (9.11)$$

где

$$i_{ds} = \sqrt{i_{dx}^2 + i_{dr}^2}; \quad i_{qs} = \sqrt{i_{qx}^2 + i_{qr}^2}.$$

Собственные частоты и предельные емкостные сопротивления. Уравнения (9.9) могут служить для определения собственной частоты  $s$  и предельного емкостного сопротивления  $x_c$ . Из (9.10) следует, что величины  $i_{dx}$ ,  $i_{qx}$ ,  $i_{dr}$ ,  $i_{qr}$  являются функциями  $s$ , поэтому уравнениям (9.9) удовлетворяет совокупность дискретных частот  $s_1, s_2, \dots, s_n$ , каждая из которых соответствует пределу самовозбуждения машины. Исключив  $x_c$  из (9.9), получим уравнение для определения величины  $s$

$$\begin{aligned} F(s) = & \left[ (r + i_{dr} - si_{qr}) \sin \theta + (i_{qx} - si_{dx}) \left( \cos \theta - \frac{E}{e_{sm}} \right) \right] (\cos \theta D_r - \sin \theta D_x) - \\ & - \left[ (r + i_{qr} - si_{dr}) \left( \cos \theta - \frac{E}{e_{sm}} \right) - (i_{dx} - si_{qx}) \sin \theta \right] \times \\ & \times (\cos \theta D_x + \sin \theta D_r) = 0. \end{aligned} \quad (9.12)$$

С помощью корней этого уравнения  $s_1, s_2, s_3, \dots, s_n$ , найденных, например, графическим методом, после подстановки их в (9.9) находим предельные значения емкостных сопротивлений  $x_{c1}, x_{c2}, \dots, x_{cn}$ .

**Режим холостого хода.** Рассмотрим для примера частный случай работы синхронной машины на мощную сеть в режиме идеального холостого хода ( $\theta=0$ ).

Уравнения (9.9) для этого случая примут следующий вид:

$$\left. \begin{aligned} (i_{qx} - si_{dx}) \left(1 - \frac{E}{e_{sm}}\right) &= \frac{D_x}{x_c} (1 + s), \\ (r + i_{qr} - si_{dr}) \left(1 - \frac{E}{e_{sm}}\right) &= \frac{D_r}{x_c} (1 + s). \end{aligned} \right\} \quad (9.13)$$

Исключив  $x_c$  из (9.13) и подставив значения  $D_x$  и  $D_r$  в (9.13), согласно (9.14), получим уравнение для определения собственных частот колебаний  $s_1, s_2, s_3, \dots, s_i, \dots, s_n$

$$F(s) = \left[ (1 + s^2) \frac{i_{dx}i_{qx} - i_{dr}i_{qr}}{i_{ds}^2 i_{qs}^2} + s \frac{i_{dr}i_{qs}^2 + i_{qr}i_{ds}^2}{i_{ds}^2 i_{qs}^2} r + r^2 \right] (i_{qx} - si_{dx}) + \\ + \left[ (1 - s^2) \frac{i_{dx}i_{qr} + i_{dr}i_{qx}}{i_{ds}^2 i_{qs}^2} - s \frac{i_{dx}i_{qs}^2 + i_{qx}i_{ds}^2}{i_{ds}^2 i_{qs}^2} r \right] (r + i_{qr} - si_{dr}) = 0. \quad (9.14)$$

Предельное значение емкостного сопротивления  $x_{ci}$  для любого значения  $s_i$  равно

$$x_{ci} = \frac{s_i (1 + s_i) (i_{dx} + i_{qx})}{(r + i_{qr} - s_i i_{dr}) \left(1 + \frac{E}{e_{sm}}\right)}. \quad (9.15)$$

Величина критического сопротивления  $r_k$ , при котором машина уже перестает самовозбуждаться, определяется из условия нахождения предельных значений коэффициентов уравнения (9.14), при которых еще имеется один реальный корень в уравнении  $F(s)=0$ .

Для определения  $r_k$  строим семейство кривых  $F(s)$  в функции  $s$  при различных значениях  $r$  в качестве параметра. Параметр кривой  $F(s)$ , которая касается оси абсцисс в одной точке, будет равен искомой величине критического сопротивления  $r_k$ .

Для учета насыщения при заданной величине  $x_c$  необходимо иметь семейство частотных характеристик  $i_L = i_s + i_c = f(s)$  в функции внутренней эдс машины, соответствующей магнитному потоку машины.

При  $e_s = je_{sm}$

$$\left. \begin{aligned} i_s &= \{ r [E \sin \theta + j (e_{sm} - E \cos \theta)] - [x_d(j_s) - sx_q(j_s)] \epsilon^{j\theta} + \\ &\quad + (1 - s) x_s(j_s) e_{sm} + (1 + s) y_s(j_s) e_{sm} \epsilon^{j2\theta} \} / D(j_s), \\ i_c &= - \frac{1 + s}{x_q} e_{sm}. \end{aligned} \right\} \quad (9.16)$$

При самовозбуждении возрастает и напряжение за реактивностью Потье, определяемое по следующей формуле:

$$e_p = \sqrt{\frac{\{e_{sm} + i_{sm} [-(\omega_r + s) x_p \sin \varphi + r \cos \varphi]\}^2 + \dots}{+ i_{sm}^2 [(\omega_r + s) x_p \cos \varphi - r \sin \varphi]^2}} \dots \quad (9.17)$$

Установившийся режим вследствие насыщения наступит, когда соответствующая напряжению  $e_p$  частотная характеристика семейства  $i_L = f(s)$  пройдет через начало координат.

### § 3. Работа синхронной машины на мощную сеть при последовательно включенной емкости

Решив уравнение (9.1) относительно тока  $i_s$ , получим

$$i_s = \frac{\{x_c + r(p-j) + (p-j)^2 x_s(p)\} (e_{sm} \varepsilon^{-j\theta} - E) + (p^2 + 1) y_s(p) (e_{sm} \varepsilon^{j\theta} - E) \{1 + jp\}}{D(p)} \quad 1, \quad (9.18)$$

где

$$\begin{aligned} D(p) &= (z_{tx} z_{ix}^* - z_{ty} z_{iy}^*) (p-j); \\ z_{tx} &= x_c + r(p+j) + (p+j)^2 x_s(p); \\ z_{ty} &= (p^2 + 1) y_s(p). \end{aligned}$$

Выразив  $D(p)$  через параметры, получим характеристическое уравнение

$$D(p) = (p^2 + 1)^2 x_d(p) x_q(p) + 2p [x_c + (p^2 + 1) x_s(p)] r + (p^2 + 1) r^2 + x_c^2 = 0. \quad (9.19)$$

После подстановки  $p = js$  в (9.18) выражение для частотной характеристики  $Z_L(js)$  при  $e_s = e_{sm} \varepsilon^{-j\theta}$  имеет вид

$$Z_L(js) = \frac{(1-s^2)^2 x_d(js) x_q(js) + 2js [x_c + (1-s^2) x_s(js)] r + (1-s^2) r^2 + x_c^2}{(1-s) \left\{ [x_c - (1-s)^2 x_s(js) - j(1-s)r] \left(1 - \frac{E}{e_{sm}} \varepsilon^{j\theta}\right) + (1-s^2) y_s(js) \left(\varepsilon^{j2\theta} - \frac{E}{e_{sm}} \varepsilon^{j\theta}\right) \right\}}. \quad (9.20)$$

Найдя условия, при которых частотная характеристика  $Z_L(js)$  проходит через начало координат, получим предельные значения емкостных сопротивлений  $x_c$ , соответствующие началу самовозбуждения, и собственные частоты (включая  $s=0$ ) при самовозбуждении. Критическое активное сопротивление статора  $r_k$ , при котором еще возможно самовозбуждение, определяется из условий наличия только одной предельной собственной частоты самовозбуждения. При активном сопротивлении цепи статора  $r > r_k$  самовозбуждение невозможно при любом значении включенного емкостного сопротивления  $x_c$ .

Насыщение может быть учтено так же, как и в предыдущем случае. Строится семейство характеристик  $Z_L(js)$  с напряжением за реактивностью Потье  $e_p$  в качестве параметра. При заданном значении  $x_c$  процесс самовозбуждения, сопровождаемый нарастанием тока, будет длиться до тех пор, пока напряжение за реактивностью Потье  $e_p$  не изменится настолько, что  $x_c$  будет соответствовать предельному значению по частотной характеристике, имеющей своим параметром указанное значение величины  $e_p$ .

#### § 4. Статическая устойчивость работы синхронной машины при соединении с мощной сетью через емкость

На рис. 9-1, 9-2, 9-3 приведены пределы статической устойчивости синхронной машины, включенной в сеть бесконечной мощности через емкость при варьировании емкостного и активного сопротивления в цепи статора. Данные получены путем расчета на ЦВМ. По оси ординат на этих рисунках отложены величины емкостных сопротивлений  $x_c$ , а по оси абсцисс — значения суммарного активного сопротивления статорной цепи синхронной машины, состоящего из активного сопротивления обмотки статора  $r$  и внешнего активного сопротивления  $r_e$ .

Рис. 9-1 и 9-2 характеризуют области отсутствия самораскачивания в зависимости от нагрузки, определяемой величиной рабочего угла  $\theta$ . Ширина этой области увеличивается с ростом величины рабочего угла, причем в генераторном режиме область устойчивой работы синхронной машины больше, чем в двигательном режиме при одинаковых по величине рабочих углах. При очень малых значениях активных сопротивлений предел устойчивости практически не зависит от величины рабочего угла  $\theta$ . Наличие демпферной обмотки на роторе синхронной машины расширяет область устойчивой работы (ср. рис. 9-2 и 9-1).

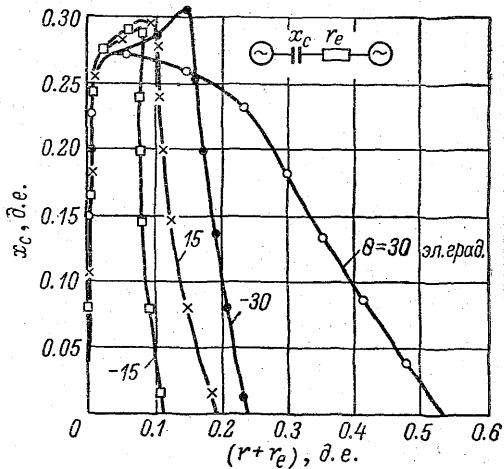


Рис. 9-1. Предел устойчивости синхронной машины без демпферной обмотки, включенной на сеть бесконечной мощности через последовательно соединенные емкость  $x_c$  и омическое сопротивление  $r_e$ .

Параметры машины [9-5]:  $e = 1.0$ ;  $E = 1.5$ ;  $x_d = 1.2$ ,  $x_q = 0.8$ ,  $x_{ad} = 1.0$ ,  $x_{aq} = 0.6$ ,  $x_{ff} = 1.1$ ,  $r_f = 0.0011$ ,  $H = 10$  сек.

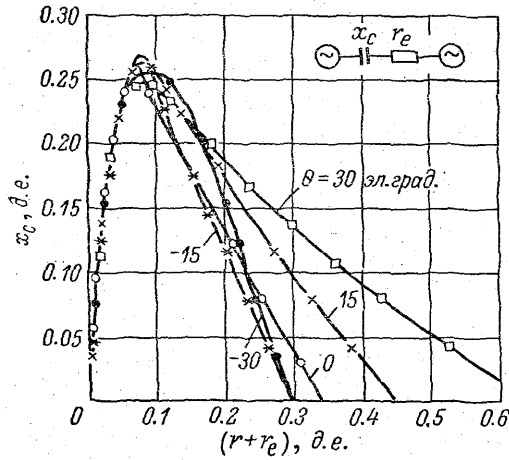


Рис. 9-2. То же, что и на рис. 9-1 для машины с демпферной обмоткой.

Параметры демпферной обмотки:  $x_{kd} = 1.1$ ,  $r_{kd} = 0.02$ ,  $x_{kq} = 0.8$ ,  $r_{kq} = 0.04$ .

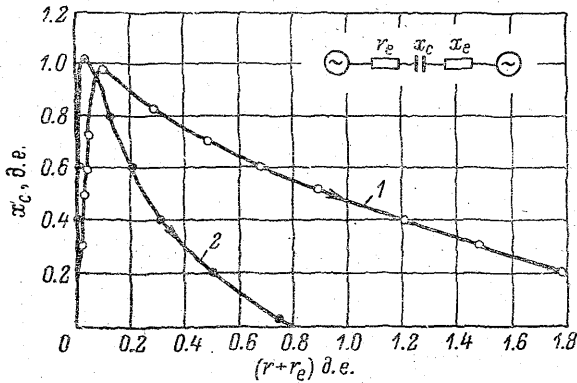


Рис. 9-3. Предел устойчивости синхронной машины, включенной на сеть бесконечной мощности через последовательно соединенные емкость  $x_c$ , активное сопротивление  $r_e$  и внешнюю реактивность  $x_e$ .

1 — с демпферной обмоткой; 2 — без обмотки. Параметры машины:  $\theta = 30$  эл. град.,  $x_e = 0.8$ ,  $x_{kd} = 1.1$ ,  $r_{kd} = 0.02$ ,  $x_{kq} = 0.8$ ,  $r_{kq} = 0.04$ .

На рис. 9-3 дано сопоставление пределов статической устойчивости для той же машины при наличии и при отсутствии демпферной системы, при дополнительном индуктивном сопротивлении в цепи статора. Включение последовательно с емкостным сопротивлением  $x_c$  добавочного индуктивного сопротивления  $x_e$  также расширяет область устойчивой работы синхронной машины при заданном рабочем угле.

На рис. 9-3 показаны области статической устойчивости синхронной машины при включении дополнительной реактивности  $x_e=0.8$ . Рабочий угол  $\theta=30^\circ$ . Графики на рис. 9-1, 9-2, 9-3 показывают, что при соотношениях  $x_c \geq (x'_d + x_e)$  в случае отсутствия демпферной обмотки и при  $x_c \geq (x''_d + x_e)$  при наличии демпферной обмотки работа синхронной машины неустойчива.

### § 5. Работа изолированной синхронной машины на нагрузку при наличии емкости в цепи статора

Рассмотрим случай работы изолированной синхронной машины на нагрузку с параметрами  $r_e, x_e$  при наличии емкости в цепи статора, подключенной параллельно или последовательно нагрузке.

При параллельном соединении емкости и нагрузки система уравнений (9.3) примет вид

$$-jE = \left[ r + (p+j)x_s(p) + \frac{[r_e + (p+j)x_e] \frac{x_c}{p+j}}{r_e + (p+j)x_e + \frac{x_c}{p+j}} \right] \times \\ \times i_L + (p+j)y_s(p)i_L^* \quad (9.21)$$

Подставив  $p=js$  в (9.21), получим выражение для частотной характеристики

$$Z_L(js) = -\frac{jE}{i_L} \quad (9.22)$$

Искомые предельные значения  $x_c$ , соответствующие самовозбуждению, и собственные частоты колебаний  $s$  определяются из условий прохождения частотной характеристики через начало координат. Величина критического сопротивления  $r_k$ , как и в § 3, определяется условием, чтобы уравнению  $Z_L(js)=0$  удовлетворяла только одна предельная частота.

Учет насыщения, как и в других случаях соединения с емкостью, производится путем использования соответствующего семейства частотных характеристик с величиной  $e_p$  в качестве переменного параметра.

При последовательном соединении с емкостью изолированной синхронной машины, несущей нагрузку с параметрами  $r_e, x_e$ , ис-

пользуем уравнение (9.1), подставив в него  $e_{sm}=0$  и включив параметры нагрузки  $r_e, x_e$  в параметры машины.

Выражение для частотной характеристики получается в виде

$$Z_L(s) = \frac{(1-s^2)^2 x_{dt}(js) x_{qt}(js) + 2js [x_c + (1-s)^2 x_{st}(js)] r_t + (1-s^2) r_t^2 + x_c^2}{(1-s) [x_c - (1-s)^2 x_{dt}(js) - j(1-s) r_t]} \quad (9.23)$$

Дополнительные индексы  $t$  у сопротивлений в (9.23) указывают на включение в сопротивление машины соответствующего внешнего сопротивления нагрузки

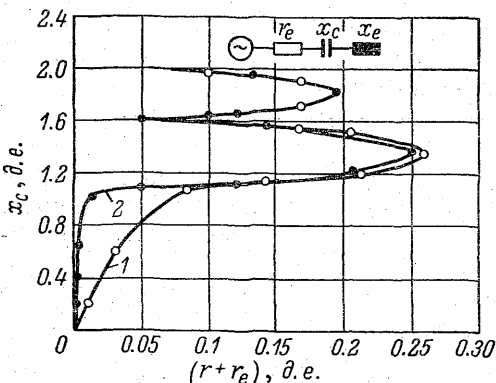


Рис. 9-4. Самовозбуждение синхронной машины, включенной на активное  $r_e$ , емкостное  $x_c$  и индуктивное сопротивления  $x_e$  при их последовательном соединении.

1 — с демпферной обмоткой; 2 — без демпферной обмотки. Параметры те же, что и в примере рис. 9-1 ÷ 9-3.

$$r_t = r + r_e, \quad x_{st} = x_s + x_e \quad \text{и т. д.} \quad (9.24)$$

Предельные условия самовозбуждения определяются из уравнения

$$Z_L = 0.$$

На рис. 9-4 и 9-5 нанесены границы самовозбуждения синхронной машины, включенной на нагрузку  $x_e$  через последовательно соединенные активное и емкостное сопротивления  $r_e$  и  $x_c$  (рис. 9-4) и параллельно соединенные активное  $r_e$  и емкостное  $x_c$  сопротивления (рис. 9-5). Расчеты вы-

полнены на ЭЦВМ [9-5]. Варьировались параметры  $x_c$  и  $r_e$ .

В первом случае (рис. 9-4) в цепь статора включалось еще последовательно индуктивное сопротивление  $x_e=0.8$ ; во втором — (рис. 9-5) дополнительное индуктивное сопротивление  $x_e$  отсутствовало.

Самовозбуждение синхронной машины возможно в областях, ограниченных кривыми и осью ординат. Как видно из рисунков, имеются две явно выраженные области самовозбуждения в функции от величины  $x_c$ . При  $x_c + x_e \leq x_c \leq x_d + x_e$  наступает самовозбуждение, характеризующее медленным нарастанием тока в обмотке статора и называемое «реактивно-синхронным» самовозбуждением, или «медленным». Наличие или отсутствие демпферной обмотки практически не влияет на процесс при этом виде самовозбуждения. Объясняется это тем, что при таком самовоз-



буждении магнитное поле в зазоре оказывается неподвижным относительно ротора, а величина его изменяется достаточно медленно, так что обмотки, расположенные на роторе, практически не принимают никакого участия в процессе самовозбуждения.

Процесс самовозбуждения при этом определяется в основном параметрами по оси  $d$ . Постоянная времени нарастания напряжения на обмотке статора при «медленном» самовозбуждении определяется по формуле

$$T'_{dc} = T_{d0} \frac{x_c - x'_{dt}}{x_{dt} - x_c}, \quad (9.25)$$

где  $x_{dt} = x_d + x_e$ ;  $x'_{dt} = x'_d + x_e$ ;  $T_{d0}$  — постоянная времени обмотки возбуждения при разомкнутой обмотке статора.

Другая явно выраженная область самовозбуждения (рис. 9-4 и 9-5) ограничена значениями емкостного сопротивления  $x_c$  в пределах  $0 \leq x_c < x_q + x_e$  и называется областью колебательного, или «быстрого», самовозбуждения. Из рисунков видно, что предел возможности возникновения колебательного самовозбуждения, определяемый наличием активного сопротивления в цепи статора при заданном  $x_c$ , существенно зависит от наличия демпферной обмотки, особенно при малых значениях  $x_c$ .

При наличии демпферной обмотки на роторе синхронной машины область колебательного самовозбуждения в плоскости параметров  $x_c, r$  расширяется, так как машина с демпферной обмоткой, имеющей активные сопротивления  $r_{kd}$  и  $r_{kq}$  значительно большие, чем активное сопротивление обмотки возбуждения  $r_f$ , развивает гораздо большие асинхронные моменты, чем машина, имеющая на роторе только одну обмотку возбуждения.

Постоянная времени нарастания напряжения на обмотке статора при «колебательном» самовозбуждении

$$T''_{qe} = T''_{q0} \frac{x_c - x''_{qt}}{x_{qt} - x_c}, \quad (9.26)$$

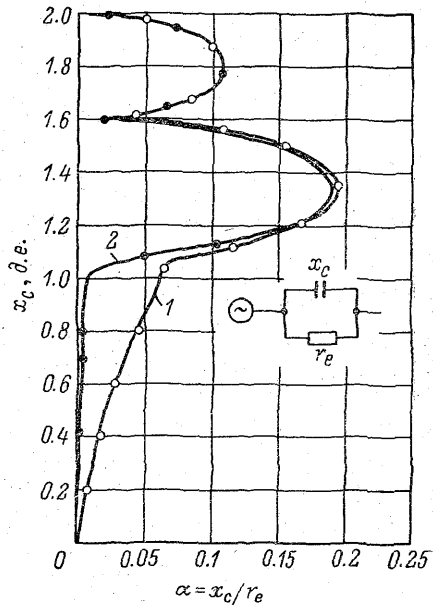


Рис. 9-5. Самовозбуждение синхронной машины, работающей через параллельно соединенные емкость  $x_c$  и омическое сопротивление  $r_e$ .

1 — с демпферной обмоткой; 2 — без демпферной обмотки.

где  $x_{qt} = x_q + x_e$ ;  $x''_{qt} = x''_q + x_e$ ;  $T''_{q0}$  — постоянная времени демпферного контура ротора по поперечной оси.

Переходный процесс при отсутствии самовозбуждения. На рис. 9-6 приведена кривая нарастания напряжения на обмотке статора при включении синхронной машины, не имеющей демпферной системы в роторе, на емкостную нагрузку  $x_c = 2x_d$  без возникновения самовозбужде-

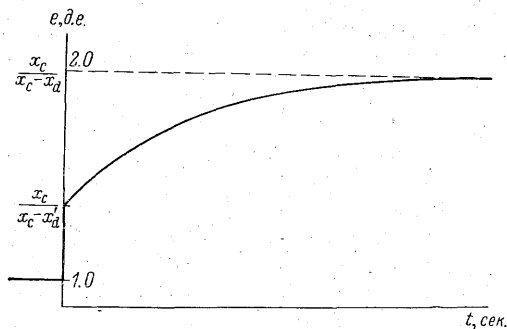


Рис. 9-6. Нарастание напряжения на синхронной машине при включении из режима холостого хода на емкостное сопротивление  $x_c = 2x_d$ .

ния. Напряжение на зажимах машины в первый момент времени после включения скачком возрастает от величины  $e_0$  до величины

$$e = e_0 \frac{x_c}{x_c - x'_d}, \quad (9.27)$$

а затем увеличивается по экспоненциальному закону с постоянной времени, соответствующей «медленному» самовозбуждению

$$T_c = T_{d0} \frac{x_c - x'_d}{x_c - x_d}, \quad (9.28)$$

до максимального значения, равного

$$e_{\max} = e_0 \frac{x_c}{x_c - x_d}. \quad (9.29)$$

Как видим, включение машины на емкость может приводить к существенным перенапряжениям в машине, особенно при значениях  $x_c$ , близких к  $x_d$ , без какого-либо процесса самовозбуждения при  $x_c \geq x_d$ .

Таким образом, работа машины на емкость требует внимательного рассмотрения не только в связи с опасностью самовозбуждения, но и по причине опасности возникновения перенапряжений на обмотке статора при включении.

## § 6. Влияние дополнительных факторов при работе генератора на емкостную нагрузку

На самовозбуждение генератора при работе на емкостную нагрузку оказывают влияние такие факторы, как наличие автоматического регулирования возбуждения генератора и насыщение генератора и трансформатора [9-9].

Влияние регулятора возбуждения. Обмотка возбуждения генератора, как правило, расположена по продольной оси полюсов  $d$ , и поэтому регулятор возбуждения может реагировать только на изменения потока по оси  $d$ . Этим объясняется известный вывод [9-10 ÷ 9-12], что регулятор возбуждения влияет только на область «медленного» самовозбуждения и практически не воздействует на условия «быстрого» самовозбуждения.

Определим приближенно условия выбора параметров автоматического регулятора возбуждения исходя из влияния этих параметров на процесс «медленного» самовозбуждения генератора, включенного на емкостную нагрузку.

Машина и регулятор образуют замкнутую систему. Регулятор можно характеризовать передаточной функцией

$$\frac{e}{e_i} = \frac{\mu}{1 + pT_e}, \quad (9.30)$$

где  $\mu$  — коэффициент усиления системы регулятор—машина;  $T_e$  — эквивалентная постоянная времени регулятора и возбудителя;  $e$  и  $e_i$  — выходное и входное напряжение.

Характеристическое уравнение для машины, работающей на емкость, с учетом действия регулятора при отсутствии демпферной обмотки на роторе может быть представлено в виде

$$1 + \frac{\mu}{(1 + pT_e)} \frac{x_c [r \sin \theta + (x_q - x_c) \cos \theta]}{\{r^2 - (x_d - x_c)(x_q - x_c) \times} = 0, \quad (9.31)$$

$$\times \left[ 1 + pT_{d0} \frac{r^2 - (x_q - x_c)(x_c - x'_d)}{r^2 - (x_c - x_d)(x_q - x_c)} \right]$$

где  $\theta$  — угол нагрузки ( $\operatorname{tg} \theta = \frac{r}{x_c - x_q}$ );  $r$  — активное сопротивление в цепи статора.

Из (9.31) получаются следующие коэффициенты при степенях  $p$  в характеристическом уравнении:

$$\begin{aligned} p^2 & \left| T_e T_{d0} [r^2 - (x_q - x_c)(x_c - x'_d)], \right. \\ p^1 & \left| T_e [r^2 - (x_c - x_d)(x_q - x_c)] + T_{d0} [r^2 - (x_q - x_c)(x_c - x'_d)], \right. \\ p^0 & \left| r^2 - (x_c - x_d)(x_q - x_c) + \mu x_c \sqrt{r^2 + (x_q - x_c)^2}. \right. \end{aligned}$$

На основании критерия Рауса система будет устойчива при положительных значениях коэффициентов при  $p^0$  и  $p^1$ . Отсюда

получаются ограничения, накладываемые на параметры регулятора. Коэффициент при  $p^0$  дает следующее условие для коэффициента усиления:

$$\mu > \frac{(x_d - x_c)(x_c - x_q) - r^2}{x_c \sqrt{r^2 + (x_q - x_c)^2}}. \quad (9.32)$$

Коэффициент при  $p^1$  определяет условие для эквивалентной постоянной времени

$$T_e < T_{d0} \frac{(x_c - x'_d)(x_c - x_q) + r^2}{(x_d - x_c)(x_q - x_c) + r^2}. \quad (9.33)$$

Для явнополюсных машин со средними параметрами [0-3]  $x_d=1.2$ ,  $x_q=0.75$ ,  $x'_d=0.35$ ,  $T_{d0}=5.6$  сек. при значении емкостной реактивности  $x_c$ , близком к величине поперечной синхронной реактивности  $x_q$ , имеем следующие ограничения значений параметров регулятора:  $\mu > 0.6$ ,  $T_e < 5$  сек.

Обычные регуляторы возбуждения имеют коэффициент усиления, значительно превышающий 0.6 и эквивалентную постоянную времени порядка 0.1 ÷ 0.5 сек. Приведенный пример показывает, что даже регулятор с весьма большой постоянной времени может оказывать существенное влияние на процесс «медленного» самовозбуждения.

Для воздействия на процесс «быстрого» самовозбуждения  $x_q > x_c > 0$  необходимо, чтобы регулятор возбуждения мог эффективно изменять магнитный поток в поперечной оси машины. Это может быть достигнуто установкой дополнительной обмотки возбуждения по поперечной оси. Такая конструкция, однако, практического распространения не нашла из-за существенного удорожания и усложнения, связанного с установкой второй системы возбуждения.

Перенапряжения на обмотке статора машины и влияние насыщения генератора и трансформатора. Как уже отмечалось, при включении генератора на большую емкостную реактивность  $x_c > x_d$  можно ожидать значительных перенапряжений на обмотке статора, хотя процесс самовозбуждения и не будет иметь место. Определение величины возможных перенапряжений представляет собой важную практическую задачу. Величина конечного напряжения в ненасыщенной машине при включении на емкостное сопротивление  $x_c > x_d$  определяется выражением (9.29). Например, для ненасыщенной машины включение на емкостное сопротивление  $x_c = 2x_d$  вызывает двухкратное повышение напряжения на обмотке статора.

Однако в реальной машине величина перенапряжения будет ограничена вследствие влияния повышения уровня насыщения как машины, так и трансформатора.

Расчет процесса нарастания напряжения на обмотке статора насыщенной синхронной машины при включении на емкостную нагрузку может быть проведен на аналоговой и цифровой вычислительных машинах. На рис. 9-7 приведены кривые нарастания напряжения на синхронном генераторе при включении из режима холостого хода на емкость с учетом и без учета насыщения [9-9]. Эксперимент проводился на небольшом синхронном генераторе с номинальной мощностью 5 кВа, 210 в, 1500 об./мин., имеющем следующие параметры:  $x_a = 2.53$  д. е.;  $x'_a = 0.155$  д. е.;  $x''_a = x''_q = 0.088$  д. е.;  $T_{d0} = 0.48$  сек.  $H = 1.0$  сек., емкостная нагрузка  $x_c = 7.7$  д. е.

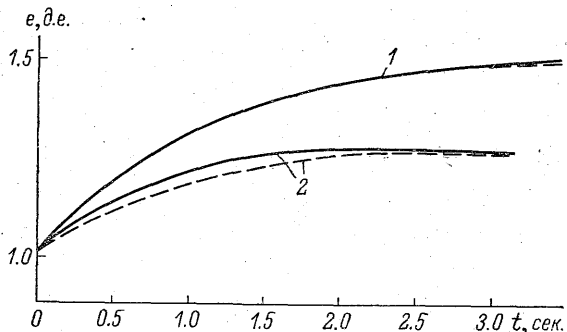


Рис. 9-7. Повышение напряжения на синхронном генераторе при включении на емкостную нагрузку [9-9].

1 — без учета насыщения (опыт проводился при напряжении, равном 25% от номинального); 2 — с учетом насыщения. Сплошная кривая — опытные данные; пунктирная — расчетные, полученные на аналоговой машине.

При расчете на аналоговой машине предполагалось, что насыщение является функцией только магнитного потока в зазоре машины. Как следует из сопоставления опытных и расчетных данных, представленных на рис. 9-7, такой учет влияния насыщения вполне достаточен для определения конечного значения напряжения, но приводит к погрешностям при расчете процесса нарастания напряжения. Приведенные кривые наглядно свидетельствуют о существенном влиянии насыщения машины, ограничивающем величины возможных перенапряжений на обмотке статора при включении на емкостную нагрузку. Важным фактором, влияющим на перенапряжения, является насыщение магнитопровода трансформатора, включенного между генератором и линией передачи. Вследствие насыщения эквивалентная индуктивность трансформатора оказывается зависящей от напряжения.

Схема работы генератора на емкостную нагрузку через трансформатор приведена на рис. 9-8. Параллельно соединенные индук-

тивное сопротивление трансформатора  $x_m(e_i)$  и емкостное сопротивление нагрузки (линии)  $x_c$  могут быть эквивалентированы одним сопротивлением, зависящим от напряжения  $x_c(e)$ . Эквивалентное емкостное сопротивление  $x_c(e)$  вследствие насыщения магнитопровода трансформатора имеет тенденцию к увеличению при возрастании напряжения ( $x_m > x_c$ ).

Нарастание напряжения будет происходить до величины

$$e_{\max} = e_0 \frac{x_c(e)}{x_c(e) - x_d}$$

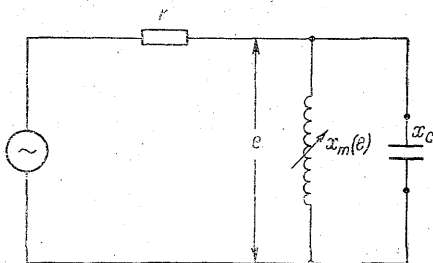


Рис. 9-8. Эквивалентная схема работы генератора на емкостную нагрузку через трансформатор.

Установившееся значение напряжения на зажимах трансформатора может быть получено графически как результат пересечения кривой намагничивания трансформатора и прямой, соответствующей емкостной нагрузке.

С учетом насыщения трансформатора условия самовозбуждения генератора записываются следующим образом: условия «быстрого» самовозбуждения

$$x_c(e) \leq x_q, \quad (9.34)$$

условия «медленного» самовозбуждения

$$x_q \leq x_c(e) \leq x_d. \quad (9.35)$$

Таким образом, насыщение трансформатора также является фактором, ограничивающим величину перенапряжений на машине. При этом следует иметь в виду, что повышение степени насыщения трансформатора приводит к возрастанию высших гармонических в кривой напряжения.

## § 7. Пример расчета процесса самовозбуждения

В качестве примера рассмотрим процесс самовозбуждения синхронного генератора, работающего в режиме холостого хода с напряжением  $e$  на симметричную емкостную нагрузку, характеризующуюся фазовой емкостью  $C$ . Обмотка статора и емкостная нагрузка соединены в звезду [9-11].

При включении нагрузки машина характеризуется параметрами  $x_d(p) = x_d''$  и  $x_q(p) = x_q''$ . Влиянием остальных параметров пренебрегаем. Решив операторные уравнения напряжения статорной цепи, представленные в осях  $d, q, 0$ , связанных с ротором, получим для токов  $i_d$  и  $i_q$  следующие выражения:

$$\left. \begin{aligned} i_d &\doteq \frac{e [x_d'' C^2 (p^2 + 1) - C]}{C^2 x_d'' x_q'' (p^2 + 1) + C (x_d'' + x_q'') (p^2 - 1) + 1}, \\ i_q &\doteq \frac{pe [x_d'' C^2 (p^2 + 1) + C]}{C^2 x_d'' x_q'' (p^2 + 1) + C (x_d'' + x_q'') (p^2 - 1) + 1}, \end{aligned} \right\} \quad (9.36)$$

или в функции времени

$$\begin{aligned} i_d &= C_d + B_d \cos \beta \gamma + A_d \cos \alpha \gamma, \\ i_q &= B_q \sin \beta \gamma + A_q \sin \alpha \gamma, \end{aligned} \quad (9.37)$$

где

$$\left. \begin{aligned} \beta^2 &= 1 + \frac{x + X}{C x_d'' x_q''} = (1 + b)^2; \\ \alpha^2 &= 1 + \frac{x - X}{C x_d'' x_q''} = (1 + a)^2; \\ x &= \frac{x_d'' + x_q''}{2}; \quad y = \frac{x_d'' - x_q''}{2}; \\ X &= \sqrt{4C x_d'' x_q'' x + y^2}; \\ C_d &= \frac{eC (x_q'' C - 1)}{C^2 x_d'' x_q'' - C (x_d'' + x_q'') + 1}; \\ B_d &= -\frac{eC x_q''}{2X} + \frac{e (x_q'' C - 1) C x_d'' x_q''}{2X (C x_d'' x_q'' + x) + 2X^2}; \\ A_d &= \frac{eC x_q''}{2X} - \frac{e (x_q'' C - 1) C x_d'' x_q''}{2X (C x_d'' x_q'' + x) - 2X^2}; \\ B_q &= \frac{e}{2\beta x_q''} \left[ 1 - \frac{y}{X} \right]; \quad A_q = \frac{e}{2\alpha x_q''} \left[ 1 - \frac{y}{X} \right]; \end{aligned} \right\} \quad (9.38)$$

$\gamma = \gamma_0 + t$  — угол между продольной осью полюсов ротора и осью фазы  $a$  статора.

Ток в фазе  $a$  обмотки статора

$$\begin{aligned} i_a &= C_d \cos \gamma + \frac{B_d + B_q}{2} \cos [(1 + \beta) \gamma] + \frac{B_d - B_q}{2} \cos [(1 - \beta) \gamma] + \\ &+ \frac{A_d + A_q}{2} \cos [(1 + \alpha) \gamma] + \frac{A_d - A_q}{2} \cos [(1 - \alpha) \gamma]. \end{aligned} \quad (9.39)$$

Полученные формулы не могут быть использованы для случая резонанса фазных токов, который на основной гармонике имеет место при условии

$$x_d'' x_q'' - (x_d'' + x_q'') x_c + x_c^2 = 0. \quad (9.40)$$

На рис. 9-9 и 9-10 приведены результаты численных расчетов процесса самовозбуждения синхронного генератора при включении на емкостное сопротивление. При расчетах были приняты следующие значения сверхпереходных параметров генератора:

$$x_d'' = x_q'' = 0.2 \text{ д. е.}$$

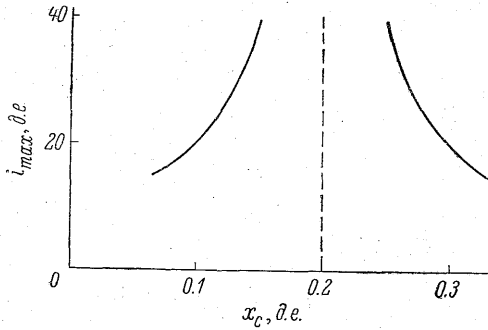


Рис. 9-9. Зависимость максимального тока от значения емкостного сопротивления при включении синхронного генератора из режима холостого хода на емкостное сопротивление  $x_c$ .

Затухание тока не учитывается,  $x'_d = x''_q = 0.2$ .

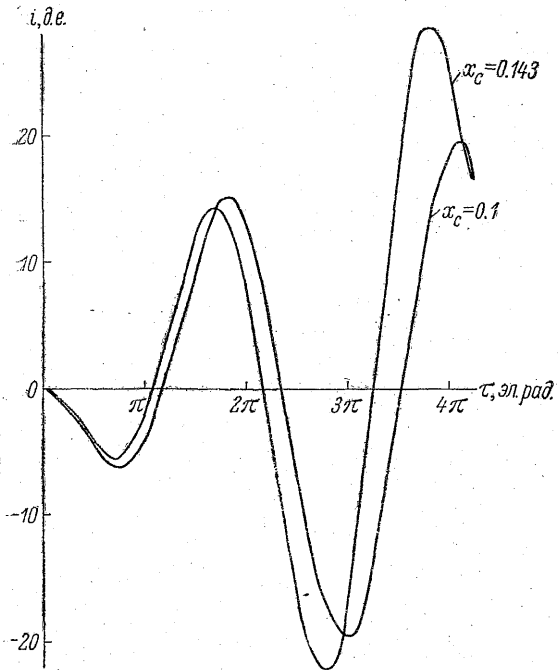


Рис. 9-10. Процесс самовозбуждения синхронного генератора при включении на емкостное сопротивление  $x_c$ .



Расчеты проводились по (9.39). Затухание токов статора и насыщение магнитопровода не учитывалось.

Из (9.40) следует, что резонанс токов статора имеет место при  $x_c = x_d'' = 0.2$  д. е. Из рис. 9-9 видно, как резко возрастает максимальное значение тока статора при приближении к резонансным условиям. На рис. 9-10 изображены кривые нарастания тока статора генератора при включении на емкостное сопротивление  $x_c = 0.1$  д. е. и  $x_c = 0.143$  д. е. При приближении к резонансным условиям, как следует из результатов расчетов, не только изменяется значение максимального установившегося тока статора, к которому стремится фазный ток в процессе самовозбуждения, но и изменяется его частота.

## ГЛАВА 10

РЕЖИМЫ САМО- И РЕСИНХРОНИЗАЦИИ  
КРУПНЫХ ТУРБО- И ГИДРОГЕНЕРАТОРОВ

## § 1. Роль режимов само- и ресинхронизации в повышении устойчивости энергосистем

В нормальных условиях работы включение генератора в сеть производится методом точной синхронизации. Генератор разгоняется до синхронной скорости, и специальная схема точной синхронизации дает сигнал на включение выключателя в момент равенства величин частот и фазовых углов напряжений генератора и сети.

Практика эксплуатации сложных энергосистем в условиях ограниченного резерва мощностей [10-1, 10-2] показала, однако, что в некоторых *аварийных* режимах для ускорения допустимо производить включение в сеть несинхронизированного генератора при определенных установленных критериях по предельно допустимым токам. Этот способ включения стал возможен благодаря распространению устройств для форсировки и регулирования возбуждения.

Применение таких устройств в ряде случаев позволяет в достаточной мере скомпенсировать резкое увеличение потребляемой реактивной мощности, связанное с включением в сеть невозбужденного генератора, и предотвратить чрезмерное снижение напряжения на генераторе, нежелательное как по условиям устойчивости работы системы и условиям обеспечения нормального питания местной нагрузки на шинах генератора, так и по условиям чрезмерного нагрева торцовых элементов машины в крупных высокоиспользуемых генераторах.

Включение в сеть несинхронизированного генератора может иметь место в следующих характерных случаях.

1. При с а м о с и н х р о н и з а ц и и, когда генератор включается в сеть в связи с началом режима его работы. При этом генератор разгоняется турбиной до скорости, близкой к синхронной (скольжение не выше 2—3%). Невозбужденный генератор включается в сеть, после чего с интервалом 0.15—0.2 сек. по-

дается напряжение от возбuditеля на обмотку возбуждения, если токи при включении не превышают допустимые.

2. Автоматическая ресинхронизация. Этот случай связан с кратковременным нарушением режима работы в энергосистеме (например, при кратковременных коротких замыканиях, резких колебаниях нагрузки и т. д.). В первый момент после выпадения машин из синхронизма создается значительный небаланс между моментом первичного двигателя и электромагнитным моментом генератора. В результате часть генераторов начинает ускоряться, а часть, более жестко связанная с местами приложения нагрузки в системе, — замедляться.

По старым правилам эксплуатации энергосистем в этом случае требовалось разделение несинхронно работающих генераторов.

Теоретические и экспериментальные исследования и опыт эксплуатации показали, что при оставлении параллельного соединения генераторов действие регуляторов скорости первичных двигателей, регуляторов возбуждения генераторов, устройств автоматической частотной разгрузки может привести к уменьшению скольжения и самовосстановлению синхронизма (ресинхронизации). Ресинхронизация машин, имеющих жесткую асинхронную характеристику (турбогенераторы), протекает легче, чем ресинхронизация гидрогенераторов и других явнополюсных машин. Поэтому для ресинхронизации гидростанций могут потребоваться дополнительные меры. Сюда относятся отключение возбуждения, обратное его включение и др. Необходимо, конечно, чтобы величина и длительность аномальных токов в генераторе при этом не превышала допустимые, установленные в технических условиях на поставку машин.

3. Автоматическое повторное включение (АПВ) с самосинхронизацией. При отключении линии передачи под действием защиты на генераторах гасится поле. Через определенное время линия автоматически включается. Если АПВ достигло цели ввиду самоликвидации повреждения и на стороне высокого напряжения станции появляется напряжение, нев возбужденные генераторы включаются в сеть и затем подается возбуждение.

Время перерыва связи станции с энергосистемой для гидростанции может составлять 15—40 сек. За это время скольжение после сброса нагрузки под действием регулятора скорости уменьшится до сравнительно небольших значений.

Для уменьшения времени перерыва может быть принят ряд мер, например, АПВ при неполнотью погашенном возбуждении гидрогенератора.

Для турбогенераторов АПВ может производиться по истечении времени, достаточного для снятия напряжения.

4. Несинхронное АПВ. Наиболее тяжелым режимом, допустимость которого даже для аварийных случаев тре-

бует тщательного обоснования, является режим автоматического повторного включения без контроля синхронизма. В этом режиме [10-3] после аварийного отключения линии через 1—2 сек. после момента отключения производится обратное включение отключенной машины (или станции). В зависимости от вида повреждения линии может быть произведено трехфазное или пофазное АПВ.

Если за это время поврежденные участки линий отключились или повреждение самоликвидировалось, в ряде случаев (особенно, для тепловых станций) путем соответствующих мероприятий удастся удержать систему в синхронизме.

В 50-х годах режим самосинхронизации энергосистем [0-16, 10-1] довольно широко применялся эксплуатирующими организациями, причем он рекомендовался в качестве типового при включении генераторов в работу.

Действующие в настоящее время «Правила технической эксплуатации электрических станций и сетей» (издание десятое) рассматривают метод самосинхронизации как «предпочтительный при включении на параллельную работу турбогенераторов, работающих по блочной схеме, гидрогенераторов, а также синхронных компенсаторов с пусковыми двигателями» при соблюдении установленных критериев, согласованных с заводами-изготовителями.

Использование самосинхронизации крупных турбо- и гидрогенераторов в настоящее время допускается только для аварийных случаев, так как большие токи, возникающие при таких режимах, влияют на долговечность и надежность обмоток, подвергающихся сильным механическим воздействиям во время самосинхронизации.

Особо стоит вопрос о допустимости использования методов само- и ресинхронизации применительно к современным высокоиспользуемым турбогенераторам, имеющим непосредственное охлаждение обмоток.

Заводские рекомендации ограничивают допустимость применения самосинхронизации, автоматической ресинхронизации и АПВ следующими условиями:

для турбогенераторов мощностью свыше 100 Мвт

$$\frac{1}{x_d'' + x_e} < 2.8;$$

для турбогенераторов мощностью 60—100 Мвт с форсированным охлаждением обмоток ротора

$$\frac{1}{x_d'' + x_e} < 3.5;$$

для турбогенераторов мощностью 50 Мвт и ниже

$$\frac{1}{x'_d + x_e} < 3.5,$$

где  $x_e$  — внешнее реактивное сопротивление.

Таким образом, указанные режимы в аварийных условиях допустимы для крупных генераторов только в том случае, если внешнее реактивное сопротивление системы  $x_e$  достаточно для ограничения токов статора, соответствующего указанным выше пределам.

## § 2. Основные соотношения для расчета режима самосинхронизации

Для случая включения в мощную сеть невозбужденной синхронной машины, вращающейся со скольжением  $s$ , имеем следующее комплексное операторное уравнение для определения тока статора в осях  $d$ ,  $q$ , неподвижных по отношению к ротору машины [0-3]:

$$e_s = r i_s + (p + j\omega_r) [x_s(p) i_s + y_s(p) i_s^*], \quad (10.1)$$

где

$$\left. \begin{aligned} e_s &= e_d + j e_q; & i_s &= i_d + j i_q; \\ x_s(p) &= \frac{x_d(p) + x_q(p)}{2}; & y_s(p) &= \frac{x_d(p) - x_q(p)}{2}; \end{aligned} \right\} \quad (10.2)$$

$\omega_r$  — скорость вращения машины в долях синхронной, откуда

$$i_s = \frac{z_{sx}^* e_s - z_{sy}^* e_s^*}{z_{sx} z_{sx}^* - z_{sy} z_{sy}^*}, \quad (10.3)$$

где

$$z_{sx} = r + (p + j\omega_r) x_s(p); \quad z_{sy} = (p + j\omega_r) y_s(p). \quad (10.4)$$

Знаменатель в формуле (10.3)

$$z_{sx} z_{sx}^* - z_{sy} z_{sy}^* = (p^2 + \omega_r^2) x_d(p) x_q(p) + r [r + 2p x_s(p)]. \quad (10.5)$$

Здесь  $x_d(p)$  и  $x_q(p)$  — операторные реактивности машины по продольной и поперечной осям; звездочкой обозначена сопряженная величина комплекса.

Потокоцепления статора равны

$$\begin{aligned} \psi_s &= x_s(p) i_s + y_s(p) i_s^* = \\ &= \frac{[r x_s(p) + (p - j\omega_r) x_d(p) x_q(p)] e_s + r y_s(p) e_s^*}{z_{sx} z_{sx}^* - z_{sy} z_{sy}^*}. \end{aligned} \quad (10.6)$$

Для выявления основных закономерностей рассмотрим частный случай, когда можно пренебречь электрической и магнитной несимметрией ротора, и влияние активного сопротивления в цепи статора  $r$  сказывается только на затухании аperiodической составляющей тока статора.

В этом случае

$$x_d(p) = x_q(p) = x_s(p); \quad y_s(p) = 0; \quad r = 0.$$

Потокоцепления статора

$$\psi_s = \frac{e_s 1}{p + j\omega_r}. \quad (10.7)$$

Напряжение  $e_s$  можно принять

$$e_s = j\varepsilon jst. \quad (10.8)$$

Потокоцепления  $\psi_s$  будут равны в этом случае

$$\psi_s = \psi_{s0} + \psi_{s1} = \frac{e_s}{j} (1 - \varepsilon^{-jt}) = \varepsilon jst - \varepsilon^{-j\omega_r t}. \quad (10.9)$$

Потокоцепления  $\psi_{s0} = \varepsilon jst$  вращаются по отношению к ротору со скоростью  $s$  (т. е. вращаются с синхронной скоростью по отношению к статору) и вызывают установившийся ток  $i_{s0}$

$$i_{s0} = \frac{\psi_{s0}}{x_s(j s)} = \frac{\varepsilon jst}{x_s(j s)}. \quad (10.10)$$

Потокоцепления  $\psi_{s1} = -\varepsilon^{-j\omega_r t}$  вращаются по отношению к ротору со скоростью  $-\omega_r$  (т. е. неподвижны по отношению к статору) и вызывают установившийся ток  $i_{s1}$

$$i_{s1} \approx -\frac{\varepsilon^{-j\omega_r t}}{x_s(-j\omega_r)}. \quad (10.11)$$

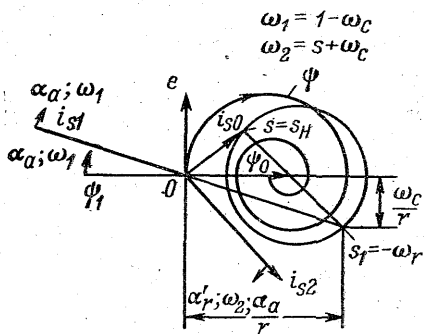


Рис. 10-1. Токовая диаграмма асинхронного двигателя при включении его в сеть.

Эти токи легко определяются в функции скольжения по токовой диаграмме асинхронной машины, обычно известной под названием «круговой» диаграммы (рис. 10-1).

Так как в момент времени  $t=0$  ток  $i_s=0$ , то должен еще существовать переходный ток  $i_{s0} = -(i_{s0} + i_{s1})$ . Этот переходный ток затухает с постоянной времени, определяемой активным сопротивлением в цепях ротора. Ток  $i_{s1}$  затухает с постоянной времени  $T_a = \frac{1}{\alpha_a}$ , определяемый активным сопротивлением в цепи статора.

При  $s = 0$

$$\left. \begin{aligned} i_{s0} &= \frac{\varepsilon jst}{x_s(j0)} = \frac{\varepsilon jst}{x_d}, \\ -i_{s1} &\approx \frac{\varepsilon^{-j\omega_r t}}{x_s(-j\omega_r)} \approx \frac{\varepsilon^{-j\omega_r t}}{x_d''}, \\ i_{s2} &\approx \left( \frac{1}{x_d''} - \frac{1}{x_d} \right). \end{aligned} \right\} \quad (10.12)$$

С учетом затухания, вызванного наличием активных сопротивлений в цепи статора и ротора (берем для простоты случай одноконтурного симметричного ротора),

$$-i_{s1} \approx \frac{\varepsilon^{-j\omega_r t}}{x_d''} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}}, \quad i_{s2} \approx \left( \frac{1}{x_d''} - \frac{1}{x_d} \right) \varepsilon^{-\frac{t}{T_d''}}, \quad (10.13)$$

где  $x_d$  и  $x_d''$  — синхронная и сверхпереходная реактивности,  $T_a = \frac{r}{x_2} \approx \frac{r}{x_d''}$  и  $T_d'' = T_{d0} \frac{x_d''}{x_d}$  — постоянные времени затухания для статорного контура при замкнутой накоротко роторной обмотке и роторного контура при замкнутой накоротко статорной обмотке.

Ток  $i_{s1}$  есть не что иное, как аperiodическая составляющая тока в фазовых обмотках статора синхронной машины при внезапном трехфазном к. з. на выводах машины. Ток  $i_{s2}$  — это периодическая составляющая тока статора синхронной машины при внезапном трехфазном к. з. на выводах машины. Частота этого тока в фазовых обмотках статора соответствует скорости вращения ротора  $\omega_r = 1$ .

Токи в фазах получаются как проекции комплексов токов  $i_{s0}$ ,  $i_{s1}$  и  $i_{s2}$  на пространственные фазовые оси, расположенные под углами 120 эл. град. и вращающиеся по отношению к ротору со скоростью  $(-\omega_r)$ .

Как видим, включение в сеть невозбужденной синхронной машины, вращающейся с синхронной скоростью, связано с образованием переходных токов, не отличающихся от токов, имеющих место при внезапном трехфазном к. з. машины.

Если машина вращается с *несинхронной скоростью* ( $s \neq 0$ ), но скольжение мало, то это мало сказывается на величине токов. В основном несколько увеличивается ток  $i_{s0} = \frac{1}{x_d(j s)}$ , как это очевидно из токовой диаграммы асинхронной машины (см. рис. 10-1).

Потокосцепления  $\psi_s$  при включении в сеть с учетом затухания переходной составляющей  $\psi_{s1}$

$$\psi_s = \psi_{s0} + \psi_{s1},$$

где 
$$\psi_{s0} = \varepsilon^{j s t}; \quad \psi_{s1} \approx -\varepsilon^{-j\omega_r t} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}}. \quad (10.14)$$

Отличие от случая внезапного трехфазного к. з. связано с существованием установившихся потокосцеплений  $\psi_{s0}$ , в то время как при внезапном трехфазном к. з.

$$\psi_s = \psi_{s1} = \varepsilon^{-j\omega_r t} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}}. \quad (10.15)$$

Электромагнитный вращающий момент, который можно вычислять по формуле

$$M_e = \operatorname{Re} [j\psi_s i_s^*], \quad (10.16)$$

где  $\operatorname{Re}$  — реальная часть комплекса, создается взаимодействием обеих составляющих потокосцеплений  $\psi_s$ , имеющих разные частоты, с тремя составляющими тока  $i_s$ , имеющими также разные частоты. В результате получаются электромагнитные вращающие моменты одного знака и затухающие знакопеременные вращающие моменты.

Наличие двух составляющих потокосцеплений  $\psi_{s0}$  и  $\psi_{s1}$  в отличие от случая внезапного трехфазного к. з. приводит, как правило, к тому, что при включении в сеть максимальные электромагнитные вращающие моменты существенно меньше, чем при внезапном трехфазном коротком замыкании.

### § 3. Включение в мощную сеть невозбужденной машины, вращающейся с неизменным скольжением

Отсутствие демпферной системы на роторе. Характеристическое уравнение дифференциального уравнения (10.1) уже для случая одной обмотки на роторе по продольной оси оказывается кубическим.

При этом

$$x_d(p) = x'_d \frac{p + \alpha'_r}{p + \alpha_r}; \quad x_q(p) = x_q,$$

где  $x'_d$  — переходная реактивность по продольной оси;  $\alpha_r$  и  $\alpha'_r$  — коэффициенты затухания обмотки ротора при разомкнутой и замкнутой обмотке статора, соответственно;  $x_q$  — синхронная реактивность по поперечной оси.

Ток статора  $i_s$  в операторном виде

$$i_s = \frac{2r(p + \alpha_r) + (p - j\omega_r)[(p + \alpha'_r)x'_d + (p + \alpha_r)x_q]}{2x'_d x_q D'(p)} e_s - \frac{(p + j\omega_r)[(p + \alpha'_r)x'_d - (p + \alpha_r)x_q]}{2x'_d x_q D'(p)} e_s^*, \quad (10.17)$$

где

$$D'(p) = p^3 + (\alpha'_r + \alpha_q + \alpha'_d)p^2 + (\omega_r^2 + \alpha'_r \alpha_q + \alpha'_d \alpha_r + \alpha'_d \alpha_q)p + (\omega_r^2 \alpha'_r + \alpha'_d \alpha_q \alpha_r) = (p - p_1)(p - p_2)(p - p_3); \quad (10.18)$$

$\alpha_q = \frac{r}{x_q}$ ;  $\alpha'_d = \frac{r}{x'_d}$ ;  $p_1$ ;  $p_2$ ;  $p_3$  — корни уравнения (10.18).

Если напряжение в фазе  $a$  статора выражается в функции времени в виде  $e_{sm} \cos(t + \gamma_0)$ , а угол между продольной осью ротора и осью фазы  $a$  статора в момент времени  $t=0$  равен  $\delta_0$ , то



напряжение  $e_s$  при неизменном скольжении  $s$  можно выразить в функции времени в виде

$$e_s = e_{sm} \varepsilon^{j(st + \beta_0)},$$

где  $\beta_0 = \gamma_0 - \delta_0$ ;  $s = 1 - \omega_r$ ;  $e_{sm}$  — амплитуда напряжения  $e_s$ .

Применив в уравнении (10. 17) теорему смещения, получим в упрощенной символической записи

$$i_s = e_s \left\{ \frac{2r(p + js + \alpha_r) + (p - j\omega_r + js) [(p + js + \alpha'_r) x'_d + (p + js + \alpha_r) x_q]}{2x'_d x_q D'(p + js)} \mathbf{1} \right\} - e_s^* \left\{ \frac{(p + j\omega_r - js) (p - js + \alpha'_r) x'_d - (p - js + \alpha_r) x_q}{2x'_d x_q D'(p - js)} \mathbf{1} \right\}. \quad (10. 19)$$

Корни уравнения  $D'(p + js)$  равны  $p_1 - js$ ,  $p_2 - js$ ,  $p_3 - js$ .

Ток  $i_s$  может быть разбит на следующие составляющие:

$$i_s = i_{s0x} + \Delta i_{s0} + i_{s1x} + \Delta i_{s1} + i_{s2x} + \Delta i_{s2} + i_{s3x} + \Delta i_{s3},$$

где  $i_{s0x} + \Delta i_{s0} = i_{s0}$  — установившийся ток;  $i_{snx} + \Delta i_{sn} = i_{sn}$  — переходные составляющие, имеющие затухания, связанные с корнями  $p_n$  ( $n = 1, 2, 3$ ). Знаком  $\Delta$  обозначаем дополнительную составляющую, связанную с  $e_s^*$  и вызванную асимметрией ротора.

Токи  $i_{s0x}$  и  $\Delta i_{s0}$  в функции времени могут быть получены подстановкой  $p = \pm js$  в составляющие, связанные с  $e_s$  и  $e_s^*$ , соответственно,

$$\left. \begin{aligned} i_{s0x} &= \frac{[r - j(\omega_r - s) x_s(j s)]}{(\omega_r - s) x_d(j s) x_q + r [r + 2j s x_s(j s)]} e_s, \\ \Delta i_{s0} &= \frac{-j(\omega_r - s) y_s(-j s)}{(\omega_r - s) x_d(-j s) x_q + r [r - 2j s x_s(-j s)]} e_s^*. \end{aligned} \right\} \quad (10. 20)$$

Переходные токи  $i_{snx}$  и  $\Delta i_{sn}$  ( $n = 1, 2, 3$ ) в функции времени могут быть выражены на основании теоремы разложения в виде

$$\left. \begin{aligned} i_{snx} &= \frac{e_{sm}}{x'_d x_q} \left\{ \frac{[r + (p_n - j\omega_r) x_s(p_n)] (p_n + \alpha_r)}{\left[ \frac{dD'(p)}{dp} \right]_{p=p_n} (p_n - js)} \varepsilon^{p_n t + j\beta_0} \right\}, \\ \Delta i_{sn} &= \frac{e_{sm}}{x'_d x_q} \left\{ \frac{(p_n + j\omega_r) y_s(p_n) (p_n + \alpha_r)}{(p_n + js) \left[ \frac{dD'(p)}{dp} \right]_{p=p_n}} \varepsilon^{p_n t - j\beta_0} \right\}, \end{aligned} \right\} \quad (10. 21)$$

где

$$x_s(p_n) = [x_s(p)]_{p=p_n}; \quad y_s(p_n) = [y_s(p)]_{p=p_n}.$$

Потогосцепления статора в операторном виде

$$\psi_s = \frac{[(2p - 2j\omega_r + \alpha_q) (p + \alpha'_r) + \alpha'_d (p + \alpha_r)] e_s + [\alpha_q (p + \alpha'_r) - \alpha'_d (p + \alpha_r)] e_s^*}{j2D'(p)}. \quad (10. 22)$$

Пользуясь теоремой смещения, получаем

$$\psi_s = e_s \left\{ \frac{2p - 2j\omega_r + js + \alpha_q}{2D'(p + js)} (p + js + \alpha'_r) + \alpha'_d (p + js + \alpha_r) \right\} + e_s^* \left\{ \frac{\alpha_q (p - js + \alpha'_r) - \alpha'_d (p - js + \alpha_r)}{2D'(p - js)} \right\}. \quad (10.23)$$

Рассматривая  $\psi_s$  как сумму

$$\psi_s = \psi_{s0x} + \Delta\psi_{s0} + \sum_{n=1}^3 (\psi_{snx} + \Delta\psi_{sn}),$$

где индексы приняты по аналогии с индексами для токов, получаем в функции времени

$$\left. \begin{aligned} \psi_{s0x} &= \frac{[rx_s(j_s) - j(\omega_r - s)x_d(j_s)x_q]}{(\omega_r - s)x_d(j_s)x_q + r[r + 2j_sx_s(j_s)]} e_s, \\ \Delta\psi_{s0} &= \frac{ry_s(-j_s)e_s^*}{(\omega_r - s)x_d(-j_s)x_q + r[r - 2j_sx_s(-j_s)]}. \end{aligned} \right\} \quad (10.24)$$

Составляющие потокосцеплений  $\psi_{snx}$  и  $\Delta\psi_{sn}$  ( $n = 1, 2, 3$ ) в функции времени

$$\left. \begin{aligned} \psi_{snx} &= \frac{e_{sm}}{2x'_d} \frac{[r + (2p_n - 2j\omega_r + \alpha_q)x_d(p_n)](p_n + \alpha_r)}{(p_n - js) \left[ \frac{dD'(p)}{dp} \right]_{p=p_n}} e^{pnt + j\beta_0}, \\ \Delta\psi_{sn} &= \frac{e_{sm}}{2x'_d} \frac{(p_n + \alpha_r)[\alpha_q x_d(p_n) - r]}{(p_n + js) \left[ \frac{dD'(p)}{dp} \right]_{p=p_n}} e^{pnt - j\beta_0}. \end{aligned} \right\} \quad (10.25)$$

Средний установившийся вращающий момент

$$M_{e0} = \frac{e_{sm}^2 (\omega_r - s)}{A(s)} \left\{ \frac{s(\omega_r - s) \left[ \left( \frac{r}{\omega_r - s} \right)^2 + x_q^2 \right] x'_d (\alpha'_r - \alpha_r)}{2} - r \left[ \frac{x'_d \alpha'_r - x_q \alpha_r}{4} + s^2 (x'_d - x_q)^2 \right] \right\}, \quad (10.26)$$

где

$$A(s) = (\omega_r - s)^2 x_q^2 x'_d{}^2 (\alpha'_r{}^2 + s^2) - r(\omega_r - s) x_q^2 x'_d{}^2 2s^2 (\alpha'_r - \alpha_r) + r^2 [2\omega_r^2 x_q x'_d (\alpha'_r \alpha_r + s^2) + s^2 (\alpha'_r{}^2 + s^2) x'_d{}^2 + s^2 x_q^2 (\alpha_r^2 + s^2)] + 2r^3 x_q^2 s^2 (\alpha'_r - \alpha_r) + r^4 (\alpha_r^2 + s^2). \quad (10.27)$$

Пульсирующий установившийся электромагнитный момент  $M_{p0}$

$$M_{p0} = \frac{(\omega_r - s)^2}{A(s)} \operatorname{Re} \left\{ \left[ x'_d \left( jx_d - \frac{r}{\omega_r - s} \right) (\alpha'_r + js) (\alpha_r - js) - \frac{r}{\omega_r - s} \left( x_q + j \frac{r}{\omega_r - s} \right) (\alpha_r^2 + s^2) \right] y_s(j_s) e_s^2 \right\}. \quad (10.28)$$

Аналогично можно вычислить и затухающие составляющие электромагнитного вращающего момента. Установившаяся пульсирующая составляющая будет иметь частоту  $2s$ , так как  $e_s^2 = e_{sm}^2 \varepsilon^{j(2st + 2\beta_0)}$ .

В рассматриваемом случае электромагнитный вращающий момент в переходном режиме состоит из большого количества составляющих, имеющих разные частоты и 9 разных коэффициентов затухания.

Неограниченное число цепей в роторе при приближенном учете активного сопротивления в цепи статора. Если активное сопротивление в цепи статора  $r$  учитывать приближенно, то задача намного упрощается. В этом случае

$$\psi_s \approx \frac{e_s}{j} [1 - \varepsilon^{-\alpha_a t - j\omega_1 t}] = \psi_{s0} + \psi_{s1}. \quad (10.29)$$

Здесь

$$-\alpha_a - j\omega_1 = -\alpha_{sw}^* - j; \quad \alpha_{sw}^* \approx \frac{r}{x_s (-j\omega_r)} = \alpha_a - j\omega_c. \quad (10.30)$$

В частном случае при отсутствии демпферной обмотки

$$\left. \begin{aligned} \alpha_{sw}^* &\approx \frac{2r(\alpha_r - j\omega_r)}{x'_d(\alpha'_r - j\omega_r) + x_q(\alpha_r - j\omega_r)}, \\ \alpha_a &= 2 \frac{\alpha_r(x'_d\alpha'_r + x_q\alpha_r) + \omega_r^2(x'_d + x_q)}{(x'_d\alpha'_r + x_q\alpha_r)^2 + \omega_r^2(x'_d + x_q)^2} r, \end{aligned} \right\} \quad (10.31)$$

$$\omega_c = 2r \frac{x'_d(\alpha'_r - \alpha_r)\omega_r}{(x'_d\alpha_r + x_q\alpha_r)^2 + \omega_r^2(x'_d + x_q)^2}. \quad (10.32)$$

При произвольном числе цепей в роторе ток статора определится из операторного уравнения

$$i_s = \frac{x_s(p)\psi_s - y_s(p)\psi_s^*}{x_d(p)x_q(p)} = \frac{1}{2} \left\{ \frac{\psi_s}{x_d(p)} + \frac{\psi_s}{x_q(p)} + \frac{\psi_s^*}{x_d(p)} - \frac{\psi_s^*}{x_q(p)} \right\}. \quad (10.33)$$

Подставив вместо  $\psi_s$  его значение (10.29), по теореме сдвига получим в символической записи

$$\begin{aligned} i_s &= \frac{e_s}{2j} \left\{ \frac{\mathbf{1}}{x_d(p + js)} + \frac{\mathbf{1}}{x_q(p + js)} \right\} - \frac{e_s^*}{2j} \left\{ \frac{\mathbf{1}}{x_d(p - js)} - \frac{\mathbf{1}}{x_q(p - js)} \right\} - \\ &\quad - \frac{e_{s1}}{2j} \left[ \frac{\mathbf{1}}{x_d(p - j\omega_r)} + \frac{\mathbf{1}}{x_q(p - j\omega_r)} \right] + \\ &\quad + \frac{e_{s1}^*}{2j} \left[ \frac{\mathbf{1}}{x_d(p + j\omega_r)} - \frac{\mathbf{1}}{x_q(p + j\omega_r)} \right], \end{aligned} \quad (10.34)$$

где при выражении в функции времени

$$e_{s1} = e_s \varepsilon^{-\alpha_a t - j\omega_1 t} = e_{sm} \varepsilon^{-\alpha_a t} \varepsilon^{-j[(\omega_r - \omega_c)t - \beta_0]}. \quad (10.35)$$

Выражение (10. 35) раскрывается в функции времени по теореме разложения аналогично формулам (10. 20), (10. 21). При использовании теоремы смещения не учитывалось влияние активного сопротивления  $r$  в цепи статора на величину операторных реактивностей.

§ 4. Использование диаграммы установившихся токов статора при разных скольжениях ротора для определения токов и электромагнитного вращающего момента при включении невозбужденной машины в сеть

Установившийся режим включенной в мощную сеть асинхронной машины, имеющей скольжение  $s$ . Учитывая выражение (10. 34), определяем токи статора в установившемся режиме по векторной диа-

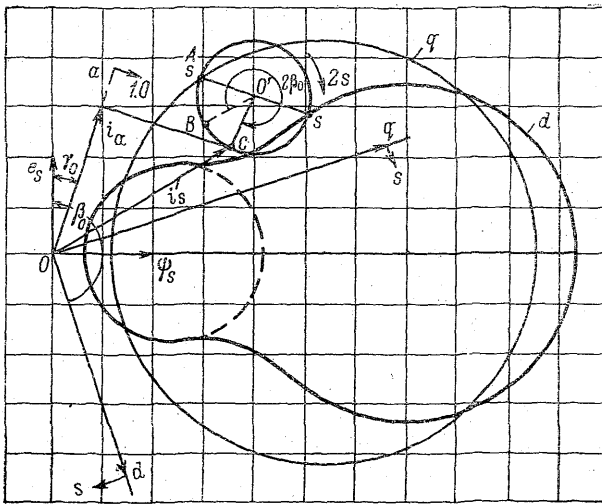


Рис. 10-2. Токовая диаграмма машины с асимметричным ротором, работающей в установившемся асинхронном режиме.

грамме при наличии асимметрии ротора. Для этого следует построить токовые диаграммы  $\frac{1}{x_d(js)}$  и  $\frac{1}{x_q(js)}$  для случаев параметров по осям  $d$  и  $q$  ротора (рис. 10-2).

Геометрическим местом установившегося тока будет окружность, построенная на разности установившихся токов, определенных по этим двум токовым диаграммам (рис. 10-2). При наличии скольжения  $s$  радиус-вектор установившегося тока  $i_{s0}$  будет сколь-

зять по этой окружности со скоростью  $2s$  по часовой стрелке. Для определения начального значения тока  $i_{s0}$  в момент  $t=0$  нужно провести вертикаль из точки  $A$  пересечения малой окружности тока  $i_{s0}$  с кривой, соответствующей параметрам по оси  $q$ , до точки  $B$  пересечения вертикали с малой окружностью тока  $i_{s0}$ .

Радиус-вектор  $O'B$  нужно повернуть на угол  $2\beta_0$  по часовой стрелке. Полученная точка  $C$  и дает начальное положение тока  $i_{s0}$  на окружности. Угол  $\beta_0$  характеризует начальное положение продольной оси  $d$  по отношению к напряжению  $e_s$ . Если начальный угол между осью ротора  $d$  и осью фазовой обмотки  $a$  равен  $\delta_0$ , а начальная фаза напряжения в фазовой обмотке равна  $\gamma_0$ , то  $\beta_0 = \gamma_0 - \delta_0$ .

Определение токов при включении машины в сеть по «круговой» диаграмме. Пользуясь приближенным учетом  $r$ , ток  $i_s$  при включении вращающейся машины можно найти по обычной упрощенной «круговой» диаграмме асинхронной машины, построенной для установившихся режимов. Ток  $(i_s)_{p=0}$  на основании выражения (10.34) в функции времени

$$\begin{aligned} (i_s)_{p=0} = & \frac{e_s}{2j} \left\{ \left[ \frac{1}{x_d(js)} + \frac{1}{x_q(js)} \right] + \varepsilon^{-2j(st+\beta_0)} \left[ \frac{1}{x_q(-js)} - \frac{1}{x_d(-js)} \right] \right\} - \\ & - \frac{e_s}{2j} \varepsilon^{-\alpha_0 t} \varepsilon^{-j(1-\omega_c)t} \left\{ \left( \frac{1}{x_d(-j\omega_r)} + \frac{1}{x_q(-j\omega_r)} \right) + \right. \\ & \left. + s^{j2[\omega_r - \omega_c t - \beta_0]} \left[ \frac{1}{x_q(j\omega_r)} - \frac{1}{x_d(j\omega_r)} \right] \right\} = i_{s0} + i_{s1}, \end{aligned} \quad (10.36)$$

где  $i_{s0}$  — установившийся ток;  $i_{s1}$  — составляющая, затухающая с коэффициентом затухания  $\alpha_a$ .

Пусть «круговые» диаграммы, соответствующие асинхронным машинам с операторными реактивностями  $x_d(p)$  и  $x_q(p)$ , работающим в установившихся режимах, имеют вид, представленный на рис. 10-3. Для определения установившегося тока  $i_{s0}$  находим установившийся ток для машины с реактивностью  $x_d(p)$ , работающей при заданном скольжении  $s$ , и установившийся ток  $i_{s0q}$  для машины с реактивностью  $x_q(p)$ , работающей со скольжением  $s$ .

Соединив концы векторов тока, делим разность векторов пополам и из полученного центра описываем окружность через концы векторов  $i_{s0d}$  и  $i_{s0q}$ . Полученная окружность будет геометрическим местом, которое описывает конец вектора установившегося тока  $i_{s0}$ , двигаясь по ней по часовой стрелке со скоростью  $2s$ .

Для определения тока  $i_{s0}$  в момент  $t=0$  из конца вектора  $i_{s0q}$  нужно провести вертикаль до пересечения с малой окружностью (рис. 10-3). Полученный вектор  $O'B$ , как видно из формулы (10.36), нужно повернуть на угол  $2\beta_0$  по часовой стрелке. Этот радиус-вектор после поворота определит точку окружности, соответствующую  $i_{s0}$  в момент  $t=0$ . Угол  $\beta_0$  определен выше.



щем случае будет разным и определяется соотношением омических сопротивлений и индуктивностей в отдельных цепях.

При отсутствии демпферной системы вектор  $i_{s2}$  затухает по амплитуде с коэффициентом затухания  $\alpha_2 \approx \alpha_r$  (рис. 10-4). При наличии демпферной системы ток  $i_{s2}$  нужно разложить на составляющие по продольной и поперечной осям  $i_{s2d}$  и  $i_{s2q}$ , как это представлено на рис. 10-5.

Переходные потокосцепления  $\psi_{s1}$  в момент  $t=0$  равны и противоположны по знаку установившимся потокосцеплениям  $\psi_{s0}$ .

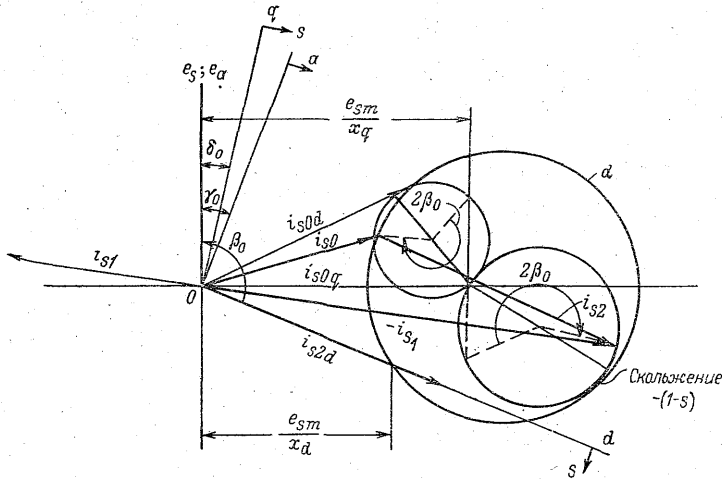


Рис. 10-4. Токи при отсутствии в роторе замкнутых контуров по поперечной оси.

В дальнейшем вектор  $\psi_{s1}$  вращается на «круговой» диаграмме по часовой стрелке со скоростью  $\omega_1 = 1 - \omega_c$ , затухая при этом с коэффициентом затухания  $\alpha_a$ .

Электромагнитный вращающий момент определяется как векторное произведение вектора тока на вектор потокосцеплений

$$M = [i\psi_s] = [(i_{s0} + i_{s1} + i_{s2})(\psi_{s0} + \psi_{s1})].$$

Для определения составляющих электромагнитного вращающего момента по заданным составляющим тока и потокосцеплений достаточно определить величину перпендикуляра, опущенного из конца вектора данной составляющей тока на направление данной составляющей потокосцеплений, и умножить ее на величину составляющей потокосцеплений.

Фазовые напряжения, токи и потокосцепления. Фазовые токи  $i_a$ ,  $i_b$ ,  $i_c$  и потокосцепления  $\psi_a$ ,





го получаются соответственные выражения комплексов фазовых напряжений, токов и потокосцеплений в фазовых обмотках  $a$ ,  $b$  и  $c$ . Так, например, для определения мгновенных значений токов в фазе  $a$  в выражении  $i_{s0}$  аргумент  $st + \beta_0$  нужно заменить на  $st + \beta_0 + \delta = t + \gamma_0$ , в выражении  $i_{s1}$  аргумент  $st - \omega_1 t + \beta_0$  — на  $st - \omega_1 t + \beta_0 + \delta = \omega_c t + \gamma_0$ , в выражении  $i_{s2}$  аргумент  $\beta_0$  — на  $\beta_0 + \delta = \omega_c t + \gamma_0$  и найти реальные составляющие полученных комплексов. Отсюда следует, что если на «круговой» диаграмме в качестве исходного вектора по вертикали откладывать не  $e_s$ , а  $e_a$ , то «круговая» диаграмма, построенная для токов  $i_s$ , будет «круговой» диаграммой для комплексов, соответствующих токам в фазе  $a$ .

Для определения мгновенных значений напряжений, токов и потокосцеплений в фазах  $a$ ,  $b$ ,  $c$  достаточно нанести на «круговую» диаграмму три оси времени  $O_a$ ,  $O_b$  и  $O_c$  (рис. 10-3), вращающиеся по часовой стрелке со скоростью, равной единице, и расположенные под углами в  $\frac{2\pi}{3}$ . В момент

$t = 0$  ось  $O_a$  должна быть расположена по отношению к вертикали под углом  $\gamma_0$ , соответствующим начальной фазе напряжения в фазовой обмотке  $a$ . Мгновенные значения токов, напряжений и потокосцеплений в фазах  $a$ ,  $b$ ,  $c$  определяются как проекции соответствующих векторов диаграммы на оси  $O_a$ ,  $O_b$  и  $O_c$ , соответственно.

Таким образом, полученные из «круговой» диаграммы значения потокосцеплений  $\psi_s$  и токов  $i_s$  для переходного режима могут быть непосредственно использованы для определения мгновенных значений токов и потокосцеплений в фазовых обмотках.

Процессы при синхронной скорости вращения ротора. При синхронной скорости  $s = 0$ ,  $x_d(js) = x_d$ ,  $x_q(js) = x_q$ . Формулы (10.19) для токов статора, (10.22) — для потокосцеплений статора существенно упрощаются. При пренебрежении влиянием активного сопротивления  $r$  в цепи статора «круговая» диаграмма будет иметь вид, представленный на рис. 10-6.

В установившемся режиме геометрическое место установившегося тока  $i_{s0}$  представляется малым кругом, построенным по изложенной методике. Ввиду того что  $s = 0$ , ток  $i_{s0}$  будет занимать постоянное положение, не скользя по малому кругу. Поло-

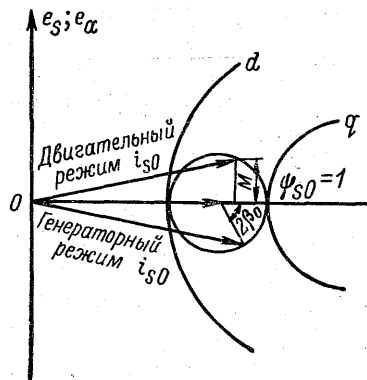


Рис. 10-6. «Круговая» диаграмма машины с несимметричным ротором при отсутствии возбуждения ротора и синхронной скорости его вращения.

жение радиуса-вектора  $i_{s0}$  определится его вертикальной проекцией, численно равной при номинальном напряжении электромагнитному вращающему моменту.

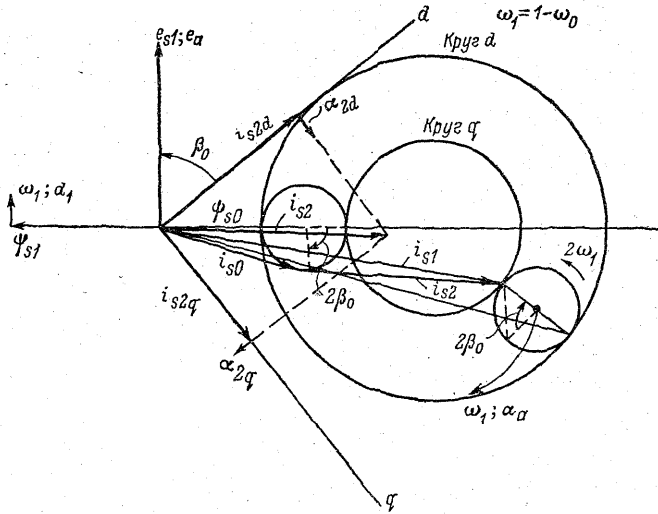


Рис. 10-7. Переходные токи при включении в сеть асинхронной машины с несимметричным ротором.

Ротор машины вращается синхронно.

В установившемся режиме при  $s = 0$

$$\begin{aligned} i_{s0} &= i_{s0x} + \Delta i_{s0} = \frac{r - jx_s}{x_d x_q + r^2} e_s - \frac{jy_s}{x_d x_q + r^2} e_s^2 = \\ &= \frac{r - jx_s}{x_d x_q + r^2} e_s - \frac{jy_s}{x_d x_q + r^2} e_s \varepsilon^{-j2\beta_0}. \end{aligned} \quad (10.37)$$

Ток в фазе  $a$

$$i_a = i_{ax} + \Delta i_{a0} = \operatorname{Re} \left[ \frac{r - jx_s}{x_d x_q + r^2} e_a \right] - \operatorname{Re} \left[ \frac{jy_s}{x_d x_q + r^2} e_a \varepsilon^{-j2\beta_0} \right], \quad (10.38)$$

где  $x_s = \frac{x_d + x_q}{2}$ ;  $y_s = \frac{x_d - x_q}{2}$ .

Как видим из векторной диаграммы, реактивный момент определяется углом  $2\beta_0$  и пропорционален  $\sin 2\beta_0$ . В рассматриваемом случае электромагнитный вращающий момент

$$\begin{aligned} M_s &= -\frac{x_d x_q (x_d - x_q)}{2 [x_d x_q + r^2]^2} e_{sm}^2 \sin 2\beta_0 - \frac{2ry_s^2}{[x_d x_q + r^2]^2} e_{sm}^2 - \\ &= -\frac{ry_s e_{sm}^2}{[x_d x_q + r^2]^2} [2x_s \cos 2\beta_0 - r \sin 2\beta_0]. \end{aligned} \quad (10.39)$$

Знак минус при реактивном вращающем моменте получился вследствие того, что при положительном  $\beta_0$  этот момент соответствует случаю генератора, в то время как нами за положительный вращающий момент принят электромагнитный вращающий момент двигателя, т. е. случай, когда ось  $d$  отстает от оси фазы  $a$  при  $\gamma_0 = 0$  на угол больше  $\frac{\pi}{2}$ .

Переходные токи и вращающие моменты при  $s=0$  определяются по «круговой» диаграмме так же, как и в общем случае (рис. 10-7).

## § 5. Втягивание в синхронизм

Рассмотрим процесс втягивания в синхронизм.

Если не учитывать изменения демпферного момента при изменении скольжения, то возбуждение создает пульсирующий вращающий момент, который не может быть непосредственной причиной обязательного втягивания машины в синхронизм.

Пусть машина вращается с некоторым скольжением, при котором асинхронный (демперный) вращающий момент  $M_d$  покрывает приложенный вращающий момент  $M_L$ . Предположим также, что возбуждение включается в такой неблагоприятный момент времени, когда оно создает тормозящий вращающий момент. Машина начнет тормозиться. При этом демпферный момент будет увеличиваться, а синхронизирующий момент будет изменяться таким образом, что угловая характеристика получит вид, представленный на рис. 10-8. Вследствие наличия скольжения угол будет изменяться. Когда вертикально заштрихованные площади будут равны, скольжение станет равно начальному. Если горизонтально заштрихованная площадь достаточна для компенсации остающегося скольжения, то машина останется в синхронизме.

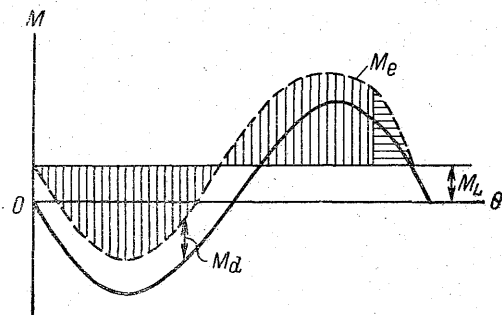


Рис. 10-8. Зависимость вращающего момента от рабочего угла при втягивании машины в синхронизм.

Математически этот критерий выразить точно довольно трудно. Нужно учесть, что поскольку ток возбуждения нарастает не сразу, угловая характеристика синхронизирующего момента будет отличаться от статической.

На практике пользуются полуэмпирическим критерием для определения максимального скольжения, при котором обеспечено

втягивание в синхронизм с учетом влияния номинальной нагрузки [10-15],

$$s \leq 1.05 \sqrt{\frac{M_L - 0.6 \cos \varphi}{H}}. \quad (10.40)$$

Физически критерий, выражаемый формулой (10.40), соответствует условию — наибольшее возрастание скольжения при включении возбуждения в неблагоприятный момент времени не должно быть меньше двойного начального скольжения.

### § 6. Несинхронное включение в сеть возбужденной синхронной машины, вращающейся с неизменным скольжением $s$

Токи и потокосцепления, вызванные возбуждением со стороны ротора и питанием со стороны статора, при пренебрежении влиянием насыщения и при отсутствии зависимости питающих напряжений друг от друга можно рассчитывать независимо, пользуясь наложением, вследствие линейности уравнений. Электромагнитный вращающий момент будет определяться взаимодействием всех токов со всеми потокосцеплениями.

Токи, вызванные возбуждением ротора, рассчитываются как токи короткого замыкания одиночной синхронной машины, причем частота установившегося тока короткого замыкания соответствует скорости вращения машины.

При рассмотрении процесса несинхронного включения принимаем: 1) со стороны статора машина питается системой напряжений прямой последовательности от бесконечно мощной сети. Со стороны ротора — постоянным напряжением либо симметричной системой переменного напряжения; 2) скорость вращения в тех случаях, когда нет специальных оговорок, принимается постоянной.

Потокосцепления и токи статора, вызванные наличием возбуждения ротора. Пусть в обмотку ротора включено напряжение, выражаемое комплексом  $e_{(r)} = e_{(rd)} + j e_{(rq)}$ ; в общем случае являющееся некоторой функцией времени. Для обычной синхронной машины  $e_{(rq)} = 0$  и комплекс равен реальной величине  $e_{(rd)}$ .

Потокосцепления статора, вызванные возбуждением со стороны ротора, определяются при разомкнутой обмотке статора при включении  $e_{(r)} = e_{(rd)}$  в виде

$$\psi_0 = g_{srd}(p) e_{(r)}. \quad (10.41)$$

Общие выражения для операторов  $g(p)$  представлены в [0-3]. При отсутствии демпферной системы оператор

$$g_{srd}(p) = \frac{x_{srd}}{r_r + p x_{rd}},$$

где  $x_{srđ}$  — реактивность взаимной индукции между обмотками статора и ротора по продольной оси;  $r_r$  — активное сопротивление обмотки ротора.

Если нас интересует установившийся режим возбуждения, то

$$\psi_{(0)} = \frac{x_{srđ}}{r_r} e_{(r)} = E, \quad (10.42)$$

где

$$E = \frac{x_{srđ}}{r_r} e_{(r)}. \quad (10.43)$$

При разомкнутой цепи статора напряжение на нем

$$e_0 = (p + j\omega_r) \psi_{(0)}.$$

В установившемся режиме

$$e_0 = j\omega_r \psi_{(0)} = j\omega_r E.$$

Короткое замыкание и включение машины в бесконечно мощную сеть со стороны статора равносильны внезапному приложению напряжения  $e_{(s)} = -e_{(0)}$  при рассмотрении токов, вызванных возбуждением со стороны ротора.

При определении потокосцеплений статора  $\psi_{(s)}$ , вызванных возбуждением со стороны ротора после включения машины в сеть, нужно учесть потокосцепления  $\psi_{(0)}$ , имевшие место до включения ее в сеть. Поэтому при отсутствии демпферной обмотки и при постоянном напряжении возбуждения ротора общие потокосцепления статора, вызванные возбуждением со стороны ротора, будут

$$\psi_{(s)} = j\omega_r E \left\{ \frac{1}{j\omega_r} - \frac{[r + (p - j\omega_r) x_d(p)] x_q(p)}{z_{sx} z_{sx}^* - z_{sy} z_{sy}^*} \right\}. \quad (10.44)$$

При малых  $r$

$$\psi_s \approx \psi_{(s1)} \approx E e^{-\alpha_a t} e^{-j(\omega_r - \omega_c) t}. \quad (10.45)$$

Выражения для  $\alpha_a$  и  $\omega_c$ , см. (10.31, 10.32)

Таким образом, после включения машины на бесконечно мощную сеть потокосцепления статора, вызванные возбуждением со стороны ротора, затухают с коэффициентом затухания  $\alpha_a$  и в установившемся режиме почти равны нулю. Переходные потокосцепления  $\psi_{(s1)}$  почти неподвижны по отношению к статору.

В общем случае при переменном возбуждении с началом изменения возбуждения за время  $\tau$  до включения

$$\psi_s = \left[ e^{-\tau p} - \frac{[r x_s(p) + (p - j\omega_r) x_d(p) x_q(p)] \times}{z_{sx} z_{sx}^* - z_{sy} z_{sy}^*} \right] g_{srđ}(p) e_{(r)} \mathbf{1}. \quad (10.46)$$

Ток статора

$$i_{(s)} = - \frac{z_{sx}^* (p + j\omega_r) - z_{sy} (p - j\omega_r)}{z_{sx}^* z_{sx}^* - z_{sy} z_{sy}^*} g_{sr} e^{j(\omega_r t)} \mathbf{1}. \quad (10.47)$$

При малом  $r$  в случае постоянного возбуждения ротора

$$i_{(s)} = - \frac{E \mathbf{1}}{x_d(p)} + \frac{E}{2} \left\{ \left( \frac{1}{x_d(p)} + \frac{1}{x_q(p)} \right) \varepsilon^{-\alpha_d t} \varepsilon^{-j(\omega_r - \omega_c) t} + \right. \\ \left. + \left( \frac{1}{x_d(p)} - \frac{1}{x_q(p)} \right) \varepsilon^{-\alpha_d t} \varepsilon^{j(\omega_r - \omega_c) t} \right\}. \quad (10.48)$$

Пренебрегая влиянием  $r$  на величину операторных реактивностей и учитывая, что  $i_{(s)} = 0$  при  $t = 0$ , получаем

$$i_{(s)} = i_{(s0)} + i_{(s1)} + i_{(s2)}, \quad (10.49)$$

где

$$i_{(s0)} = - \frac{E}{x_d};$$

$$i_{(s1)} = \frac{E \varepsilon^{-\alpha_d t} \varepsilon^{-j(\omega_r - \omega_c) t}}{2} \left[ \frac{1}{x_d(-j\omega_r)} + \frac{1}{x_q(-j\omega_r)} \right] + \\ + \varepsilon^{j2(\omega_r - \omega_c) t} \left[ \frac{1}{x_d(j\omega_r)} - \frac{1}{x_q(j\omega_r)} \right];$$

$$i_{(s2)} = -(i_{(s0)} + i_{(s1)})_{t=0} \varepsilon^{-\alpha_2' t};$$

$$\alpha_2' \approx \alpha_r' = \frac{1}{T_d'}.$$

Для получения мгновенной фазовой величины нужно повернуть комплекс на соответствующий данной фазе угол, взять от полученного комплекса реальную часть и прибавить в случае наличия нулевую составляющую.

Использование «круговой» диаграммы для определения токов и электромагнитного вращающего момента. Рассмотрим «круговую» диаграмму машины с учетом токов и потокосцеплений, вызванных возбуждением  $E$  со стороны ротора.

1) Диаграмма при синхронной скорости вращения ( $s=0$ ) в установившемся режиме (рис. 10-9). Установившийся ток  $i_{(s0)}$  можно представить в виде вектора, расположенного под углом  $\pi - \beta_0$  по отношению к вертикальной оси, он равен по величине  $\frac{E}{x_d}$ . Угол  $\beta_0$  определяет положение волны напряжения, характеризующейся комплексом  $e_s$  по отношению к оси  $d$  в момент  $t=0$ . В синхронном режиме ( $s=0$ ) это положение неизменно и

угол  $\beta = \int_0^t s dt + \beta_0$  равен начальному углу  $\beta_0$ .

Если напряжение в фазе  $a$  статора выражается в функции времени в виде  $e_{sm} \cos(t + \gamma_0)$ , а угол между продольной осью ротора и осью фазы  $a$  статора в момент времени  $t=0$  равен  $\delta_0$ , то напряжение  $e_s$  при неизменном скольжении  $s$  можно выразить в функции времени в виде

$$e_s = e_{sm} e^{j(st + \beta_0)},$$

где

$$\beta_0 = \gamma_0 - \delta_0; \quad s = 1 - \omega_r.$$

При  $\beta_0 < \frac{\pi}{2}$  имеет место генераторный режим, угол  $\theta_0 = \beta_0 - \frac{\pi}{2}$  — отрицателен и электромагнитный вращающий момент,

вызванный возбуждением, в установившемся режиме имеет отрицательное значение. Напряжение при разомкнутом статоре  $e_{(0)} = j\omega_r E$  будет направлено по оси  $q$  (рис. 10-9). При  $\beta_0 < \frac{\pi}{2}$  реактивный момент, вызванный питанием со стороны статора, будет также отрицателен, т. е. будет стремиться затормозить ротор.

Общий ток, потребляемый из сети, в установившемся режиме будет равен геометрической сумме токов  $i_{s0} + i_{(s0)}$  (рис. 10-9);

здесь  $i_{s0}$  — ток, вызванный питанием со стороны статора при отсутствии возбуждения. Ток, посылаемый в сеть  $i_{g0} = [i_{s0} + i_{(s0)}]$ . Общие потокосцепления в установившемся режиме  $\psi_{s0} = -j e_s$ .

Мгновенные фазовые напряжения, ток и потокосцепления можно представить проекциями соответствующих векторов на вращающиеся с единичной скоростью оси — линии времени, расположенные под углами 120 эл. град. (рис. 10-9, 10-10).

В случае работы машины в качестве синхронного двигателя угол  $\beta_0 > \frac{\pi}{2}$ , векторная диаграмма будет иметь вид, представленный на рис. 10-10. Потокосцепления статора  $\psi_{s0} = -j e_s$ . Общий ток статора  $i_{(s0)} + i_{s0}$ . Электромагнитный вращающий момент при номинальном напряжении будет численно равен сумме вертикальных проекций токов  $i_{s0}$  и  $i_{(s0)}$ . Реактивный вращающий момент в случае, если  $\beta > \frac{\pi}{2}$ , положителен.

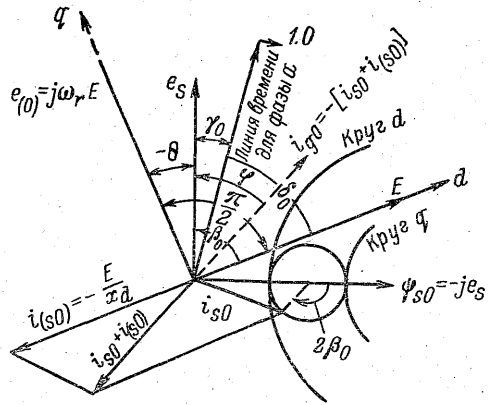


Рис. 10-9. Векторная диаграмма возбужденной синхронной машины в установившемся генераторном режиме при  $s=0$ .







Начальные токи  $i_{s2}$  и  $i_{(s2)}$  определяются из условий  $i_s=0$  и  $i_{(s)}=0$  при  $t=0$ .

Комплекс потокосцеплений  $\psi_{(s1)}$ , вызванных роторным возбуждением, в момент  $t=0$  расположен под углом  $\beta_0$ , отсчитываемым по часовой стрелке по отношению к вектору напряжения  $e_s$ . В дальнейшем комплекс  $\psi_{(s1)}$  вращается по часовой стрелке со скоростью  $\omega_1=1-\omega_c$  и затухает с коэффициентом затухания  $\alpha_a$ .

Электromагнитный вращающий момент возбужденной синхронной машины при

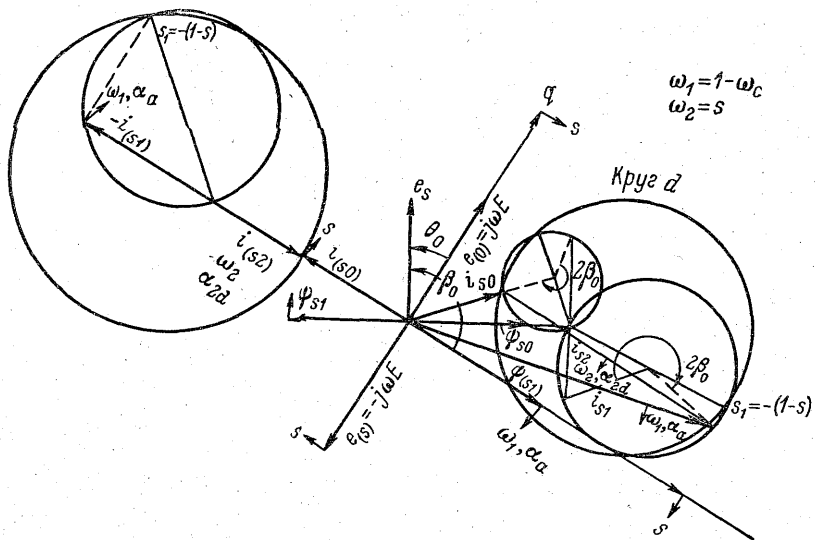


Рис. 10-12. Векторная диаграмма возбужденной машины без демпферной обмотки.

Включение в сеть при  $s \neq 0$ .

включении в сеть и при работе в асинхронном режиме. Электromагнитный вращающий момент

$$M = \text{Re} \{ j [\psi_s + \psi_{(s)}] [i_s^* + i_{(s)}^*] \} \quad (10.52)$$

и определяется суммой векторных произведений векторов тока на векторы потокосцеплений. Для определения этой суммы из конца каждого вектора тока нужно опустить перпендикуляр на направление каждого вектора потокосцеплений, умножить величину каждого перпендикуляра на величину соответствующих потокосцеплений и суммировать все полученные выражения.

Средний электromагнитный вращающий момент, вызванный питанием со стороны ротора, проще всего определить в асинхронном режиме по потерям в статоре от наличия возбуждения как

$ri_{(s)}i_{(s)}^*$ . Эти потери могут быть сравнительно велики, несмотря на малую величину активного сопротивления обмотки статора. Поэтому в ряде случаев при наличии возбуждения со стороны ротора мощность, передаваемая с его стороны на покрытие потерь в статоре, может оказаться больше, чем мощность, передаваемая со стороны статора в ротор на покрытие потерь в роторе и ускорение ротора. В результате средний электромагнитный вращающий момент при наличии возбуждения со стороны ротора может изменить свой знак, как это показано для случая установившихся асинхронных режимов (рис. 10-13).

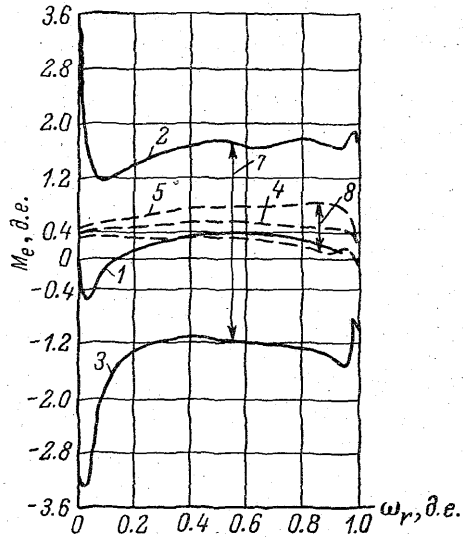


Рис. 10-13. Электромагнитный вращающий момент машины в асинхронном режиме при наличии и отсутствии возбуждения ротора.

1 — средний вращающий момент при наличии возбуждения ротора; 2 — максимальный момент при возбужденном роторе; 3 — минимальный вращающий момент при возбужденном роторе; 4 — средний вращающий момент при невозбужденном роторе; 5 — максимальный вращающий момент при невозбужденном роторе; 6 — минимальный вращающий момент при невозбужденном роторе; 7 — пульсации вращающего момента при возбужденном роторе; 8 — пульсации вращающего момента при невозбужденном роторе.

При наличии возбуждения в роторе синхронной машины, имеющей асинхронную скорость вращения, число составляющих электромагнитного вращающего момента при включении в сеть даже в установившемся режиме настолько велико, что нет смысла давать аналитические выражения для всех составляющих. Проще всего определять пульсирующие составляющие вращающего момента из «круговой» диаграммы машины, а средние составляющие, в том числе и затухающие в переходном режиме, по соответствующим потерям в статоре и роторе.

### § 7. Несинхронное включение в сеть возбужденной синхронной машины с синхронной скоростью вращения ( $s = 0$ )

В практике синхронизации машины с сетью встречаются случаи, когда фазы напряжений генератора и сети не совпадают. В результате возникают большие переходные токи и значительные

переходные электромагнитные вращающие моменты, достигающие максимальных значений при угле рассогласования порядка 120 эл. град.

Рассмотрим случай включения явнополюсной синхронной машины, имеющей внутреннюю эдс  $E$ , в мощную сеть с напряжением  $e$ .

Пусть напряжение машины  $E$  в момент включения опережает напряжение сети на угол  $\theta_0$ , т. е. ротор машины в момент включения находится в положении, соответствующем генераторному режиму с рабочим углом  $\theta_0$ , скольжение ротора машины  $s=0$ .

Принимаем следующие допущения:

пренебрегаем влиянием активного сопротивления в цепи статора  $r$  на амплитуды и фазы токов, учет влияния активного сопротивления  $r$  производится только введением коэффициента затухания аperiodических составляющих токов и потокосцеплений; скорость вращения ротора неизменна и равна  $\omega_r=1$ ;

рассмотрение процесса включения производим с учетом неограниченного числа контуров в роторе и с учетом несимметрии ротора, однако влиянием пульсаций аperiodической составляющей тока статора, вызванных несимметрией ротора, пренебрегаем. Эта пульсация создает небольшие сравнительно быстро затухающие высшие гармонические электромагнитного вращающего момента, влиянием которых можно пренебречь.

Напряжения и потокосцепления. Рассмотрение ведем в системе синхронных осей, в которой напряжение сети

$$e_s = je. \quad (10.53)$$

Потокосцепления статора от напряжения сети при включении в сеть

$$\psi_s = e(1 - k_1 e^{-t}) = \psi_{s0} + \psi_{s1}, \quad (10.54)$$

где  $k_1$  — коэффициент, учитывающий затухание аperiodической составляющей,

$$k_1 = e^{-\alpha_a t} \quad (10.55)$$

и

$$\alpha_a = \frac{r}{x_s(-j)}. \quad (10.56)$$

Влиянием мнимой составляющей в (10.56), учитывающей небольшую скорость вращения аperiodической составляющей по отношению к ротору, пренебрегаем.

В приближенных расчетах  $\alpha_a \approx \frac{r}{x_2}$ , где  $x_2$  — реактивность обратного следования фаз;  $r = r_-$ .

Потокосцепления статора  $\psi_{(s)}$  вызванные возбуждением со стороны ротора

$$\psi_{(s)} = Ek_1 e^{-j\epsilon} \epsilon^{j\theta}. \quad (10.57)$$

Ток статора  $i_s$ , вызванный питанием со стороны статора

$$i_s = i_{s0} + i_{s1} + i_{s2}, \quad (10.58)$$

где  $i_{s0}$  — установившийся ток;  $i_{s1}$  — аperiodическая составляющая тока.

Для определения  $i_{s0}$  примем

$$\psi_{s0} \varepsilon^{j\theta} = x_s i_{s0} \varepsilon^{j\theta} + y_s (i_{s0}^* \varepsilon^{-j\theta}), \quad (10.59)$$

где  $x_s = \frac{x_d + x_q}{2}$ ;  $y_s = \frac{x_d - x_q}{2}$ .

Из (10.59) следует

$$i_{s0} = \frac{x_s - y_s \varepsilon^{-2j\theta}}{x_d x_q} e, \quad (10.60)$$

$$i_{s1} = -\frac{e}{2} \left( \frac{1}{x_d(-j)} + \frac{1}{x_q(-j)} \right) k_1 \varepsilon^{-jt} = -i_{1m} k_1 \varepsilon^{-j\varphi_1} e, \quad (10.61)$$

где  $i_{1m}$  — начальная амплитуда тока  $i_{s1}$  при  $e=1$ ; а угол

$$\varphi_1 = \varphi_{10} + t. \quad (10.62)$$

Угол  $(-\varphi_{10})$  — начальный угол комплекса  $(-i_{s1})$  — принят отрицательным, как это обычно имеет место на «круговой» диаграмме.

Величину  $i_{1m}$  в первом приближении часто принимают равной  $\frac{1}{2} \left( \frac{1}{x_d''} + \frac{1}{x_q''} \right)$ .

Ток  $i_{s2}$  имеет начальное значение

$$(i_{s2})_{t=0} = i_{2m} \varepsilon^{-j\varphi_{20}} e. \quad (10.63)$$

В дальнейшем ток  $i_{s2}$  вращается на диаграмме против часовой стрелки со скоростью  $s$  и затухает с коэффициентами затухания, зависящими от соотношения параметров в контурах ротора. Однако затухание по продольной и поперечной осям различно, поэтому нужно разбить ток  $i_{s2}$  на продольную и поперечную составляющие.

Пусть затухание по оси  $d$  характеризуется коэффициентом  $k_{2d}$ , а затухание по оси  $q$  — коэффициентом  $k_{2q}$ . В таком случае

$$i_{s2} \varepsilon^{-j\theta} = [k_{2d} i_{2m} \cos(\theta + \varphi_2) - j k_{2q} i_{2m} \sin(\theta + \varphi_2)] e, \quad (10.64)$$

откуда

$$i_{s2} = (k_{2d} i_{2m} \varepsilon^{-j\varphi_2} + k_{2q} \varepsilon^{+2j\theta} i_{2m} \varepsilon^{j\varphi_2}) e. \quad (10.65)$$

Здесь  $i_{2m}$  — начальная амплитуда тока  $i_{s2}$  при  $e=1$ ; эту величину в первом приближении часто принимают для случая симметричного ротора равной

$$i_{2m} \approx \left( \frac{1}{x_d''} - \frac{1}{x_d} \right);$$

угол

$$\varphi_2 = \varphi_{20}, \quad (10.66)$$

где  $(-\varphi_{20})$  — начальный угол комплекса  $i_{s2}$  принят отрицательным, как это обычно имеет место на «круговой» диаграмме.

Коэффициенты, учитывающие затухание,

$$k_{2x} = \frac{k_{2d} + k_{2q}}{2}, \quad k_{2y} = \frac{|k_{2d} - k_{2q}|}{2}. \quad (10.67)$$

Для определения коэффициентов, учитывающих затухание тока  $i_{s2}$  по продольной и поперечной осям, принимаем, что продольная составляющая тока  $i_{s2}$  состоит из  $n$  составляющих, затухающих с коэффициентами затухания  $\alpha_{1d}, \alpha_{2d}, \alpha_{3d}, \dots, \alpha_{nd}$ , а поперечная состоит из  $m$  составляющих, затухающих с коэффициентами затухания  $\alpha_{1q}, \alpha_{2q}, \alpha_{3q}, \dots, \alpha_{mq}$ .

В таком случае

$$\left. \begin{aligned} k_{2d} &= \frac{i_{1d}\varepsilon^{-\alpha_{1d}t} + i_{2d}\varepsilon^{-\alpha_{2d}t} + \dots + i_{nd}\varepsilon^{-\alpha_{nd}t}}{i_{2n}}, \\ k_{2q} &= \frac{i_{1q}\varepsilon^{-\alpha_{1q}t} + i_{2q}\varepsilon^{-\alpha_{2q}t} + \dots + i_{mq}\varepsilon^{-\alpha_{mq}t}}{i_{2m}}. \end{aligned} \right\} \quad (10.68)$$

Начальные значения коэффициентов  $k_{2d}$  и  $k_{2q}$  равны единице. Составляющие  $i_{1d}, i_{2d}, \dots, i_{nd}; i_{1q}, i_{2q}, \dots, i_{mq}$ , а также соответствующие коэффициенты затухания могут быть найдены из «круговых» диаграмм машины, как это изложено в гл. 1 и [0-3].

В приближенных расчетах часто принимаю

$$\left. \begin{aligned} k_{2d} &= \left(1 - \frac{x''_d}{x'_d}\right) \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} + \left(\frac{x''_d}{x'_d} - \frac{x''_d}{x_d}\right) \varepsilon^{-\frac{t}{T_d}}, \\ k_{2q} &= \left(1 - \frac{x''_q}{x'_q}\right) \varepsilon^{-\frac{t}{T'_q}} + \left(\frac{x''_q}{x'_q} - \frac{x''_q}{x_q}\right) \varepsilon^{-\frac{t}{T_q}}. \end{aligned} \right\} \quad (10.69)$$

Ток статора, вызванный возбуждением со стороны ротора,

$$i_{(s)} = -E\varepsilon^{j\theta_0} \left[ \frac{1}{x_d} - k_{1md}\varepsilon^{-j\varphi_{1d}} + k_{2x}i_{2md}\varepsilon^{-j\varphi_{2d}} + k_{2y}i_{2md}\varepsilon^{j(2\theta + \varphi_{2d})} \right]. \quad (10.70)$$

Ток  $i_{1md}\varepsilon^{-j\varphi_{1d}}$  равен

$$i_{1md}\varepsilon^{-j\varphi_{1d}} = \frac{\varepsilon^{-jt}}{x_s(-j)}, \quad (10.71)$$

т. е. определяется по параметрам для осей  $d$  и  $q$ .

Угол  $\varphi_{1d}$  равен

$$\varphi_{1d} = \varphi_{1d0} + t, \quad (10.72)$$

где  $(-\varphi_{1d0})$  — соответствующий начальный угол.

Ток  $i_{2md} \varepsilon^{-j\varphi_{2d}}$  также определяется параметрами осей  $d$ ,  $q$  и равен

$$i_{2md} \varepsilon^{-j\varphi_{2d}} = \left( \frac{1}{x_d (-j)} - \frac{1}{x_d} \right).$$

Угол  $\varphi_{2d}$  равен

$$\varphi_{2d} = \varphi_{2d0}, \quad (10.73)$$

где  $(-\varphi_{2d0})$  — соответствующий начальный угол.

Электромагнитный вращающий момент при не-синхронном включении в сеть возбужденной машины без учета составляющей, связанной с потерями в староре,

$$\begin{aligned} M_e &= \operatorname{Re} \{ j (\psi_s + \psi_{(s)}) (i_s^* + i_{(s)}^*) \} = \\ &= \operatorname{Re} \{ j [e (1 - k_1 \varepsilon^{-jt}) + E \varepsilon^{j\theta_0} k_1 \varepsilon^{-jt}] (i_s^* + i_{(s)}^*) \}. \end{aligned} \quad (10.74)$$

Определим сначала электромагнитный вращающий момент  $M_{e(E=0)}$ , имеющий место при отсутствии возбуждения со стороны ротора, т. е. когда  $E = 0$  и  $i_{(s)} = 0$ ,

$$\begin{aligned} M_{e(E=0)} &= e^2 \left\{ \frac{1}{2} \left( \frac{1}{x_q} - \frac{1}{x_d} \right) [-\sin 2\theta + k_1 \sin (t + 2\theta)] - \frac{k_1}{2} \left( \frac{1}{x_d} - \frac{1}{x_q} \right) \sin t + \right. \\ &+ i_{1m} k_1 [\sin (t + \varphi_{10}) - k_1 \sin \varphi_{10}] - i_{2m} k_{2x} [k_1 \sin (t - \varphi_{20}) + \sin (\varphi_{20}) + \\ &\left. + i_{2m} k_{2y} [\sin (2\theta + \varphi_2) - k_1 \sin (2\theta + \varphi_2 + t)] \right\}. \end{aligned} \quad (10.75)$$

Приближенно составляющую  $M_{e(E=0)}$  часто принимают равной нулю.

В ряде работ [10-13] таким упрощением пользуются, хотя оно в принципе недопустимо.

Составляющая электромагнитного вращающего момента, вызванная наличием возбуждения со стороны ротора, при отсутствии активного сопротивления в цепи статора равна

$$\Delta_E M_e = \Delta_{E1} M_e + \Delta_{E2} M_e + \Delta_{E3} M_e, \quad (10.76)$$

где

$$\left. \begin{aligned} \Delta_{E1} M_e &= \operatorname{Re} \{ j E \varepsilon^{j\theta} k_1 \varepsilon^{-jt} i_s^* \}; \\ \Delta_{E2} M_e &= \operatorname{Re} \{ j (1 - k_1 \varepsilon^{-jt}) e i_{(s)}^* \}; \\ \Delta_{E3} M_e &= \operatorname{Re} \{ j E \varepsilon^{j\theta} k_1 \varepsilon^{-jt} i_{(s)} \}. \end{aligned} \right\} \quad (10.77)$$

Эти составляющие после раскрытия соответствующих произведений комплексов равны

$$\begin{aligned} \Delta_{E1} M_e &= k_1 E_e \left\{ \frac{1}{2} \left( \frac{1}{x_d} + \frac{1}{x_q} \right) \sin (t - \theta) + \frac{1}{2} \left( \frac{1}{x_d} - \frac{1}{x_q} \right) \sin (t + 2\theta - \theta_0) + \right. \\ &+ k_1 i_{1m} \sin (\theta_0 + \varphi_{10}) + k_{2x} i_{2m} \sin (t - \theta_0 - \varphi_{20}) + \\ &\left. + k_{2y} i_{2m} \sin (t + \theta_0 + \varphi_{20}) \right\}; \end{aligned} \quad (10.78)$$

$$\Delta_{E2}M_e = -\frac{Ee}{x_d} \sin \theta + k_1 \frac{Ee}{x_d} \sin (t + \theta) - E_e \{k_1 i_{1md} [\sin (t - \theta_0 + \varphi_{1d0}) +$$

$$+ k_1 \sin (\theta_0 - \varphi_{1d0})] - k_{2x} i_{2md} [-k_1 \sin (t + \theta_0 - \varphi_{2d0}) + \sin (-\theta_0 + \varphi_{2d0})] -$$

$$- k_{2y} i_{2md} [\sin (3\theta_0 + \varphi_{2d0}) - k_1 \sin (3\theta_0 + \varphi_{2d0} + t)]\}; \quad (10.79)$$

$$\Delta_{E3}M_e = -k_1 E^2 \left\{ \frac{\sin t}{x_d} + k_1 i_{1md} \sin \varphi_{1d0} + \right.$$

$$\left. + k_{2x} i_{2md} \sin (t - \varphi_{2d0}) + k_{2y} i_{2md} \sin (t + 2\theta_0 + \varphi_{2d0}) \right\}. \quad (10.80)$$

Кроме полученных составляющих вращающего момента следует учесть еще одну  $\Delta_r M_e$ , связанную с потерями в активном сопротивлении статора  $r$  при наличии возбуждения ротора. Эта составляющая, тормозящая ротор, при больших токах в статоре может играть сравнительно существенную роль

$$\Delta_r M_e \approx -r \operatorname{Re} \{i_{(s0)}^* [i_{(s0)}^* + i_{s0}^*]\} = \Delta_{r1} M_e + \Delta_{r2} M_e. \quad (10.81)$$

Здесь после раскрытия комплексных произведений

$$\Delta_{r1} M_e = -\frac{rE^2}{x_d} \left\{ \frac{1}{x_d} - k_1 i_{1md} \cos (t + \varphi_{1d0}) + \right.$$

$$\left. + i_{2md} [k_{2x} \cos \varphi_{2d0} + k_{2y} \cos (2\theta_0 + \varphi_{2d0})] \right\}; \quad (10.82)$$

$$\Delta_{r2} M_e = -\frac{rE}{x_d} \left\{ -\frac{\cos \theta}{x_d} + k_1 i_{1m} \cos (\theta + \varphi_1) - k_{2d} i_{2m} \cos (\theta_0 + \varphi_{20}) \right\}. \quad (10.83)$$

Составляющая  $\Delta_{r2} M_e$  имеет постоянную и затухающие составляющие неизменного знака и, кроме того, пульсирующие составляющие, поскольку углы  $\varphi$  и  $\theta$  являются в общем случае функциями времени.

При симметричном роторе, пренебрежении влиянием потерь в роторе на  $\Delta_r M_e$  и синхронной скорости вращения

$$\Delta_{r1} M_e = -\frac{rE^2}{x_d} \left( \frac{k_2 - k_1 \cos t}{x_d''} + \frac{1 - k_2}{x_d} \right), \quad (10.84)$$

$$\Delta_{r2} M_e = \frac{rE_e}{x_d} \left( \frac{k_2 - k_1 \cos t}{x_d'} + \frac{1 - k_2}{x_d} \right). \quad (10.85)$$

Результирующий электромагнитный вращающий момент  $M_e$  равен

$$M_e = M_{e(E=0)} + \Delta_{E1} M_e + \Delta_{E2} M_e + \Delta_{E3} M_e + \Delta_r M_e. \quad (10.86)$$

В опубликованной литературе [10-13, 10-15] рассмотренную задачу решают обычно для случая симметрии ротора, отсутствия затухания (коэффициенты  $k$  равны единице), отсутствия потерь в роторе и статоре ( $\varphi_{10} = \varphi_{20} = 0$ ,  $\Delta_r M_e = 0$ ), синхронной скорости



вращения ротора ( $s=0$ ) и для случая равенства амплитуд напряжений  $E=e$ .

Для этого частного случая нетрудно получить из представленных формул ( $E \neq e$ )

$$M_e \approx -\frac{Ee}{x_d''} \sin \theta (1 - \cos t) + \frac{E}{x_d''} (e \cos \theta - E) \sin t = \\ = -\frac{Ee}{x_d''} \sin \theta \left[ 1 - \cos t + \operatorname{tg} \frac{\theta}{2} \sin t \right] - \frac{E(E-e)}{x_d''} \sin t. \quad (10.87)$$

При  $E=e$  получаем широко распространенную формулу для случая, когда  $\theta$  соответствует генераторному режиму [10-15]. Если машина включается в сеть через реактивность  $x_e$ , то к реактивности  $x_d''$  должна быть прибавлена реактивность  $x_e$ .

Несмотря на распространенность упрощенной формулы (10.87), ею нужно пользоваться с большой осторожностью. Это понятно, например, из того обстоятельства, что с той же точностью  $M_{e(E=0)} = 0$ , в то время как в действительности при включении в сеть невозбужденной вращающейся машины могут иметь место значительные переходные и установившиеся вращающие моменты, что известно из обширной практики эксплуатации асинхронных и синхронных машин.

Представленные формулы дают возможность с достаточной точностью определить токи и вращающие моменты при включении в сеть возбужденной синхронной машины с учетом влияния начального скольжения, угла рассогласования напряжений, асинхронных вращающих моментов, вызванных наличием потерь в роторе, влияния затухания из-за наличия активных сопротивлений в статоре и роторе и других данных.

Электромагнитный вращающий момент при включении машины в сеть на две фазы. В практике эксплуатации бывают случаи, когда при включении машины в сеть она вначале включается только на две фазы, ввиду неодновременного замыкания контактов выключателя.

Пусть напряжения машины и сети по амплитуде равны  $E=e$ . Напряжение в сети на фазе  $a$

$$e_a = e \cos(t + \gamma_0).$$

Напряжение машины опережает напряжение сети на угол  $\theta$ .

Принимаем, что машина включается на фазы  $b-c$ , фаза  $a$  остается не включенной.

Для сравнения с формулой (10.87) принимаем те же приближения, т. е. что машина имеет симметричный ротор, потери в роторе отсутствуют, затуханием токов и потокосцеплений можно пренебречь, скорость вращения ротора синхронна.

В таком случае

$$M_{a(b-c)} \approx -\frac{e^2 \sin \theta}{x_a'' + x_2} \left[ 1 - 2 \cos 2(t + \gamma_0) - \operatorname{tg} \frac{\theta}{2} \sin 2(t + \gamma_0) - \frac{2 \sin(\gamma_0 - \theta/2)}{\cos \theta/2} \sin(t + \gamma_0) \right], \quad (10.88)$$

где  $x_2$  — реактивность обратного следования фаз.

Если машина включается через внешнее сопротивление  $x_e$ , то к реактивностям  $x_a''$  и  $x_2$  должны быть прибавлены величины  $x_e$ .

$M_e, \text{ д.е.}$

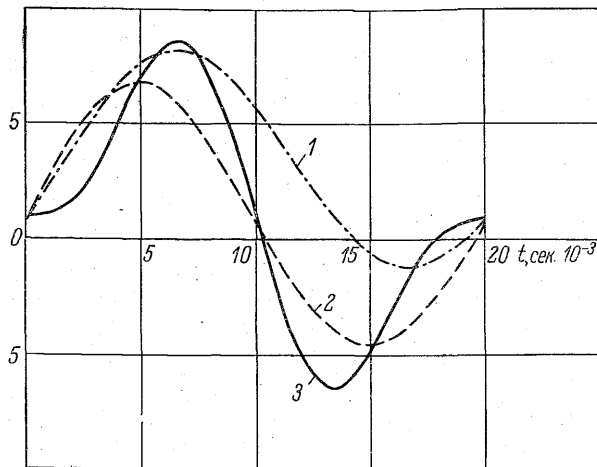


Рис. 10-14. Электромеханические вращающие моменты турбогенератора мощностью 600 Мвт.

1 — при несинхронном включении возбужденной машины в сеть с углом в 120 эл. град.; 2 — при трехфазном к. з.; 3 — при двухфазном к. з.

Вращающие моменты при неправильной синхронизации достигают наибольших возможных в эксплуатации значений. Токи при неправильной синхронизации за счет насыщения могут достигать удвоенных (и выше) значений по сравнению с токами при внезапном трехфазном коротком замыкании.

При неправильной синхронизации имели место случаи тяжелых разрушений машины, либо срезание болтов муфты, соединяющей вал турбины с ротором генератора.

Из (10.87) видно, что при несинхронном включении трех фаз машины в сеть максимальный вращающий момент будет больше при отрицательном  $\theta$ , т. е. когда ось полюсов ротора отстает от оси поля, образуемого питанием со стороны статора. Это значит, что при включении машины в сеть с углом  $\theta$  желательно, чтобы этот угол был опережающим, а не отстающим.

При включении двух фаз, как видно из (10. 88), зависимость максимального вращающего момента от знака угла  $\theta$  более сложна и связана со значением величины  $\gamma_0$  — начальной фазы напряжения сети во времени. Сопоставление электромагнитных вращающих моментов при двухфазном к. з., трехфазном к. з. и включении возбужденной машины в сеть с углом в 120 эл. град. (по данным формы Альстом) представлено на рис. 10-14.

Включение генератора в мощную сеть при наличии местной нагрузки (рис. 10-15).

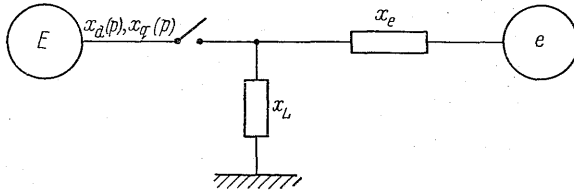


Рис. 10-15. Схема включения генератора в сеть при наличии местной нагрузки.

Если генератор с внутренней эдс  $E$  включается на шины, к которым подключена система с реактивностью  $x_e$  и, кроме того, местная нагрузка  $x_L$ , то при рабочем угле  $\theta$  между напряжениями  $E$  и  $e$  токи статора в установившемся режиме в осях  $d$  и  $q$  будут равны

$$i_q = \frac{e \sin \theta}{x_e + x_q \left(1 + \frac{x_e}{x_L}\right)}, \quad i_d = \frac{E}{x_e \parallel x_L + x_d} - \frac{e \cos \theta}{x_e + x_d \left(1 + \frac{x_e}{x_L}\right)}. \quad (10. 89)$$

Для получения максимальных периодических составляющих токов статора при включении генератора в сеть в формулах (10. 89) достаточно заменить величины  $x_d$  и  $x_q$  на  $x_d''$  и  $x_q''$ .

Начальные значения аperiodических составляющих будут равны начальным значениям периодических составляющих с обратным знаком, поскольку в момент включения в сеть ток статора  $i_s = i_d + j i_q$  равен нулю.

## § 8. Расчет режимов самосинхронизации и ресинхронизации турбо- и гидрогенераторов на ЭЦВМ

Исходные уравнения. Расчетно-теоретическое исследование процесса самосинхронизации и других переходных процессов мощных генераторов с помощью ЭЦВМ представляет как теоретический, так и значительный практический интерес. Объясняется это существенными трудностями проведения эксперимента на натурной машине и сравнительной простотой проведения ряда расчетов на ЭЦВМ. Кроме того, расчеты, как правило,

могут быть проведены для наперед заданных начальных условий, в то время как условия проведения эксперимента зависят от ряда объективных причин и заранее не могут быть определены достаточно полно.

Несмотря на вводимые при расчете на ЭЦВМ допущения и упрощения, применение цифровых вычислительных машин для расчетов переходных процессов мощных синхронных машин позволяет получить численные решения дифференциальных уравнений синхронной машины в большинстве случаев с достаточной для практических целей точностью.

Для анализа переходных режимов обычно используется система дифференциальных уравнений Парка—Горева, которые применяются и для расчета режимов самосинхронизации и ресинхронизации синхронных генераторов [0-11 ÷ 0-13].

**Пример 1.** Расчет процесса самосинхронизации турбогенератора на ЭЦВМ.

Турбогенератор имеет следующие основные данные:

$$\begin{array}{ll}
 \cos \varphi = 0.85, & x_{ad} = x_{aq} = 1.675, \\
 r_{15} = 0.00191 \text{ ом}, & x_l = 0.1656, \\
 r_{f75} = 0.0874 \text{ ом}, & x_d = x_q = 1.84, \\
 H = 6.15 \text{ сек.}, & x_{ff} = 1.79, \\
 r = 0.00181 \text{ д. е.}, & x_{kcd} = 1.70, \\
 r_f = 0.00115 \text{ д. е.}, & x_{kkq} = 1.71, \\
 r_{kd} = 0.0025 \text{ д. е.}, & x'_d = 0.19.
 \end{array}$$

Турбогенератор подключается к системе через трансформатор с реактивностью короткого замыкания  $x_k = 11.6\%$  и линию электропередачи  $x_\lambda = 7.7\%$ .

При расчете самосинхронизации должны быть определены изменения во времени основных величин, характеризующих воздействие этого процесса на машину и энергосистему. К таким величинам можно отнести: ток статора, ток в обмотке возбуждения, угол нагрузки, скольжение, электромагнитный вращающий момент, а также время процесса самосинхронизации. При этом ставится задача выявить влияние на ход самосинхронизации таких начальных условий, как скольжение в момент включения, рабочий угол в момент включения, величина активного сопротивления в цепи обмотки возбуждения после включения автомата гашения поля (АГП).

Расчеты проведены по следующей программе:

а) расчет включения невозбужденного турбогенератора на шину бесконечной мощности при начальном скольжении  $-0.02$ ; угол  $\theta$  в момент включения равен 0:

обмотка возбуждения замкнута накоротко (вариант 1, табл. 10-1);

обмотка возбуждения замкнута на сопротивление, равное пятикратному сопротивлению самой обмотки (вар. 2, табл. 10-1).

Результаты расчета процесса самосинхронизации турбогенератора при включении его непосредственно на шины бесконечной мощности

№ варианта	Условия режима самосинхронизации	$\theta_0$ , рад.	$i_{уд}$ , д. е.	$i_{fmax}$ , д. е.	$M_{max}$ , д. е.
1	Включение в сеть без возбуждения $R_f = r_f \dots$	0	9.8	-2.35	2.25
2	Включение в сеть без возбуждения $R_f = 6r_f \dots$	0	9.8	-1.8	2.35
3	Включение в сеть с одновременной подачей возбуждения $R_f = r_f \dots$	0	9.8	-2.1	2.36
4	Включение в сеть с подачей возбуждения через 0.2 сек. $R_f = r_f \dots$	-0.77	9.4	+1.72	2.55
5	То же	-1.57	9.6	+2.3	2.32
6	« «	-2.2	10.0	+2.82	1.45
7	« «	-2.32	9.55	+2.8	+1.2
7а	« «	-2.4	—	2.76	1.2
8	« «	-2.7	10.4	2.7	1.32
9	« «	-4.6	9.0	-2.0	2.25

Примечание.  $\theta_0$  — угол нагрузки при включении в сеть;  $i_{fmax}$  — наибольшее значение тока в обмотке возбуждения.

б) Расчет процесса самосинхронизации турбогенератора, включаемого на шины бесконечной мощности, с подачей возбуждения после включения в сеть.

Для всех вариантов расчета в данном пункте скольжение в момент включения принято равным  $s = -0.02$ . Напряжение возбуждения, равное напряжению возбуждения при холостом ходе, подается через 0.2 сек. после включения невозбужденной машины в сеть (кроме вар. 3, табл. 10-1, где напряжение возбуждения подается одновременно с включением генератора в сеть).

в) Расчеты, характеризующие влияние угла  $\theta_0$  в момент включения. Расчеты проведены для 8 значений углов (вар. 3—9, табл. 10-1). Добавочное сопротивление в цепи ротора при включении в сеть отсутствует.

г) Расчет процесса самосинхронизации турбогенератора применительно к условиям ГРЭС, где проведен опыт самосинхронизации.

Принято, что генератор работает через трансформатор, данные которого приведены ранее, и линию передачи, имеющую сопротивление до шин бесконечной мощности 18 ом на напряжение 220 кв. Обмотка возбуждения питается от независимого возбудительного агрегата, состоящего из генератора постоянного тока и асинхронного двигателя.

При расчете на вычислительной машине принималось с учетом посадки напряжения возбудителя, что подаваемое при включении АГП напряжение возбуждения равно 0.8 напряжения возбуждения при холостом ходе и номинальном напряжении на статоре. Подача возбуждения происходит через 0.15 сек. после включения генератора в сеть. В течение всего последующего процесса напряжение возбуждения считается постоянным.

1. При начальном угле  $\theta_0 = 1.57$  рад. произведены расчеты самосинхронизации для начальных скольжений  $s = -0.01$ ,  $s = -0.02$ ,  $s = -0.03$  (вар. 10—12, табл. 10-2).

2. При начальном скольжении  $s = -0.01$  проведен расчет самосинхронизации для начального угла  $\theta_0 = -1.57$  рад. (вар. 13, табл. 10-2).

3. При скольжении  $s = -0.02$  проведен расчет для начального угла  $\theta_0 = -1.97$  рад. (вар. 14, табл. 10-2).

Таблица 10-2

Результаты расчета процесса самосинхронизации турбогенератора применительно к условиям ГРЭС

№ варианта	Напряжение возбуждения в момент подачи	$\theta_0$ , рад.	$s_0$ , д. е.	$i_{уд}$ , д. е.	$i_{z\max}$ , д. е.	$M_{\max}$ , д. е.
10	0.8 $e_{fo}$	1.57	-0.01	4.77	-0.49	0.52
11	То же	1.57	-0.02	4.77	-0.84	0.65
12	» »	1.57	-0.03	4.77	-0.8	0.62
13	» »	-1.57	-0.01	4.77	1.2	0.64
14	» »	-1.97	-0.02	4.77	1.52	0.5

Краткая характеристика результатов расчета режима самосинхронизации турбогенератора. Приведенные в табл. 10-1 и 10-2 величины характеризуют наиболее важные стороны процесса самосинхронизации. Из этих таблиц, а также из рис. 10-16, 10-17 видно, что, как и следовало ожидать, величина ударного тока практически не зависит ни от угла  $\theta_0$  в момент включения, ни от начального скольжения, но зависит от внешней реактивности.

Определенные по известным формулам значения ударных токов без учета активного сопротивления обмотки статора при отсутствии внешней реактивности составляют

$$i_{уд} = \frac{1.8}{x_d''} = 9.48 \text{ д. е.},$$

при наличии внешней реактивности  $x_e = 0.193$  д. е.

$$i_{уд} = \frac{1.8}{x_d'' + x_e} = 4.7 \text{ д. е.}$$

и хорошо совпадают со значениями ударных токов статора, определенными путем расчета на ЦВМ.

Величина максимального всплеска тока ротора зависит от угла и от скольжения.

Максимальные значения вращающего электромагнитного момента с учетом апериодической составляющей для случая непосредственного включения турбогенератора в сеть бесконечной мощности достигают 1.2—2.5 д. е. в зависимости от величины угла  $\theta$  при включении.

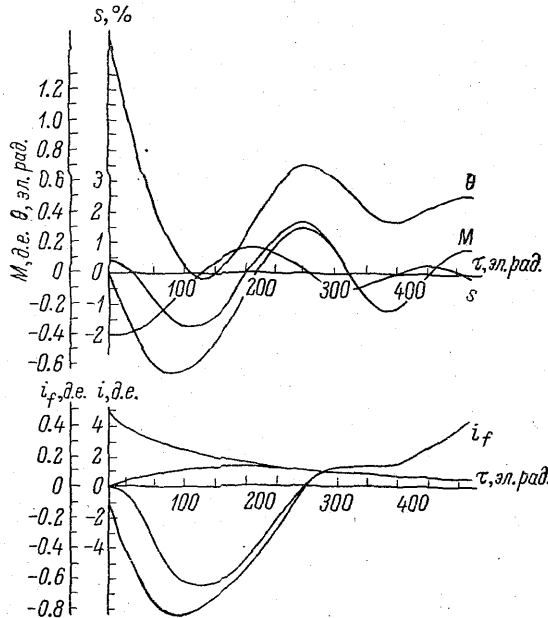


Рис. 10-16. Самосинхронизация блока турбогенератор—трансформатор.

$s_0 = -2\%$ ;  $\theta_0 = 1.57$  эл. рад. При  $0 \leq \tau \leq 47.2$  эл. рад.,  $R_f = 6r_f$ ;  $e_f = 0$ ; при  $\tau > 47.2$  эл. рад.  $R_f = r_f$ ,  $e_f = 0.8 e_{f0}$ .

Для случая самосинхронизации блока турбогенератор—трансформатор через линию 220 кв максимальные значения вращающего электромагнитного момента достигают 0.5—0.65 д. е.

Расчеты показали, что изменение начальных данных может значительно изменить характер процесса самосинхронизации. В частности, амплитуда свободных колебаний ротора может существенно изменяться, так что процесс изменения угла и скорости становится в некоторых случаях практически апериодическим.

Сопоставление вариантов 1 и 2 показывает, что влияние сопротивления в обмотке возбуждения мало сказывается на движении ротора и в основном ограничивается уменьшением всплеска тока в обмотке ротора.

Наиболее тяжелым из исследованных режимов следует считать включение при  $\theta_0 = -2.2$  рад. (см. табл. 10-1). При этом имеет место наибольший всплеск тока ротора и наибольшая длительность процесса синхронизации.

Влияние начального угла на ход процесса самосинхронизации может быть выявлено из сопоставления вар. 7 и 7а (табл. 10-1). Сравнительно небольшое изменение начального угла  $\theta_0$  от  $-2.32$  до  $-2.4$  рад. заметно влияет на характер движения ротора. В пер-

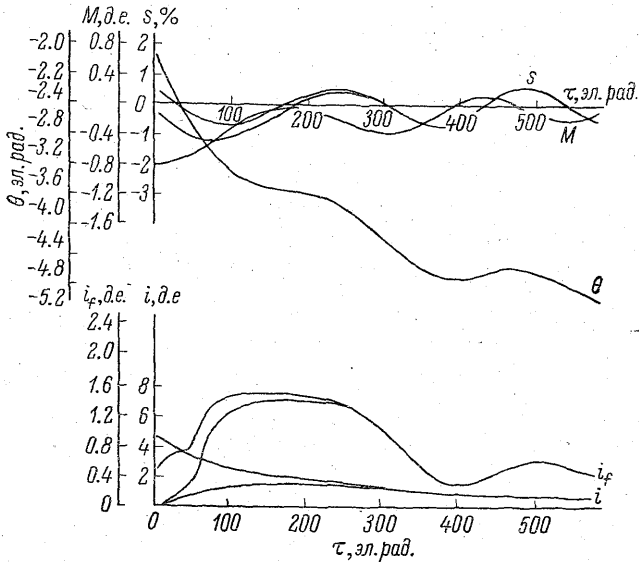


Рис. 10-17. Самосинхронизация блока турбогенератор—трансформатор.

$s_0 = -2\%$ ,  $\theta_0 = -1.97$  рад. при  $0 \leq \tau \leq 47.2$  эл. рад.,  $R_f = 6r$ ,  
 $e_f = 0$ ; при  $\tau > 47.2$  эл. рад.  $R_f = r_f$ ,  $e_f = 0.8 e_{f0}$ .

вом случае ротор, ускоряясь, подтягивается к полю, во втором случае — затормаживается до совпадения его оси со следующей волной поля. Этот вопрос рассмотрен также в [10-12].

**Пример 2. Расчет режима автоматического несинхронного повторного включения гидрогенераторов.** В связи с применением в энергосистемах АПВ возникает ряд практических вопросов; связанных с поведением синхронных генераторов при несинхронных повторных включениях отключившихся элементов системы. Рекомендации внедрения АПВ не всегда достаточно обоснованы в отношении надежной работы как генератора, так и всей системы. В частности, как показал опыт, несинхронное повторное включение может привести к разрушению паяк и изоляции лобовых частей обмотки статора, а также обмотки ротора. Целесообразно в каж-



дом случае, исходя из конкретных условий, решать вопрос о возможности применения АПВ.

Для ответа на вопрос о возможных всплесках токов и вращающего электромагнитного момента, а также о допустимости несинхронного повторного включения гидрогенераторов был проведен ряд расчетов.

Рассмотрим случаи одновременного повторного включения двух идентичных блоков генератор—трансформатор на линию электропередачи (ЛЭП) напряжением 110 кВ. Оба генератора при этом заменены одним эквивалентным с соответствующим изменением параметров (в два раза по отношению к одиночному генератору). Сопротивления трансформаторов также заменены эквивалентными параметрами.

Параметры эквивалентного генератора:

$$\begin{array}{lll} x_{ad} = 0.29, & x_{ff} = 0.375, & r_f = 0003, \\ x_{aq} = 0.17, & x_{kkd} = 0.367, & r_{kd} = 00925, \\ x_d = 0.355, & x_{kkq} = 0.2165, & r_{kq} = 0074, \\ x_q = 0.235, & r = 0.002335, & H = 2200 \text{ рад.} \end{array}$$

Параметры эквивалентного трансформатора:

$$x_{k_{\text{экв}}} = 0.067; \quad r_{k_{\text{экв}}} = 0.00235.$$

Таким образом, расчеты проводились для случая включения эквивалентного генератора на сеть бесконечной мощности через сопротивления, равные сумме активных и реактивных сопротивлений эквивалентного генератора, эквивалентного трансформатора и системы.

Расчеты проводились для различных начальных углов  $\theta_0$  в момент повторного включения. При этом принято, что включение производится при скорости вращения на 20% выше синхронной  $s_0 = 0.2$ ;

вращающий момент турбины равен номинальному  $M_L = 0.8$  д. е. и остается неизменным в течение всего рассматриваемого интервала времени;

в момент повторного включения генератора осуществляется форсировка возбуждения, причем напряжение возбуждения скачком изменяется от  $e_{fn}$  до  $1.8 e_{fn}$ ;

ускорение ротора в момент повторного включения принято равным нулю. О приемлемости последнего допущения см. ниже.

На рис. 10-18 и 10-19 приведены результаты расчетов двух вариантов несинхронного повторного включения при  $\theta_0 = \pi$  и  $\theta_0 = \frac{\pi}{2}$ .

Из рис. 10-18, а, и 10-19, а, на которых изображены кривые изменения рабочего угла  $\theta$  и скольжения  $s$  во времени после несинхронного включения гидрогенераторов в сеть, видно, что средняя скорость генераторов продолжает возрастать. Колебания

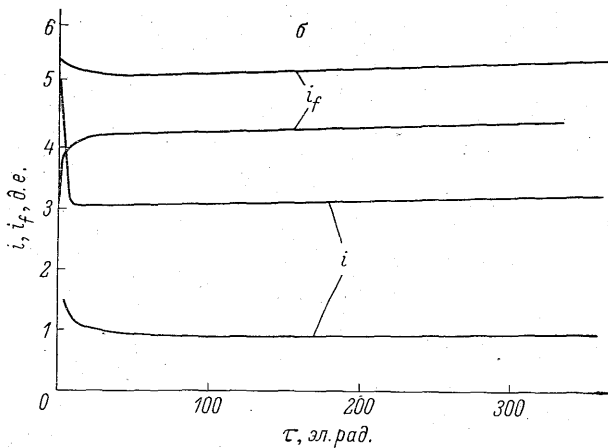
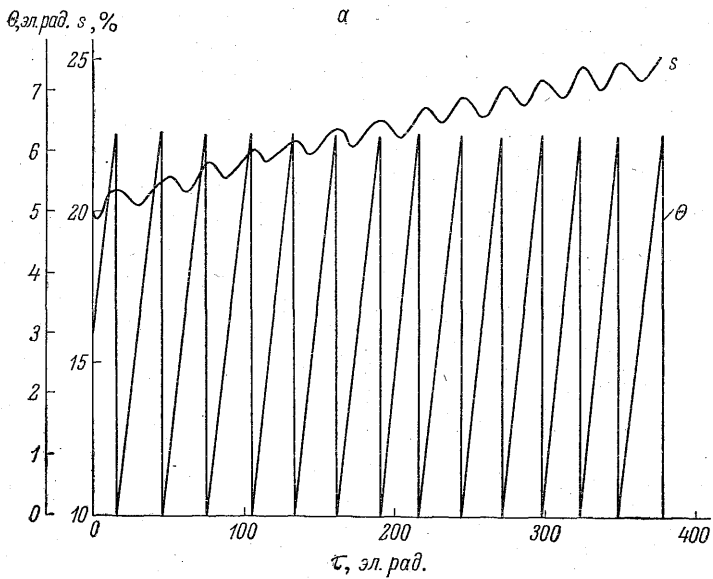


Рис. 10-18. Повторное включение возбужденного гидрогенератора при  $s_0=20\%$ ,  $\theta_0=\pi$ .

а — скольжение и рабочий угол; б — огибающие токов статора и возбуждения.

скольжения относительно среднего значения имеют частоту скольжения и вызываются синхронизирующим моментом, изменяющим свой знак при изменении угла от нуля до 360 эл. град. Скорость изменения скольжения в обоих вариантах одинакова и приблизительно составляет 0,035 1/сек. Учет начального ускорения ротора при включении генераторов в сеть несколько усилит разгон роторов, но поскольку генераторы не втягиваются в синхронизм

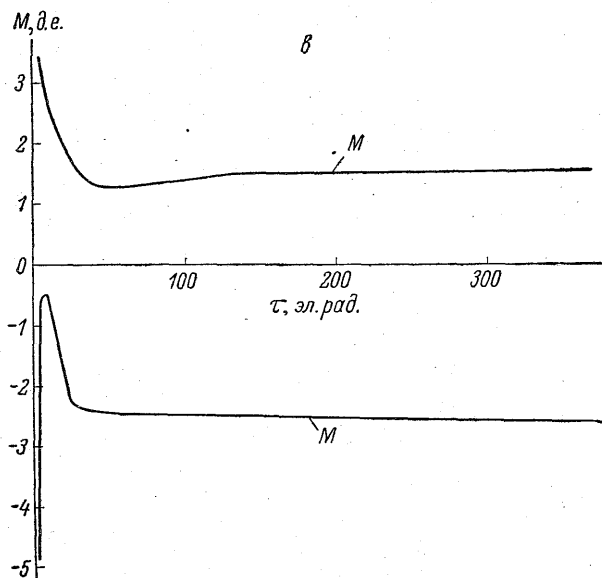


Рис. 10-18 (продолжение).

а — огибающие вращающего электромагнитного момента.

и при принятом допущении, учет начального ускорения не может повлиять на общие выводы о недопустимости несинхронного АПВ гидрогенераторов на ЛЭП-110 кв.

Как и следовало ожидать, включение гидрогенераторов в противофазе с сетью ( $\theta_0 \approx \pi$ , рис. 10-18, б) вызвало наибольший всплеск токов статора и возбуждения  $i_{yd} = 5.1$  д. е. и  $i_{fyd} = 5.4$  д. е.

Включение возбужденных генераторов при любом другом начальном угле  $\theta_0$  вызывает меньшие ударные токи в обмотках статора и ротора. При  $\theta_0 = \frac{\pi}{2}$   $i_{yd} = 4.2$  д. е. и  $i_{fyd} = 4.65$  д. е. (рис. 10-19, б). Форсировка возбуждения вызывает постепенное возрастание установившихся средних значений токов статора и ротора.

Из рис. 10-18, а и 10-19, а видно, что постоянная составляющая вращающего момента составляет в обоих случаях приблизительно

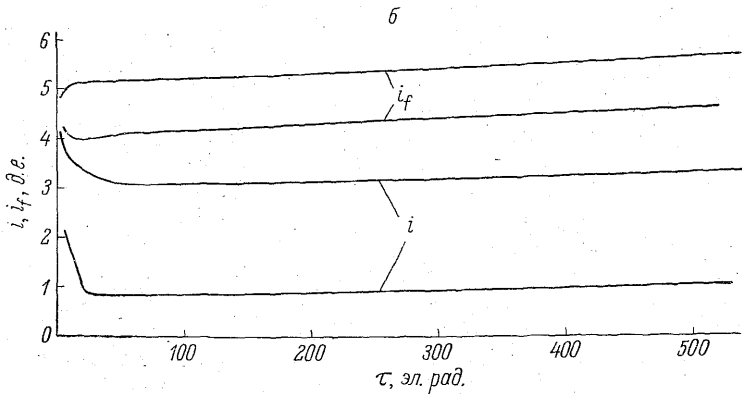
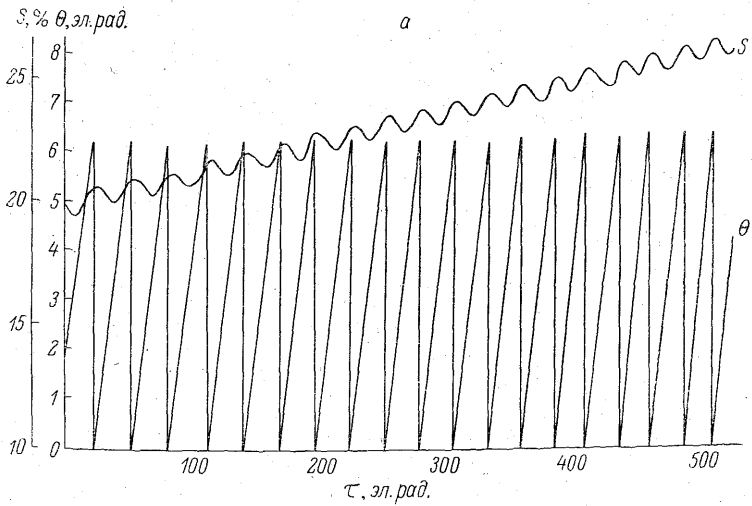


Рис. 10-19. Повторное включение возбужденного гидрогенератора при  $s_0 = 20\%$ ,  $\theta_0 = \frac{\pi}{2}$ .  
 а — скольжение и угол; б — огибающие токов статора и возбуждения.

0.55 д. е., т. е. значительно меньше вращающего момента турбины  $M_L=0.8$  д. е. Этим и объясняется дальнейшее непрерывное ускорение роторов гидрогенераторов.

Знакопеременная периодическая составляющая электромагнитного момента имеет амплитуду 2 д. е. и частоту в начале процесса 10 гц. За 1 сек. частота периодической составляющей элек-

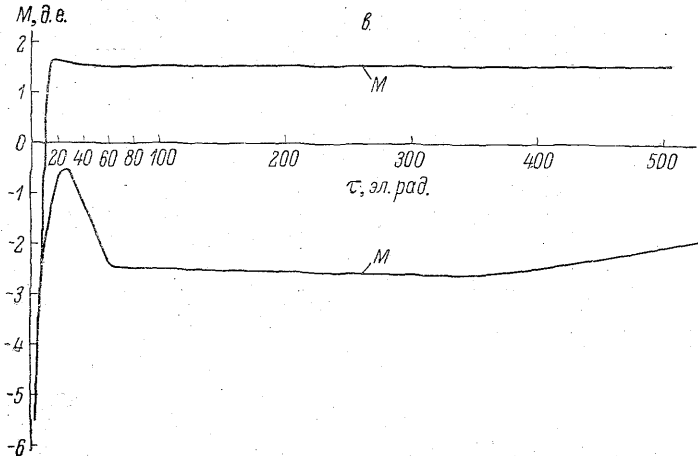


Рис. 10-19 (продолжение).

$\sigma$  — огибающие вращающего электромагнитного момента.

тромагнитного момента увеличивается приблизительно на 1.75 гц. Амплитуда периодической составляющей также не остается неизменной, а постепенно увеличивается вследствие возрастания тока возбуждения и тока статора из-за форсировки возбуждения. Ударный вращающий электромагнитный момент на валу генераторов достигает 5—5.5 д. е.

Расчеты при скольжении  $s=10\%$  также свидетельствуют о недопустимости повторного несинхронного включения гидрогенераторов из-за чрезмерных бросков токов, электромагнитного момента и, главное, из-за невозможности синхронизации без регулирования скорости турбины.

**СИММЕТРИЧНЫЕ И НЕСИММЕТРИЧНЫЕ  
ВНЕЗАПНЫЕ КОРОТКИЕ ЗАМЫКАНИЯ  
ВЫСОКОИСПОЛЬЗОВАННОГО СИНХРОННОГО  
ГЕНЕРАТОРА**

**§ 1. Токи и электромагнитные вращающие моменты  
при трехфазном коротком замыкании из режима нагрузки**

Токи статора по продольной и поперечной осям  $i_d$  и  $i_q$  при внезапном 3-фазном коротком замыкании из режима нагрузки с напряжением на статоре  $e = j e_m \varepsilon^{-j\theta_0}$ , рабочим углом  $\theta_0$  и внутренней эдс  $jE$  в генераторном режиме,  $s=0$ ;  $\omega_r=1$  приближенно равны

$$\left. \begin{aligned} i_d &\approx i_{d0} + i'_d \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} + i''_d \varepsilon^{-\frac{t}{T''_d}} + i_{da} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}}, \\ i_q &\approx i_{q0} + i'_q \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} + i''_q \varepsilon^{-\frac{t}{T''_q}} + i_{qa} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}}. \end{aligned} \right\} \quad (11.1)$$

Составляющие  $i_{d0}$  и  $i_{q0}$  установившегося режима короткого замыкания

$$\left. \begin{aligned} i_{d0} &\approx -\frac{r \sin \theta_0 + x_q \cos \theta_0}{r^2 + x_d x_q} E, \\ i_{q0} &\approx -\frac{r \cos \theta_0 - x_d \sin \theta_0}{r^2 + x_d x_q} E. \end{aligned} \right\} \quad (11.2)$$

Переходные составляющие  $i'_d$  и  $i'_q$  токов короткого замыкания

$$\left. \begin{aligned} i'_d &\approx e \left( \frac{1}{x'_d} - \frac{1}{x_d} \right) \left( \cos \theta_0 - \sin \theta_0 \frac{r}{x_q} \right), \\ i'_q &\approx e \left( \frac{1}{x'_d} - \frac{1}{x_d} \right) \frac{\cos \theta_0}{x_q} r. \end{aligned} \right\} \quad (11.3)$$

Сверхпереходные составляющие  $i''_d$  и  $i''_q$  токов короткого замыкания

$$\left. \begin{aligned} i''_d &\approx e \left( \frac{1}{x''_d} - \frac{1}{x'_d} \right) \left[ \cos \theta_0 - \sin \theta_0 \left( \frac{1}{T''_d} - \frac{1}{T_a} \right) \right], \\ i''_q &\approx e \left( \frac{1}{x''_q} - \frac{1}{x'_q} \right) \left[ -\sin \theta_0 - \cos \theta_0 \left( \frac{1}{T''_q} - \frac{1}{T_a} \right) \right]. \end{aligned} \right\} \quad (11.4)$$

Апериодические составляющие  $i_{da}$  и  $i_{qa}$  токов короткого замыкания

$$\left. \begin{aligned} i_{da} &\approx -\frac{1}{x''_d} e \cos(t + \theta_0) + \left[ \left( \frac{1}{x'_d} - \frac{1}{x_d} \right) \frac{1}{T'_d} + \right. \\ &\quad \left. + \left( \frac{1}{x''_d} - \frac{1}{x'_d} \right) \frac{1}{T''_d} - \frac{r}{x''_d x'_q} \right] e \sin(t + \theta_0), \\ i_{qa} &\approx \frac{1}{x''_q} e \sin(t + \theta_0) + \left[ \left( \frac{1}{x''_q} - \frac{1}{x_q} \right) \frac{1}{T''_q} - \frac{r}{x''_d x'_q} \right] e \cos(t + \theta_0). \end{aligned} \right\} \quad (11.5)$$

Постоянная времени затухания апериодической составляющей тока может быть найдена по формуле

$$T_a \approx \frac{2x''_d x''_q}{r(x''_d + x''_q)}. \quad (11.6)$$

Постоянная времени затухания переходных токов по продольной оси

$$T'_d \approx T_{d0} \frac{r^2 + x'^2_d}{r^2 + x_d x'_d}. \quad (11.7)$$

Постоянные времени затухания сверхпереходных токов

$$\left. \begin{aligned} T''_d &\approx T''_{d0} \frac{x''_d}{x'_d}, \\ T''_q &\approx \left( x_{kkq} - \frac{x''^2_{dq}}{x_q} \right) \frac{1}{r_{kkq}}. \end{aligned} \right\} \quad (11.8)$$

Переходя от токов  $i_d$  и  $i_q$  к фазным токам, получим

$$\begin{aligned} i_a &\approx \frac{-E}{r^2 + x_d x_q} \left[ -r \sin(t + \delta_0 - \theta_0) + \frac{x_d + x_q}{2} \cos(t + \delta_0 - \theta_0) - \right. \\ &\quad \left. - \frac{x_d - x_q}{2} \cos(t + \delta_0 + \theta_0) \right] + e \cos \theta_0 \left( \frac{1}{x'_d} - \frac{1}{x_d} \right) \cos(t + \delta_0) e^{-\frac{t}{T'_d}} - \\ &\quad - \left( \frac{1}{x'_d} - \frac{1}{x_d} \right) \frac{r}{x_q} e \sin(t + \delta_0 - \theta_0) e^{-\frac{t}{T'_d}} + \\ &\quad + e \left( \frac{1}{x''_d} - \frac{1}{x'_d} \right) \left[ \cos \theta_0 - \sin \theta_0 \left( \frac{1}{T''_d} - \frac{1}{T_a} \right) \right] \cos(t + \delta_0) e^{-\frac{t}{T''_d}} + \\ &\quad + e \left( \frac{1}{x''_q} - \frac{1}{x_q} \right) \left[ \sin \theta_0 + \cos \theta_0 \left( \frac{1}{T''_q} - \frac{1}{T_a} \right) \right] \sin(t + \delta_0) e^{-\frac{t}{T''_q}} - \\ &\quad - \frac{e}{2} \left\{ \left( \frac{1}{x''_d} + \frac{1}{x''_q} \right) \cos(\delta_0 - \theta_0) + \left( \frac{1}{x''_d} - \frac{1}{x''_q} \right) \cos(2t + \delta_0 + \theta_0) + \right. \\ &\quad \left. + \left[ \left( \frac{1}{x'_d} - \frac{1}{x_d} \right) \frac{1}{T'_d} + \left( \frac{1}{x''_d} - \frac{1}{x'_d} \right) \frac{1}{T''_d} + \left( \frac{1}{x''_q} - \frac{1}{x_q} \right) \frac{1}{T''_q} - \frac{2r}{x''_d x''_q} \right] \sin(\delta_0 - \theta_0) - \right. \\ &\quad \left. - \left[ \left( \frac{1}{x'_d} - \frac{1}{x_d} \right) \frac{1}{T'_d} + \left( \frac{1}{x''_d} - \frac{1}{x'_d} \right) \frac{1}{T''_d} - \left( \frac{1}{x''_q} - \frac{1}{x_q} \right) \frac{1}{T''_q} \right] \right\} \times \\ &\quad \times \sin(2t + \theta_0 + \delta_0) \left. \right\} e^{-\frac{t}{T_a}}. \end{aligned} \quad (11.9)$$

Типичная осциллограмма тока внезапного 3-фазного короткого замыкания синхронной машины представлена на рис. 11-1. В токе выделяются аperiodическая быстро затухающая составляющая, а также периодические составляющие, затухающие с различными постоянными времени.

Токи внезапного 3-фазного короткого замыкания могут быть также найдены графически при использовании частотных характеристик по продольной  $\frac{1}{x_d(js)}$  и поперечной  $\frac{1}{x_q(js)}$  осям.

На рис. 11-2 приведены характеристики  $\frac{1}{x_d(js)}$  и  $\frac{1}{x_q(js)}$  синхронной машины с демпферной обмоткой по продольной и попереч-

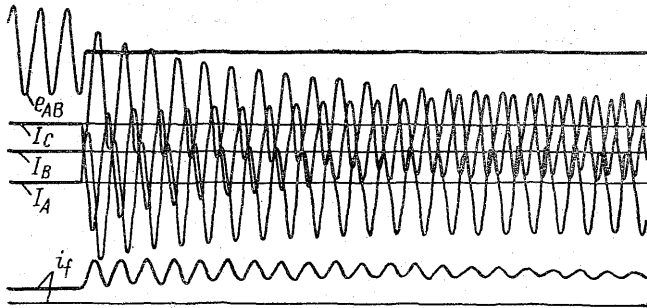


Рис. 11-1. Осциллограмма тока внезапного 3-фазного к. з.

ной осям. До короткого замыкания машина работала в режиме генератора с рабочим углом  $\theta_0$ . Изображающий вектор тока статора при внезапном коротком замыкании равен

$$i_{s3k} = -(i_{(s0)} + i_{(s1)} + i_{(s2)}). \quad (11.10)$$

Установившийся ток короткого замыкания  $i_{(s0)}$ , представлен в виде комплекса, расположенного под углом  $\pi - \beta_0$  по отношению к вертикальной оси (рис. 11-2), и равен по величине  $\frac{E}{x_d}$ . Угол  $\beta_0$  определяет положение волны напряжения, характеризуемой комплексом  $e_s$  по отношению к оси  $d$  в момент  $t=0$ , и в синхронном режиме ( $s=0$ ) является неизменной величиной.

Если пренебречь активным сопротивлением обмотки статора, то аperiodическая составляющая тока короткого замыкания

$$i_{(s1)} = \frac{E \varepsilon^{-\frac{t}{T_d}} \varepsilon^{-j(1-\omega_c)t}}{2} \left\{ \left[ \frac{1}{x_d(js)} + \frac{1}{x_q(js)} \right]_{s=-1} + \right. \\ \left. + \varepsilon^{2j(1-\omega_c)t} \left[ \frac{1}{x_d(js)} - \frac{1}{x_q(js)} \right]_{s=-1} \right\}. \quad (11.11)$$



Здесь  $\omega_c$  определяется из выражения

$$\frac{1}{T_a} - j\omega_c \approx \frac{r}{2} \left[ \frac{1}{x_d(j\omega_c)} + \frac{1}{x_q(j\omega_c)} \right]_{s=-1}. \quad (11.12)$$

Положение изображающего вектора тока  $i_{(s1)}$  на диаграмме (рис. 11-2) находится следующим образом. На концах векторов  $\frac{1}{x_q(j\omega_c)_{s=-1}}$  и  $\frac{1}{x_d(j\omega_c)_{s=-1}}$  строится окружность. По концу комплекса  $\frac{1}{x_d(j\omega_c)_{s=-1}}$  определяется вектор и сопряженный ему вектор  $GE$ . При повороте вектора  $EH$  по окружности на угол  $2\beta_0$  по часо-

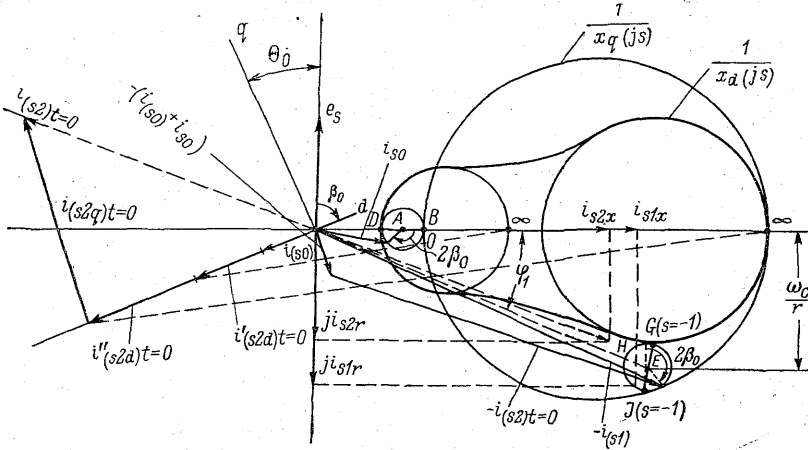


Рис. 11-2. Определение токов внезапного 3-фазного к. з. при использовании частотных характеристик.

вой стрелке на этой окружности находится точка  $J$ , определяющая положение изображающего вектора тока  $i_{(s1)}$ .

Начальное значение изображающего вектора периодической составляющей тока короткого замыкания определяется суммой векторов тока статора до короткого замыкания и вектора тока  $i_{(s1)t=0}$ .

Для генератора, работавшего до момента короткого замыкания под нагрузкой, вектор тока статора представляет собою сумму комплекса  $i_{(s0)}$  и комплекса  $i_{s0}$ , вызванного питанием со стороны статора при отсутствии возбуждения,

$$i_{(s2)t=0} = -[i_{s0} + i_{(s0)} + i_{(s1)t=0}]. \quad (11.13)$$

Комплекс тока  $i_{s0}$  может быть найден с помощью диаграммы (рис. 11-2). На концах комплексов  $\frac{1}{x_q(j\omega_c)_{s=0}}$  и  $\frac{1}{x_d(j\omega_c)_{s=0}}$  строится окружность, на которой находится комплекс  $AC$ , сопряженный

комплексу  $AB$  и соответствующий току  $\frac{1}{x_d(j\omega)_{s=0}}$  на малой окружности. Положение комплекса  $i_{s0}$  на окружности (точка  $D$ ) определяется углом  $2\beta_0$ , отложенным по часовой стрелке от вектора  $AC$ .

Ток  $i_{(s2)t=0}$  разлагается на две составляющие  $i_{(s2d)t=0}$  и  $i_{(s2q)t=0}$ , каждая из которых затухает со своими коэффициентами затухания.

Ток  $i_{(s2d)}$  в свою очередь также может быть разложен на две составляющие

$$i''_{(s2d)} = i_{(s2d)t=0} \left( 1 - \frac{x''_d}{x'_d} \right) \varepsilon^{-\frac{t}{T''_d}} \quad (11.14)$$

и

$$i'_{(s2d)} = i_{(s2d)t=0} \frac{x''_d}{x'_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T''_d}}. \quad (11.15)$$

Ток  $i_{(s1)}$  вращается на векторной диаграмме со скоростью  $\omega_1 = 1 - \omega_c$  по часовой стрелке. Токи  $i_{(s2)}$ , как правило, неподвижны по направлению на диаграмме (рис. 11-2).

Фазовые токи  $i_a$ ,  $i_b$  и  $i_c$  определяются как

$$i_a = \operatorname{Re} [i_s \varepsilon^{j\gamma}], \quad i_b = \operatorname{Re} \left[ i_s \varepsilon^{j \left( \gamma - \frac{2}{3}\pi \right)} \right], \quad i_c = \operatorname{Re} \left[ i_s \varepsilon^{j \left( \gamma - \frac{4}{3}\pi \right)} \right], \quad (11.16)$$

где  $\gamma = \omega_r t + \theta_0 + \frac{\pi}{2}$ .

Электромагнитный вращающий момент синхронного генератора при внезапном 3-фазном коротком замыкании по общему правилу

$$M_{e3} = \operatorname{Re} (j\psi_s i_{s3k}^*), \quad (11.17)$$

где при малых  $r$  потокосцепление статора

$$\psi_s \approx E \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}} \varepsilon^{-j(1-\omega_c)t}, \quad (11.18)$$

$i_{s3k}^*$  — комплекс, сопряженный  $i_{s3k}$ .

При коротком замыкании из режима нагрузки с номинальным напряжением статора  $e = 1$  и внутренней эдс  $jE$  при  $\omega_r = 1$  в первом приближении

$$\begin{aligned} M_{e3} \approx & \left( i_{s2x} - \frac{E}{x_d} \cos \theta_0 \right) \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}} \sin t + i_{s1r} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}} + \\ & + \left[ \left( i_{s2x} - \frac{E}{x_d} \cos \theta_0 \right)^2 + \left( i_{s2r} - \frac{E}{x_d} \sin \theta_0 \right)^2 \right] r + (i_{s2r} + M_{e0}) \times \\ & \times \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}} \cos t + \frac{1}{2} \left( \frac{1}{x''_d} - \frac{1}{x'_d} \right) \varepsilon^{-\frac{2t}{T_a}} \sin 2t. \end{aligned} \quad (11.19)$$

Здесь  $i_{s2x}$ ,  $i_{s1x}$  и  $i_{s2r}$ ,  $i_{s1r}$  — горизонтальная и вертикальная составляющие токов  $i_{s2}$  и  $i_{s1}$  по диаграмме (рис. 11-2) с учетом затухания во времени

$$i_{s2} = i_{s2x} + j i_{s2r}, \quad i_{s1} = i_{s1x} + j i_{s1r}.$$

Электромагнитный момент машины до короткого замыкания

$$M_{e0} = - \left[ \frac{Ee}{x_d} \sin \theta_0 + \frac{e^2}{2} \left( \frac{1}{x_q} - \frac{1}{x_d} \right) \sin 2\theta_0 \right]. \quad (11.20)$$

Выражение (11.19) для момента  $M_{e3}$  может быть представлено в виде суммы ряда составляющих

$$M_{e3} = M_{12} + M_{22} + M_{11} + M_E. \quad (11.21)$$

Периодическая составляющая вращающего момента  $M_{12}$  в начальный момент времени затухает с постоянной времени  $\frac{1}{T_a} + \frac{1}{T_r}$ , где  $\frac{1}{T_r} = \frac{1}{2} \left( \frac{1}{T_d''} + \frac{1}{T_q''} \right)$ , затем после затухания токов в демпферной системе — с постоянной времени  $\frac{1}{T_a} + \frac{1}{T_d'}$ .

$$M_{12} \approx -2 \left( \frac{1}{x_d'' + x_q''} - \frac{1}{x_d + x_q} \right) \times \times \varepsilon^{-\left( \frac{1}{T_a} + \frac{1}{T_r} \right) t} \sin(t - \varphi_{12}), \quad (11.22)$$

где

$$\sin \varphi_{12} = \frac{\sin \varphi_1}{1 - \frac{x_d'' + x_q''}{x_d + x_q}}, \quad (11.23)$$

$\varphi_1$  — угол, соответствующий среднему коэффициенту мощности при пуске невозбужденной машины из неподвижного состояния (рис. 11-2).

При протекании в обмотке статора периодической составляющей тока статора  $i_{(s2)}$  возникают потери  $i_{(s2)}^2 r$ , которым соответствует тормозящая составляющая момента короткого замыкания

$$M_{22} \approx -4 \left( \frac{1}{x_d'' + x_q''} - \frac{1}{x_d + x_q} \right)^2 \varepsilon^{\frac{2t}{T_r}} r. \quad (11.24)$$

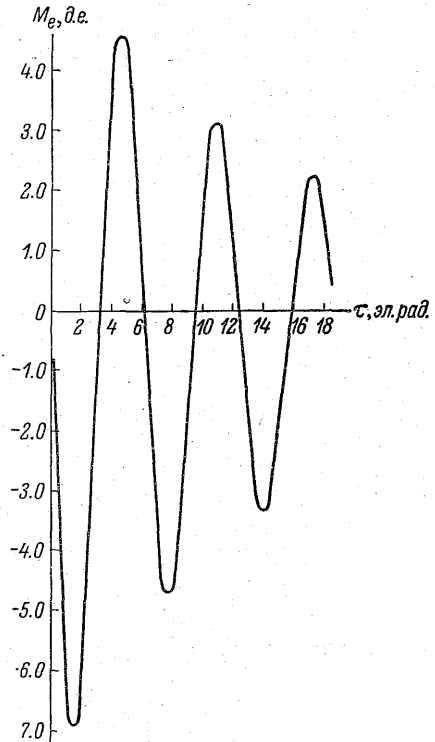


Рис. 11-3. Зависимость электромагнитного вращающего момента синхронной машины от времени при внезапном 3-фазном к. з.

Параметры машины:  $x_d = 0.55$ ,  $x_q = 0.37$ ,  $x_d'' = x_q'' = 0.14$ ,  $r = 0.000353$ ,  $\sin \varphi_1 = 0.0848$ ,  $E = 1.34$ .

Наличие активного сопротивления в цепи статора вызывает несовпадение фаз тока  $i_{(s1)}$  и потокосцеплений  $\psi_{s1}$ . В результате возникает тормозящая составляющая момента

$$M_{11} = - \left[ M_a + \frac{1}{2} \left( \frac{1}{x_q''} - \frac{1}{x_d''} \right) \sin(t + \theta_0) \right] \varepsilon^{-\frac{2t}{T_a}}. \quad (11.25)$$

Здесь  $M_a$  — средний асинхронный момент при  $s = -1$ .

Взаимодействие тока статора  $\frac{E}{x_d}$ , вызванного возбуждением со стороны ротора, с затухающими потокосцеплениями статора  $\psi_s$  создает периодическую составляющую момента с начальной амплитудой, равной номинальному тормозящему моменту, и затухающую с постоянной времени  $T_a$ . Кроме того, будет также действовать постоянный тормозящий момент, определяемый потерями в статоре от составляющей тока, вызванной возбуждением со стороны ротора,

$$M_E = - \frac{E}{x_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}} \sin(t + \theta_0) - \frac{E}{x_d'} r. \quad (11.26)$$

На рис. 11-3 показана зависимость  $M_{e3}$  от времени для мощной синхронной машины.

## § 2. Несимметричные короткие замыкания синхронной машины, включенной в сеть

Несимметричные к. з. представляют собой наиболее тяжелые аварийные режимы работы генераторов, так как сопровождаются, как правило, значительными всплесками токов и электромагнитных моментов.

В настоящее время большая часть генераторов работает в мощных энергосистемах, поэтому особое значение приобретают вопросы несимметричных к. з. генератора, работающего параллельно с системой по блочной схеме с трансформатором. При этом наибольшее практическое значение имеют к. з. за трансформатором.

На вторичной стороне трансформатора (рассматривается соединение обмоток  $\Delta/\underline{\Delta}$ , характерное для блоков большой мощности) могут иметь место следующие виды несимметричных к. з. (рис. 11-4):

- замыкание двух фаз друг на друга — 2-фазное к. з.;
- однофазное к. з. на нейтраль трансформатора, нейтраль системы изолирована;
- двухфазное к. з. на нейтраль трансформатора, нейтраль системы изолирована;
- однофазное к. з. при заземленных нейтральных трансформатора и системы — однофазное к. з. на общую нейтраль;
- 2-фазное к. з. на землю при заземленных нейтральных трансформатора и системы — 2-фазное к. з. на общую нейтраль;

однофазное к. з. на нейтраль системы, нейтраль трансформатора изолирована;

2-фазное к. з. на нейтраль системы, нейтраль трансформатора изолирована.

Дифференциальные уравнения, связывающие роторные величины, и уравнение движения ротора не зависят от вида к. з.

Для получения уравнений статорных контуров генератора в любом режиме несимметричного к. з. составляются уравнения

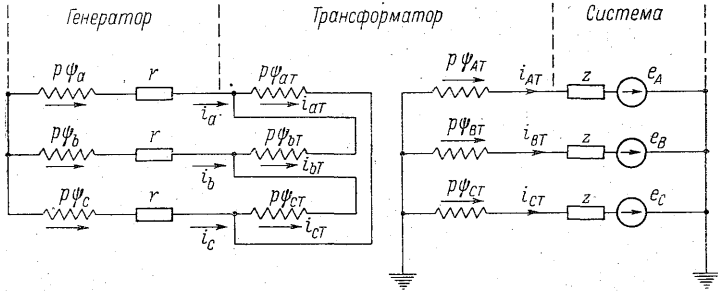


Рис. 11-4. Схема работы генератора на сеть бесконечной мощности через трансформатор с соединением обмоток  $\Delta/\lambda$ .

Кирхгофа, связывающие напряжения и токи на первичной и вторичной сторонах трансформатора,

$$\left. \begin{aligned} p\psi_A + i_a(r + r_k) &= A, \\ p\psi_B + i_b(r + r_k) &= B, \\ p\psi_C + i_c(r + r_k) &= C, \end{aligned} \right\} \quad (11.27)$$

где  $\psi_A, \psi_B, \psi_C$  — потокосцепления фазных обмоток генератора с реактивностью рассеяния, увеличенной на величину реактивности к. з. трансформатора  $x_k$ ;  $r_k$  — активное сопротивление к. з. трансформатора.

При составлении уравнений (11.27) принято, что магнитная система трансформатора ненасыщена и взаимная реактивность фазных обмоток отсутствует, т. е. трансформатор групповой. Если имеют место взаимоиндуктивные связи обмоток трансформатора, то они учитываются в выражениях для потокосцеплений. Правые части уравнений (11.27) в зависимости от вида к. з. приведены в табл. 11-1.

Если генератор включен через трансформатор непосредственно на сеть бесконечной мощности ( $z=0$ ), то правые части уравнений (11.27) приобретают следующий вид (табл. 11-2).

Из табл. 11-2 видно, что однофазное к. з. на нейтраль трансформатора практически не воспринимается генератором как

Правые части уравнений (11.27) в зависи

Обозначение правой части	Вид			
	2-фазное			
	установившийся	на нейтраль системы	фаз А и В	на нейтраль трансформатора
A	$\frac{1}{\sqrt{3}}(e_B - e_A - i_a z)$	0	0	0
B	$\frac{1}{\sqrt{3}}(e_C - e_B - i_b z)$	$-\frac{1}{\sqrt{3}}(e_C + \frac{i_c - i_b}{3} z)$	$-\frac{\sqrt{3}}{2}(e_C + \frac{i_c - i_b}{3} z)$	$-\frac{\sqrt{3}}{2}(e_C + \frac{i_c - i_b}{3} z + i_{T0} z_k)$
C	$\frac{1}{\sqrt{3}}(e_A - e_C - i_c z)$	$\frac{1}{\sqrt{3}}(e_C + \frac{i_c - i_b}{3} z)$	$\frac{\sqrt{3}}{2}(e_C + \frac{i_c - i_b}{3} z)$	$\frac{\sqrt{3}}{2}(e_C + \frac{i_c - i_b}{3} z + i_{T0} z_k)$

Примечание. z — сопротивления между трансформатором и шинами бесконечной

Таблица 11-2

Правые части уравнений (11.27) в зависимости от вида к. з. при z = 0

Обозначение правой части (11.27)	Вид режима			
	установившийся до к. з. и однофазное к. з. на нейтраль трансформатора	2-фазное к. з. фаз А и В		1-фазное к. з. на общую нейтраль; 1-фазное к. з. на нейтраль системы
		без замыкания на нейтраль трансформатора и с замыканием	на общую нейтраль; на нейтраль системы	
A	$\frac{e_A - e_B}{\sqrt{3}}$	0	0	$-\frac{e_B}{\sqrt{3}}$
B	$\frac{e_B - e_C}{\sqrt{3}}$	$-\frac{\sqrt{3}}{2} e_C$	$-\frac{e_C}{\sqrt{3}}$	$\frac{e_B - e_C}{\sqrt{3}}$
C	$\frac{e_C - e_A}{\sqrt{3}}$	$\frac{\sqrt{3}}{2} e_C$	$\frac{e_C}{\sqrt{3}}$	$\frac{e_C}{\sqrt{3}}$

аварийный режим, так как отсутствует изменение напряжения на фазах генератора при к. з. Другие виды к. з. могут быть сведены к трем основным.

Результаты численных расчетов на ЭЦВМ. Трудности решения полной системы дифференциаль-

## мости от вида несимметричного к. з.

режима		1-фазное к. з.		
к. з.		на нейтраль трансформатора	на нейтраль системы	на общую нейтраль трансформатор-система
0		$\frac{1}{\sqrt{3}}(e_B - e_A - i_a z + i_{T0} z k)$	$-\frac{1}{\sqrt{3}}(e_B + \frac{i_b - i_a}{3} z)$	$-\frac{1}{\sqrt{3}}(e_B + \frac{i_b - i_a}{3} z + i_{T0} z)$
$-\frac{1}{\sqrt{3}}(e_C + \frac{i_c - i_b}{3} z + i_{T0} z)$		$\frac{1}{\sqrt{3}}(e_C - e_B - i_b z)$	$\frac{1}{\sqrt{3}}(e_B - e_C + i_b z)$	$\frac{1}{\sqrt{3}}(e_B - e_C + i_b z)$
$\frac{1}{\sqrt{3}}(e_C + \frac{i_c - i_b}{3} z + i_{T0} z)$		$\frac{1}{\sqrt{3}}(e_A - e_C - i_c z - i_{T0} z k)$	$\frac{1}{\sqrt{3}}(e_C + \frac{i_c - i_b}{3} z)$	$\frac{1}{\sqrt{3}}(e_C + \frac{i_c - i_b}{3} z + i_{T0} z)$

мощности;  $i_{T0}$  — ток нулевой последовательности трансформатора,  $i_{T0} = \frac{1}{3}(i_{A_T} + i_{B_T} + i_{C_T})$ .

ных уравнений с периодическими коэффициентами, которые имеют место при рассмотрении несимметричных к. з., приводят к необходимости численных решений задач с помощью ЦВМ. Для выявления наиболее тяжелых режимов в отношении всплесков токов в контурах машины и вращающего электромагнитного момента был проведен ряд расчетов переходных несимметричных режимов для турбогенератора мощностью 300 тыс. квт, включенного непосредственно на сеть бесконечной мощности.

Правые части уравнений (11. 27) при работе непосредственно (без трансформатора) на сеть бесконечной мощности для случаев несимметричных коротких замыканий на зажимах генератора приведены в табл. 11-3.

До начала переходного процесса турбогенератор работал в установившемся режиме с моментом нагрузки на валу, равным 0.4 д. е., с рабочим углом  $\theta_0 = 0.525$  эл. рад.

Значения ударных токов в контурах машины, ударного вращающего момента в переходных режимах, а также значения этих величин в установившихся режимах приведены в табл. 11-4.

Наибольший по величине ударный ток (22.7 д. е.) возникает при 1-фазном к. з. на нейтраль генератора (табл. 11-4). При этом токи в трех фазах различаются по амплитуде не больше, чем на величину тока нагрузки предшествующего режима, а по фазе прак-

Таблица 11-3

Правые части уравнений (11.27) в зависимости от вида несимметричного к. з. на зажимах генератора при отсутствии трансформатора

Обозначение правой части (11.27)	установившийся	Вид режима						
		2-фазное к. з.				1-фазное		
		фаз а и в	на нейтраль системы	на общую нейтраль генератор-система	на нейтраль генератора	на нейтраль генератора	на нейтраль системы	на общую нейтраль генератор-система
A	$-e_A$	$\frac{e_C}{2}$	$\frac{1}{3} e_C$	0	0	0	$\frac{1}{3} (e_C + e_B)$	0
B	$-e_B$	$\frac{e_C}{2}$	$\frac{1}{3} e_C$	0	0	$e_A - e_B$	$-\frac{1}{3} (2e_B - e_C)$	$-e_B$
C	$-e_C$	$-e_C$	$-\frac{2}{3} e_C$	$-e_C$	$-\frac{3}{2} e_C$	$e_A - e_B$	$-\frac{1}{3} (2e_C - e_B)$	$-e_C$

Таблица 11-4

Ударные токи и вращающие моменты при несимметричных к. з.

Вид аварийного режима	Переходный режим			Установившийся режим			
	$i_{уд}$ , д. е.	$M_{max}$ , д. е.	$i_f$ , д. е.	$i_{max}$ , д. е.	$\frac{i_f^{max}}{i_{cp}}$ , д. е.	$\frac{s_{max}}{s_{cp}}$	$\frac{M_{max}}{M_{cp}}$ , д. е.
Двухфазное к. з. . . . .	9.2	6.6	2.6	3.6	$\frac{1.5}{1.05}$	$\frac{0.00087}{0.00043}$	$\frac{2.0}{0.5}$
Однофазное к. з. на нейтраль генератора	22.7	0.4	0.84	11.8	$\frac{0.84}{0.84}$	$\frac{0}{0}$	$\frac{0.4}{0.4}$
Двухфазное к. з. на нейтраль генератора	13.0	5.67	2.43	6.0	$\frac{1.5}{1.17}$	$\frac{0.00155}{0.0013}$	$\frac{1.0}{0.4}$
Однофазное к. з. на общую нейтраль генератор-система . . . . .	15.1	4.85	2.3	6.2	$\frac{1.3}{1.0}$	$\frac{0.0007}{0.0003}$	$\frac{1.8}{0.55}$
Двухфазное к. з. на общую нейтраль генератор-система . . . . .	13.1	6.2	2.8	5.6	$\frac{1.5}{1.2}$	$\frac{0.001}{0.0008}$	$\frac{1.2}{0.45}$



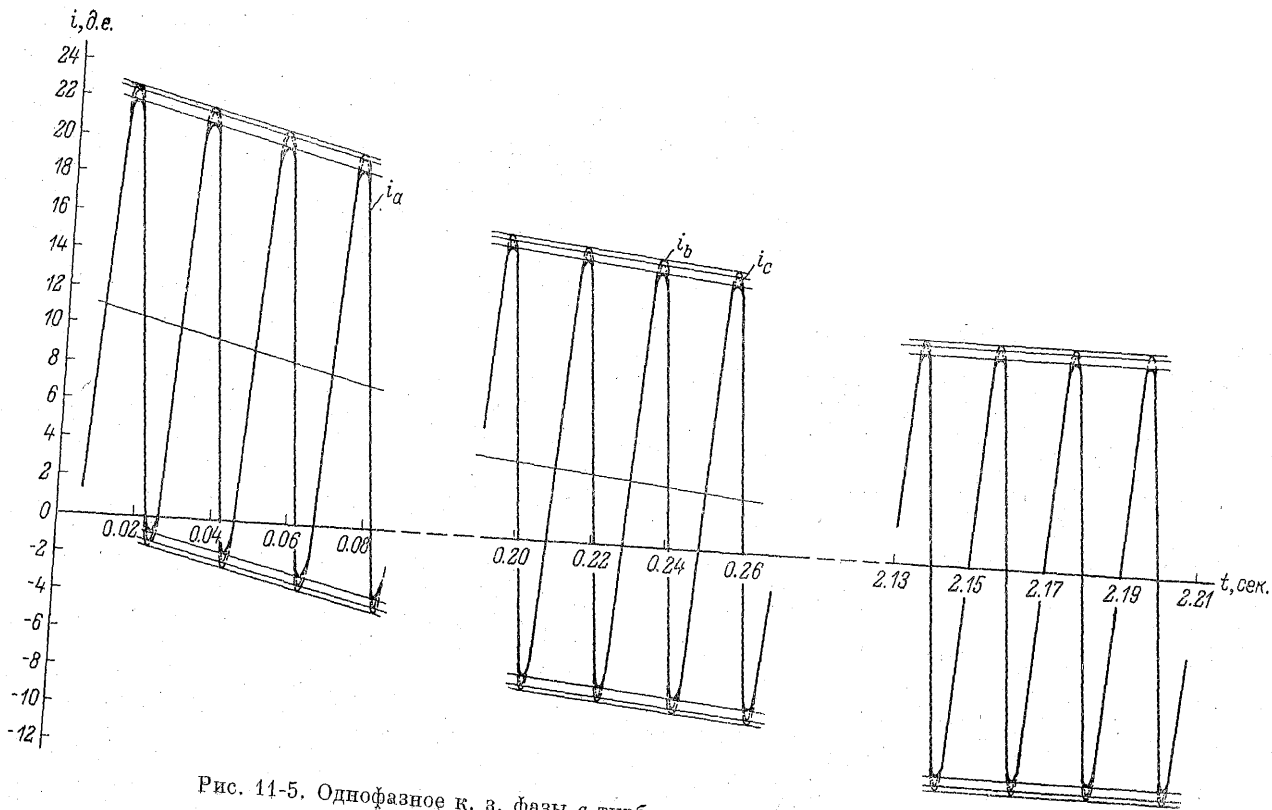


Рис. 11-5. Однофазное к. з. фазы  $a$  турбогенератора на нейтраль генератора.

тически совпадают (рис. 11-5). Вследствие этого в контурах ротора почти не наводятся свободные токи, несмотря на значительные по величине апериодические составляющие в токах статора. В результате, при 1-фазном к. з. на нейтраль при наибольшем по величине токе вращающий электромагнитный момент, скольжение и рабочий угол, а также токи в контурах ротора остаются практически неизменными.

При *двухфазном* к. з. возникает сравнительно небольшой ударный ток (9.2 д. е.) и ток установившегося к. з. (3.6 д. е.). Однако 2-фазное к. з. является наиболее тяжелым режимом в отношении механических ударных нагрузок (рис. 11-6). Вращающий электромагнитный момент достигает максимальных значений при 2-фазном к. з. 6.6 д. е. в переходном и 2.0 д. е. в установившемся режиме. Затухание апериодической составляющей тока статора происходит с постоянной времени  $T_{a2} \approx 0.414$  сек.

Наименее тяжелым видом несимметричного режима является *1-фазное к. з. на нейтраль системы*.

Однофазное к. з. генератора на общую нейтраль генератор—система является режимом промежуточным по величине всплесков токов и вращающего момента между 1-фазным к. з. на нейтраль генератора и 1-фазным к. з. на нейтраль системы. Ударный ток статора и максимальный вращающий электромагнитный момент при 1-фазном к. з. на общую нейтраль система—генератор составляют соответственно 15.1 д. е. и 4.85 д. е. Затухание апериодической составляющей тока статора происходит с постоянной времени, равной 0.28 сек.

При *2-фазном к. з. на нейтраль генератора* и при *2-фазном к. з. на общую нейтраль* генератор—система имеют место всплески токов примерно одного порядка — 13 д. е. Величина максимального вращающего электромагнитного момента при 2-фазном к. з. на нейтраль генератора составляет 5.67 д. е., а при 2-фазном к. з. на общую нейтраль генератор—система — 6.2 д. е.

Сравнение величин, приведенных в табл. 11-4, с результатами расчета соответствующих величин для 3-фазного к. з. показывает, что все рассмотренные виды несимметричных к. з. являются более тяжелыми, чем 3-фазное к. з. одиночного генератора из режима холостого хода, либо по величине ударного тока статора (1-фазное к. з. на нейтраль генератора, 1-фазное к. з. на общую нейтраль генератор—система, 2-фазное к. з. на нейтраль генератора), либо по величине вращающего электромагнитного момента (2-фазное к. з., 2-фазное к. з. на нейтраль системы), либо по той и другой величине одновременно (2-фазное к. з. на общую нейтраль генератор—система).

Вращающий электромагнитный момент при 2-фазном к. з. одиночно работающего турбогенератора мощностью 300 тыс. квт достигает максимального значения  $M_{e2} = 6.5$  д. е., т. е. не менее чем при любом несимметричном к. з. генератора, работающего на

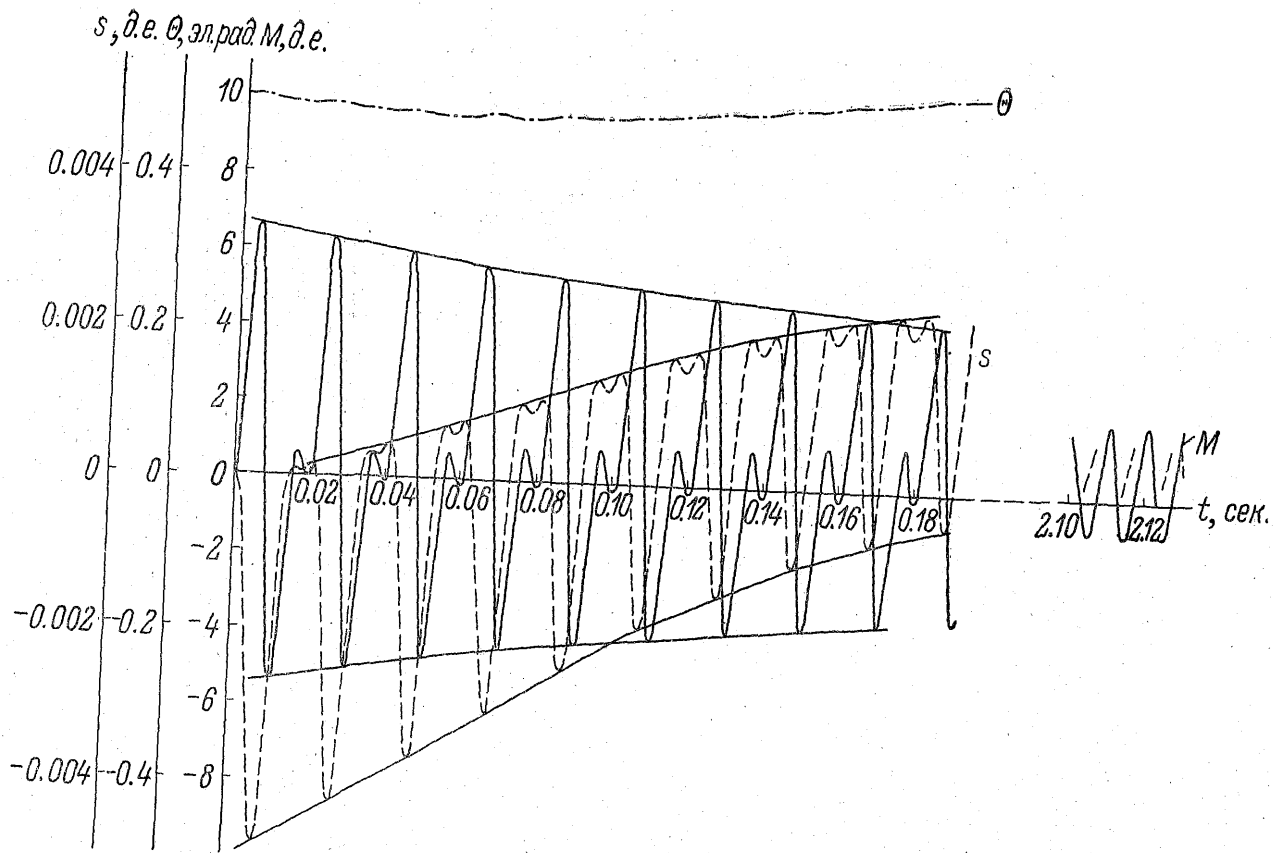


Рис. 11-6. Двухфазное к. з. фаз  $a$  и  $b$  турбогенератора мощностью 300 тыс. квт.

сеть бесконечной мощности. Разница в значениях максимального вращающего электромагнитного момента определяется величиной нагрузки на валу турбогенератора и погрешностью аналитического расчета вращающего электромагнитного момента при 2-фазном к. з. одиночного работающего генератора.

При всех несимметричных к. з., за исключением 1-фазного к. з. на нейтраль генератора, в роторе наводятся свободные токи двойной частоты. Особенно наглядными в этом отношении являются установившиеся режимы коротких замыканий. Наличие переменных токов двойной частоты в контурах ротора является причиной повышенных потерь в роторе.

В табл. 11-4 приведены токи роторных контуров в установившемся режиме, дающие возможность сравнительной оценки потерь в роторе. Критерием может служить величина амплитуды переменной составляющей тока в обмотке возбуждения  $i_{f\max} - i_{f\text{cp}}$ .

Наибольшие по величине переменные токи двойной частоты наводятся в роторе при 2-фазном к. з.  $i_{f\max} - i_{f\text{cp}} = 0.45$  д. е. При остальных видах несимметричных к. з., за исключением 1-фазного к. з. на нейтраль генератора, при котором в роторе практически не наводятся свободных токов, величина переменной составляющей тока в обмотке возбуждения достигает 0.3—0.35 д. е.

Аналитический расчет токов к. з. при коротких замыканиях на зажимах генератора. Для определения переходных и установившихся токов при 1- и 2-фазном к. з. могут быть использованы следующие формулы, полученные при условии постоянства скорости, рабочего угла и нагрузки предшествовавшего установившегося режима.

*Внезапное 1-фазное к. з. на нейтраль генератора.* Если до короткого замыкания напряжение на фазе  $a$  обмотки статора составило  $e_a = \cos(t + \delta_0)$ , то мгновенные значения фазных токов при внезапном к. з. фазы  $a$  обмотки на нейтраль будут равны

$$\left. \begin{aligned} i_a &\approx \text{Re} \left\{ \left[ (\Delta i''_a - \Delta i'_a) \varepsilon^{-\frac{t}{T''}} + (\Delta i'_a - \Delta i_a) \varepsilon^{-\frac{t}{T'}} + \Delta i_a \right] \frac{\varepsilon^{j(t+\delta_0)}}{j} \right\} - \\ &\quad - \text{Re} \left\{ \Delta i''_a \frac{\varepsilon^{j\delta_0}}{j} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{a1}}} \right\} + \cos(t + \delta_0 - \varphi), \\ i_b &\approx \text{Re} \left\{ \left[ (\Delta i''_b - \Delta i'_b) \varepsilon^{-\frac{t}{T''}} + (\Delta i'_b - \Delta i_b) \varepsilon^{-\frac{t}{T'}} + \Delta i_b \right] \frac{\varepsilon^{j(t+\delta_0 - \frac{2\pi}{3})}}{j} \right\} - \\ &\quad - \text{Re} \left\{ \Delta i''_b \frac{\varepsilon^{j\delta_0}}{j} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{a1}}} \right\} + \cos\left(t + \delta_0 - \varphi - \frac{2\pi}{3}\right), \\ i_c &\approx \text{Re} \left\{ \left[ (\Delta i''_c - \Delta i'_c) \varepsilon^{-\frac{t}{T''}} + (\Delta i'_c - \Delta i_c) \varepsilon^{-\frac{t}{T'}} + \Delta i_c \right] \frac{\varepsilon^{j(t+\delta_0 - \frac{4\pi}{3})}}{j} \right\} - \\ &\quad - \text{Re} \left\{ \Delta i''_c \frac{\varepsilon^{j\delta_0}}{j} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{a1}}} \right\} + \cos\left(t + \delta_0 - \varphi - \frac{4\pi}{3}\right), \end{aligned} \right\} \quad (11.28)$$

где

$$\Delta i''_a \approx -\psi_{a0} \frac{x''_d x_2 + 2x_k(x''_d + x_2) + 3x_k^2}{x_0 x''_d x_2 + x_k(x_0 x''_d + x_0 x_2 + 2x''_d x_2) + x_k^2(x_0 + x''_d + x_2)}; \quad (11.29)$$

$$\Delta i''_b \approx -\psi_{a0} \frac{x''_d x_2 - x_k(ax''_d + a^2 x_2)}{x_0 x''_d x_2 + x_k(x_0 x''_d + x_0 x_2 + 2x''_d x_2) + x_k^2(x_0 + x''_d + x_2)}; \quad (11.30)$$

$$\Delta i''_c \approx -\psi_{a0} \frac{x''_d x_2 - x_k(a^2 x''_d + ax_2)}{x_0 x''_d x_2 + x_k(x_0 x''_d + x_0 x_2 + 2x''_d x_2) + x_k^2(x_0 + x''_d + x_2)}. \quad (11.31)$$

Величины переходных и установившихся составляющих токов  $\Delta i'_a, \Delta i'_b, \Delta i'_c; \Delta i_a, \Delta i_b, \Delta i_c$  получаются из (11.29)—(11.31) после подстановки вместо  $x''_d$ , соответственно, параметров переходного и установившегося режимов  $x'_d$  и  $x_d$ .

$$T''_1 \approx T''_d \frac{x'_d}{x''_d} \frac{x''_1}{x'_1}, \quad T'_1 \approx T'_d \frac{x_d}{x'_d} \frac{x'_1}{x_{10}}, \quad (11.32)$$

$$x_{10} = \frac{3[x_0 x_d x_2 + x_k(x_0 x_d + x_0 x_2 + 2x_d x_2) + x_k^2(x_0 + x_d + x_2)]}{x_d x_2 + 2x_k(x_d + x_2) + 3x_k^2 + \sqrt{(2x_d x_2 + x_k x_d + x_k x_2)^2 + 3(x_d - x_2)^2 x_k^2}}, \quad (11.33)$$

а величины  $x'_1$  и  $x''_1$  получаются из (11.33) заменой  $x_d$ , соответственно, на  $x'_d$  или  $x''_d$ . Постоянная времени затухания аperiodической составляющей тока короткого замыкания может быть определена по формуле

$$T_{a1} \approx \frac{x_{a1}}{r}, \quad (11.34)$$

где  $x_{a1}$  получается по (11.33) после замены  $x_d$  на  $x_2$ .

*Внезапное 2-фазное к. з.* Мгновенные значения результирующих фазных токов при внезапном 2-фазном коротком замыкании фаз  $b$  и  $c$  будут равны

$$\left. \begin{aligned} i_a &\approx \operatorname{Re} \left\{ \left[ (\Delta i''_a - \Delta i'_a) \varepsilon^{-\frac{t}{T''_2}} + (\Delta i'_a - \Delta i_a) \varepsilon^{-\frac{t}{T'_2}} + \Delta i_a \right] \frac{\varepsilon^{j(t+\delta_0)}}{j} \right\} - \\ &\quad - \operatorname{Re} \left( \Delta i''_a \frac{\varepsilon^{j\delta_0}}{j} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{a2}}} \right) + \cos(t + \delta_0 - \varphi), \\ i_b &\approx \operatorname{Re} \left\{ \left[ (\Delta i''_b - \Delta i'_b) \varepsilon^{-\frac{t}{T''_2}} + (\Delta i'_b - \Delta i_b) \varepsilon^{-\frac{t}{T'_2}} + \Delta i_b \right] \frac{\varepsilon^{j\left(t+\delta_0-\frac{2\pi}{3}\right)}}{j} \right\} - \\ &\quad - \operatorname{Re} \left( \Delta i''_b \frac{\varepsilon^{j\delta_0}}{j} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{a2}}} \right) + \cos\left(t + \delta_0 - \varphi - \frac{2\pi}{3}\right), \\ i_c &\approx \operatorname{Re} \left\{ \left[ (\Delta i''_c - \Delta i'_c) \varepsilon^{-\frac{t}{T''_2}} + (\Delta i'_c - \Delta i_c) \varepsilon^{-\frac{t}{T'_2}} + \Delta i_c \right] \frac{\varepsilon^{j\left(t+\delta_0-\frac{4\pi}{3}\right)}}{j} \right\} - \\ &\quad - \operatorname{Re} \left( \Delta i''_c \frac{\varepsilon^{j\delta_0}}{j} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{a2}}} \right) + \cos\left(t + \delta_0 - \varphi - \frac{4\pi}{3}\right). \end{aligned} \right\} \quad (11.35)$$

Здесь

$$\left. \begin{aligned} \Delta i''_a &\approx \frac{x''_d - x_2}{2x''_d x_2 + x_k (x''_d + x_2)}; \\ \Delta i''_b &\approx \frac{a (x''_d + x_k) - a^2 (x_2 + x_k)}{2x''_d x_2 + x_k (x''_d + x_2)}; \\ \Delta i''_c &\approx \frac{a^2 (x''_d + x_k) - a (x_2 + x_k)}{2x''_d x_2 + x_k (x''_d + x_2)}. \end{aligned} \right\} \quad (11.36)$$

Величины переходных и установившихся составляющих фазных токов  $\Delta i''_a$ ,  $\Delta i''_b$ ,  $\Delta i''_c$ ;  $\Delta i_a$ ,  $\Delta i_b$ ,  $\Delta i_c$  получаются из (11.36) после подстановки  $x'_d$  и  $x_d$  вместо  $x''_d$ .

$$T''_2 \approx T''_d \frac{x''_d x''_2}{x''_d x''_2}, \quad T'_2 \approx T'_d \frac{x_d x_2}{x'_d x_{20}}, \quad T_{a2} \approx \frac{x_{a2}}{r}, \quad (11.37)$$

где

$$x_{20} = \frac{2 [2x_d x_2 + x_k (x_d + x_2)]}{\sqrt{(x_d - x_2)^2 + 3 (x_d + x_2 + 2x_k)^2}}, \quad (11.38)$$

а величины  $x''_2$ ,  $x'_2$  и  $x_{a2}$  получаются по формуле (11.38) заменой величины  $x_d$ , соответственно, на  $x''_d$ ,  $x'_d$  и  $x_2$ .

При 2-фазном к. з. изолированно работающего генератора ( $x_k = \infty$ ) могут иметь место значительные перенапряжения на свободной фазе. Величина этих перенапряжений (в д. е.) определяется следующей формулой:

$$e(t) = \frac{\frac{x''_q}{x''_d} \sin(\gamma_0 + t)}{\frac{x''_q}{x''_d} \cos^2(\gamma_0 + t) + \sin^2(\gamma_0 + t)} - \left( \frac{x''_q}{x''_d} - 1 \right) F,$$

где

$$F = \frac{\frac{x''_q}{x''_d} \sin(\gamma_0 + t) \cos^2(\gamma_0 + t) - \left[ \frac{x''_q}{x''_d} \cos^2(\gamma_0 + t) - \sin^2(\gamma_0 + t) \right] \sin \gamma_0}{\frac{x''_q}{x''_d} \cos^2(\gamma_0 + t) + \sin^2(\gamma_0 + t)}.$$

Величина  $e(t)$  имеет максимум в случае  $\gamma_0 = \frac{\pi}{2}$ , когда потоко-сцепление с короткозамкнутым контуром на статоре в момент короткого замыкания имеет наибольшее значение,

$$e_{\max} = \left( 2 \frac{x''_q}{x''_d} - 1 \right).$$

Максимальные перенапряжения могут достигать следующих значений при  $\gamma_0 = \frac{\pi}{2}$ :

для машин с полной демпферной клеткой

$$\text{при } \frac{x''_q}{x''_d} = 0.9 \div 1.2 \quad e_{\max} \approx 0.8 \div 1.4;$$

для машин с продольной демпферной системой и шихтованными полюсами

$$\text{при } \frac{x''_q}{x''_d} \approx 2 \div 3 \quad e_{\max} \approx 3 \div 5;$$

для машин без демпферной системы с шихтованными полюсами

$$\text{при } \frac{x''_q}{x''_d} \approx 3 \div 4 \quad e_{\max} \approx 5 \div 7;$$

для машин с массивными полюсными башмаками

$$\text{при } \frac{x''_q}{x''_d} \approx 1.5 \div 1.8 \quad e_{\max} \approx 2 \div 2.6.$$

**Практические формулы для расчета токов к. з.**

1. *1-фазное к. з. на нейтраль трансформатора.* При анализе токов статора генератора в случае к. з. за трансформатором реактивности трансформатора ( $x_k$ ) следует включить в реактивности фаз генератора;  $x_0 = x_k$ .

При наличии реактивностей, включенных между трансформатором и шинами бесконечной мощности системы  $x_e$ , выражения для фазных токов трансформатора в режиме установившегося короткого замыкания фазы  $a$  на нейтраль трансформатора имеют как комплексы следующий вид [0-3]:

$$\left. \begin{aligned} i_{aT} &= -\psi_{a0} \frac{x_d x_2 + 2x_e(x_d + x_2) + 3x_e^2}{d_{10}}; \\ i_{bT} &= -\psi_{a0} \frac{x_d x_2 - x_e(ax_d + a^2 x_2)}{d_{10}}; \\ i_{cT} &= -\psi_{a0} \frac{x_d x_2 - x_e(a^2 x_d + ax_2)}{d_{10}} \end{aligned} \right\} \quad (11.39)$$

$$d_{10} = x_0 x_d x_2 + x_e(x_0 x_d + x_0 x_2 + 2x_d x_2) + x_e^2(x_d + x_2 + x_0), \quad (11.40)$$

где  $\psi_{a0}$  — потокосцепления фазы  $a$  в момент к. з.,  $a = \varepsilon^{j\frac{2\pi}{3}}$ ;  $a^2 = \varepsilon^{j\frac{4\pi}{3}}$ .

Если к. з. произошло в момент, когда  $\psi_{a0} = 1$ , то токи статора генератора в комплексном виде при соединении обмоток трансформатора по схеме треугольник—звезда равны

$$\left. \begin{aligned} i_a &= \frac{1}{\sqrt{3}}(i_{aT} - i_{bT}) = -\frac{2x_e(x_d + x_2) + 3x_e^2 + x_e(ax_d + a^2 x_2)}{\sqrt{3} d_{10}}, \\ i_b &= \frac{2}{\sqrt{3}}(i_{bT} - i_{cT}) = -\frac{x_e(a^2 - a)(x_d - x_2)}{\sqrt{3} d_{10}}, \\ i_c &= \frac{1}{\sqrt{3}}(i_{cT} - i_{aT}) = -\frac{-2x_e(x_d + x_2) - 3x_e^2 - x_e(a^2 x_d + ax_2)}{\sqrt{3} d_{10}} \end{aligned} \right\} \quad (11.41)$$

Величины переходных и сверхпереходных токов статора генератора при внезапных 1-фазных к. з. фазы  $a$  на нейтраль трансформатора получаются из (11.41) путем замены  $x_d$  на  $x'_d$  и  $x''_d$  соответственно. Из (11.41) следует, что при  $x_e = 0$  токи генератора равны нулю при 1-фазном к. з. за трансформатором.

2. *2-фазное к. з. за трансформатором (замыкание фаз  $b$  и  $c$  за трансформатором друг на друга)*. Комплексные выражения для фазных токов трансформатора при 2-фазном установившемся к. з. за трансформатором имеют следующий вид [0-3]:

$$\left. \begin{aligned} i_{at} &= -\psi_{a0} \frac{x_2 - x_d}{2x_d x_2 + x_e (x_d + x_2)}, \\ i_{bt} &= -\psi_{a0} \frac{a^2 (x_2 + x_e) - a (x_d + x_e)}{2x_d x_2 + x_e (x_d + x_2)}, \\ i_{ct} &= -\psi_{a0} \frac{a (x_2 + x_e) - a^2 (x_d + x_e)}{2x_d x_2 + x_e (x_d + x_2)}. \end{aligned} \right\} \quad (11.42)$$

Если короткое замыкание произошло в момент, когда  $\psi_{a0} = 1$ , то получаются следующие комплексные выражения для фазных токов генератора с учетом соединения обмоток трансформатора по схеме треугольник—звезда:

$$\left. \begin{aligned} i_a &= -\frac{x_2 (1 - a^2) - x_d (1 - a) - x_e (a^2 - a)}{\sqrt{3} [2x_d x_2 + x_e (x_d + x_2)]}, \\ i_b &= -\frac{(x_2 + x_d + 2x_e) (a^2 - a)}{\sqrt{3} [2x_d x_2 + x_e (x_d + x_2)]}, \\ i_c &= -\frac{x_2 (a - 1) - x_d (a^2 - 1) - x_e (a^2 - a)}{\sqrt{3} [2x_d x_2 + x_e (x_d + x_2)]}. \end{aligned} \right\} \quad (11.43)$$

Сверхпереходные и переходные токи статора генератора при внезапном 2-фазном к. з. вычисляются по (11.43) при подстановке, соответственно,  $x'_d$  и  $x''_d$  вместо  $x_d$ . При  $x_e = 0$  режимы двухфазного к. з. за трансформатором и замыкания двух фаз на нейтраль трансформатора описываются одними уравнениями. Поэтому полученные выражения для фазных токов при 2-фазном к. з. генератора при  $x_e = 0$  могут служить также для определения токов при замыкании двух фаз на нейтраль трансформатора.

3. *Замыкание двух фаз на нейтраль системы*. Замыкание фаз  $a$  и  $b$  системы на свою нейтраль для генератора равносильно наложению на существующий режим процесса, вызванного включением машины на напряжения  $-e_A, -e_B$ . При этом реактивности, включенные между трансформатором и системой, должны быть прибавлены к результирующим фазным реактивностям генератора—трансформатора.

Определим фазные токи трансформатора при условии, что короткое замыкание произошло при отсутствии токов между генератором и системой.



Систему напряжений  $-\bar{e}_A = -1$ ,  $-\bar{e}_B = -a^2$ ,  $\bar{e}_C = 0$  можно разложить на симметричные составляющие и найти отдельно токи прямой и обратной последовательностей трансформатора, вызванные соответствующими системами напряжений. Ток нулевой последовательности трансформатора отсутствует, так как нейтраль трансформатора в данном режиме считаем не заземленной.

Разложение системы напряжений на симметричные составляющие дает

$$\left. \begin{aligned} e_1 &= \frac{1}{3}(e_A + ae_B + a^2e_C) = -\frac{2}{3}, \\ e_2 &= \frac{1}{3}(e_A + a^2e_B + ae_C) = -\frac{1}{3}(1+a), \\ e_0 &= \frac{1}{3}(e_A + e_B + e_C) = -\frac{1}{3}(1+a^2). \end{aligned} \right\} \quad (11.44)$$

Токи трансформатора прямой и обратной последовательностей в установившемся режиме

$$I_{1r} = \frac{e_1}{x_d + x_e} = -\frac{2}{3(x_d + x_e)}, \quad I_{2r} = \frac{e_2}{x_2 + x_e} = -\frac{1+a}{3(x_2 + x_e)}. \quad (11.45)$$

Фазные токи трансформатора

$$\left. \begin{aligned} i_{ar} &= I_{1r} + I_{2r} = -\frac{1}{3} \left( \frac{2}{x_d + x_e} + \frac{1+a}{x_2 + x_e} \right), \\ i_{br} &= a^2 I_{1r} + a I_{2r} = -\frac{1}{3} \left( \frac{2a^2}{x_d + x_e} + \frac{a+a^2}{x_2 + x_e} \right), \\ i_{cr} &= a I_{1r} + a^2 I_{2r} = -\frac{1}{3} \left( \frac{2a}{x_d + x_e} + \frac{1+a^2}{x_2 + x_e} \right). \end{aligned} \right\} \quad (11.46)$$

Токи генератора с учетом соединения обмоток трансформатора по схеме треугольник—звезда определяются следующим образом:

$$\left. \begin{aligned} i_a &= -\frac{1-a^2}{3\sqrt{3}}(2i_1 + i_2), \\ i_b &= -\frac{a-1}{3\sqrt{3}}(2ai_1 + i_2), \\ i_c &= -\frac{a-1}{3\sqrt{3}}(2i_1 + ai_2), \end{aligned} \right\} \quad (11.47)$$

$$i_1 = \frac{1}{x_d + x_e}, \quad i_2 = \frac{1}{x_2 + x_e}. \quad (11.48)$$

Для вычисления переходного и сверхпереходного токов при внезапном коротком замыкании двух фаз на нейтраль системы необходимо в (11.47) вместо  $i_1$  подставить значения  $i'_1 = \frac{1}{x'_d + x_e}$  и

$i_1'' = \frac{1}{x_d'' + x_e}$ . Полученные формулы (11.47) могут служить для расчета токов генератора при 2-фазном к. з. на нейтраль трансформатор—система при условии  $x_e = 0$ . Ток нулевой последовательности трансформатора замыкается в первичной обмотке трансформатора, соединенной в треугольник, и не добавляется к фазным токам генератора.

4. 1-фазное к. з. фазы  $a$  на нейтраль системы. Используем тот же прием, что и при анализе 2-фазного к. з. на нейтраль системы. Условия при 1-фазном к. з. на нейтраль системы:

$$e_A = 0; \quad e_B = a^2; \quad e_C = a.$$

Замыкание фазы  $a$  на нейтраль системы равносильно для трансформатора наложению процесса, вызванного приложением к машине дополнительной системы напряжений  $-e_A = -1$ ,  $-e_B = 0$ ,  $-e_C = 0$ . Разложение этой системы напряжений на симметричные составляющие дает

$$e_1 = -\frac{1}{3}; \quad e_2 = -\frac{1}{3}; \quad e_0 = -\frac{1}{3}. \quad (11.49)$$

Токи трансформатора в *установившемся режиме* определяются следующим образом:

$$I_{1T} = \frac{e_1}{x_d + x_e} = -\frac{1}{3} i_1, \quad I_{2T} = \frac{e_2}{x_2 + x_e} = -\frac{1}{3} i_2, \quad (11.50)$$

$$\left. \begin{aligned} i_{aT} &= I_{1T} + I_{2T} = -\frac{1}{3} (i_1 + i_2), \\ i_{bT} &= a^2 I_{1T} + a I_{2T} = -\frac{1}{3} (a^2 i_1 + a i_2), \\ i_{cT} &= a I_{1T} + a^2 I_{2T} = -\frac{1}{3} (a i_1 + a^2 i_2). \end{aligned} \right\} \quad (11.51)$$

Фазные токи генератора с учетом соединения обмоток трансформатора по схеме треугольник—звезда в комплексном виде

$$\left. \begin{aligned} i_a &= -\frac{1}{3\sqrt{3}} [i_1 (1 - a^2) + i_2 (1 - a)], \\ i_b &= -\frac{1}{3\sqrt{3}} (a^2 - a) (i_1 - i_2), \\ i_c &= \frac{1}{3\sqrt{3}} [i_1 (1 - a) + i_2 (1 - a^2)]. \end{aligned} \right\} \quad (11.52)$$

Для вычисления переходных и сверхпереходных токов при *внезапном* коротком замыкании фазы на нейтраль системы необходимо вместо  $i_1$  подставить в (11.52)  $i_1' = \frac{1}{x_d' + x_e}$  и  $i_1'' = \frac{1}{x_d'' + x_e}$ . Выражения (11.52) могут быть использованы при расчете токов

генератора в случае 1-фазного к. з. на общую нейтраль трансформатор—система, когда  $x_e = 0$ .

Оценка максимального электромагнитного вращающего момента. Для оценочных расчетов максимального электромагнитного вращающего момента турбогенератора при внезапном двухфазном к. з. отключенной от сети машины (в д. е.) может быть использована следующая приближенная формула:

$$-M_{e2} \approx \frac{E^2}{(x_d'' + x_2)} [2k_2 A_2 \cos(t + \delta_0) - k_2^2 \cos 2(t + \delta_0)] + \\ + 2 \left( \frac{E k_2}{x_d'' + x_2} \right)^{1,8} (r_2 - r) + \sqrt{2} \left( \frac{\sqrt{2} E A_2}{x_d'' + x_2} \right)^{1,8} (r_2 - r) + 2 \left( \frac{E k_2}{x_d'' + x_2} \right)^2 r, \quad (11.53)$$

где

$$k_2 = \left( 1 - \frac{x_d'' + x_2}{x_d' + x_2} \right) \varepsilon^{-\frac{t}{T''}} + \left( \frac{x_d'' + x_2}{x_d' + x_2} - \frac{x_d' + x_2}{x_d + x_2} \right) \varepsilon^{-\frac{t}{T'}} + \frac{x_d'' + x_2}{x_d + x_2}; \quad (11.54)$$

$A_2 = \sin \delta_0 \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}}$ ;  $E$  — напряжение на обмотке статора в долях номинального.

Максимальный возможный электромагнитный вращающий момент при внезапном 2-фазном коротком замыкании отключенной от сети синхронной машины не превышает обычно величины

$$M_{e2max} \leq \frac{2,6E^2}{x_d'' + x_2} \left[ 1 + 17 \left( \frac{x_2 - x_d''}{x_2 + x_d''} \right)^2 \right], \text{ д. е.} \quad (11.55)$$

Токи обратной и нулевой последовательностей при несимметричных к. з. При исследованиях несимметричных установившихся процессов часто интересуются не столько величиной токов, сколько содержанием в них прямой, обратной и нулевой последовательностей токов, так как влияние разных симметричных составляющих токов на потери в различных частях машины неодинаково. Известно, что местные нагревы в роторе в основном зависят от величины обратной составляющей тока статора. Тяжелым в этом отношении обычно считается 2-фазное короткое замыкание из режима холостого хода одиночно работающего генератора. В этом случае величины токов прямой и обратной последовательностей в статоре равны. Так, для турбогенераторов мощностью 300 тыс. квт при установившемся замыкании фаз  $b$  и  $c$  имеем

$$i_a = 0, \quad i_b = -i_c = \frac{\sqrt{3}}{x_d + x_2} = \frac{\sqrt{3}}{1,698 + 0,211} = 0,905.$$

Разложение на симметричные составляющие дает

$$i_0 = \frac{1}{3} (i_a + i_b + i_c) = 0,$$

$$i_1 = \frac{1}{3} (i_a + ai_b + a^2i_c) = j0.52,$$

$$i_2 = \frac{1}{3} (i_a + a^2i_b + ai_c) = -j0.52.$$

Здесь  $a = \varepsilon^{j\frac{2\pi}{3}}$ ;  $a^2 = \varepsilon^{j\frac{4\pi}{3}}$ .

Для того же генератора, работающего параллельно с системой бесконечной мощности при установившемся 2-фазном коротком замыкании фаз  $b$  и  $c$  из режима холостого хода, токи в фазах

$$i_a = -\psi_{a0} \frac{x_2 - x_d}{2x_d x_2} = 2.07\psi_{a0},$$

$$i_b = -\psi_{a0} \frac{a^2 x_2 - a x_d}{2x_d x_2} = (-1.035 + j2.3)\psi_{a0},$$

$$i_c = -\psi_{a0} \frac{a x_2 - a^2 x_d}{2x_d x_2} = (-1.035 + j2.3)\psi_{a0}.$$

Приняв начальные потокосцепления  $\psi_{a0}$  фазы  $a$  равным 1, получим

$$i_a = 2.07, \quad i_b = -1.035 + j2.3, \quad i_c = -1.035 - j2.3.$$

После разложения на симметричные составляющие имеем (д. е.)

$$i_0 = \frac{1}{3} (i_a + i_b + i_c) = 0,$$

$$i_1 = \frac{1}{3} (i_a + ai_b + a^2i_c) = -0.3 \text{ д. е.},$$

$$i_2 = \frac{1}{3} (i_a + a^2i_b + ai_c) = 2.37 \text{ д. е.}$$

Как видим, при работе генератора с сетью величина обратной составляющей тока статора при 2-фазном установившемся коротком замыкании в 4.5 раза больше чем при 2-фазном к. з. одиночно работающего генератора, в то время как отношение токов в короткозамкнутых фазах  $b$  и  $c$  генератора, работающего с сетью, и при к. з. фаз  $b, c$  одиночно работающего генератора составляет 2.8.

Расчеты, проведенные на ЦВМ для *нагруженной* машины с теми же параметрами, включенной в сеть бесконечной мощности, при 2-фазном установившемся к. з. фаз  $b, c$  дали следующие значения токов в фазах (в д. е.)

$$i_{a\max} = 3.6, \quad i_{b\max} = 2.4, \quad i_{c\max} = 2.3.$$

Значительная разница в токах по фазам объясняется током нагрузки, который к установившемуся режиму короткого замыкания значительно возрос из-за наличия скольжения и увеличения рабочего угла  $\theta$ .

По графикам рис. 4-1, 4-2 с учетом реального сдвига фаз между токами (порядок следования фазных токов по результатам расчета оказался обратным — *a, c, b*) получаем, что ток прямой последовательности составляет 25% от наибольшего из фазных токов, т. е.  $i_1 = 0.25 \cdot 3.6 = 0.9$  д. е.; ток обратной последовательности  $i_2 = 0.75 \cdot 3.6 = 2.7$  д. е.

При 1-фазном установившемся к. з. фазы *a* на нейтраль одиночного генератора из режима холостого хода имеем

$$i_a = \frac{3}{x_d + x_2 + x_0} = \frac{3}{1.698 + 0.211 + 0.086} = 1.5 \text{ д. е.},$$

$$i_b = i_c = 0.$$

Разложение на симметричные составляющие в этом случае дает

$$i_0 = i_1 = i_2 = 0.5 \text{ д. е.}$$

При 1-фазном к. з. на нейтраль генератора, включенного в сеть, из режима холостого хода фазные токи равны друг другу

$$i_a = i_b = i_c = -\psi_{a0} \frac{1}{x_0} = -\frac{1}{0.086} = -11.6 \text{ д. е.}$$

Разложение на симметричные составляющие этой системы токов дает следующие результаты:

$$i_0 = -11.6, \quad i_1 = i_2 = 0.$$

Аналогичная картина получена и путем расчета на ЦВМ 1-фазного к. з. на нейтраль генератора: токи в фазах различаются лишь на величину тока нагрузки предшествующего режима.

Результаты разложения на симметричные составляющие с помощью графиков (рис. 4-2, 4-3) системы фазных токов при некоторых установившихся режимах коротких замыканий турбогенератора мощностью 300 тыс. квт, работающего на сеть, рассчитанных на ЦВМ (табл. 11-5), показывают, что значения обратной составляющей тока статора во всех приведенных случаях значительно превышают величину обратной составляющей тока статора при 2-фазном к. з. одиночно работающего турбогенератора. Таким образом, к. з. при работе на сеть в отношении потерь и нагрева ротора являются более тяжелыми, чем любой несимметричный режим одиночно работающего генератора.

**Симметричные составляющие фазных токов при несимметричных режимах генератора, работающего параллельно с сетью**

Вид к. з.	Последовательность		
	нулевая	прямая	обратная
Двухфазное . . . . .	0	0.9	2.7
Двухфазное на нейтраль генератора	4.03	1.46	0.915
Двухфазное одиночно работающего генератора . . . . .	0	0.52	0.52

**§ 3. Усилия в лобовых частях обмотки статора при внезапных трехфазных коротких замыканиях**

Увеличение мощности современных синхронных машин при сравнительно мало изменяющихся геометрических размерах, что особенно характерно для крупных турбогенераторов, приводит к резкому возрастанию механических усилий в лобовых частях обмоток при внезапных коротких замыканиях.

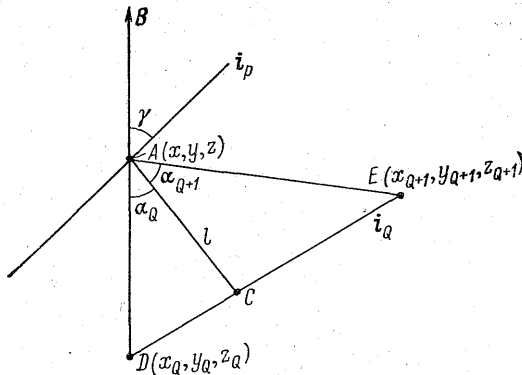


Рис. 11-7. К определению усилия, действующего между двумя отрезками проводников с токами.

Некоторые изменения претерпела также конструкция обмотки в связи с внедрением непосредственного охлаждения. Микалентная компаундированная изоляция заменяется на новые виды изоляции на терморезистивных связующих, в результате стержни стали более жесткими, расстояния между ними уменьшились. Намечается также отказ от крепления лобовых частей с помощью вере-

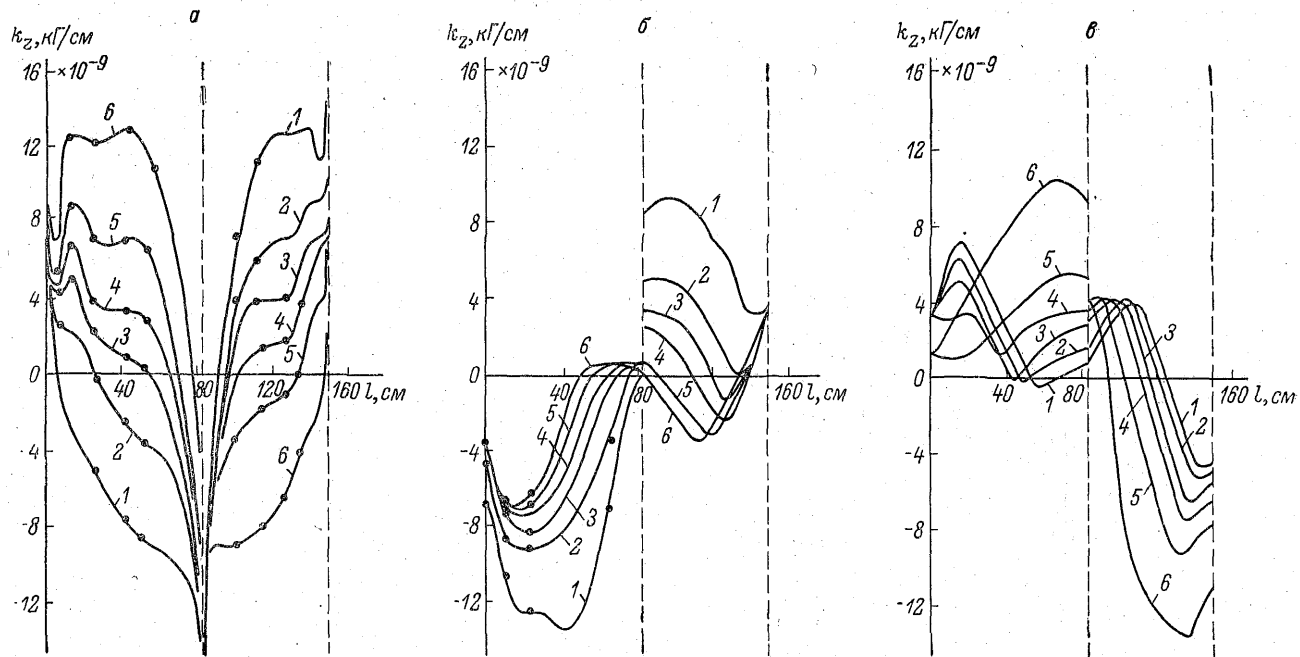


Рис. 11-8. Осевое удельное усилие на 1а в катушках фазы, вызванное действием токов в обмотке статора. а — в фазе а; б — в фазе б; в — в фазе с.  $l$  — расстояние вдоль эвольвентной части обмотки, начало и конец которой обозначены пунктиром. 1+6 — номера катушек обмотки.

вочных бандажей. Все это требует более детального исследования усилий в лобовых частях обмоток.

Достаточно полный расчет усилий в лобовых частях обмотки может быть получен лишь с помощью ЦВМ.

В основу расчета усилий можно положить формулу для сил, действующих между двумя отрезками проводников с токами. Сила (на единицу длины), действующая на отрезок с током  $i_q$  и вызванная током  $i_p$ , протекающим в другом отрезке (рис. 11-7), по общему правилу равна

$$|f| = |\mathbf{B}_p| = \frac{\mu_0 |i_p| |i_q|}{4\pi l} (\sin \alpha_q + \sin \alpha_{q+1}) \sin \gamma. \quad (11.56)$$

Здесь  $\gamma$  — угол между вектором индукции  $\mathbf{B}$  в точке  $A$ , вызванной током  $i_q$  и направлением отрезка с током  $i_p$ ;  $l$  — расстояние между отрезками.

Выражение (11.56) может быть преобразовано таким образом, чтобы все геометрические величины (углы  $\alpha_q$ ,  $\alpha_{q+1}$  и  $\gamma$ , расстояние  $l$ ) определялись через координаты начал и концов двух отрезков [11-4].

Суммируя усилия на каждый отрезок от всех элементов лобовых частей обмотки, можно получить распределение усилий по каждому стержню в лобовой части. На рис. 11-8 и в табл. 11-6 приведены результаты расчетов усилий на ЦВМ согласно [11-4].

Так как распределение усилий по катушкам полуфаз симметрично, то достаточно найти усилия, действующие в пределах полуфазы. Воздействие токов в других фазах может быть учтено следующим образом. Если  $k_a$  — удельное усилие, действующее на  $n$ -й стержень фазы  $a$  и вызванное током  $1_a$  в фазе  $a$ , а  $k_b$  и  $k_c$  — удельные усилия, действующие на этот же стержень и вызванные токами  $1_a$  в фазах  $b$  и  $c$ , то суммарное удельное усилие, действующее на  $n$ -й стержень, составит

$$f_n = i_a (i_a k_a + i_b k_b + i_c k_c), \quad (11.57)$$

где  $i_a$ ,  $i_b$ ,  $i_c$  — мгновенные значения токов в фазах  $a$ ,  $b$ ,  $c$ .

При расчете удельных усилий реальные стержни заменяются нитями токов, расположенными в центрах их сечений. В действительности же токи распределены по сечению стержней, что несколько уменьшает усилия взаимодействия рядом лежащих стержней (рис. 11-9). Это уменьшение тем больше, чем ближе лежат рассматриваемые стержни. Результирующая погрешность, как правило, не превышает 5—10%.

Исследования показывают, что на величину усилий в лобовых частях оказывает влияние также близость торцевой части сердечника с нажимной немагнитной плитой.

Влияние торца сердечника на магнитное поле и усилия в обмотке складывается из двух факторов:



Усилия, действующие на лобовые части стержней обмотки статора турбогенератора,  $\text{кГ}/(\text{ка})^2$ 

Составляющие усилия	№ катушки	Внешний стержень			Внутренний стержень		
		фаза а	фаза б	фаза с	фаза а	фаза б	фаза с
Радиальная	1	-0.272	-0.310	-0.101	0.505	0.336	-0.274
	2	-0.063	-0.074	-0.087	0.278	0.223	-0.309
	3	0.015	0.024	-0.049	0.158	0.189	-0.338
	4	0.093	0.080	0.018	0.029	0.203	-0.372
	5	0.178	0.112	0.100	-0.111	0.225	-0.439
	6	0.325	0.127	0.271	-0.307	0.250	-0.581
Касательная	1	0.227	0.385	-0.078	0.383	0.260	-0.078
	2	0.051	0.232	-0.087	0.225	0.136	-0.083
	3	-0.042	0.167	-0.089	0.123	0.084	-0.118
	4	-0.143	0.129	-0.101	0.058	0.073	-0.158
	5	-0.208	0.111	-0.140	-0.049	0.071	-0.227
	6	-0.360	0.091	-0.265	-0.221	0.074	-0.385
Осевая	1	-0.528	-0.785	0.192	0.581	0.469	0.227
	2	-0.179	-0.495	0.181	0.284	0.196	-0.002
	3	-0.005	-0.460	0.203	0.143	0.083	0.043
	4	0.185	-0.294	0.216	0.033	0.024	-0.132
	5	0.394	-0.237	0.312	-0.125	-0.011	-0.264
	6	0.760	-0.208	0.592	-0.415	-0.016	-0.546

наличие ферромагнитной плоскости сердечника, усиливающее магнитное поле;

экранирующее действие вихревых токов в нажимной плите и экране, ослабляющее поля, которые стремятся пройти через торцовую поверхность.

Для расчета механических усилий целесообразно рассмотреть три идеализированных граничных условия в области торца:

1.  $\mu = \infty$  — идеализированная ферромагнитная поверхность без учета влияния вихревых токов;

2.  $\mu = 0$  — идеальное экранирование вихревыми токами;

3.  $\mu = 1$  — предполагается, что действие ферромагнитного массива и вихревых токов взаимно компенсируется.

Фактическая картина поля лежит где-то между картинками по пп. 1, 2, 3. Соотношение влияющих факторов зависит от применяемых материалов и геометрических размеров. В среднем можно считать, что ошибка, вызванная недостаточно точным учетом граничных условий в торцовой зоне, будет находиться в пределах  $\pm 10\%$ .

Влияние воздушного зазора на механические усилия в лобовых частях обмотки может быть учтено введением эквивалентных токов тангенциального направления. Поскольку, однако, мдс

Уменьшение удельных усилий при увеличении числа пазов статора турбогенератора, %

Число пазов	Внешний стержень			Внутренний стержень		
	фаза a	фаза b	фаза c	фаза a'	фаза b	фаза c
36	100	100	100	100	100	100
48	89	81	73	81	86	72
72	69	62	54	62	68	47

намагничивания сравнительно невелика по отношению к мдс внезапного к. з., влияние воздушного зазора в первом приближении можно не учитывать.

Усилия в лобовой части пропорциональны квадрату тока в стержне и приблизительно обратно пропорциональны расстоянию между стержнями. Поэтому для заданного значения линейной нагрузки удельные усилия будут обратно пропорциональны числу пазов статора (табл. 11-7).

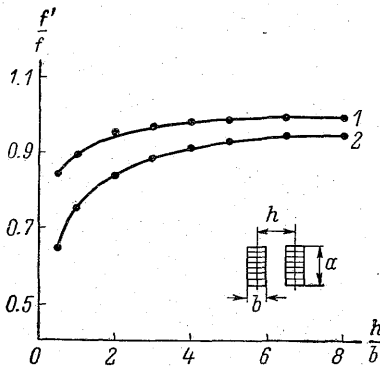


Рис. 11-9. Изменение расчетного усилия взаимодействия между стержнями при учете ( $f'$ ) и без учета ( $f$ ) распределения тока по сечению стержня в зависимости от отношения расстояния между проводниками  $h$  к ширине стержня  $b$ .

$$1 - \frac{a}{b} = 2; 2 - \frac{a}{b} = 4.$$

составляющая усилий значительно уменьшается, касательная составляющая почти не изменяется, осевая — для некоторых частей обмотки уменьшается, для других — увеличивается.

Взаимодействие между токами, протекающими в обмотке ротора, и токами в обмотке статора вызывает дополнительные усилия в обмотке статора. Увеличение усилий в обмотке статора, вызван-

Таблица 11-8

Увеличение усилий в обмотке статора, вызванное токами в обмотке ротора, %

Стержень	Составляющие усилий		
	радиальные	тангенциальные	осевые
Наружный . . .	50	12	10
Внутренний . . .	32	10	14

Изменение угла наклона лобовых частей обмотки влияет на величину усилий. При уменьшении угла наклона радиальная составляющая усилий

ное токами в обмотке ротора при к. з. может характеризоваться результатами, представленными в табл. 11-8.

Данные этой таблицы получены при пренебрежении влиянием вихревых токов в бандажных кольцах ротора. Однако такое предположение достаточно точно только для установившегося режима работы. Сверхпереходные составляющие тока ротора, представляющие наибольший интерес в отношении усилий в обмотке, будут экранироваться вихревыми токами в массиве бандажных колец. Так как вихревые токи в бандажных кольцах ротора затухают с постоянной времени  $T_d''$ , то можно ожидать лишь сравнительно небольшого влияния переходных токов ротора. Это влияние *пренебрежимо* мало на тангенциальные и осевые составляющие усилий в обмотке статора, но должно учитываться соответствующим коэффициентом для радиальной составляющей в переходный период (1.3 — для внутреннего, 1.5 — для наружного стержня).

Результаты расчетов усилий на ЦВМ, полученные для одного турбогенератора могут быть использованы для определения усилий в обмотке статора другого турбогенератора путем пересчета. Так как усилия прямо пропорциональны квадрату тока и обратно пропорциональны линейным размерам, то при одинаковом числе пазов статора

$$\frac{k}{k_0} \approx \left( \frac{I_1}{I_{10}} \right)^2 \frac{D_{10}}{D_1}, \quad (11.58)$$

где  $I_1$  — ток стержня;  $D_1$  — диаметр расточки статора; индекс нуль обозначает данные, относящиеся к исходной машине.

Для расчета усилий в лобовых частях обмотки могут быть также применены следующие приближенные формулы.

Амплитуда радиальной силы в лобовых частях обмотки (на одну фазу)

$$F_r = i_{\text{уд.}}^2 \cdot 2m\omega^2 \mu_0 \frac{k'_{\text{л}}}{p^2} \frac{3\beta - 1}{2}, \quad \text{кГ}, \quad (11.59)$$

где

$$i_{\text{уд.}} = \frac{U_{\Phi} \sqrt{2} \cdot 1.8}{x_d''} \quad (11.60)$$

— ударный ток внезапного трехфазного к. з., а;  $m$  — число фаз статора;  $\omega$  — число витков в фазе;  $k'_{\text{л}} \approx 0.45$ ;  $x_d''$  — сверхпереходная реактивность, ом;  $p$  — число пар полюсов;  $\beta$  — коэффициент сокращения шага обмотки статора;  $U_{\Phi}$  — номинальное фазное напряжение, в.

Максимальное значение тангенциальной составляющей удельного усилия

$$f_{\theta} \approx \frac{2.04}{\Delta} \left( \frac{0.867 i_{\text{уд.}} s_c}{a 10^4} \right)^2 \sum_{v=1}^{2q-1} \frac{1}{v}, \quad \text{кГ/см}, \quad (11.61)$$

где  $s_c$  — число эффективных проводников в одной стороне секции (для турбогенераторов и мощных гидрогенераторов  $s_c=1$ );  $a$  — число параллельных ветвей;  $\Delta$  — расстояние между осями соседних стержней одного слоя, см;  $q$  — число пазов на полюс и фазу (при дробном  $q$  с округлением до ближайшего целого числа).

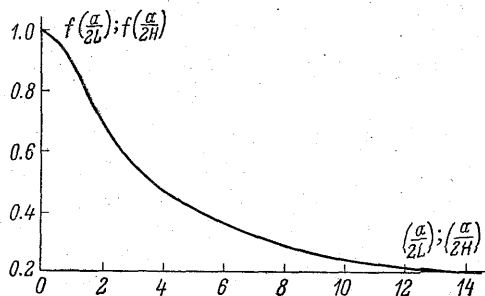


Рис. 11-10. Функции  $f\left(\frac{a}{2L}\right)$  и  $f\left(\frac{a}{2H}\right)$  для приближенного расчета аксиальных усилий.

Аксиальная составляющая удельного усилия

$$f_z \approx 0.51 \left( \frac{2.52 k_s A S_1}{100} \right)^2 \left( \frac{\tau}{100} \right)^2 \left( \frac{m_f}{m q} \right)^2 \times \left[ \frac{1}{2L} f\left(\frac{a}{2L}\right) - \frac{1}{2H} f\left(\frac{a}{2H}\right) \right], \text{ кг/см}, \quad (11.62)$$

где  $k_s$  — кратность тока статора в долях номинального;  $m_f=q$  (для двухслойной обмотки);  $L$  — расстояние от середины лобовой части до нажимной плиты, см;  $H$  — расстояние от середины лобовой части до щита, см; функции  $f\left(\frac{a}{2L}\right)$  и  $f\left(\frac{a}{2H}\right)$  показаны на рис. 11-10;  $AS_1$  — линейная нагрузка статора, а/см;  $\tau$  — полюсное деление машины, см.

В заключение приведем значения усилий по формулам (11.59)–(11.62) для турбогенератора мощностью 500 тыс. квт:

$$F_r = 55750 \text{ кг}, \quad f_0 = 103.5 \text{ кг/см}, \quad f_z = 13.4 \text{ кг/см}.$$

#### § 4. Нагрев элементов ротора турбогенератора

При несимметричных коротких замыканиях в массивных элементах ротора протекают значительные токи, вызывающие повышенные нагревы этих элементов, что может привести в некоторых случаях к аварийным повреждениям.

Если  $i_2$  — ток обратного следования фаз (д. е.) обмотки статора, имеющий место при несимметричном коротком замыкании, то ток, протекающий в осевом направлении по поверхности ротора (или клиньям) [11-8],

$$I_{2z} \approx 0.09 D_1 A S_1 i_2; a, \quad (11.63)$$

где  $D_1$  — диаметр расточки статора, см.

Ток  $I_{2z}$  замыкается по торцам концевых клиньев и зубцов и по бандажным кольцам, если последние не изолированы от бочки ротора.

Суммарная величина тока, протекающего по торцовым участкам ротора в окружном направлении,

$$I_{2k} \approx 0.225 D_1 A S_1 i_2, a, \quad (11.64)$$

Так как процесс нагрева элементов ротора при несимметричных коротких замыканиях относительно кратковременный, то нагрев ротора, вызванный аксиальными токами, за время  $t$  в первом приближении равен

$$\vartheta_r \approx c i_2^2 t, \quad ^\circ\text{C}, \quad (11.65)$$

где

$$c = \frac{\rho}{c_v} \left( 0.03 \frac{D_1}{D_2} A S_1 \frac{1}{k \Delta} \right)^2, \quad (11.66)$$

$c_v$  — удельная теплоемкость,  $\text{вт}/^\circ\text{C} \cdot \text{см}^3$ ;  $\rho$  — удельное сопротивление материала,  $\text{ом} \cdot \text{мм}^2/\text{м}$ ;  $D_2$  — диаметр бочки ротора, см;  $k$  — коэффициент, учитывающий распределение тока между клиньями и зубцами ротора;  $\Delta = 50.4 \sqrt{\frac{\rho}{\mu_r}}$  — эквивалентная глубина проникновения при частоте 100 гц, мм;  $\mu_r$  — относительная магнитная проницаемость.

Нагрев поверхности зубцов ротора создает тепловые напряжения на поверхности поковки. Исходя из предельно допустимого уровня дополнительных механических напряжений, температура зубцов ротора при кратковременном нагреве не должна превосходить (с учетом нагрева, который имеет место в режиме номинальной нагрузки)  $200$ — $250^\circ$ .

Предельно допустимый нагрев клиньев ротора определяется уменьшением механической прочности материала клиньев при повышении температуры.

Выполненные исследования показывают, что для дюралюминиевых клиньев прогрессирующее уменьшение прочности наблюдается при температурах порядка  $200$ — $230^\circ$ , для клиньев из немагнитной стали —  $300$ — $350^\circ$ .

Допустимый нагрев бандажного кольца ротора определяется величиной дополнительного нагрева, достаточного, чтобы вызвать разъединение бандажного кольца и бочки ротора при номинальной скорости вращения.

Для применяемых в настоящее время натягов при посадке бандажных колец (соответствующих механическим напряжениям 0.4—0.6 предела текучести материала) предельно допустимый дополнительный нагрев бандажного кольца при несимметричных коротких замыканиях не должен превышать 15—35° в зависимости от величины предварительного натяга и материала кольца.

Разъединение бандажного кольца и бочки ротора, даже кратковременное, является недопустимым, так как невозвращение

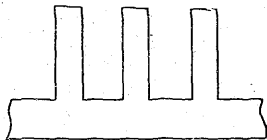


Рис. 11-11. Демпферное кольцо ротора.

бандажного кольца в исходное положение может привести к повышенной вибрации, вызванной механическим небалансом, или же к коррозии и подгарам из-за возникновения точечных дуг между контактными поверхностями при протекании больших токов.

Для уменьшения подгаров и коррозии в мощных генераторах ряда фирм используется демпферная система в виде медных короткозамкнутых колец на концах бочки ротора (рис. 11-11), которые шунтируют большую часть тока, замыкающегося по торцовым частям ротора. На рис. 11-12 показано допустимое время протекания тока обратной последовательности для турбогенераторов фирмы Броун-Бовери с демпферной обмоткой и без нее.

Из формулы (11. 49) следует, что для конкретных типов турбогенераторов и заданных максимальных нагревов элементов ротора предельно допустимая длительность несимметричного короткого замыкания может быть определена из условия

$$i_2^2 t = \text{пост.}$$

Величины критерия  $i_2^2 t$  для различных типов отечественных машин приведены в табл. 11-9.

Таблица 11-9

Допустимые величины  $i_2^2 t$  для различных типов турбогенераторов

Тип машины	$i_2^2 t$
С косвенным водородным охлаждением . . . . .	30
С непосредственным водородным охлаждением обмотки ротора и косвенным водородным обмотки статора . . . . .	15
С непосредственным водородным и водяным охлаждением обмоток . . . . .	≤ 8

В [7-1] приведены результаты исследований нагрева элементов ротора, выполненные на стенде фирмой «Дженерал Электрик».

Максимальные температуры в режиме внезапно приложенной несимметричной нагрузки в турбогенераторе мощностью 265 Мва,

3600 об./мин. наблюдались в демпфирующем короткозамкнутом кольце, находившемся в непосредственном контакте с бандажным коль-

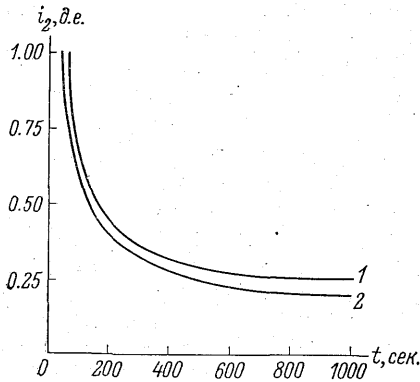


Рис. 11-12: Допустимый ток обратного следования фаз для турбогенератора фирмы ВВС.

1 — с демпферной обмоткой в виде короткозамкнутого кольца; 2 — без демпферной обмотки.

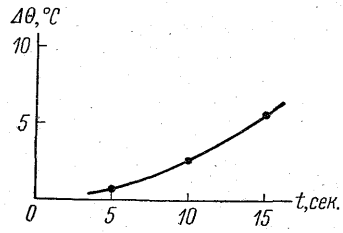


Рис. 11-13. Превышение температуры ротора турбогенератора мощностью 265 Мва, 3600 об./мин. при внезапно приложенной нагрузке  $i_2=0.59$  [7-1].

Давление водорода 2.1 ати.

цом. На основании полученных экспериментальных данных (рис. 11-13) определены пересчетом максимальные превышения температур отдельных элементов ротора для турбогенератора с непосредственным охлаждением мощностью 422.4 Мва при давлении водорода 3.15ати в условиях допустимой кратковременной несимметричной нагрузки (табл. 11-10).

Таблица 11-10

Температура элементов ротора турбогенератора 422.4 Мва, соответствующая критерию  $i_2^2 t = 10$

Элементы ротора турбогенератора	$t^\circ, C$	
	максимальная	кратковременное превышение
Бочка ротора . . . . .	140	—
Бандажное кольцо по отношению к бочке ротора . . . . .	—	25
Клинья ротора:		
из немагнитной стали . . . . .	155	90
дюралюминиевые . . . . .	135	70

Расследование аварий, имевших место в процессе эксплуатации турбогенераторов с непосредственным охлаждением фирмы Вестингауз, которые были вызваны выходом из строя быстродействующего выключателя на высоковольтной стороне блочного трансформатора, показало, что наибольшие повреждения имели место в клиньях, расположенных вблизи больших зубцов и на поверхности бандажных колец в местах контакта с большими зубцами. Было обнаружено также разрушение и оплавление бочки ротора на концах поперечных канавок больших зубцов.

## § 5. Последовательные внезапные короткие замыкания

В практике эксплуатации приходится часто встречаться с переходом одного вида к. з. в другой с малым интервалом во времени между началами последовательно возникающих внезапных к. з. В этом случае аperiodические составляющие токов, имеющие место при внезапных к. з., могут неблагоприятно накладываться друг на друга, создавая повышенные значения результирующих токов, электромагнитных вращающих моментов и механических усилий в обмотках.

Для оценки максимальных значений всплесков токов и, соответственно механических усилий будем рассматривать соотношения, имеющие место при двухфазном к. з., переходящем в трехфазное в наименее благоприятные моменты времени включения, пренебрегая затуханием переходных токов. Пренебрегаем также для простоты влиянием несимметрии ротора, т. е. принимаем  $x_d'' \approx x_q'' \approx x_2$ .

Фазные токи при максимальных аperiodических составляющих. Пусть в момент времени  $\tau=0$  произошло внезапное двухфазное к. з. фаз  $b-c$  отключенного от сети генератора, работавшего в режиме холостого хода с номинальным напряжением. Величина токов в фазах  $b, c$  при наибольшей возможной аperiodической составляющей без учета затухания будет равна

$$i_b = -i_c \approx -\frac{\sqrt{3}}{2x_d''} (1 - \cos \tau). \quad (11.67)$$

Если через момент времени  $\tau_0$  (в эл. рад.), соответствующий сдвигу фаз  $\frac{\pi}{2}$ , произойдет внезапное замыкание фазы  $a$  на фазы  $b-c$ , т. е. двухфазное к. з. перейдет в трехфазное, то ток в фазе  $a$  составит без учета затухания

$$i_a = \frac{1}{x_d''} \left[ 1 - \cos \left( \tau - \frac{\pi}{2} \right) \right]. \quad (11.68)$$



Этот ток должен замкнуться по фазам  $b$ ,  $c$ , соединенным параллельно. Результирующий ток в фазах  $b$ ,  $c$  будет равен

$$\left. \begin{aligned} i_b &= -\frac{\sqrt{3}}{2x_d''} (1 - \cos \tau) - \frac{1}{2x_d''} [1 - \sin \tau], \\ i_c &= \frac{\sqrt{3}}{2x_d''} (1 - \cos \tau) - \frac{1}{2x_d''} [1 - \sin \tau], \end{aligned} \right\} \quad (11.69)$$

или

$$\left. \begin{aligned} i_b &= \frac{1}{2x_d''} [-(1 + \sqrt{3}) + \sqrt{3} \cos \tau + \sin \tau] = \\ &= \frac{1}{x_d''} \left[ -\left(\frac{1 + \sqrt{3}}{2}\right) - \cos\left(\tau + \frac{5}{6}\pi\right) \right], \\ i_c &= \frac{1}{2x_d''} [-(1 - \sqrt{3}) - \sqrt{3} \cos \tau + \sin \tau] = \\ &= \frac{1}{x_d''} \left[ -\left(\frac{1 - \sqrt{3}}{2}\right) - \cos\left(\tau + \frac{\pi}{6}\right) \right]. \end{aligned} \right\} \quad (11.70)$$

Для определения момента времени  $\tau$ , при котором будет иметь место максимальное значение тока в фазе  $b$ , берем производную  $\frac{di_b}{d\tau}$  и приравняем ее нулю. Получаем условие

$$-\sqrt{3} \sin \tau + \cos \tau = 0,$$

т. е.

$$\operatorname{tg} \tau = \frac{1}{\sqrt{3}}, \quad \tau = \frac{\pi}{6}, \quad \frac{7}{6}\pi.$$

В рассматриваемом случае максимальное значение тока в фазе  $b$  при  $\tau = \frac{7}{6}\pi$

$$i_{b\max} = \frac{1}{2x_d''} \left[ -(1 + \sqrt{3}) - \frac{3}{2} - \frac{1}{2} \right] = -\frac{3 + \sqrt{3}}{2x_d''} = -\frac{2.36}{x_d''}, \quad (11.71)$$

т. е. примерно на 18% больше, чем максимально возможное значение тока в фазе при обычном внезапном трехфазном к. з. В этот момент времени токи в фазах  $a$  и  $c$  равны

$$\left. \begin{aligned} i_a &= \frac{1}{x_d''} \left[ 1 - \cos\left(\frac{7}{6}\pi - \frac{\pi}{2}\right) \right] = \frac{3}{2x_d''}, \\ i_c &= \frac{1}{2x_d''} \left[ -1 + \sqrt{3} - \sqrt{3} \cos \frac{7}{6}\pi + \sin \frac{7}{6}\pi \right] = \frac{\sqrt{3}}{2x_d''}. \end{aligned} \right\} \quad (11.72)$$

Максимальный ток в фазе  $c$  при принятых положениях будет иметь место в момент времени, определяемый условием  $\frac{di_c}{d\tau} = 0$ ,

$$\sqrt{3} \sin \tau + \cos \tau = 0,$$

т. е.

$$\operatorname{tg} \tau = -\frac{1}{\sqrt{3}}, \quad \tau = -\frac{\pi}{6}, \quad \frac{5}{6} \pi.$$

Ток  $i_c$  имеет максимум при  $\tau = \frac{5}{6} \pi$

$$i_{c \max} = \frac{1 + \sqrt{3}}{2x_d''} = \frac{1,36}{x_d''}, \quad (11.73)$$

т. е. существенно меньше, чем максимально возможное значение при внезапном трехфазном к. з.

Механические усилия в лобовых частях обмотки статора обычно рассчитываются для случая внезапного двухфазного к. з., когда ток в фазах  $b-c$  достигает значения примерно  $2 \frac{\sqrt{3}}{2x_d''}$ . Эти усилия пропорциональны произведению токов в соседних стержнях, т. е.

$$i_b i_c = \left( \frac{2\sqrt{3}}{2x_d''} \right)^2 = \frac{3}{x_d''^2}. \quad (11.74)$$

В случае двухфазного короткого замыкания, переходящего в трехфазное с максимальными апериодическими составляющими, произведение токов в фазах  $a-b$  в момент времени, когда ток  $i_b$  достигает максимума, составит

$$i_b i_a = \left( \frac{3 + \sqrt{3}}{2x_d''} \right) \left( \frac{3}{2x_d''} \right) = \left( \frac{3 + \sqrt{3}}{4} \right) \left( \frac{3}{x_d''^2} \right) = 1,18 \frac{3}{x_d''^2}. \quad (11.75)$$

При дальнейшем увеличении времени  $\tau$  это произведение токов  $i_b i_a$  будет возрастать, несмотря на уменьшение тока  $i_b$ . Максимум будет иметь место при  $\tau \approx \frac{4}{3} \pi$ .

Произведение токов составит

$$\begin{aligned} (i_b i_a)_{\left(\tau = \frac{4}{3} \pi\right)} &= \frac{1}{x_d''^2} \left[ -\frac{1 + \sqrt{3}}{2} - \cos \frac{\pi}{6} \right] \left[ 1 - \cos \frac{5}{6} \pi \right] = \\ &= \frac{4,16}{x_d''^2} = 1,39 \left( \frac{3}{x_d''^2} \right). \end{aligned} \quad (11.76)$$

Таким образом, при внезапном двухфазном коротком замыкании, переходящем во внезапное трехфазное к. з. с максимальными апериодическими составляющими, механические усилия в лобовых частях могут быть существенно больше, чем при внезапном двухфазном к. з.

Максимально возможные токи и механические усилия. Полученные соотношения показывают, что даже при произвольно выбранных моментах включения (например, по условию максимума апериодических составляющих

токов статора) максимальные токи и максимальные электромагнитные усилия в лобовых частях обмотки статора при внезапном двухфазном к. з., переходящем в трехфазное, существенно превосходят имеющее место при одиночном к. з.

Определение предельно возможных токов при двухфазном к. з., переходящем в трехфазное, требует решения задачи на максимум для определения моментов времени  $\tau_0$  и  $\tau_1$ , когда происходит двухфазное и трехфазное к. з.

Ток к. з. в фазе может быть выражен в виде

$$i_b = -\frac{\sqrt{3}}{2x_d''} [\cos \tau_0 - \cos (\tau - \tau_0)] - \frac{1}{2x_d''} \left[ \cos \tau_1 - \cos \left( \tau - \frac{\pi}{2} - \tau_1 \right) \right]. \quad (11.77)$$

Мы решали задачу для случая, когда  $\tau_0$  и  $\tau_1$  равны нулю. В общем виде, однако, имеет место максимум по переменным  $\tau_0$ ,  $\tau_1$  и  $\tau$ .

Максимальное значение тока  $i_b$  при заданных значениях  $\tau_0$  и  $\tau_1$  будет иметь место при  $\tau$ , определяемом из условия  $\frac{di_b}{d\tau} = 0$ . Отсюда имеем

$$\sqrt{3} \sin (\tau - \tau_0) + \sin \left( \tau - \frac{\pi}{2} - \tau_1 \right) = 0. \quad (11.78)$$

Максимальное значение тока  $i_b$  в функции  $\tau_0$  и  $\tau_1$  на основании (11.77) будет равно

$$i_{b \max} = \frac{1}{2x_d''} \left[ \sqrt{3} \cos \tau_0 + \cos \tau_1 + \sqrt{(\sqrt{3} \cos \tau_0 - \sin \tau_1)^2 + (\sqrt{3} \sin \tau_0 + \cos \tau_1)^2} \right] = \frac{1}{2x_d''} \left[ \sqrt{3} \cos \tau_0 + \cos \tau_1 + \sqrt{4 + 2\sqrt{3} \sin (\tau_0 - \tau_1)} \right]. \quad (11.79)$$

Беря производные  $\frac{\partial i_{b \max}}{\partial \tau_0}$ ,  $\frac{\partial i_{b \max}}{\partial \tau_1}$  и приравнявая их нулю, получаем соотношение для величин  $\tau_0$  и  $\tau_1$ , соответствующих наибольшим значениям тока  $i_{b \max}$ ,

$$\frac{\sin \tau_1}{\sin \tau_0} = -\sqrt{3}. \quad (11.80)$$

Это значит, что при малом значении  $0 < \tau_0 \ll 1$ , если оно положительно, величина  $\tau_1$  должна быть отрицательна и примерно равна  $-1.73 \tau_0$ . Максимальные значения  $i_{b \max}$  имеют место при  $\tau_0 \approx 0.0945\pi$  и  $\tau_1 \approx -0.168\pi$ . В этом случае

$$i_{b \max} \approx \frac{2.54}{x_d''}. \quad (11.81)$$

т. е. превышает на 27% предельное значение тока статора  $i_{a \max} \approx \frac{2}{x_d''}$  в режиме внезапного трехфазного к. з.

Наибольшее произведение двух фазных токов, определяющее механические усилия в режиме внезапного двухфазного к. з., переходящего в трехфазное, может превышать в неблагоприятном случае наибольшее произведение двух фазных токов при внезапном двухфазном к. з. на 60—65%.

Влияние трансформатора. Если к. з. происходит за трансформатором, то следует включить реактивное сопротивление трансформатора в реактивное сопротивление генератора и учесть схему соединений трансформатора. Обычно трансформатор соединен по схеме треугольник—звезда. При этом фазные токи генератора  $i_r$  выражаются через фазные токи на высокой стороне трансформатора (после приведения к одному числу витков) в виде

$$\left. \begin{aligned} i_{ar} &= \frac{i_{br} - i_{cr}}{\sqrt{3}}, \\ i_{br} &= \frac{i_{cr} - i_{ar}}{\sqrt{3}}, \\ i_{cr} &= \frac{i_{ar} - i_{br}}{\sqrt{3}}. \end{aligned} \right\} \quad (11.82)$$

При к. з. фаз  $b-c$  на высокой стороне трансформатора в фазе  $b$  генератора будет протекать ток

$$i_{br} = -\frac{1}{x_d''} \left[ \cos \left( \tau_0 + \frac{5}{6} \pi \right) - \cos \left( \tau + \frac{5}{6} \pi \right) \right]. \quad (11.83)$$

Токи в фазах  $a$  и  $c$  генератора будут равны

$$i_{ar} = i_{cr} = -\frac{i_{br}}{2}. \quad (11.84)$$

Если произвести двухфазное к. з. в момент времени, когда аперiodическая составляющая тока является наибольшей, а затем замкнуть третью фазу в момент, когда аперiodическая составляющая тока также является наибольшей, то наличие трансформатора не меняет соотношения наибольших возможных токов, полученных для случая к. з. на шинах генератора, т. е. ток в одной из фаз генератора может быть при двухфазном к. з., переходящем в трехфазное, примерно на 18% больше, чем при трехфазном к. з.

Если искать максимум по  $\tau_0$ ,  $\tau_1$ , как это мы сделали выше для случаев к. з. на выводах генератора, то наличие трансформатора, соединенного по схеме треугольник—звезда, несколько изменит полученные соотношения. Максимально возможное значение тока в одной из фаз генератора при двухфазном к. з., переходящем в трехфазное, может быть примерно на 25% больше, чем при трехфазном к. з.

Электромагнитный вращающий момент. При двухфазном к. з. на выводах генератора электромагнитный вращающий момент без учета влияния активных сопротивлений и несимметрии ротора составит

$$M_e \approx \frac{1}{x_d''} \left( \sin \tau - \frac{1}{2} \sin 2\tau \right), \text{ д. е.} \quad (11.85)$$

Максимальное значение этот момент имеет при  $\tau = \frac{2\pi}{3}$

$$M_{e \max} \approx \frac{1.3}{x_d''}. \quad (11.86)$$

Если после двухфазного к. з. произвести трехфазное к. з., замкнув третью фазу, то без учета влияния активных сопротивлений и несимметрии ротора электромагнитный вращающий момент

$$M_e \approx \frac{1}{x_d''} (\sin \tau - \cos \tau). \quad (11.87)$$

Максимальное значение этот момент будет иметь при  $\tau = \frac{3}{4} \pi$

$$M_{e \max} \approx \frac{1.41}{x_d''} \approx 1.08 \left( \frac{1.3}{x_d''} \right). \quad (11.88)$$

Таким образом, при внезапном двухфазном к. з., переходящем в трехфазное, при выбранном времени включения электромагнитный вращающий момент может на 8% превышать электромагнитный вращающий момент, имеющий место при внезапном двухфазном к. з.

Расчеты на ЭЦВМ с вариацией  $\tau_0$  и  $\tau_1$ , выполненные для крупных турбогенераторов, показывают, что максимальное значение электромагнитного вращающего момента при внезапном двухфазном к. з., переходящем в трехфазное, могут на 15—20% превышать максимальные значения электромагнитного вращающего момента, имеющего место при внезапном двухфазном к. з.

Практические расчетные соотношения. В практике электромашиностроения при оценке механических усилий в лобовых частях обмотки и электромагнитного вращающего момента, на которые должна быть рассчитана механическая прочность машины, в качестве расчетных обычно принимается случай двухфазного к. з. на выводах генератора. Увеличение токов в фазах, имеющее место при последовательно возникающих к. з., а также при внутренних к. з. в обмотках, обычно не учитывается. В расчете механической прочности элементов валопровода агрегата не учитывается также обычно увеличение электромагнитного вращающего момента, которое может иметь место при последовательных к. з.

Такое пренебрежение объясняется малой вероятностью последовательных к. з. с наиболее неблагоприятными фазовыми углами. Однако в отдельных практических случаях указанные факторы приходится учитывать.

## § 6. Вращающие моменты, действующие на валопровод турбоагрегата при внезапных коротких замыканиях

При внезапных коротких замыканиях ротор генератора передает на вал часть переходного электромагнитного вращающего момента, создавая напряженное механическое состояние шеек валов, участков вала с повышенной концентрацией напряжений, лопаток ротора цилиндра низкого давления турбины и других конструктивных элементов. Указанные механические напряжения весьма существенны для крупных турбогенераторов, в которых в связи с влиянием собственных крутильных колебаний валопровода агрегата соответствующие расчеты должны производиться особенно тщательно.

Приложенный к ротору генератора в переходном процессе дополнительный вращающий момент  $\Delta M_e$  имеет в общем виде, если пренебречь затуханием токов, составляющую одного знака, гармоническую составляющую с частотой 50 гц и вторую гармоническую составляющую с частотой 100 гц (для номинальной частоты 50 гц). В качестве расчетного обычно рассматривается случай внезапного двухфазного к. з. на выводах генератора.

Если частота приложенного электромагнитного вращающего момента намного ниже соответственной частоты крутильных колебаний валопровода, то на шейку вала генератор—турбина действует дополнительный вращающий момент

$$\Delta M_b = \Delta M_e \frac{GD_T^2}{GD_G^2 + GD_T^2} = k_d \Delta M_e, \quad (11.89)$$

где  $\Delta M_e$  — дополнительный электромагнитный вращающий момент при к. з.;  $GD_G^2$ ,  $GD_T^2$  — маховые моменты генератора и турбины, соответственно;  $k_d$  — динамический коэффициент.

Если агрегат состоит из двух сосредоточенных маховых масс, связанных валом (ротор генератора—ротор турбины), то валопровод имеет одну собственную частоту крутильных колебаний. При трех массах (ротор генератора, ротор низкого давления турбины, ротор высокого давления турбины) имеем две собственные частоты крутильных колебаний, при четырех массах (ротор генератора, роторы турбины: низкого, среднего и высокого давления) — три собственные частоты крутильных колебаний валопровода и т. д.

В крупных двухполюсных турбогенераторах, как правило, первая и вторая собственные частоты крутильных колебаний ока-

зываются ниже номинальной частоты 50 гц, а третья собственная частота крутильных колебаний несколько выше номинальной. В этих условиях расчет по формуле (11. 89) дает большую погрешность.

Рассмотрим, как рассчитывать динамические коэффициенты  $k_d$  для разных случаев распределения маховых масс на валопроводе.

Д в у х м а с с о в а я с и с т е м а. При наличии двух масс с моментами инерции  $J_1$  (генератор) и  $J_2$  (турбина), соединенных валопроводом, имеющим податливость на кручение  $\lambda_{12}$ , без учета затухания (механического демпфирования) имеем систему уравнений

$$\left. \begin{aligned} J_1 \frac{d^2\theta_1}{dt^2} + \frac{1}{\lambda_{12}} (\theta_1 - \theta_2) &= \Delta M_e, \\ J_2 \frac{d^2\theta_2}{dt^2} - \frac{1}{\lambda_{12}} (\theta_1 - \theta_2) &= 0, \end{aligned} \right\} \quad (11. 90)$$

где  $\theta_1; \theta_2$  — углы закручивания вала, связанные с приложением вращающего момента  $\Delta M_e$ .

Из (11. 90) получаем

$$\frac{d^2\theta_{12}}{dt^2} + \omega_1^2 \theta_{12} = \frac{\Delta M_e}{J_1}, \quad (11. 91)$$

где  $\theta_{12} = \theta_1 - \theta_2$ ;  $\omega_1$  — собственная угловая частота крутильных колебаний, равная

$$\omega_1 = \sqrt{\frac{J_1 + J_2}{\lambda_{12} J_1 J_2}}. \quad (11. 92)$$

На вал действует дополнительный вращающий момент  $\Delta M_b = \frac{1}{\lambda_{12}} \theta_{12}$ , и, следовательно, для определения вращающего момента  $\Delta M_b$  имеем дифференциальное уравнение

$$\frac{d^2(\Delta M_b)}{dt^2} + \omega_1^2 (\Delta M_b) = \frac{\Delta M_e}{J_1 \lambda_{12}^2}. \quad (11. 93)$$

Вращающий момент  $M_e$  состоит из трех составляющих.

Если пренебречь затуханием электромагнитных процессов, то

$$\Delta M_e = \Delta M_{e0} + M_{e1} + M_{e2} = \Delta M_{e0} + M_{1m} \sin \omega t + M_{2m} \sin 2\omega t, \quad (11. 94)$$

где  $\omega$  — номинальная угловая частота  $2\pi f = 314$  при 50 гц.

Решение уравнения (11.94) имеет вид

$$\Delta M_b = \frac{J_2}{J_1 + J_2} \left\{ \Delta M_{e0} (1 - \cos \omega_1 t) - \left[ \frac{\omega}{\omega_1} \frac{M_{1m}}{1 - \left(\frac{\omega}{\omega_1}\right)^2} + \frac{2\omega}{\omega_1} \frac{M_{2m}}{1 - \left(\frac{2\omega}{\omega_1}\right)^2} \right] \sin \omega_1 t + \frac{M_{1m}}{1 - \left(\frac{\omega}{\omega_1}\right)^2} \sin \omega t + \frac{M_{2m}}{1 - \left(\frac{2\omega}{\omega_1}\right)^2} \sin 2\omega t \right\}. \quad (11.95)$$

Как видим из (11.95), «постоянная» составляющая электромагнитного вращающего момента  $\Delta M_{e0}$  может создавать на валу вращающий момент

$$\Delta M_{b0} = \frac{J_2}{J_1 + J_2} \Delta M_{e0} (1 - \cos \omega_1 t), \quad (11.96)$$

т. е. для нее дополнительный коэффициент  $k_{до}$  не превышает значения  $\frac{2J_2}{J_1 + J_2}$ . Первая гармоническая электромагнитного вращающего момента создает на валу вращающий момент

$$M_{b1} = \frac{J_2}{J_1 + J_2} \frac{M_{1m}}{1 - \left(\frac{\omega}{\omega_1}\right)^2} \left[ \sin \omega t - \frac{\omega}{\omega_1} \sin \omega_1 t \right]. \quad (11.97)$$

При отсутствии резонанса по первой гармонической динамический коэффициент для первой гармонической электромагнитного вращающего момента составляет

$$k_{д1} \leq \frac{J_2}{J_1 + J_2} \frac{1 + \frac{\omega}{\omega_1}}{1 - \left(\frac{\omega}{\omega_1}\right)^2} = \frac{J_2}{J_1 + J_2} \frac{1}{1 - \frac{\omega}{\omega_1}}. \quad (11.98)$$

При  $\omega > 2\omega_1$  коэффициент  $\frac{1}{1 - \frac{\omega}{\omega_1}}$  становится меньше единицы.

Если, например,  $\frac{J_1}{J_1 + J_2} = 0.7$ ,  $\omega = 50$ ,  $\omega_1 = 16$ , то

$$k_{д1} \leq \left| 0.7 \frac{1}{1 - \frac{50}{16}} \right| = 0.328.$$

Таким образом, динамический коэффициент для первой гармонической составляет примерно половину от коэффициента, рассчитанного по соотношению маховых масс турбины и генератора.



Аналогично для второй гармонической имеем

$$k_{k2} \leq \frac{J_2}{J_1 + J_2} \frac{1 + \frac{2\omega}{\omega_1}}{1 - \left(\frac{2\omega}{\omega_1}\right)^2} = \frac{J_2}{J_1 + J_2} \frac{1}{1 - \frac{2\omega}{\omega_1}} \quad (11.99)$$

Для тех же численных соотношений получим

$$k_{k2} \leq \left| 0.7 \frac{1}{1 - \frac{100}{16}} \right| = 0.133.$$

т. е. динамический коэффициент передачи второй гармонической электромагнитного вращающего момента на вал в рассмотренном численном примере составляет всего 19% от рассчитанного по соотношению маховых масс. С учетом затухания электромагнитных процессов электромагнитный вращающий момент  $\Delta M_e$  равен

$$\Delta M_e = -(M_0 - M_{0к}) + M_{0m}\epsilon^{-\alpha t} + M_{1m}\epsilon^{-\beta t} \sin \omega t - M_{2m}\epsilon^{-\gamma t} \sin 2\omega t, \quad (11.100)$$

где  $M_0$ ,  $M_{0к}$  — установившийся электромагнитный вращающий момент, передаваемый ротором генератора в сеть до и после к. з.;  $M_{0m}$ ,  $M_{1m}$ ,  $M_{2m}$  — амплитуды соответствующих составляющих электромагнитных вращающих моментов ( $M_{2m} = \frac{M_{1m}}{2}$  при двухфазном к. з. и  $M_{2m} = 0$  при трехфазном к. з.);  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $\gamma$  — коэффициенты затухания этих составляющих.

Дополнительный вращающий момент на валу в этом случае в функции времени имеет вид

$$\begin{aligned} \Delta M_b = & \frac{J_2}{J_1 + J_2} \left\{ -(M_0 - M_{0к}) (1 - \cos \omega_1 t) + \right. \\ & + M_{0m} \omega_1^2 \left[ \frac{\epsilon^{-\alpha t}}{\alpha^2 + \omega_1^2} + \frac{1}{\omega_1 \sqrt{\alpha^2 + \omega_1^2}} \sin (\omega_1 t + \theta_a) \right] + \\ & + M_{1m} \frac{\omega_1^2}{\sqrt{(\beta^2 + \omega^2 - \omega_1^2)^2 + 4\beta^2 \omega_1^2}} \left[ \frac{1}{\omega_1} \sin (\omega_1 t - \theta_b) + \frac{\epsilon^{-\beta t}}{\omega} \sin (\omega t - \theta_c) \right] - \\ & - M_{1m} \frac{\omega_1^2}{\sqrt{(\gamma^2 + 4\omega^2 - \omega_1^2)^2 + 4\gamma^2 \omega_1^2}} \left[ \frac{1}{\omega_1} \sin (\omega_1 t - \theta_d) + \right. \\ & \left. \left. + \frac{\epsilon^{-\gamma t}}{2\omega} \sin (2\omega t - \theta_e) \right] \right\}, \quad (11.101) \end{aligned}$$

где

$$\left. \begin{aligned} \theta_a &= \arctg \frac{\omega_1}{\alpha}; \quad \theta_b = \arctg \frac{-2\beta\omega_1}{\beta^2 + \omega^2 - \omega_1^2}; \\ \theta_c &= \arctg \frac{-2\beta\omega}{\beta^2 + \omega^2 - \omega_1^2}; \quad \theta_d = \arctg \frac{2\gamma\omega_1}{\gamma^2 + 4\omega^2 - \omega_1^2}; \\ \theta_e &= \arctg \frac{-2\gamma\omega}{\gamma^2 + 4\omega^2 - \omega_1^2}. \end{aligned} \right\} \quad (11.102)$$

При трехфазном к. з. на выводах генератора величину  $M_{0к}$  можно считать равной нулю. При двухфазном к. з. величину  $M_{0к} < M_0$  в общем случае следует учитывать, хотя она сравнительно невелика. Если машина после к. з. отключается от сети, то вращающий момент определяется потерями в роторе от обратной составляющей поля статора, имеющей место при установившемся двухфазном к. з. Если машина остается включенной в сеть, то, кроме того, следует учитывать мощность, передаваемую в сеть по неповрежденной фазе.

Величина  $M_{0m}$  при трехфазном к. з. приближенно равна

$$M_{0m} \approx \left[ \left( \frac{e}{x_d''} \right)^2 r + \left( \frac{e}{x_d''} \right)^{1.8} R_1 \right], \text{ д. е.}, \quad (11.103)$$

где

$$R_1 = 2(r_2 - r)k_{F1}, \text{ д. е.}, \quad (11.104)$$

$r_2$  — эквивалентное активное сопротивление машины для обратного следования фаз, д. е.;  $r$  — активное сопротивление статора, д. е.;  $k_{F1}$  — коэффициент, учитывающий уменьшение эквивалентного активного сопротивления ротора при изменении частоты токов в роторе с двойной на номинальную. Для машин с массивным ротором коэффициент  $k_{F1}$  обычно принимают равным  $\frac{1}{\sqrt{2}}$ .

При двухфазном к. з. для случая, когда  $x_d'' \approx x_2$

$$M_{0m} \approx \left[ \frac{1}{2} \left( \frac{e}{x_d''} \right)^2 r + \left( \frac{e}{x_d''} \right)^{1.8} R_1 \right], \text{ д. е.} \quad (11.105)$$

Величина  $M_{1m}$  для трехфазного и двухфазного к. з. приближенно равна

$$M_{1m} \approx \frac{e}{x_d''}, \text{ д. е.} \quad (11.106)$$

Полный вращающий момент, действующий на вал,

$$M_b = M_0 + \Delta M_b, \quad (11.107)$$

где  $M_0$  — вращающий момент турбины, действовавший до к. з.

После затухания переходных токов электромагнитный момент к. з. оказывается меньше, чем вращающий момент, развиваемый турбиной, и разница вращающих моментов тратится на ускорение агрегата. Знакопеременные составляющие гасятся при этом демпфированием крутильных колебаний самого валопровода. Для практических расчетов часто пользуются соотношением [11-14]  $\frac{M_{0m}}{M_{1m}} \approx 0.3$ .

Величина моментов на валу в большой мере зависит от отношения момента инерции турбины  $J_2$  к моменту инерции генератора. На рис. 11-14 представлена зависимость отношения  $\frac{J_2}{J_1}$  от номинальной мощности турбогенератора по данным французской фирмы «Альстом». Как видно из графика, отношение  $\frac{J_2}{J_1}$  с увеличением мощности в среднем существенно возрастает, что заставляет с особой тщательностью вести расчеты скручивающих механических напряжений в валопроводах при к. з.

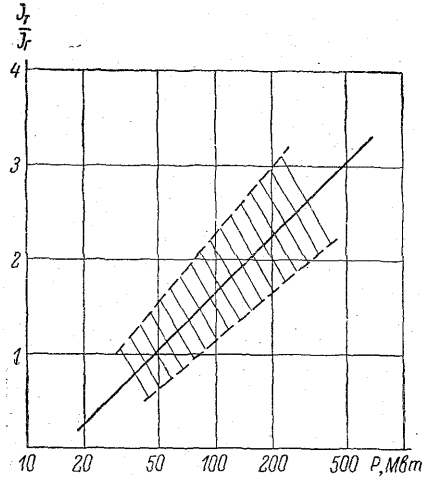


Рис. 11-14. Зависимость отношения моментов инерции турбины и турбогенератора от номинальной мощности агрегата.

Время достижения максимального значения момента на валу, рассчитанное по формуле (11. 101), обычно находится в пределах от одной до нескольких сотых секунды.

Трехмассовая система. При трехмассовой системе имеем аналогичные уравнения

$$\left. \begin{aligned} \frac{d^2 \Delta M_{1b}}{dt^2} + \frac{J_1 + J_2}{\lambda_{12} J_1 J_2} \Delta M_{1b} - \frac{\Delta M_{2b}}{\lambda_{12} J_2} &= \frac{\Delta M_e}{\lambda_{12} J_1}, \\ \frac{d^2 \Delta M_{2b}}{dt^2} + \frac{J_2 + J_3}{\lambda_{23} J_2 J_3} \Delta M_{2b} - \frac{\Delta M_{1b}}{\lambda_{23} J_3} &= 0, \end{aligned} \right\} \quad (11. 108)$$

где  $J_1, J_2, J_3$  — моменты инерции ротора генератора, ротора низкого давления и ротора высокого давления турбины, соответственно;  $\Delta M_{1b}$  — дополнительный вращающий момент на валу генератор—ротор низкого давления турбины;  $\Delta M_{2b}$  — дополнительный вращающий момент на валу ротора низкого давления—ротор высокого давления турбины. Индексы при обозначении податливостей соответствуют обозначениям маховых масс.

Первая и вторая собственные угловые частоты крутильных колебаний в этом случае будут определяться выражением

$$\omega_{1,2}^2 = \frac{1}{2} \left[ \frac{1}{\lambda_{12} J_1} + \frac{\lambda_{12} + \lambda_{23}}{\lambda_{12} \lambda_{23} J_2} + \frac{1}{\lambda_{23} J_3} \pm \sqrt{\left( \frac{1}{\lambda_{12} J_1} + \frac{\lambda_{12} + \lambda_{23}}{\lambda_{12} \lambda_{23} J_2} + \frac{1}{\lambda_{23} J_3} \right)^2 - \frac{4}{\lambda_{12} \lambda_{23}} \frac{J_1 + J_2 + J_3}{J_1 J_2 J_3}} \right]. \quad (11.109)$$

Решая систему уравнений (11.108) относительно  $M_{1b}$  и  $M_{2b}$  для случая, когда  $M_0 - M_{0к} \approx 0$ , имеем

$$\begin{aligned} \Delta M_{1b} = & \frac{1}{\lambda_{12} \lambda_{23} J_1 J_2} \left\{ \frac{1}{\omega_1^2 \left(1 - \frac{\omega_2^2}{\omega_1^2}\right)} \left[ \left( \frac{J_2 + J_3}{J_3} - \lambda_{23} J_2 \omega_1^2 \right) (c_1 \sin \omega_1 t + \right. \right. \\ & \left. \left. + c_3 \cos \omega_1 t) + \left( \frac{J_2 + J_3}{J_3} - \lambda_{23} J_2 \omega_2^2 \right) (c_2 \sin \omega_2 t + c_4 \cos \omega_2 t) \right] + \right. \\ & \left. + \frac{M_{1m}}{D_1} \left( \frac{J_2 + J_3}{J_2} - \lambda_{23} J_2 \omega_2^2 \right) \sin \omega t + \frac{M_{2m}}{D_2} \left( \frac{J_2 + J_3}{J_3} - \lambda_{23} J_2 4\omega^2 \right) \times \right. \\ & \left. \times \sin 2\omega t + \frac{J_2 + J_3}{J_3} \frac{M_{0m}}{\omega_1^2 \omega_2^2} \right\}, \quad (11.110) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \Delta M_{2b} = & \frac{1}{\lambda_{12} \lambda_{23} J_1 J_2} \left[ \frac{1}{\omega_1^2 \left(1 - \frac{\omega_2^2}{\omega_1^2}\right)} (c_1 \sin \omega_1 t + c_2 \sin \omega_2 t + c_3 \cos \omega_1 t + \right. \\ & \left. + c_4 \cos \omega_2 t) + \frac{M_{1m}}{D_1} \sin \omega t + \frac{M_{2m}}{D_2} \sin 2\omega t + \frac{M_{0m}}{\omega_1^2 \omega_2^2} \right]. \quad (11.111) \end{aligned}$$

Здесь

$$\left. \begin{aligned} c_1 = & \frac{\omega_2^2}{\omega_1} \left[ \frac{M_{0m}}{D_1} \omega \left(1 - \frac{\omega^2}{\omega_2^2}\right) + \frac{M_{2m}}{D_2} 2\omega \left(1 - \frac{4\omega^2}{\omega_2^2}\right) \right]; \\ c_2 = & -\frac{\omega_1^2}{\omega_2} \left[ \frac{M_{1m}}{D_1} \omega \left(1 - \frac{\omega^2}{\omega_1^2}\right) + \frac{M_{2m}}{D_2} 2\omega \left(1 - \frac{4\omega^2}{\omega_1^2}\right) \right]; \\ c_3 = & \frac{M_{0m}}{\omega_1^2}; \quad c_4 = -\frac{M_{0m}}{\omega_2^2}; \\ D_1 = & \omega^4 - (\omega_1^2 + \omega_2^2) \omega^2 + \omega_1^2 \omega_2^2; \\ D_2 = & (2\omega)^4 - (\omega_1^2 + \omega_2^2) (2\omega)^2 + \omega_1^2 \omega_2^2. \end{aligned} \right\} \quad (11.112)$$

При расчетах крупных турбогенераторов приходится производить анализ крутильных колебаний, учитывая наличие распределенных масс на валу. В этом случае получаем уравнения в частных производных либо уравнения в конечных разностях, которые обычно решаются с помощью ЭЦВМ.

При расчетах, выполняемых для крупных генераторов (когда вращающие моменты при несинхронном включении наибольшие), надлежит производить проверку крутильных механических напря-

жений в валопроводе для случаев трехфазного и двухфазного к. з., а также для несинхронного включения в сеть с разностью фаз порядка 120 эл. град.

По данным фирмы «Дженерал Электрик» [11-14], максимальные вращающие моменты, действующие на валопровод агрегата с двумя и тремя валами при двухфазном к. з., трехфазном к. з. и несинхронном включении в сеть, имеют значения, представленные в табл. 11-11.

Таблица 11-11

Максимальные значения вращающих моментов (д. е.), действующих на валопровод при к. з. и несинхронном включении в сеть

Тип машины	$x_d''$	Вал	2-фазное к. з.	3-фазное к. з.	Несинхронное включение с углом 120 эл. град.
А	0.115	ЦВД—ЦНД	1.98	2.07	2.91
		ЦНД—Г	5.36	5.58	7.97
В	0.105	ЦВД—ЦСД	0.50	0.52	0.68
		ЦСД—ЦНД	3.76	3.91	5.46
		ЦНД—Г	4.65	4.78	6.47

Примечание. ЦВД — цилиндр высокого давления турбины; ЦСД — цилиндр среднего давления турбины; ЦНД — цилиндр низкого давления турбины; Г — генератор.

Данные табл. 11-11 рассчитаны для случаев, когда генератор включен в систему, имеющую реактивность  $x_e = 0.100$ .

### § 7. Токи и электромагнитные вращающие моменты при внезапных коротких замыканиях — сводка расчетных формул

Ниже приведены формулы для расчета токов и электромагнитных вращающих моментов при различных видах внезапных к. з. на выводах машины, работающей изолированно в режиме холостого хода ( $e=1$ ). Формулы приняты в заводской практике [10-9].

Токи статора по осям  $d$  и  $q$ . Трехфазное к. з.

1. Для явнополюсных машин без демпферной обмотки

$$\left. \begin{aligned}
 i_{d3} &= \frac{1}{x_d} + \left( \frac{1}{x_d'} - \frac{1}{x_d} \right) \varepsilon^{-\frac{t}{T_d'}} - \frac{\varepsilon^{-\frac{t}{T_a}}}{x_d'} \cos t = \\
 &= \frac{1}{x_d} + \frac{x_d - x_d'}{x_d x_d'} \varepsilon^{-\frac{t}{T_d'}} - \frac{\varepsilon^{-\frac{t}{T_a}}}{x_d'} \cos t, \\
 i_{q3} &= \frac{\varepsilon^{-\frac{t}{T_a}}}{x_q} \sin t.
 \end{aligned} \right\} (11.113)$$

2. Для явнополюсных машин с демпферной обмоткой

$$\left. \begin{aligned}
 i_{d3} &= \frac{1}{x_d} + \left( \frac{1}{x'_d} - \frac{1}{x_d} \right) \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} + \left( \frac{1}{x''_d} - \frac{1}{x'_d} \right) \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} - \frac{\varepsilon^{-\frac{t}{T_a}}}{x''_d} \cos t = \\
 &= \frac{1}{x_d} + \frac{x_d - x'_d}{x_d x'_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} + \frac{x'_d - x''_d}{x'_d x''_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} - \frac{\varepsilon^{-\frac{t}{T_a}}}{x''_d} \cos t, \\
 i_{q3} &= \frac{\varepsilon^{-\frac{t}{T_a}}}{x''_q} \sin t.
 \end{aligned} \right\} (11.114)$$

3. Для турбогенераторов

$$\left. \begin{aligned}
 i_{d3} &= \frac{1}{x_d} + \left( \frac{1}{x'_d} - \frac{1}{x_d} \right) \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} + \left( \frac{1}{x''_d} - \frac{1}{x'_d} \right) \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} - \frac{\varepsilon^{-\frac{t}{T_a}}}{x''_d} \cos t = \\
 &= \frac{1}{x_d} + \frac{x_d - x'_d}{x_d x'_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} + \frac{x'_d - x''_d}{x'_d x''_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} - \frac{\varepsilon^{-\frac{t}{T_a}}}{x''_d} \cos t, \\
 i_{q3} &= \frac{\varepsilon^{-\frac{t}{T_a}}}{x''_d} \sin t.
 \end{aligned} \right\} (11.115)$$

Двухфазное к. з. при наибольшей аperiodической составляющей тока к. з.

1. Для явнополюсных машин без демпферной обмотки

$$\left. \begin{aligned}
 i_{d2} &= \frac{1}{x_d + x_2} + \frac{x_d - x'_d}{(x_d + x_2)(x'_d + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d2}}} - \\
 &\quad - \frac{x'_d + 3x_2}{2x_2(x'_d + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}} \cos t + \\
 &\quad + \left[ \frac{1}{x_d + x_2} + \frac{x_d - x'_d}{(x_d + x_2)(x'_d + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d2}}} \right] \cos 2t - \\
 &\quad - \frac{x_2 - x'_d}{2x_2(x'_d + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}} \cos 3t, \\
 i_{q2} &= \frac{x_2 + 3x'_d}{2x_2(x_2 + x'_d)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}} \sin t - \\
 &\quad - \left[ \frac{1}{x_d + x_2} + \frac{x_d - x'_d}{(x_d + x_2)(x'_d + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d2}}} \right] \sin 2t + \\
 &\quad + \frac{x_2 - x'_d}{2x_2(x_2 + x'_d)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}} \sin 3t.
 \end{aligned} \right\} (11.116)$$

2. Для явнополюсных машин с демпферной обмоткой

$$\begin{aligned}
 i_{d2} = & \frac{1}{x_d + x_2} + \frac{x_d - x'_d}{(x'_d + x_2)(x_d + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d2}}} + \\
 & + \frac{x'_d - x''_d}{(x''_d + x_2)(x'_d + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T''_{d2}}} - \frac{3x_2 + x''_d}{2x_2(x'_d + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}} \cos t + \\
 & + \left[ \frac{1}{x_d + x_2} + \frac{x_d - x'_d}{(x'_d + x_2)(x_d + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d2}}} + \right. \\
 & \left. + \frac{x'_d - x''_d}{(x''_d + x_2)(x'_d + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T''_{d2}}} \right] \cos 2t - \frac{x_2 - x''_d}{2x_2(x'_d + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}} \cos 3t, \\
 i_{q2} = & \frac{x_2 + 3x'_d}{2x_2(x_2 + x'_d)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}} \sin t - \\
 & - \left[ \frac{1}{x_d + x_2} + \frac{x_d - x'_d}{(x'_d + x_2)(x_d + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d2}}} + \right. \\
 & \left. + \frac{x'_d - x''_d}{(x''_d + x_2)(x'_d + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T''_{d2}}} \right] \sin 2t + \frac{x_2 - x''_d}{2x_2(x'_d + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}} \sin 3t.
 \end{aligned} \tag{11.117}$$

3. Для турбогенераторов

$$\begin{aligned}
 i_{d2} = & \left[ \frac{1}{x_d + x_2} + \frac{x_d - x'_d}{(x'_d + x_2)(x_d + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d2}}} + \right. \\
 & \left. + \frac{x'_d - x''_d}{(x''_d + x_2)(x'_d + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T''_{d2}}} \right] (1 + \cos 2t) - \frac{\varepsilon^{-\frac{t}{T_a}}}{x''_d} \cos t, \\
 i_{q2} = & \frac{\varepsilon^{-\frac{t}{T_a}}}{x''_d} \sin t - \left[ \frac{1}{x_d + x_2} + \frac{x_d - x'_d}{(x'_d + x_2)(x_d + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d2}}} + \right. \\
 & \left. + \frac{x'_d - x''_d}{(x''_d + x_2)(x'_d + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T''_{d2}}} \right] \sin 2t.
 \end{aligned} \tag{11.118}$$

Однофазное к. з. при наибольшей аperiodической составляющей тока к. з.

1. Для явнополюсных машин без демпферной обмотки

$$\begin{aligned}
 i_{d1} = & \frac{1}{x_d + x_2 + x_0} + \frac{x_d - x'_d}{(x_d + x_2 + x_0)(x'_d + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d1}}} - \\
 & - \frac{x'_d + 3x_2 + 2x_0}{(2x_2 + x_0)(x'_d + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{a1}}} \cos t + \\
 & + \left[ \frac{1}{x_d + x_2 + x_0} + \frac{x_d - x'_d}{(x_d + x_2 + x_0)(x'_d + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d1}}} \right] \cos 2t - \\
 & - \frac{x_2 - x'_d}{(2x_2 + x_0)(x'_d + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{a1}}} \cos 3t, \\
 i_{q1} = & \frac{x_2 + 3x'_d + 2x_0}{(2x_2 + x_0)(x_2 + x'_d + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{a1}}} \sin t - \\
 & - \left[ \frac{1}{x_d + x_2 + x_0} + \frac{x_d - x'_d}{(x_d + x_2 + x_0)(x'_d + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d1}}} \right] \sin 2t + \\
 & + \frac{x_2 - x'_d}{(2x_2 + x_0)(x_2 + x'_d + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{a1}}} \sin 3t.
 \end{aligned} \tag{11.119}$$

2. Для явнополюсных машин с демпферной обмоткой

$$\begin{aligned}
 i_{d1} = & \frac{1}{x_d + x_2 + x_0} + \frac{x_d - x'_d}{(x_d + x_2 + x_0)(x'_d + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d1}}} + \\
 & + \frac{x'_d - x''_d}{(x'_d + x_2 + x_0)(x''_d + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T''_{d1}}} - \\
 & - \frac{x'_d + 3x_2 + 2x_0}{(2x_2 + x_0)(x'_d + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{a1}}} \cos t + \\
 & + \left[ \frac{1}{x_d + x_2 + x_0} + \frac{x_d - x'_d}{(x_d + x_2 + x_0)(x'_d + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d1}}} + \right. \\
 & \left. + \frac{x'_d - x''_d}{(x'_d + x_2 + x_0)(x''_d + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T''_{d1}}} \right] \cos 2t - \\
 & - \frac{x_2 - x_d}{(2x_2 + x_0)(x'_d + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{a1}}} \cos 3t, \\
 i_{q1} = & \frac{x_2 + 3x''_d + 2x_0}{(2x_2 + x_0)(x_2 + x''_d + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{a1}}} \sin t - \\
 & - \left[ \frac{1}{x_d + x_2 + x_0} + \frac{x_d - x'_d}{(x_d + x_2 + x_0)(x'_d + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d1}}} + \right. \\
 & \left. + \frac{x'_d - x''_d}{(x'_d + x_2 + x_0)(x''_d + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T''_{d1}}} \right] \sin 2t - \\
 & - \frac{x_2 - x''_d}{(2x_2 + x_0)(x''_d + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{a1}}} \sin 3t.
 \end{aligned} \tag{11.120}$$



### 3. Для турбогенераторов

$$\begin{aligned}
 i = & \left[ \frac{1}{x_d + x_2 + x_0} + \frac{x_d - x'_d}{(x_d + x_2 + x_0)(x'_d + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d1}}} + \right. \\
 & \left. + \frac{x'_d - x''_d}{(x'_d + x_2 + x_0)(x''_d + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T''_{d1}}} \right] (1 + \cos 2t) - \\
 & - \frac{1}{\left(x''_d + \frac{x_0}{2}\right)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{a1}}} \cos t, \\
 i_{q1} = & \frac{1}{\left(x''_d + \frac{x_0}{2}\right)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{a1}}} \sin t - \left[ \frac{1}{x_d + x_2 + x_0} + \right. \\
 & \left. + \frac{x_d - x'_d}{(x_d + x_2 + x_0)(x'_d + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d1}}} + \right. \\
 & \left. + \frac{x'_d - x''_d}{(x'_d + x_2 + x_0)(x''_d + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T''_{d1}}} \right] \sin 2t.
 \end{aligned} \tag{11.121}$$

Токи ротора по осям  $d$  и  $q$ . Трехфазное к. з.

#### 1. Для машин без демпферной обмотки

$$\begin{aligned}
 I_{d3} = & \frac{x'_d}{x_d} + \frac{x_d - x'_d}{x_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} + (x_d - x'_d) [i_{d3}] = \\
 = & 1 + \frac{x_d - x'_d}{x'_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} - \frac{x_d - x'_d}{x'_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}} \cos t, \\
 I_{q3} = & 0.
 \end{aligned} \tag{11.122}$$

#### 2. Для явнополюсных машин с демпферной обмоткой

$$\begin{aligned}
 I_{d3} = & \frac{x''_d}{x_d} + \frac{(x_d - x'_d)x''_d}{x_d x'_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} + \frac{x'_d - x''_d}{x'_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T''_d}} - \\
 & - (x_d - x''_d) [i_{d3}] = 1 + \frac{x_d - x'_d}{x'_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} + \\
 & + \left( \frac{x_d - x''_d}{x''_d} - \frac{x_d - x'_d}{x'_d} \right) \varepsilon^{-\frac{t}{T''_d}} - \frac{x_d - x''_d}{x''_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}} \cos t, \\
 I_{q3} = & (x_q - x''_q) [i_{q3}] = \frac{x_q - x''_q}{x''_q} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}} \sin t.
 \end{aligned} \tag{11.123}$$

#### 3. Для турбогенераторов, как для машин с демпферной обмоткой по п. 2, но

$$I_{q3} = (x_d - x''_d) [i_{q3}] = \frac{x_d - x''_d}{x''_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}} \sin t. \tag{11.124}$$

*Двухфазное к. з.*

1. Для явнополюсных машин без демпферной обмотки

$$\left. \begin{aligned} I_{d2} &= \frac{x'_d + x_2}{x_d + x_2} + \frac{x_d - x'_d}{x_d + x_2} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d2}}} + (x_d - x'_d) [i_{d2}], \\ I_{q2} &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (11.125)$$

2. Для явнополюсных машин с демпферной обмоткой

$$\left. \begin{aligned} I_{d2} &= \frac{x''_d + x_2}{x_d + x_2} + \frac{(x''_d + x_2)(x_d - x'_d)}{(x_d + x_2)(x'_d + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d2}}} + \\ &+ \frac{x'_d - x''_d}{x_d + x_2} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d2}}} + (x_d - x''_d) [i_{d2}], \\ I_{q2} &= (x_q - x''_q) [i_{q2}]. \end{aligned} \right\} \quad (11.126)$$

3. Для турбогенераторов

$$\left. \begin{aligned} I_{d2} &= \frac{2x''_d}{x_d + x_2} + \frac{2x''_d(x_d - x'_d)}{(x_d + x_2)(x'_d + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d2}}} + \\ &+ \frac{x'_d - x''_d}{x'_d + x_2} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d2}}} + (x_d - x''_d) [i_{d2}], \\ I_{q2} &= (x_d - x''_d) [i_{q2}]. \end{aligned} \right\} \quad (11.127)$$

*Однофазное к. з.*

1. Для явнополюсных машин без демпферной обмотки

$$\left. \begin{aligned} I_{d1} &= \frac{x'_d + x_2 + x_0}{x_d + x_2 + x_0} + \frac{x_d - x'_d}{x_d + x_2 + x_0} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d1}}} + (x_d - x'_d) [i_{d1}], \\ I_{q1} &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (11.128)$$

2. Для явнополюсных машин с демпферной обмоткой:

$$\left. \begin{aligned} I_{d1} &= \frac{x''_d + x_2 + x_0}{x_d + x_2 + x_0} + \frac{(x''_d + x_2 + x_0)(x_d - x'_d)}{(x_d + x_2 + x_0)(x'_d + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d1}}} + \\ &+ \frac{x'_d - x''_d}{x'_d + x_2 + x_0} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d1}}} + (x_d - x''_d) [i_{d1}], \\ I_{q1} &= (x_q - x''_q) [i_{q1}]. \end{aligned} \right\} \quad (11.129)$$

3. Для турбогенераторов

$$\left. \begin{aligned} I_{d1} &= \frac{2x''_d + x_0}{x_d + x_2 + x_0} + \frac{(2x''_d + x_0)(x_d - x'_d)}{(x_d + x_2 + x_0)(x'_d + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d1}}} + \\ &+ \frac{x'_d - x''_d}{x'_d + x_2 + x_0} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d1}}} + (x_d - x''_d) [i_{d2}], \\ I_{q1} &= (x_d - x''_d) [i_{q1}]. \end{aligned} \right\} \quad (11.130)$$

Электромагнитные вращающие моменты: *Пульсационные моменты вращения при трехфазном к. з.*

1. Для явнополюсных машин без демпферной обмотки

$$M_{кз} = \left( \frac{1}{x_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}} + \frac{x_d - x'_d}{x_d x'_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a} - \frac{t}{T'_d}} \right) \sin t - \frac{x_q - x'_d}{2x_q x'_d} \varepsilon^{-\frac{2t}{T_a}} \sin 2t. \quad (11.131)$$

2. Для явнополюсных машин с демпферной обмоткой

$$M_{кз} = \left( \frac{1}{x_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}} + \frac{x_d - x'_d}{x_d x'_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a} - \frac{t}{T'_d}} + \frac{x'_d - x''_d}{x'_d x''_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a} - \frac{t}{T''_d}} \right) \sin t - \frac{x''_q - x'_d}{2x''_q x'_d} \varepsilon^{-\frac{2t}{T_a}} \sin 2t. \quad (11.132)$$

3. Для турбогенераторов

$$M_{кз} = \left( \frac{1}{x_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}} + \frac{x_d - x'_d}{x_d x'_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a} - \frac{t}{T'_d}} + \frac{x'_d - x''_d}{x'_d x''_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a} - \frac{t}{T''_d}} \right) \sin t. \quad (11.133)$$

*Средние значения дополнительных моментов вращения при трехфазном к. з.*

1. Для явнополюсных машин без демпферной обмотки

$$\Delta M_{кз} = \left( \frac{1}{x_d} + \frac{x_d - x'_d}{x_d x'_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} \right)^2 (r + r_e) + \left( \frac{1}{2x_q^2} + \frac{1}{2x'_d{}^2} \right) \varepsilon^{-\frac{2t}{T_a}} 2 (r_2 - r) \frac{k_{\xi 50}}{k_{\xi 100}}. \quad (11.134)$$

2. Для явнополюсных машин с демпферной обмоткой

$$\Delta M_{кз} = \left( \frac{1}{x_d} + \frac{x_d - x'_d}{x_d x'_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} + \frac{x'_d - x''_d}{x'_d x''_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} \right)^2 (r + r_e) + \left( \frac{1}{2x_q^2} + \frac{1}{2x''_q{}^2} \right) \varepsilon^{-\frac{2t}{T_a}} 2 (r_2 - r) \frac{k_{\xi 50}}{k_{\xi 100}}. \quad (11.135)$$

3. Для турбогенераторов

$$\Delta M_{кз} = \left( \frac{1}{x_d} + \frac{x_d - x'_d}{x_d x'_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} + \frac{x'_d - x''_d}{x'_d x''_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T''_d}} \right)^2 (r + r_e) + \frac{1}{x''_q{}^2} \varepsilon^{-\frac{2t}{T_a}} \sqrt{2} (r_2 - r). \quad (11.136)$$

Пульсационные моменты вращения при двухфазном к. з.

1. Для явнополюсных машин без демпферной обмотки

$$\begin{aligned}
 M_{k2} = & \left( \frac{1}{x_2 + x_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}} + \frac{x_d - x'_d}{(x_d + x_2)(x_2 + x'_d)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a} - \frac{t}{T'_{d2}}} \right) \left[ \frac{x_q}{x_2} + \frac{x_2 + x'_d}{2x_2} \right] \sin t - \\
 & - \left[ \frac{x_q + x_2}{(x_d + x_2)^2} + \frac{2(x_q + x_2)(x_d - x'_d)}{(x'_d + x_2)(x_d + x_2)^2} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d2}}} + \right. \\
 & \quad \left. + \frac{(x_q + x_2)(x_d - x'_d)^2}{(x'_d + x_2)^2(x_d + x_2)^2} \varepsilon^{-\frac{2t}{T'_{d2}}} + \right. \\
 & \quad \left. + \frac{(x_2 - x'_d)(5x_2^2 + 5x'_d{}^2 + 6x_2x'_d)}{4x_2^2(x_2 + x'_d)^2} \varepsilon^{-\frac{2t}{T_a}} \right] \sin 2t. \quad (11.137)
 \end{aligned}$$

2. Для явнополюсных машин с демпферной обмоткой

$$\begin{aligned}
 M_{k2} = & \left[ \frac{1}{x_2 + x_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}} + \frac{x_d - x'_d}{(x_d + x_2)(x'_d + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a} - \frac{t}{T'_{d2}}} + \right. \\
 & \left. + \frac{x'_d - x''_d}{(x'_d + x_2)(x''_d + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a} - \frac{t}{T''_{d2}}} \right] \left( \frac{x''_q}{x_2} + \frac{x_2 + x''_d}{2x_2} \right) \sin t - \\
 & - \sin 2t \left[ \frac{x''_q + x_2}{(x_d + x_2)^2} + \frac{2(x''_q + x_2)(x_d - x'_d)}{(x_d + x_2)^2(x'_d + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d2}}} + \right. \\
 & \quad \left. + \frac{2(x''_q + x_2)(x'_d - x''_d)}{(x_d + x_2)(x'_d + x_2)(x''_d + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d2}}} + \right. \\
 & \quad \left. + \frac{2(x''_q + x_2)(x_d - x'_d)(x'_d - x''_d)}{(x_d + x_2)(x'_d + x_2)^2(x''_d + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d2}} - \frac{t}{T''_{d2}}} + \right. \\
 & \quad \left. + \frac{(x''_q + x_2)(x_d - x'_d)^2}{(x_d + x_2)^2(x'_d + x_2)^2} \varepsilon^{-\frac{2t}{T'_{d2}}} + \frac{(x''_q + x_2)(x'_d - x''_d)^2}{(x'_d + x_2)^2(x''_d + x_2)^2} \varepsilon^{-\frac{2t}{T''_{d2}}} + \right. \\
 & \quad \left. + \frac{(x_2 - x''_d)(5x_2^2 + 5x''_d{}^2 + 6x_2x''_d)}{4x_2^2(x_2 + x''_d)^2} \varepsilon^{-\frac{2t}{T_a}} \right]. \quad (11.138)
 \end{aligned}$$

С учетом влияния высших гармонических

$$\begin{aligned}
 M_{k2} = & \frac{1}{x_2 + x'_d} \left\{ 2FA \sum_{n=1, 3, 5, \dots}^{n-1} nb^{\frac{n-1}{2}} \sin nt - \right. \\
 & \left. - \left[ F^2 \frac{x_2}{x_2 + x''_d} + A^2 \frac{x_2 - x''_d}{x_2} \right] \sum_{n'=2, 4, 6, \dots}^{n'-2} n'b^{\frac{n'-2}{2}} \sin n't \right\}, \quad (11.139)
 \end{aligned}$$

где

$$\left. \begin{aligned} A &= \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}}; & b &= \frac{x_2 - x_d''}{x_2 + x_d''}; \\ F &= \frac{x_d'' + x_2}{x_d + x_2} + \frac{(x_d'' + x_2)(x_d - x_d')}{(x_d + x_2)(x_d' + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_d2}} + \frac{x_d' - x_d''}{x_d' + x_2} \varepsilon^{-\frac{t}{T_d2}}. \end{aligned} \right\} \quad (11.140)$$

### 3. Для турбогенераторов

$$\begin{aligned} M_{k2} &= 2 \left[ \frac{1}{x_2 + x_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}} + \frac{x_d - x_d'}{(x_d + x_2)(x_d' + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a} - \frac{t}{T_d2}} + \right. \\ &\quad \left. + \frac{x_d' - x_d''}{(x_d' + x_2)(x_d'' + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a} - \frac{t}{T_d2}} \right] \sin t - \\ &\quad - \frac{1}{(x_d'' + x_2)} \left[ \frac{x_d'' + x_2}{x_2 + x_d} + \frac{(x_d - x_d')(x_d'' + x_2)}{(x_d + x_2)(x_d' + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_d2}} + \right. \\ &\quad \left. + \frac{(x_d' - x_d'')}{(x_d' + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_d2}} \right]^2 \sin 2t. \end{aligned} \quad (11.141)$$

Средние значения дополнительных моментов вращения при двухфазном к. з.

#### 1. Для явнополюсных машин без демпферной обмотки:

$$\begin{aligned} \Delta M_{k2} &= 2 \left[ \frac{1}{x_d + x_2} + \frac{x_d - x_d'}{(x_d' + x_2)(x_d + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_d2}} \right]^2 (r_e + r_2) + \\ &\quad + \left[ \frac{x_d' + 3x_2}{2x_2(x_d' + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}} \right]^2 2(r_2 - r) \frac{k_{\xi 50}}{k_{\xi 100}} + \\ &\quad + \left[ \frac{x_2 - x_d'}{2x_2(x_d' + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}} \right]^2 \left[ 2(r_2 - r) \frac{k_{\xi 150}}{k_{\xi 100}} + r + r_e \right]. \end{aligned} \quad (11.142)$$

#### 2. Для явнополюсных машин с демпферной обмоткой

$$\begin{aligned} \Delta M_{k2} &= 2 \left[ \frac{1}{x_d + x_2} + \frac{x_d - x_d'}{(x_d' + x_2)(x_d + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_d2}} + \right. \\ &\quad \left. + \frac{x_d' - x_d''}{(x_d'' + x_2)(x_d' + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_d2}} \right]^2 (r_e + r_2) + \\ &\quad + \left[ \frac{x_d'' + 3x_2}{2x_2(x_d'' + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}} \right]^2 2(r_2 - r) \frac{k_{\xi 50}}{k_{\xi 100}} + \\ &\quad + \left[ \frac{x_2 - x_d''}{2x_2(x_d'' + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}} \right]^2 \left[ 2(r_2 - r) \frac{k_{\xi 150}}{k_{\xi 100}} + r + r_e \right]. \end{aligned} \quad (11.143)$$

### 3. Для турбогенераторов

$$\begin{aligned} \Delta M_{k2} = & 2 \left[ \frac{1}{x_d + x_2} + \frac{x_d - x'_d}{(x'_d + x_2)(x_d + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d2}}} + \right. \\ & \left. + \frac{x'_d - x''_d}{(x''_d + x_2)(x'_d + x_2)} \varepsilon^{-\frac{t}{T''_{d2}}} \right]^2 (r_e + r_2) + \\ & + \sqrt{2} \left[ \frac{2}{x'_d + x_2} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}} \right]^2 (r_2 - r). \end{aligned} \quad (11.144)$$

*Пульсационный момент вращения при двухфазном на нейтраль к. з. турбогенератора*

$$M_{k11} = \frac{1}{x'_d + x_2 + x_0} \left[ 2AF \sin t - F^2 \frac{x_0}{x_0 + x_2} \sin 2t \right]. \quad (11.145)$$

*Среднее значение дополнительных моментов вращения при двухфазном на нейтраль к. з. турбогенератора*

$$\begin{aligned} \Delta M_{k11} = & 2 \left[ \frac{F}{x''_d + x_2 + \frac{x'_d x_2}{x_0}} \right]^2 (r_2 - r) + \\ & + \sqrt{2} \left[ \frac{A}{x''_d + \frac{x_2 x_0}{x_2 + x_0}} \right]^2 (r_2 - r) + \\ & + 2 \left[ \frac{F \sqrt{x_2^2 + x_2 x_0 + x_0^2}}{x'_d x_2 + x_2 x_0 + x_0 x'_d} \right]^2 r. \end{aligned} \quad (11.146)$$

Здесь

$$\left. \begin{aligned} F = & \left[ \frac{x''_d x_2 + x_2 x_0 + x_0 x'_d}{x'_d x_2 + x_2 x_0 + x_0 x'_d} + \right. \\ & + \frac{(x''_d x_2 + x_2 x_0 + x_0 x'_d)(x_2 + x_0)(x_d - x'_d)}{(x'_d x_2 + x_2 x_0 + x_0 x'_d)(x_d x_2 + x_0 x_2 + x_0 x_d)} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d11}}} + \\ & \left. + \frac{(x_2 + x_0)(x'_d - x''_d)}{x'_d x_2 + x_2 x_0 + x_0 x'_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T''_{d11}}} \right]; \\ A = & \frac{x_2 + 2x_0}{2(x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{a11}}}. \end{aligned} \right\} \quad (11.147)$$

*Пульсационные моменты вращения при однофазном к. з.*

1. Для явнополюсных машин без демпферной обмотки

$$\begin{aligned}
 M_{k1} = & \left( \frac{1}{x_2 + x_d + x_0} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{a1}}} + \frac{x_d - x'_d}{(x_d + x_2 + x_0)(x_2 + x'_d + x_0)} \varepsilon^{\frac{t}{T_{a1}} - \frac{t}{T'_{d1}}} \right) \times \\
 & \times \left( \frac{x_q + \frac{x_0}{2}}{x_2 + \frac{x_0}{2}} + \frac{x_2 + x'_d + x_0}{2x_2 + x_0} \right) \sin t - \left[ \frac{x_q + x_2 + x_0}{(x_d + x_2 + x_0)^2} + \right. \\
 & + \frac{2(x_q + x_2 + x_0)(x_d - x'_d)}{(x'_d + x_2 + x_0)(x_d + x_2 + x_0)^2} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d1}}} + \\
 & + \frac{(x_q + x_2 + x_0)(x_d - x'_d)^2}{(x'_d + x_2 + x_0)^2(x_d + x_2 + x_0)^2} \varepsilon^{-\frac{2t}{T'_{d1}}} + \\
 & \left. + \frac{(x_2 - x'_d) \left[ 5 \left( x_2 + \frac{x_0}{2} \right)^2 + 5 \left( x'_d + \frac{x_0}{2} \right)^2 + 6 \left( x_2 + \frac{x_0}{2} \right) \left( x_d + \frac{x_0}{2} \right) \right]}{4 \left( x_2 + \frac{x_0}{2} \right)^2 (x_2 + x'_d + x_0)^2} \right] \times \\
 & \times \varepsilon^{-\frac{2t}{T_{a1}}} \Big] \sin 2t. \tag{11.148}
 \end{aligned}$$

2. Для явнополюсных машин с демпферной обмоткой

$$\begin{aligned}
 M_{k1} = & \left[ \frac{1}{x_2 + x_d + x_0} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{a1}}} + \frac{x_d - x'_d}{(x_d + x_2 + x_0)(x'_d + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{a1}} - \frac{t}{T'_{d1}}} + \right. \\
 & \left. + \frac{x'_d - x''_d}{(x'_d + x_2 + x_0)(x''_d + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{a1}} - \frac{t}{T''_{d1}}} \right] \times \\
 & \times \left( \frac{x''_q + \frac{x_0}{2}}{x_2 + \frac{x_0}{2}} + \frac{x_2 + x'_d + x_0}{2x_2 + x_0} \right) \sin t - \left[ \frac{x''_q + x_2 + x_0}{(x_d + x_2 + x_0)^2} + \right. \\
 & + \frac{2(x''_q + x_2 + x_0)(x_d - x'_d)}{(x_d + x_2 + x_0)^2(x'_d + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d1}}} + \\
 & + \frac{2(x''_q + x_2 + x_0)(x'_d - x''_d)}{(x_d + x_2 + x_0)(x'_d + x_2 + x_0)(x''_d + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T''_{d1}}} + \\
 & + \frac{2(x''_q + x_2 + x_0)(x_d - x'_d)(x'_d - x''_d)}{(x_d + x_2 + x_0)(x'_d + x_2 + x_0)^2(x''_d + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{d1}} - \frac{t}{T''_{d1}}} + \\
 & + \frac{(x''_q + x_2 + x_0)(x_d - x'_d)^2}{(x_d + x_2 + x_0)^2(x'_d + x_2 + x_0)^2} \varepsilon^{-\frac{2t}{T'_{d1}}} + \\
 & \left. + \frac{(x''_q + x_2 + x_0)(x'_d - x''_d)^2}{(x'_d + x_2 + x_0)^2(x''_d + x_2 + x_0)^2} \varepsilon^{-\frac{2t}{T''_{d1}}} + \right.
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& + \frac{(x_2 - x_d'') \left[ 5 \left( x_2 + \frac{x_0}{2} \right)^2 + 5 \left( x_d'' + \frac{x_0}{2} \right)^2 + 6 \left( x_2 + \frac{x_0}{2} \right) \left( x_d'' + \frac{x_0}{2} \right) \right]}{4 \left( x_2 + \frac{x_0}{2} \right)^2 (x_2 + x_d'' + x_0)^2} \times \\
& \times \varepsilon^{-\frac{2t}{T_{a1}}} \Big] \sin 2t. \quad (11.149)
\end{aligned}$$

### 3. Для турбогенераторов

$$\begin{aligned}
M_{k1} = & 2 \left[ \frac{1}{x_2 + x_d + x_0} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{a1}}} + \frac{x_d - x_d'}{(x_d + x_2 + x_0)(x_d' + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{a1}} - \frac{t}{T_{d1}}} + \right. \\
& \left. + \frac{x_d' - x_d''}{(x_d' + x_2 + x_0)(x_d'' + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{a1}} - \frac{t}{T_{d1}''}} \right] \sin t - \\
& - \frac{1}{x_d'' + x_2 + x_0} \left[ \frac{x_d'' + x_2 + x_0}{x_2 + x_d + x_0} + \frac{(x_d - x_d')(x_d' + x_2 + x_0)}{(x_d + x_2 + x_0)(x_d' + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{d1}}} + \right. \\
& \left. + \frac{(x_d' - x_d'')}{x_d' + x_2 + x_0} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{d1}''}} \right]^2 \sin 2t. \quad (11.150)
\end{aligned}$$

Средние значения дополнительных моментов вращения при однофазном к. з.

#### 1. Для явнополюсных машин без демпферной обмотки

$$\begin{aligned}
\Delta M_{k1} = & 2 \left( \frac{1}{x_d + x_2 + x_0} + \frac{x_d - x_d'}{(x_d + x_2 + x_0)(x_d' + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{d1}}} \right)^2 (r_e + r_2) + \\
& + \left[ \frac{x_d' + 3x_2 + 2x_0}{(2x_2 + x_0)(x_d' + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{a1}}} \right]^2 2(r_2 - r) \frac{k_{\xi 50}}{k_{\xi 100}} + \\
& + \left[ \frac{x_2 - x_d'}{(2x_2 + x_0)(x_d' + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{a1}}} \right]^2 \left[ 2(r_2 - r) \frac{k_{\xi 50}}{k_{\xi 100}} + r + r_e \right]. \quad (11.151)
\end{aligned}$$

#### 2. Для явнополюсных машин с демпферной обмоткой

$$\begin{aligned}
\Delta M_{k1} = & 2 \left( \frac{1}{x_d + x_2 + x_0} + \frac{x_d - x_d'}{(x_d + x_2 + x_0)(x_d + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{d1}}} + \right. \\
& \left. + \frac{x_d' - x_d''}{(x_d' + x_2 + x_0)(x_d'' + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{d1}''}} \right)^2 (r_e + r_2) + \\
& + \left[ \frac{x_d'' + 3x_2 + 2x_0}{(2x_2 + x_0)(x_d'' + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{a1}}} \right]^2 2(r_2 - r) \frac{k_{\xi 50}}{k_{\xi 100}} + \\
& + \left[ \frac{x_2 - x_d'}{(2x_2 + x_0)(x_d' + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{a1}}} \right]^2 \left[ 2(r_2 - r) \frac{k_{\xi 150}}{k_{\xi 100}} + r + r_e \right]. \quad (11.152)
\end{aligned}$$



### 3. Для турбогенераторов

$$\Delta M_{\kappa 1} = 2 \left[ \frac{1}{x_d' + x_2 + x_0} + \frac{x_d - x_d'}{(x_d' + x_2 + x_0)(x_d' + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{d1}'}} + \frac{x_d' - x_d''}{(x_d' + x_2 + x_0)(x_d'' + x_2 + x_0)} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{d1}''}} \right]^2 (r_0 + r_2) + \sqrt{2} \left[ \frac{2}{x_d'' + x_2 + x_0} \varepsilon^{-\frac{t}{T_{d1}''}} \right]^2 (r_2 - r). \quad (11.153)$$

Выражения для постоянных времени.

$T_d' = \frac{x_d'}{x_d} T_{d0}'$  — постоянная времени цепи возбуждения при короткозамкнутой (трехфазно) обмотке статора;

$T_{d0}'$  — постоянная времени цепи возбуждения при разомкнутой статорной обмотке;

$T_d'' = \frac{x_d''}{x_d} T_{d0}''$  — постоянная времени демпферной обмотки при короткозамкнутой (трехфазно) статорной обмотке;

$T_{d0}''$  — постоянная времени демпферной обмотки при короткозамкнутой обмотке возбуждения и разомкнутой статорной обмотке;

$T_{d2}' = \frac{x_d' + x_2}{x_d + x_2} T_{d0}'$  — постоянная времени цепи возбуждения при короткозамкнутой (двухфазно) обмотке статора;

$T_{d2}'' = \frac{x_d'' + x_2}{x_d' + x_2} T_{d0}''$  — постоянная времени демпферной обмотки при короткозамкнутой обмотке возбуждения и короткозамкнутой (двухфазно) обмотке статора;

$T_{d1}' = \frac{x_d' + x_2 + x_0}{x_d + x_2 + x_0} T_{d0}'$  — постоянная времени цепи возбуждения при короткозамкнутой (однофазно) обмотке статора;

$T_d'' = \frac{x_d'' + x_2 + x_0}{x_d' + x_2 + x_0} T_{d0}''$  — постоянная времени демпферной обмотки при короткозамкнутой обмотке возбуждения и короткозамкнутой (однофазно) обмотке статора;

$T_a = \frac{x_2}{r}$  — постоянная времени статорной обмотки при обтекании постоянным током

ком в схемах трехфазного и двухфазного к. з.;

$T_{a1} = \frac{2x_2 + x_0}{3r}$  — постоянная времени статорной обмотки при обтекании постоянным током в схеме однофазного к. з.;

$T_{a11} = \frac{x_d'' + x_2}{2r}$  — постоянная времени статорной обмотки при обтекании постоянным током в схеме двухфазного к. з. на нейтраль;

$T_{a11} = T_{d0} \frac{x_d'x_2 + x_2x_0 + x_0x_d'}{x_d'x_2 + x_2x_0 + x_0x_d'}$  — постоянная времени цепи возбуждения при к. з. двух фаз обмотки статора на нейтраль;

$T_{a11}'' = T_{0d}'' \frac{x_d''x_2 + x_2x_0 + x_0x_d''}{x_d''x_2 + x_2x_0 + x_0x_d''}$  — постоянная времени демпферной обмотки при короткозамкнутой обмотке возбуждения и при короткозамкнутой (две фазы на нейтраль) обмотке статора.

В формулах для средних дополнительных моментов вращения коэффициенты  $k_{\xi 50}$ ,  $k_{\xi 100}$  и  $k_{\xi 150}$  указывают увеличение активных сопротивлений роторной системы, соответственно, при частотах 50, 100 и 150 гц;  $r_e$  — внешнее активное сопротивление.

**Численный пример расчета.** В качестве примера определим значения вращающихся электромагнитных моментов турбогенератора. Исходные данные. В относительных единицах:

$$x_d = 2.195, \quad x_d'' = 0.195, \quad x_2 = 0.238, \quad r = 0.001402, \quad r_2 = 0.02$$

при трехфазном и двухфазном к. з. с учетом нагрузки генератора в предшествовавшем к. з. режиме. Расчеты проводятся без учета затухания токов.

Исходный режим характеризуется следующими данными  $e=1$ ,  $E=3.24$ .

1. *Трехфазное к. з.*

Основная составляющая вращающего электромагнитного момента с учетом предшествовавшей нагрузки равна

$$M_{k3} = e \left[ \frac{E}{x_d} + e \left( \frac{1}{x_d''} - \frac{1}{x_d} \right) \right] \sin t = 6.15 \sin t, \text{ д. е.};$$

дополнительная составляющая вращающего электромагнитного момента, зависящая от сопротивлений,

$$\Delta M_{k3} = \left[ \frac{E}{x_d} + e \left( \frac{1}{x_d''} - \frac{1}{x_d} \right) \right]^2 r + \left( \frac{e}{x_d''} \right)^2 \sqrt{2} (r_2 - r) = 0.75 \text{ д. е.};$$

максимальное значение вращающего электромагнитного момента при трехфазном к. з.

$$\sum M_{\max} = 6.15 + 0.75 = 6.9 \text{ д. е.}$$

## 2. Двухфазное к. з.

Основная составляющая вращающего электромагнитного момента с учетом предшествовавшей режиму к. з. нагрузки равна

$$M_{k2} = 2e \left[ \frac{E}{x_d + x_2} + e \left( \frac{1}{x_d'' + x_2} - \frac{1}{x_d + x_2} \right) \right] \sin t - \\ - e (x_d'' + x_2) \left[ \frac{E}{x_d + x_2} + e \left( \frac{1}{x_d'' + x_2} - \frac{1}{x_d + x_2} \right) \right] \sin 2t = \\ = 6.45 \sin t - 2.25 \sin 2t, \text{ д. е.};$$

дополнительная составляющая вращающего электромагнитного момента, зависящая от сопротивлений,

$$\Delta M_{k2} = 2 \left[ \frac{E}{x_d + x_2} + e \frac{x_d - x_d''}{(x_d + x_2)(x_d'' + x_2)} \right]^2 r_2 + \\ + \sqrt{2} e^2 \left[ \frac{2}{x_d'' + x_2} \right]^2 (r_2 - r) = 0.69 \text{ д. е.};$$

максимальное значение вращающего электромагнитного момента в момент  $t \approx 2.1$  эл. рад. равно

$$\sum M_{k2 \max} = 5.6 + 1.95 + 0.69 = 8.14 \text{ д. е.}$$

Таким образом, величина максимального вращающего электромагнитного момента при двухфазном к. з. почти на 20% превышает величину максимального вращающего электромагнитного момента при трехфазном к. з.

## § 8. Отключение короткого замыкания

По относительной величине напряжения на статоре после отключения трехфазного тока короткого замыкания можно приближенно определить величину  $\frac{x_d''}{x_d}$ . Коэффициенты затухания в кривой нарастания напряжения определяют величину

$$D(p) = (p + \alpha_1)(p + \alpha_2) \dots (p + \alpha_n)$$

в выражении операторной реактивности

$$x(p) = x^{(n)} \frac{D'(p)}{D(p)} = x^{(n)} \frac{(p + \alpha'_1)(p + \alpha'_2) \dots (p + \alpha'_n)}{(p + \alpha_1)(p + \alpha_2) \dots (p + \alpha_n)}.$$

По амплитудам экспоненциальных составляющих кривой нарастания напряжения можно также приближенно определить коэффициенты  $\alpha'_1, \alpha'_2, \dots, \alpha'_n$ , а следовательно, приближенно определить операторное выражение  $D'(p)$ .

Пусть, например, машина с синхронно вращающимся ротором, имеющая возбуждение  $E$  со стороны ротора, работает в режиме установившегося трехфазного короткого замыкания.

Ток статора  $i_{s0}$  в синхронных осях:

$$i_{s0} = \frac{x_q + jr}{r^2 + x_d x_q} E. \quad (11.154)$$

Токи и потокосцепления статора по осям  $d$  и  $q$  равны

$$\left. \begin{aligned} i_{d0} &= -\frac{x_q}{r^2 + x_d x_q} E, & \psi_{d0} &= \frac{r^2}{r^2 + x_d x_q} E, \\ i_{q0} &= -\frac{r}{r^2 + x_d x_q} E, & \psi_{q0} &= \frac{-x_q r}{r^2 + x_d x_q} E. \end{aligned} \right\} \quad (11.155)$$

После отключения трехфазного короткого замыкания потокосцепления статора будут равны

$$\left. \begin{aligned} \psi_d &= \psi_{d0} - x_d(p) i_{d0} \mathbf{1} = \frac{r^2 + x_q x_d(p)}{r^2 + x_d x_q} E \mathbf{1}, \\ \psi_q &= \psi_{q0} - x_q(p) i_{q0} \mathbf{1} = r \frac{x_q(p) - x_q}{r^2 + x_d x_q} E \mathbf{1}. \end{aligned} \right\} \quad (11.156)$$

В первый момент времени после отключения потокосцепления статора по осям  $d$  и  $q$  будут равны

$$\psi_{d(t=0)} = \frac{r^2 + x_q x_d''}{r^2 + x_d x_q}, \quad \psi_{q(t=0)} = -\frac{r(x_q - x_q'')}{r^2 + x_d x_q} E. \quad (11.157)$$

Потокосцепления статора  $\psi_s = \psi_d + j\psi_q$  в первый момент времени после отключения будут равны по амплитуде

$$|\psi_s|_{t=0} = \frac{\sqrt{(r^2 + x_q x_d'')^2 + r^2 (x_q - x_q'')^2}}{r^2 + x_d x_q} E. \quad (11.158)$$

Для мощных генераторов можно пренебречь величиной активного сопротивления статора ( $r=0$ ) и считать, что при отключении короткого замыкания напряжение на зажимах генератора численно равно его потокосцеплениям.

**РЕГУЛИРОВАНИЕ ВОЗБУЖДЕНИЯ  
В АВАРИЙНЫХ РЕЖИМАХ**

Как известно, регулирование возбуждения в аварийных режимах синхронных машин, в частности, так называемое «сильное» регулирование, может оказывать существенное влияние на повышение устойчивости и гашения качаний ротора в послеаварийном режиме. В зависимости от режима работы синхронной машины задачи регулирования возбуждения различны.

При работе синхронной машины в режиме генератора основной целью регулирования возбуждения является повышение устойчивости в аварийных режимах. В послеаварийном режиме генератора регулирование возбуждения должно содействовать быстрейшему установлению нового режима: гашению качаний ротора, снижению колебаний напряжения генератора и т. д.

В случае режима синхронного двигателя к регулированию возбуждения предъявляются требования снижения качаний ротора при работе двигателя с переменной нагрузкой на его валу, уменьшения колебаний тока обмотки статора, поддержания постоянства реактивной мощности, что определяет уменьшение колебаний напряжения на шинах, к которым подключен двигатель, поддержания постоянства  $\cos \varphi$  и др.

Для достижения указанных целей создано значительное количество различных типов регуляторов возбуждения, осуществляющих регулирование напряжения обмотки возбуждения по тому или иному закону [12-1 ÷ 12-10].

В настоящей главе рассматривается методика расчета переходных процессов машины при форсировке возбуждения и гашении поля, а также при регулировании возбуждения.

**§ 1. Форсировка возбуждения при внезапном  
коротком замыкании генератора**

Форсировка возбуждения, т. е. быстрое увеличение приложенного напряжения возбуждения, широко применяется для повышения устойчивости и поддержания напряжения в аварийных режимах синхронных генераторов. Форсировка возбуждения подается

автоматически и длится обычно меньше минуты. С помощью форсировки возбуждения может быть существенно повышена величина электромагнитного момента генератора, характеризующая устойчивость генератора в аварийных и послеаварийных режимах.

Напряжение статора генератора при отсутствии демпферных контуров на роторе после отключения к. з. окажется в первый момент равным  $x'_d i_s$ , где  $i_s$  — ток статора в момент отключения к. з. При отсутствии форсировки возбуждения и к. з. из режима холостого хода установившийся ток к. з. равен  $i_s = \frac{1}{x_d}$ .

Напряжение при отключении к. з. будет восстанавливаться от величины, близкой к  $\frac{x'_d}{x_d}$ , до 1 с постоянной времени  $T'_d$ . Если довести ток статора до величины  $\frac{1}{x'_d}$  к моменту отключения к. з. за счет форсировки возбуждения, то напряжение при отключении короткого замыкания сразу окажется равным номинальному.

Форсировка возбуждения и токи в обмотках статора и ротора при отсутствии демпферных контуров на роторе. Рассмотрим влияние форсировки возбуждения на изменение токов статора и ротора в аварийных режимах при отсутствии демпферных контуров на роторе.

Уравнения для определения дополнительных токов статора и ротора при форсировке возбуждения в синхронно вращающейся машине, работающей параллельно с сетью бесконечной мощности, имеют следующий вид [0-3]:

$$\left. \begin{aligned} \Delta e_s = 0 &= \Delta i_s r + (p + j)(x_s \Delta i_s + y_s \Delta i_s^* + x_{ad} \Delta i_f), \\ \Delta e_f &= (r_f + p x_{ff}) \Delta i_f + x_{ad} \Delta i_d, \end{aligned} \right\} \quad (12.1)$$

где  $x_s = \frac{x_d + x_q}{2}$ ;  $y_s = \frac{x_d - x_q}{2}$ .

После введения обозначений

$$E = \frac{x_{ad}}{r_f} e_f, \quad I_f = x_{ad} i_f$$

получается система уравнений в осях  $d$  и  $q$ , позволяющая определить токи статора и ротора:

$$\left. \begin{aligned} \Delta E \mathbf{1} &= (1 + p T_{d0}) \Delta I_f + p \frac{x_{ad}^2}{r_f} \Delta i_d, \\ 0 &= p \Delta I_f + (r + p x_d) \Delta i_d - x_q \Delta i_q, \\ 0 &= \Delta I_f + x_d \Delta i_d + (r + p x_q) \Delta i_q. \end{aligned} \right\} \quad (12.2)$$

Решив уравнения (12.2), получим дополнительный ток ротора от форсировки возбуждения

$$\Delta I_f = \frac{\Delta E \mathbf{1}}{1 + p T_f(p)}, \quad (12.3)$$

где

$$T_f(p) = T_{d0} \frac{(r + px'_d)(r + px_q) + x'_d x_q}{(r + px_d)(r + px_q) + x_d x_q}. \quad (12.4)$$

Для дополнительного тока статора получается следующее выражение:

$$\Delta i_s = \Delta i_d + j \Delta i_q = - \frac{(p^2 + 1) x_q + (p + j) r}{(p^2 + 1) x_q x_d + 2prx_s + r^2} \Delta I_f. \quad (12.5)$$

Дополнительные токи в обмотках статора и ротора от действия форсировки возбуждения при наличии двух демпферных контуров на роторе. Предположим, что на роторе имеется по одной демпферной обмотке по продольной и поперечной осям.

Составим уравнения напряжений для роторных контуров в предположении пренебрежения активным сопротивлением обмотки статора

$$\left. \begin{aligned} \Delta e_f &= (r_f + px'_f) i_f + px'_f i_{kd}, \\ 0 &= px'_{fc} i_f + (r_{kd} + px'_c) i_{kd}. \end{aligned} \right\} \quad (12.6)$$

Штрихи в (12.6) указывают, что соответствующая реактивность определяется при замкнутой накоротко обмотке статора. Так, например, для  $x'_f$  имеем следующее выражение:

$$x'_{ff} = x_{ff} \cdot \sigma_{fs} = x_{ff} \left( 1 - \frac{x_{ad}^2}{x_{ff} \cdot x_d} \right). \quad (12.7)$$

После введения величин  $I_f$  и  $E$  для дополнительного тока возбуждения при наличии демпферных контуров на роторе

$$\Delta I_f = \frac{1 + pT'_c}{1 + p(T'_c + T'_f) + p^2 \cdot T'_c \cdot T'_f \cdot \sigma_{fc}} \Delta E_1. \quad (12.8)$$

Здесь

$$T'_f = \frac{x'_f}{r_f} \approx T'_d; \quad T'_c = \frac{x'_c}{r_{kd}} = \frac{T''_d}{\sigma_{fc}}; \quad \sigma'_{fc} = 1 - \frac{x'^2_{fc}}{x'_f \cdot x'_c}; \quad (12.9)$$

$T'_f$  — постоянная времени обмотки возбуждения при замкнутой обмотке статора и разомкнутой демпферной обмотке;  $T'_c$  — постоянная времени демпферной обмотки при замкнутой обмотке статора и разомкнутой обмотке возбуждения;  $\sigma'_{fc}$  — коэффициент рассеяния между обмотками возбуждения и демпферной при замкнутой накоротко обмотке статора.

С учетом активного сопротивления обмотки статора получим приближенное выражение для дополнительного тока возбуждения при форсировке возбуждения

$$\Delta I_f = \frac{1 + pT'_c}{[1 + pT_f(p)][1 + pT'_c(p)]} \Delta E_1, \quad (12.10)$$

где

$$T_c''(p) = T_{d0}'' \frac{(r + px_d'')(r + px_q'') + x_d''x_q''}{(r + px_d'')(r + px_q'') + x_d''x_q''}. \quad (12.11)$$

Для определения дополнительного тока в обмотке статора при форсировке возбуждения используем уравнение напряжения для статорной обмотки

$$0 = r\Delta i_s + (p + j)[x_s(p)\Delta i_s + y_s(p)\Delta i_s'' + G(p)\Delta E1], \quad (12.12)$$

где  $G(p)$  — операторный коэффициент, равный

$$G(p) = \frac{1 + pT_{cs}}{1 + p(T_c + T_f) + p^2\sigma_{fc}T_fT_c}. \quad (12.13)$$

Здесь

$$T_{cs} = \frac{x_{kd}}{r_{kd}};$$

$$x_{kd} = x_{kkd} - x_{fc}$$

— реактивность рассеяния демпферной обмотки;  $T_f = T_{d0} = \frac{x_{ff}}{r_f}$ ;

$T_c = \frac{x_{kkd}}{r_{kd}}$  — постоянные времени обмотки возбуждения и демпферной обмотки при разомкнутых остальных обмотках;  $\sigma_{fc} = 1 - \frac{x_{fc}}{x_{ff}x_{kkd}}$  — коэффициент рассеяния между обмоткой возбуждения и демпферным контуром по продольной оси при разомкнутой обмотке статора.

Из уравнения (12.12) для дополнительного тока обмотки статора получаем

$$\Delta i_s = - \frac{(p^2 + 1)x_q(p) + (p + j)r}{(p^2 + 1)x_d(p)x_q(p) + 2prx_s(p) + r^2} G(p)\Delta E1, \quad (12.14)$$

где  $x_s(p) = \frac{x_d(p) + x_q(p)}{2}$ .

Выражение (12.14) упрощается при пренебрежении активным сопротивлением обмотки статора  $r = 0$

$$\Delta i_s = - \frac{G(p)}{x_d(p)} \Delta E1. \quad (12.15)$$

После подстановки в (12.15) значений  $x_d(p)$

$$x_d(p) = x_d \frac{1 + p(T_c' + T_f') + p^2\sigma_{fc}'T_f'T_c'}{1 + p(T_c + T_f) + p^2\sigma_{fc}T_fT_c} \quad (12.16)$$



и  $G(p)$  из (12.13) получим для дополнительного тока обмотки статора при форсировке возбуждения

$$\begin{aligned} \Delta i_s &= - \frac{1 + pT_{\sigma s}}{1 + p(T'_c + T'_f) + p^2 \sigma'_{fc} T'_f T'_c} \frac{\Delta E}{x_d} 1 = \\ &= - \frac{1 + pT_{\sigma s}}{[1 + pT_F(p)] [1 + pT''_c(p)]} \frac{\Delta E}{x_d} 1. \end{aligned} \quad (12.17)$$

При  $r=0$

$$T_F(p) = T'_d, \quad T''_c(p) = T''_d, \quad (12.18)$$

выражение (12.17) упрощается

$$i_s = - \frac{1 + pT_{\sigma s}}{(1 + pT'_d)(1 + pT''_d)} \frac{\Delta E}{x_d} 1. \quad (12.19)$$

В практических расчетах пренебрегают малым значением рассеяния демпферной обмотки  $x_{kd}$ , т. е. считают  $T_{\sigma s} = 0$ .

## § 2. Регулирование возбуждения при внезапном коротком замыкании генератора

Влияние изменения напряжения возбуждения при отсутствии демпферных контуров на роторе. Рассмотрим влияние регулирования возбуждения на ток обмоток статора и ротора при трехфазном коротком замыкании.

Зависимость между дополнительным током обмотки статора и током ротора при пренебрежении активным сопротивлением обмотки статора  $r=0$  выражается следующим соотношением (12.5):

$$\Delta i_s = - \frac{\Delta I_f}{x_d}, \quad (12.20)$$

т. е. дополнительный ток статора, вызванный изменением напряжения возбуждения, пропорционален соответствующему изменению тока ротора.

После подстановки (12.20) в (12.3), принимая во внимание, что при  $r=0$  и  $\omega_r=1$   $T_F(p) = T'_F = T_{d0} \frac{x'_d}{x_d} = T'_d$ , получим для тока генератора, посылаемого в сеть  $\Delta i_g$  и равного  $\Delta i_g = -\Delta i_s$ , дифференциальное уравнение

$$\Delta i_g + T'_d \frac{d}{dt} \Delta i_g = \frac{\Delta E}{x_d}. \quad (12.21)$$

Аналогичное уравнение можно составить и для периодической составляющей тока трехфазного короткого замыкания, когда к. з. происходит из режима холостого хода, при отсутствии регулиро-

вания возбуждения. Решением в этом случае является известное выражение

$$i_{g(0)} = \left( \frac{1}{x'_d} - \frac{1}{x_d} \right) E_0 \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} + \frac{E_0}{x_d}. \quad (12.22)$$

Дифференциальное уравнение для периодической составляющей тока статора

$$i_{g(0)} + T'_d \frac{d}{dt} i_{g(0)} = \frac{E_0}{x_d}. \quad (12.23)$$

Считая, что  $i_g = i_{g(0)} + \Delta i_g$  и  $E = E_0 + \Delta E$  на основании принципа наложения из (12.21) и (12.23), получим дифференциальное уравнение для тока статора

$$i_g + T'_d \frac{di_g}{dt} = \frac{E}{x_d}. \quad (12.24)$$

Уравнение (12.24) может быть использовано для аналитического определения тока статора синхронной машины только лишь при некоторых законах изменения  $E$  во времени.

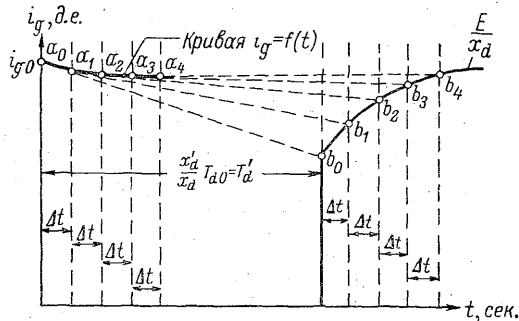


Рис. 12-1. Графическое определение изменения тока статора синхронной машины при регулировании напряжения возбуждения в функции времени по заданному закону.

В случае, когда при регулировании возбуждения  $E = f(t)$  задается кривой, используется графический метод определения тока статора синхронной машины (рис. 12-1).

На основании (12.24) начальное значение производной тока

$$\left( \frac{di_g}{dt} \right)_0 = \frac{\left( \frac{E}{x_d} \right)_0 - i_{g0}}{T'_d}. \quad (12.25)$$

Отсюда получается следующий способ построения кривой тока. На оси ординат наносится начальное значение тока ста-

тора  $i_{g0}$  (точка  $a_0$  на рис. 12-1). Точку  $a_0$  соединяем с точкой  $b_0$  — начальным значением кривой  $\frac{E}{x_d} = f(t)$ , сдвинутой во времени на  $T'_d$  по отношению к кривой  $i_g = f(t)$ . Считая, что прямая  $a_0b_0$  является касательной к кривой  $i_g = f(t)$  в точке  $a_0$ , получаем на основании (12. 25) новое значение тока  $i_g$  в точке  $a_1$  через достаточно малый интервал времени  $\Delta t$ . Соединив точку  $a_1$  и  $b_1$ , получим следующее значение тока  $i_g$  в точке  $a_2$  и т. д.

Построение будет тем точнее, чем меньше берутся интервалы времени  $\Delta t$ .

Влияние изменения напряжения возбуждения при наличии демпферных обмоток на роторе. Пренебрегая малым рассеянием демпферной обмотки  $x_{kd}$ , т. е. считая, что  $T_{c\sigma} = 0$ , на основании (12. 17) можно получить дифференциальное уравнение для дополнительного тока статора генератора, вызванного регулированием возбуждения  $\Delta E$ :

$$\Delta i_g + (T'_d + T'_c) \frac{d}{dt} \Delta i_g + T''_d \frac{d^2}{dt^2} \Delta i_g = \frac{\Delta E}{x_d}. \quad (12. 26)$$

Периодическая составляющая тока статора при трехфазном коротком замыкании и отсутствии регулирования возбуждения описывается аналогичным дифференциальным уравнением

$$i_{g(0)} + (T'_d + T'_c) \frac{d}{dt} i_{g(0)} + T''_d \frac{d^2}{dt^2} i_{g(0)} = \frac{E_0}{x_d}. \quad (12. 27)$$

Используя как и ранее принцип наложения, получим дифференциальное уравнение для периодической составляющей тока статора генератора при трехфазном коротком замыкании и произвольном законе изменения напряжения возбуждения  $E = E_0 + \Delta E = f(t)$

$$i_g + (T'_d + T'_c) \frac{d}{dt} i_g + T''_d \frac{d^2}{dt^2} i_g = \frac{E}{x_d}. \quad (12. 28)$$

Решение (12. 28) для достаточно сложных законов регулирования может быть также произведено графическим методом. Для этого уравнение второго порядка (12. 28) приводится к системе двух дифференциальных уравнений первого порядка

$$\left. \begin{aligned} (T'_d + T'_c) \lambda + T''_d \frac{d\lambda}{dt} &= \frac{E}{x_d} - i_g, \\ \lambda - \frac{di_g}{dt} &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (12. 29)$$

Начальное значение  $\lambda$  при  $t=0$

$$\lambda_0 = \left( \frac{di_g}{dt} \right)_0 = \left( \frac{1}{T'_d x_d} + \frac{T'_d - T''_d}{T'_d T''_d x_d} - \frac{1}{T''_d x_d} \right) E_0. \quad (12. 30)$$

Метод графического интегрирования уравнений (12. 29) аналогичен описанному выше и подробно изложен в справочной математической литературе.

Приближенный учет рассеяния демпферной обмотки  $x_{kd}$  может быть произведен введением добавочного тока  $\Delta_c i_g$ , связанного с  $i_g$  зависимостью

$$\Delta_c i_g = T_{cs} \frac{d\Delta i_g}{dt}. \quad (12. 31)$$

Так, например, при  $\Delta E = \text{const}$  решение (12. 26) имеет следующий вид:

$$\Delta i_g = \left[ \left( \frac{1}{x'_d} - \frac{1}{x_d} \right) \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} + \left( \frac{1}{x_d} - \frac{1}{x_d} \right) \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} + \frac{1}{x_d} \right] \Delta E. \quad (12. 32)$$

Добавочный ток, связанный с рассеянием демпферной обмотки, в этом случае равен

$$\Delta_c i_g = - \left[ \frac{1}{T'_d} \left( \frac{1}{x'_d} - \frac{1}{x_d} \right) \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} + \frac{1}{T'_d} \left( \frac{1}{x_d} - \frac{1}{x_d} \right) \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} \right] T_{cs} \cdot \Delta E. \quad (12. 33)$$

Наличие рассеяния демпферной обмотки приводит к запаздыванию в изменении тока статора при изменении напряжения возбуждения.

Зависимость между токами статора и ротора при учете рассеяния демпферной обмотки и  $r=0$  выражается следующим соотношением:

$$\Delta i_s = - \frac{1 + pT_{cs}}{1 + pT'_c} \frac{\Delta I_f}{x_d}. \quad (12. 34)$$

Поскольку  $T'_c > T_{cs}$ , изменение тока ротора при  $r=0$  происходит медленнее, чем изменение тока статора при регулировании возбуждения.

Этот вывод остается верным при имеющих место в реальных машинах соотношениях параметров при учете активного сопротивления обмотки статора  $r \neq 0$ , так как постоянная времени затухания аperiodической составляющей тока статора  $T_a \approx \frac{x_l + x_{kd}}{r}$ , как правило, значительно больше постоянных времени  $T'_c \approx \frac{x_l + x_{kd}}{r_{kd}}$  и  $T_{cs} = \frac{x_{kd}}{r_{kd}}$ .

Учет влияния рассеяния демпферной обмотки и активного сопротивления обмотки статора особенно важен при рассмотрении быстросредействующих систем регулирования возбуждения, когда время нарастания напряжения возбуждения  $\Delta E$  до максимума соизмеримо с постоянными времени  $T'_c$  и  $T_{cs}$ .

### § 3. Учет влияния насыщения при расчетах, связанных с изменением возбуждения

Применение дифференциальных уравнений напряжений для анализа переходных процессов основано на допущении о линейности магнитных характеристик машины, т. е. на предположении постоянства реактивностей. При этом насыщение учитывается лишь введением в расчеты постоянных по величине насыщенных значений параметров. Однако при действии регулятора возбуждения, при форсировке возбуждения и гашении поля в аварийных режимах генераторов насыщение магнитопровода машины меняется в широких пределах. Ниже приводится методика приближенного учета реального насыщения в машине при расчете переходных режимов генераторов.

Так как изменение тока возбуждения происходит сравнительно медленно, то в первом приближении пренебрегаем влиянием демпферных контуров.

Для потокосцеплений обмотки возбуждения без учета насыщения имеем соотношение

$$\psi_f = x_{ff} i_f + x_{ad} i_a. \quad (12.35)$$

Потокосцепления взаимной индукции обмотки возбуждения с обмоткой статора без учета насыщения равны

$$\psi_{sf} = \frac{x_{ad}}{x_{ff}} \psi_f = I_f + (x_d - x'_d) i_a. \quad (12.36)$$

Введем переменную величину, характеризующую реальное насыщение машины  $S$  — коэффициент насыщения, определяемый по рис. 12-2:

$$S = \frac{\Delta I}{I_0}. \quad (12.37)$$

Уровень насыщения магнитной цепи машины соответствует напряжению за реактивностью Потье  $x_p$  и определяется по характеристике холостого хода для эдс за реактивностью Потье ( $e_p$ ).

Величина  $\Delta I$  в (12.37) и на рис. 12-2 представляет собой мдс, необходимую для проведения потока в стали при величине напряжения  $e_p$ . Величина  $I_0$  в (12.37) и на рис. 12-2 представляет собой мдс, требуемую для проведения потока через зазор при напряжении холостого хода.

Напряжение за реактивностью Потье для машины, включенной в сеть с напряжением  $e$  и несущей нагрузку, определяемую током  $i$  и коэффициентом мощности  $\cos \varphi$ , равно

$$e_p = \sqrt{(e + x_p i \sin \varphi)^2 + (x_p i \cos \varphi)^2}. \quad (12.38)$$

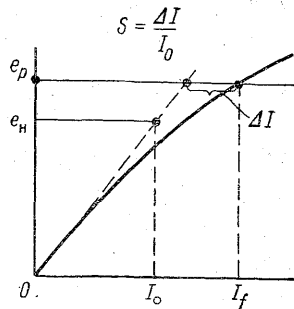


Рис. 12-2. Определение коэффициента насыщения  $S$ .

Для машины, работающей на изолированную нагрузку с параметрами  $r_e$  и  $x_e$  или в режиме короткого замыкания ( $r_e = x_e = 0$ ), при токе нагрузки  $i$  напряжение за реактивностью Потье равно

$$e_p = i \sqrt{(x_p + x_e)^2 + (r + r_e)^2}. \quad (12.39)$$

С учетом насыщения выражение для потокосцеплений обмотки возбуждения с обмоткой статора имеет вид

$$\psi_{sf} = I_f - S + (x_d - x'_d) i_d. \quad (12.40)$$

Для установившегося режима трехфазного короткого замыкания эдс статора по продольной оси за переходной реактивностью  $x'_d$  без учета насыщения имеет следующее выражение:

$$E'_d = E + (x_d - x'_d) i_s = \psi_{sf}, \quad (12.41)$$

при учете насыщения

$$E'_d = E - S + (x_d - x'_d) i_s = \psi_{sf}, \quad (12.42)$$

где

$$E = \frac{x_{ad}}{r_f} e_f = x_{ad} i_f = I_f, \quad (12.43)$$

т. е. эдс статора за переходной реактивностью  $E'_d$  численно равна потокосцеплениям взаимной индукции обмоток статора и возбуждения в установившемся режиме.

В случае изменения напряжения возбуждения, пренебрегая активным сопротивлением обмотки статора  $r$  и влиянием быстро затухающих токов в демпферных контурах ротора, для работы генератора на мощную сеть либо в режиме короткого замыкания имеем с учетом влияния насыщения

$$\Delta \psi_{sf} = \sigma (\Delta I_f - \Delta S) = \sigma \frac{(\Delta E - \Delta S)}{1 + p T'_d}, \quad (12.44)$$

где  $\sigma = \frac{x'_d}{x_d} = \frac{T'_d}{T_{d0}}$  — коэффициент рассеяния.

Дополнительная эдс за переходной реактивностью  $x_d$  при изменении напряжения возбуждения равна

$$\Delta E'_d = \sigma \frac{(\Delta E - \Delta S)}{1 + p T'_d}. \quad (12.45)$$

Отсюда получается дифференциальное уравнение

$$T'_d \frac{d}{dt} \Delta E'_d + \Delta E'_d = \sigma (\Delta E - \Delta S), \quad (12.46)$$

позволяющее определить изменение дополнительной эдс за переходной реактивностью во времени при изменении напряжения возбуждения с учетом изменения насыщения.

Ток статора и коэффициент мощности, характеризующие нагрузку в режимах, связанных с регулированием возбуждения, определяются по величине эдс за переходной реактивностью  $x'_d$

$$E'_d = E'_{d0} + \Delta E'_d.$$

#### § 4. Гашение поля при внезапном трехфазном коротком замыкании машины

Гашение поля часто применяется на практике в аварийных режимах с целью быстреего снижения напряжения на статоре для уменьшения объема аварийных повреждений. На практике гашение поля обычно осуществляется замыканием обмотки возбуждения на гасительное омическое сопротивление  $r_d$  с отключением питания обмотки возбуждения. При этом на обмотке возбуждения появляется напряжение, достигающее иногда значительных величин.

Величина гасительного сопротивления характеризуется кратностью его по отношению к омическому сопротивлению обмотки возбуждения  $m = \frac{r_d}{r_f}$ .

Для обеспечения быстреего спада магнитного потока в генераторе при аварии с целью уменьшения повреждений, вызванных протеканием токов в активном железе статора, при повреждении обмотки статора и др., кратность гасительного сопротивления  $m$  выбирается порядка 3÷5. Дальнейшее увеличение кратности  $m$  нежелательно, так как повышение скорости спада магнитного потока приводит в машине к росту величины перенапряжений на кольцах ротора.

Рассмотрим методику аналитического исследования электромагнитных процессов при гашении поля в машине при следующих допущениях [0-3]:

учет насыщения производится только выбором соответствующих насыщенных значений параметров;

машина имеет только по одной демпферной обмотке на роторе по продольной и поперечной осям.

Вследствие линейности магнитных характеристик машины можно использовать принцип наложения. Гашение поля рассматриваем как внезапное приложение к обмотке возбуждения напряжения, равного и противоположного напряжению на кольцах, имевшему место до момента гашения поля.

При внезапном коротком замыкании, происходящем в генераторе, работающем на сеть бесконечной мощности, ток возбуждения при гашении поля с учетом влияния демпферной обмотки и  $r_f = 0$  может быть представлен в виде суммы трех составляющих

$$I_f = I_{f0} + \Delta I_f + \Delta_{зк} I_f, \quad (12, 47)$$

где  $I_{f0}$  — ток в обмотке возбуждения в начальном установившемся режиме до гашения поля;  $\Delta I_f$  — дополнительный ток, вызванный гашением поля без учета переходных токов короткого замыкания;  $\Delta_{3\kappa} I_f$  — переходный ток в обмотке возбуждения, вызванный трехфазным коротким замыканием обмотки статора.

Рассмотрим дополнительные токи, появляющиеся в обмотке возбуждения при гашении поля в режиме короткого замыкания.

Дополнительный ток в обмотке возбуждения, вызванный гашением поля без учета переходных токов короткого замыкания с учетом демпферной системы, если короткое замыкание происходит из режима холостого хода изолированной машины,

$$\Delta I_{f0} \doteq - \frac{1 + T_c p}{\sigma_{fc} T_m T_c p^2 + (T_m + T_c) p + 1} E_0 1. \quad (12.48)$$

В случае работы генератора параллельно с сетью до начала короткого замыкания для дополнительного тока возбуждения имеем

$$\Delta I_f \doteq \frac{1 + T'_c p}{\sigma'_{fc} T'_m T'_c p^2 + (T'_m + T'_c) p + 1} E 1. \quad (12.48a)$$

Суммы токов  $I_{f0} + \Delta I_{f0}$  и  $I_f + \Delta I_f$ , очевидно, соответствуют току в обмотке возбуждения при гашении поля, когда генератор работает в режиме холостого хода или режиме нагрузки,

$$\left. \begin{aligned} I_{f0} + \Delta I_{f0} &\doteq \frac{\sigma_{fc} T_m T_c p^2 + T_m p}{\sigma_{fc} T_m T_c p^2 + (T_m + T_c) p + 1} E 1 \doteq \\ &\doteq \left[ \frac{1 + (1 - \tau_m) \nu}{2} \varepsilon - \frac{t}{T_{m1}} + \frac{1 - (1 - \tau_m) \nu}{2} \varepsilon - \frac{t}{T_{m2}} \right] E. \end{aligned} \right\} \quad (12.49)$$

$$\left. \begin{aligned} I_f + \Delta I_f &\doteq \frac{\sigma'_{fc} T'_m T'_c p^2 + T'_m p}{\sigma'_{fc} T'_m T'_c p^2 + (T'_m + T'_c) p + 1} E 1 \doteq \\ &\doteq \left[ \frac{1 + (1 - \tau'_m) \nu'}{2} \varepsilon - \frac{t}{T'_m} + \frac{1 - (1 - \tau'_m) \nu'}{2} \varepsilon - \frac{t}{T'_{m2}} \right] E. \end{aligned} \right\} \quad (12.49a)$$

В уравнениях (12.48), (12.48a), (12.49) и (12.49a) принято

$$\begin{aligned} \tau_m &= \frac{T_c}{T_m} = \frac{T_c}{T_f} (m + 1); \quad \nu = \frac{1}{\sqrt{(1 + \tau_m)^2 - 4\sigma_{fc}\tau_m}}; \\ \sigma_{fc} &= 1 - \frac{x_{fc}^2}{x_{ff}x_{kkd}} = \frac{T''_d}{T_c}; \quad T_{m1} = \frac{2\sigma_{fc}\nu}{(1 + \tau_m)\nu - 1} T_c; \\ T_{m2} &= \frac{2\sigma_{fc}\nu}{(1 + \tau_m)\nu + 1} T_c. \end{aligned}$$



При  $\sigma_{fc} \ll 1$  постоянные времени  $T_{m1}$  и  $T_{m2}$  можно принять равными:

$$T_{m1} \approx (1 + \tau_m) T_m, \quad T_{m2} \approx \frac{\sigma_{fc}}{1 + \tau_m} T_c,$$

где  $m$  — кратность гасительного сопротивления;

$$T'_m = \frac{T'_f}{m+1}; \quad \tau'_m = \frac{T'_c}{T'_f} (m+1); \quad \nu' = \frac{1}{\sqrt{(1 + \tau'_m)^2 - 4\sigma'_{fc}\tau'_m}};$$

$$\sigma'_{fc} = 1 - \frac{x'^2_{fc}}{x_{ff}x_{kkd}} = \frac{T''_d}{T'_c}.$$

Здесь

$$x'_{fc} = \frac{x_{fc}x_l}{x_{fc} + x_l}; \quad T'_c \approx T_c \frac{x'_d}{x_d}; \quad T'_f \approx T_f \frac{x'_d}{x_d}.$$

Отсюда в первом приближении

$$\tau'_m \approx \frac{T''_d}{T'_f} \frac{x_d - x'_d}{x'_d - x''_d} (m+1),$$

а постоянные времени  $T'_{m1}$  и  $T'_{m2}$  выражаются следующим образом:

$$T'_{m1} \approx \frac{2\nu'}{(1 + \tau'_m)\nu' - 1} T''_d, \quad T'_{m2} \approx \frac{2\nu'}{(1 + \tau'_m)\nu' + 1} T''_d.$$

Напряжение на обмотке возбуждения, определяемое токами в обмотке возбуждения  $I_{f0} + \Delta I_{f0}$  и  $I_{f0} + \Delta I_f$ , равно

$$\left. \begin{aligned} E_k &= m (I_{f0} + \Delta I_{f0}), \\ E_k &= m (I_{f0} + \Delta I_f). \end{aligned} \right\} \quad (12.50)$$

Дополнительный ток в обмотке возбуждения при гашении поля, вызванный коротким замыканием обмотки статора генератора, определяется из системы уравнений:

$$\left. \begin{aligned} 0 &= (r_f + px_{ff}) (\Delta_{3k} i_f) + x_{ad} \Delta i_d + x_{ad} (\Delta_{3k} i_{kd}), \\ 0 &= x_{ad} \Delta_{3k} i_f + x_{ad} \Delta i_d + (r_{kd} + px_{kkd}) (\Delta_{3k} i_{kd}). \end{aligned} \right\} \quad (12.51)$$

После решения (12.51) получим

$$\Delta_{3k} I_f = x_{ad} \Delta_{3k} i_f = - \frac{p T_m (x_d - x'_d) (1 + p T_{c2})}{p^2 \sigma_{fc} T_c T_m + p (T_c + T_m) + 1} \Delta i_d. \quad (12.52)$$

Ток статора по продольной оси  $\Delta i_d$  при внезапном трехфазном коротком замыкании в случае  $r=0$  определяется потокосцеплениями обмотки статора и операторной реактивностью

$$\Delta i_d = \frac{\Delta \psi_d}{x_d(p)}. \quad (12.53)$$

Операторная реактивность машины при гашении поля зависит от величины гасительного сопротивления обмотки возбуждения, так как все постоянные времени, связанные с обмоткой возбуждения, уменьшаются в  $m+1$  раз. Поэтому, если гашение поля происходит одновременно с внезапным коротким замыканием, то в (12. 53) вместо  $x_d(p)$  должна быть подставлена операторная реактивность  $x_{dm}(p)$  с учетом кратности гасительного сопротивления.

Потокоцепления обмотки статора по продольной оси с учетом аperiodической составляющей при наличии активного сопротивления обмотки статора  $r$  определяются из уравнения напряжения для контура статора

$$\Delta\psi_d \approx - \left[ \cos \theta - \varepsilon - \frac{t}{T_a} \cos(t + \theta) \right] e, \quad (12. 54)$$

где  $e$  — напряжение на зажимах обмотки статора генератора в момент короткого замыкания;  $\theta$  — рабочий угол машины в момент короткого замыкания;  $T_a$  — постоянная времени затухания аperiodической составляющей тока статора при внезапном трехфазном коротком замыкании.

В выражении для потокоцеплений обмотки статора (12. 54) первый член определяет периодическую составляющую, а второй член — аperiodическую составляющую переходного тока обмотки статора.

Ток обмотки возбуждения также будет иметь составляющие: периодическую, затухающую с постоянной времени  $T_a$  и соответствующую второму члену (12. 54), и аperiodическую, соответствующую периодической составляющей тока статора.

Аperiodическая составляющая переходного тока обмотки возбуждения при внезапном коротком замыкании на основании (12. 52) равна

$$\begin{aligned} \Delta_{3a} I_f &\doteq \frac{p(1 + pT_{cs})}{\sigma'_{fc} T'_m T'_c p^2 + (T'_m + T'_c) p + 1} \frac{T_m}{x'_d} e \cos \theta = \\ &= \frac{p(1 + pT_{cs})}{T''_d \left( p + \frac{1}{T'_{m1}} \right) \left( p + \frac{1}{T'_{m2}} \right)} \frac{x_d}{x'_d x''_d} e \cos \theta. \end{aligned} \quad (12. 55)$$

Зависимость аperiodической составляющей тока возбуждения от времени имеет следующий вид:

$$\Delta_{3a} I_f = \frac{(T'_{m1} - T_{cs}) T'_{m2} \varepsilon - \frac{t}{T'_{m1}} - (T'_{m2} - T_{cs}) T'_{m1} \varepsilon - \frac{t}{T'_{m2}}}{(T'_{m1} - T'_{m2}) T''_d} \frac{x_d}{x'_d x''_d} e \cos \theta. \quad (12. 56)$$

Дополнительное напряжение на кольцах от этого тока равно

$$\Delta_{3a} E_k = m \Delta_{3a} I_f. \quad (12. 57)$$

Из выражения (12. 56) при ряде допущений можно получить применяемое в практических расчетах выражение для аperiodической составляющей тока обмотки возбуждения

$$\Delta_{3a} I_f \approx \frac{x_d - x'_d}{x'_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{dm}}} e \cos \theta, \quad (12. 58)$$

где постоянная времени

$$T'_{dm} = \frac{T'_d}{m + 1}.$$

Соответственно, для дополнительного напряжения на кольцах ротора от аperiodической составляющей переходного тока обмотки возбуждения при трехфазном внезапном коротком замыкании получается следующее упрощенное выражение:

$$\Delta_{3a} E_k \approx m \bar{e} \cos \theta \frac{x_d - x'_d}{x'_d} \varepsilon^{-\frac{t}{T'_{dm}}}. \quad (12. 59)$$

Если гашение поля начинается через время  $t_0$  после начала короткого замыкания и  $\Delta t$  — время гашения дуги, то (12. 59) приобретает следующий вид:

$$\Delta_{3a} E_k \approx m e \cos \theta \frac{x_d - x'_d}{x'_d} \varepsilon^{-\frac{t_0}{T'_d} - \frac{\Delta t}{T'_{dm}}}. \quad (12. 60)$$

Коэффициент, учитывающий запаздывание гашения поля по отношению к началу внезапного трехфазного короткого замыкания  $\varepsilon^{-\frac{t_0}{T'_d}}$  при реальных временах срабатывания защитной автоматики, для генераторов может быть принят при расчетах  $\varepsilon^{-\frac{t_0}{T'_d}} = 0.7 \div 0.9$ . Чем больше мощность генератора, тем обычно выше этот коэффициент.

Величина периодической составляющей переходного тока в обмотке возбуждения при коротком замыкании на зажимах генератора зависит от вытеснения тока, которое может быть учтено дополнительным коэффициентом.

Результирующий добавочный ток обмотки возбуждения при внезапном коротком замыкании представляет собой сумму периодической и аperiodической составляющих. До начала гашения поля имеем

$$\Delta_{3k} I_f \approx \frac{x_d - x'_d}{x'_d} \cos \theta \left[ 1 - k_a \varepsilon^{-\frac{t}{T_a} \cos t} \right] \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}}. \quad (12. 61)$$

В практических расчетах коэффициент  $k_a$  для турбогенераторов можно принять равным  $k_a \approx 0.4 \div 0.6$ ; для явнополюсных машин  $k_a \approx 1$ .

Коэффициент, учитывающий затухание аperiodической составляющей тока статора за промежуток времени между началом короткого замыкания и началом гашения поля  $t_0$ , успевает достигнуть значений  $\varepsilon^{-\frac{t_0}{T_a}} \approx 0.01 \div 0.4$  (большие значения относятся к машинам большей мощности, имеющим большую постоянную времени  $T_a$ ).

С учетом ориентировочных значений коэффициентов к моменту начала гашения поля дополнительный ток в обмотке возбуждения, вызванный коротким замыканием обмотки статора, определяется следующим образом:

$$\Delta_{3k} I_f = (1.0 \div 1.35) \frac{x_d - x'_d}{x'_d} \cos \theta_\varepsilon \varepsilon^{-\frac{t_0}{T'_d}} \quad (12.62)$$

Дополнительное напряжение на кольцах от этого тока

$$\Delta_{3k} E_k = m \Delta_{3k} I_f = (1.0 \div 1.35) m \frac{x_d - x'_d}{x'_d} \cos \theta_\varepsilon \varepsilon^{-\frac{t_0}{T'_d} - \frac{\Delta t}{T'_d m}} \quad (12.63)$$

В (12.62) и (12.63) коэффициент  $c_{3k} \approx 1.0 \div 1.35$  имеет большую величину для явнополюсных синхронных машин и меньшую величину для турбогенераторов.

Определим максимально возможное напряжение на кольцах ротора при гашении поля из режима внезапного трехфазного короткого замыкания с учетом (12.49), (12.49а) и (12.63).

При длительности горения дуги  $\Delta t$  максимальное напряжение на кольцах ротора генератора, определяемое током обмотки возбуждения  $I_{f0} + \Delta I_{f0}$ , равно

$$E_{k \max} = \left[ \frac{1 + (1 - \tau_m) \nu}{2} \varepsilon^{-\frac{\Delta t}{T_{m1}}} + \frac{1 - (1 - \tau_m) \nu}{2} \varepsilon^{-\frac{\Delta t}{T_{m2}}} \right] m E_0 \quad (12.64)$$

Приближенно можно считать

$$E_{k \max 0} \approx (1 + \rho m^2 \tau_m) \frac{m E_0}{1 + \tau_m}, \quad (12.65)$$

где  $\rho = \varepsilon^{-\frac{\Delta t}{T_{m2}}}$ .

Для реальных соотношений параметров в первом приближении можно считать для турбогенераторов

$$\frac{T_c}{T_f} \approx 0.3, \quad T_m \approx 0.3(m + 1), \quad \sigma_{fc} \approx 0.04 \div 0.08;$$

для явнополюсной синхронной машины типа гидрогенератора

$$\frac{T_c}{T_f} \approx 0.033, \quad \tau_m \approx 0.033(m + 1), \quad \sigma_{fc} \approx 0.1 \div 0.14.$$

При этих условиях максимальное напряжение на кольцах в случае гашения поля отключенной от сети машины из режима холостого хода для турбогенератора

$$E_{\kappa \max 0} \approx \left[ \frac{1}{1 + 0.3(m+1)} + \frac{0.3(m+1)}{1 + 0.3(m+1)} \varepsilon^{-\frac{\Delta t [1 + 0.3(m+1)]}{T'_{d0}}} \right] mE_0; \quad (12.66)$$

для явнополюсных синхронных машин типа гидрогенераторов

$$E_{\kappa \max 0} \approx \left[ \frac{1}{1 + 0.033(m+1)} + \frac{0.033(m+1)}{1 + 0.033(m+1)} \varepsilon^{-\frac{\Delta t [1 + 0.033(m+1)]}{T'_{d0}}} \right] mE_0. \quad (12.67)$$

С учетом добавочного напряжения от переходного тока внезапного короткого замыкания максимальное напряжение на кольцах генератора

для турбогенератора

$$E_{\kappa \max} \approx \left[ \frac{1}{1 + 0.3(m+1)} + \frac{0.3(m+1)}{1 + 0.3(m+1)} \varepsilon^{-\frac{\Delta t [1 + 0.3(m+1)]}{T'_{d0}}} \right] mE_0 + 1.1m \frac{x_d - x'_d}{x'_d} \varepsilon^{-\frac{t_0 + \Delta t (m+1)}{T'_d}}; \quad (12.68)$$

для явнополюсных синхронных машин типа гидрогенераторов

$$E_{\kappa \max} \approx \left[ \frac{1}{1 + 0.033(m+1)} + \frac{0.033(m+1)}{1 + 0.033(m+1)} \varepsilon^{-\frac{\Delta t [1 + 0.033(m+1)]}{T'_{d0}}} \right] mE_0 + 1.35m \frac{x_d - x'_d}{x'_d} \varepsilon^{-\frac{t_0 + \Delta t (m+1)}{T'_d}}. \quad (12.69)$$

При трехфазном коротком замыкании, происходящем из режима работы генератора под нагрузкой,

$$E'_{\kappa \max} \approx (\rho'_{m1} + \rho'_{m2} \tau'_m) \frac{mE}{1 + \tau'_m} + c_{3\kappa} m \frac{x_d - x'_d}{x'_d} \cos \theta \varepsilon^{-\frac{t_0 + \Delta t (m+1)}{T'_d}}, \quad (12.70)$$

где

$$\rho'_{m1} = \varepsilon^{-\frac{t_0 + \Delta t}{T'_{m1}}}; \quad \rho'_{m2} = \varepsilon^{-\frac{\Delta t}{T'_{m2}}}.$$

Ориентировочно можно принять значения  $\tau'_m$  для неявнополюсных синхронных машин

$$\tau'_m \approx 0.2(m+1),$$

для крупных явнополюсных машин типа гидрогенераторов

$$\tau'_m \approx 0.025(m+1).$$

При учете реальных параметров получаем следующие соотношения для расчета максимальных напряжений на кольцах ротора при гашении поля в режиме трехфазного внезапного короткого замыкания для крупных неявнополюсных машин типа турбогенераторов:

$$E_{к \max} \approx \frac{\frac{\Delta t(m+1)}{T'_d[1+0.2(m+1)]} + 0.2(m+1)\varepsilon}{1+0.2(m+1)} \frac{\Delta t[1+0.2(m+1)]}{T''_d} mE + \\ + 1.1m \frac{x_d - x'_d}{x'_d} \varepsilon \frac{t_0 + \Delta t(m+1)}{T'_d} \cos \theta, \quad (12.71)$$

для крупных явнополюсных машин типа гидрогенераторов

$$E_{к \max} \approx \frac{\frac{\Delta t(m+1)}{T'_d[1+0.025(m+1)]} + 0.025(m+1)\varepsilon}{1+0.025(m+1)} \frac{\Delta t[1+0.025(m+1)]}{T''_d} mE + \\ + 1.35m \frac{x_d - x'_d}{x'_d} \varepsilon \frac{t_0 + \Delta t(m+1)}{T'_d} \cos \theta. \quad (12.72)$$

Численные примеры расчета. 1. Определим кратность максимального напряжения на кольцах ротора турбогенератора при гашении поля через  $t_0=0.2$  сек. после начала внезапного трехфазного короткого замыкания, происходящего из режима номинальной нагрузки.

Исходные данные турбогенератора:

$$x_d = 1.6, \quad x_q = 1.55, \quad x'_d = 0.21, \quad x''_d = 0.12, \quad T_{d0} = 5.5 \text{ сек.}, \quad T''_d = 0.06 \text{ сек.}, \\ T'_d = 0.722 \text{ сек.}, \quad T''_{d0} = T''_d \frac{x'_d}{x''_d} = 0.105 \text{ сек.}, \quad E_H = 2.54, \quad \cos \varphi = 0.8, \quad \operatorname{tg} \theta = \\ = \frac{x_q \cos \varphi}{1 + x_q \sin \varphi} = 0.643, \quad \cos \theta = 0.843.$$

Кратность гасительного сопротивления  $m=3$ . Время гашения дуги  $\Delta t$  принимаем 0.04 сек.

Дополнительное максимальное напряжение на кольцах, вызванное коротким замыканием, в долях напряжения на кольцах в номинальном режиме будет равно при гашении поля

$$\frac{\Delta_{3k} E_k}{E_H} = 1.1 \frac{1.6 - 0.021}{0.21} \varepsilon \frac{[0.2+0.04(3+1)]}{0.722} \frac{0.843}{2.54} 3 = 4.59.$$

Кратность максимального напряжения на кольцах генератора, вызванного гашением поля турбогенератора, работающего в режиме номинальной нагрузки:

$$\frac{E_{к \max 0}}{E_H} = \left[ \frac{\frac{0.04(3+1)}{\varepsilon \cdot 0.722[1+0.2(3+1)]}}{1+0.2(3+1)} + \frac{0.2(3+1)\varepsilon \frac{0.04[1+0.2(3+1)]}{0.06}}{1+0.2(3+1)} \right] 3 = 1.89.$$

Результирующая кратность максимального напряжения на кольцах ротора при гашении поля в этом случае

$$\frac{E_{\kappa \max}}{E_{\text{н}}} = (0.629 + 1.53) 3 = 6.48.$$

В действительности эта величина будет несколько меньше за счет увеличения длительности протекания дуги  $\Delta t$  при таких больших токах. Однако, если снижение и будет иметь место, то оно составит не больше порядка 10%. Таким образом, при гашении поля из режима внезапного трехфазного к. з. получим примерно шестикратное напряжение на кольцах при трехкратном гасительном сопротивлении, даже с учетом запаздывания начала гашения поля по сравнению с началом короткого замыкания, с учетом уменьшающего перенапряжения на кольцах влияния демпферной системы и влияния длительности протекания дуги  $\Delta t$ . Этим объясняются известные из эксплуатации частые пробои обмотки ротора при гашении поля после аварии в статорной цепи машины.

2. Определим кратность максимального напряжения на кольцах ротора явнополюсного синхронного генератора при гашении поля через  $t_0 = 0.2$  сек. после начала внезапного трехфазного короткого замыкания, происходящего из режима холостого хода.

Исходные данные генератора:

$$x_d = 0.85, \quad x_q = 0.62, \quad x'_d = 0.28, \quad x''_d = 0.20, \quad T_{d0} = 7.0 \text{ сек.}, \quad T''_d = 0.02 \text{ сек.},$$

$$T'_d = 2.31 \text{ сек.}, \quad T''_{d0} = T''_d \frac{x'_d}{x''_d} = 0.028 \text{ сек.}, \quad E_{\text{н}} = 1.93, \quad \operatorname{tg} \theta = \frac{x_q \cos \varphi}{1 + x_q \sin \varphi} = 0.396, \quad \cos \theta = 0.93.$$

Кратность гасительного сопротивления  $m = 4$ . Время гашения дуги принимаем 0.03 сек.

Дополнительное максимальное напряжение на кольцах, вызванное внезапным трехфазным коротким замыканием, в долях напряжения на кольцах в заданном режиме будет равно при гашении поля

$$\begin{aligned} \frac{\Delta_{3\kappa} E_{\kappa}}{E_{\text{н}}} &= 1.35 \frac{0.85 - 0.28}{0.28} \epsilon^{-\frac{[0.25 + 0.03(4+1)]}{2.31}} \frac{0.93}{1.93} 4 = \\ &= \frac{2.75 \cdot 0.841 \cdot 0.93}{1.93} 4 = 1.115 \cdot 4 = 4.46. \end{aligned}$$

Кратность максимального напряжения на кольцах ротора при гашении поля в режиме холостого хода гидрогенератора

$$\begin{aligned} \frac{E_{\kappa \max 0}}{E_0} &= \left[ \frac{1}{1 + 0.033(4+1)} + \frac{0.033(4+1)}{1 + 0.033(4+1)} \epsilon^{-\frac{0.03[1+0.033(4+1)]}{0.028}} \right] 4 = \\ &= 0.898 \cdot 4 = 3.592. \end{aligned}$$

При  $E_0 = E_{\text{н}}$  результирующая кратность максимального напряжения на кольцах ротора при гашении поля будет равна

$$\frac{E_{\kappa \max}}{E_{\text{н}}} = (0.898 + 1.115) 4 = 2.013 \cdot 4 = 8.052,$$

т. е. как и в случае трехфазного короткого замыкания турбогенератора, порядка

$$\frac{E_{\kappa \max}}{E_{\text{н}}} \approx 2m.$$

## § 5. Гашение поля при внезапных несимметричных коротких замыканиях в обмотке статора генератора, отключенного от сети

При рассмотрении внезапных несимметричных коротких замыканий следует различать случаи, когда короткое замыкание происходит на машине, включенной в мощную сеть, и когда короткое замыкание происходит на генераторе, отключенном от сети.

Для случая, когда машина включена в мощную сеть, расчет максимального напряжения на кольцах ротора генератора определяется по той же методике, что и для трехфазного короткого замыкания, см. § 4. Различие заключается только в том, что в расчетные формулы для определения добавочного тока в цепи возбуждения и добавочного напряжения на кольцах ротора от переходных токов короткого замыкания следует подставлять добавочный ток статора  $\Delta i_d$ , определенный для соответствующего вида короткого замыкания.

Для случая несимметричного короткого замыкания, происходящего из режима холостого хода генератора, отключенного от сети, также используем принцип наложения.

Дополнительный ток в обмотке возбуждения представляет собой сумму двух составляющих: дополнительного тока  $\Delta I_{f0}$ , вызванного гашением поля машины, отключенной от сети, и дополнительного тока — переходного тока внезапного несимметричного короткого замыкания  $\Delta_k I_f$ .

Если до начала переходного процесса в обмотке возбуждения протекал ток  $I_{f0} = E_0$ , то дополнительный ток, вызванный гашением поля, с учетом демпферных контуров для отключенной от сети машины считается по (12.48), а напряжение на кольцах ротора, вызванное этим током, определяется по (12.49).

В § 4 приведены также формулы для приближенного определения дополнительных тока возбуждения и напряжения на кольцах ротора, вызванных гашением поля в генераторе, отключенном от сети.

Дополнительный ток в обмотке возбуждения и дополнительное напряжение на кольцах ротора при несимметричных коротких замыканиях приближенно могут быть определены так же, как и при трехфазном коротком замыкании.

Переходный ток статора при несимметричных коротких замыканиях вычисляется по следующим формулам в момент начала гашения поля:

при однофазном коротком замыкании

$$\Delta_1 i_d = c_k \frac{x'_d + x_2 + x_0}{\varepsilon} \frac{t_0}{T'_{d1}}; \quad (12.73)$$



при двухфазном коротком замыкании

$$\Delta_2 i_d = c_k \frac{\frac{t_0}{\varepsilon} T'_{d2}}{x'_d + x_2}; \quad (12.74)$$

при замыкании двух фаз на нейтраль

$$\Delta_{20} i_d = c_k \frac{\frac{t_0}{\varepsilon} T'_{d20}}{x'_d + \frac{x_2 x_0}{x_2 + x_0}}, \quad (12.75)$$

где  $c_k = 1.1 - 1.6$  — коэффициент, учитывающий наличие апериодической составляющей тока обмотки статора;  $T'_{d1}$ ,  $T'_{d2}$  и  $T'_{d20}$  — постоянные времени затухания переходной составляющей тока статора при однофазном к. з., двухфазном и замыкании двух фаз на нейтраль

$$\left. \begin{aligned} T'_{d1} &= T_{d0} \frac{x'_d + x_2 + x_0}{x_d + x_2 + x_0}, \\ T'_{d2} &= T_{d0} \frac{x'_d + x_2}{x_d + x_2}, \\ T'_{d20} &= T_{d0} \frac{x'_d + \frac{x_2 x_0}{x_2 + x_0}}{x_d + \frac{x_2 x_0}{x_2 + x_0}}. \end{aligned} \right\} \quad (12.76)$$

Для расчета дополнительного тока в обмотке возбуждения при внезапном несимметричном коротком замыкании и дополнительного напряжения на кольцах от этого тока в уравнения (12.62) и (12.63) вместо  $T'_d$  необходимо подставить соответствующую постоянную времени, а вместо  $x_d$  и  $x'_d$  — соответствующее эквивалентное сопротивление

для однофазного к. з.

$$x_d + x_2 + x_0, \quad x'_d + x_2 + x_0;$$

для двухфазного к. з.

$$x_d + x_2, \quad x'_d + x_2;$$

для замыкания двух фаз на нейтраль

$$x_d + \frac{x_2 x_0}{x_2 + x_0}, \quad x'_d + \frac{x_2 x_0}{x_2 + x_0}.$$

Как показывает опыт эксплуатации крупных генераторов, максимальная кратность напряжения на кольцах при гашении поля в случае любого вида короткого замыкания на зажимах обмотки статора редко превышает величину  $2m$ .

## § 6. Расчет аномальных режимов синхронных генераторов при регулировании возбуждения

На практике часто встречаются задачи, в которых представляют интерес не только величины токов и напряжений на кольцах ротора при изменении напряжения возбуждения в аномальных режимах синхронных генераторов, но и изменение всех величин, характеризующих электромеханический процесс во времени, и влияние на это изменение регулирования возбуждения.

Решение уравнений Парка—Горева на вычислительной машине позволяет получить с высокой степенью точности численным методом зависимости токов, вращающего электромагнитного момента угла, скольжения от времени при регулировании возбуждения для сложных переходных процессов.

Уравнения Парка—Горева для расчета переходных режимов численным методом на цифровой вычислительной машине представлены в следующем виде (см. введение, стр. 16):

$$\left. \begin{aligned} \frac{d\psi_d}{d\tau} &= \psi_q (1 + s) - e \sin \theta - r (a\psi_d - b\psi_f - c\psi_{kd}), \\ \frac{d\psi_q}{d\tau} &= -\psi_d (1 + s) - r (g\psi_q - h\psi_{kq}) + e \cos \theta, \\ \frac{d\psi_f}{d\tau} &= e_f - r_f (-b\psi_d + d\psi_f - e\psi_{kd}), \\ \frac{d\psi_{kd}}{d\tau} &= -r_{kd} (-c\psi_d - e\psi_f + f\psi_{kd}), \\ \frac{d\psi_{kq}}{d\tau} &= -r_{kq} (-h\psi_q + k\psi_{kq}), \\ \frac{ds}{d\tau} &= \frac{1}{H} [M_L - \psi_q (a\psi_d - b\psi_f - c\psi_{kd}) + \psi_d (g\psi_q - h\psi_{kq})], \\ \frac{d\theta}{d\tau} &= s. \end{aligned} \right\} (12.77)$$

В третьем уравнении системы (12.77) напряжение возбуждения  $e_f$  представляет собой сумму двух составляющих: напряжения возбуждения без регулирования возбуждения  $e_{f0}$  и добавочного напряжения возбуждения, вызванного регулированием возбуждения:

$$e_f = e_{f0} + \Delta e_f. \quad (12.78)$$

Закон изменения добавочного напряжения  $\Delta e_f$  определяется регулятором возбуждения. В общем случае  $\Delta e_f = f(t, \theta, s, i, e)$ . В случае форсировки или гашения поля  $\Delta e_f = \pm (k_f - 1)e_f$ .

За последние годы большое распространение получили методы сильного регулирования возбуждения. При таком регулировании добавочное напряжение возбуждения зависит не только от напря-

жения, угла или тока, но и от производных этих величин по времени. При надлежащем выборе коэффициентов усиления для различных составляющих добавочного напряжения возбуждения удается получить весьма эффективные результаты. В СССР большая работа по созданию регуляторов возбуждения сильного действия выполнена под руководством Г. Р. Герценберга.

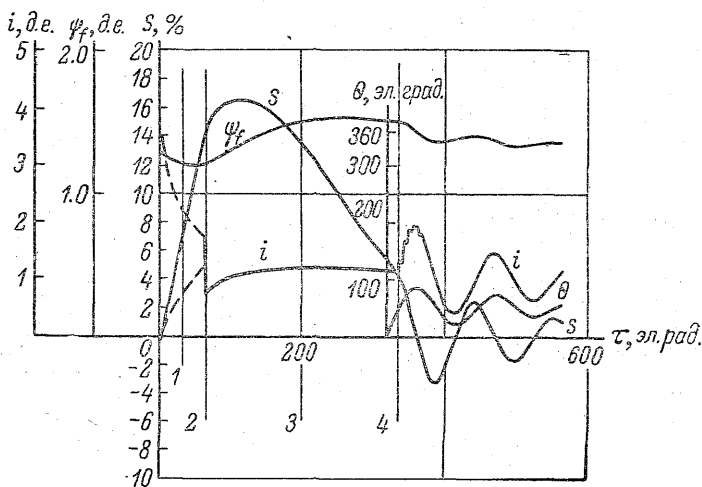


Рис. 12-3. Характеристики процесса успешной ресинхронизации капсульного гидрогенератора типа СГКВ-480/115-64 после трехфазного к. з. при ступенчатом изменении напряжения возбуждения.

1 — начало форсировки возбуждения  $k_f=1.5$ ; 2 — включение тормозного сопротивления  $r_g=1$ ; 3 — изменение напряжения возбуждения  $k_f=1.25$ ; 4 — включение генератора на сеть  $r_g=0$ ,  $k_f=1$ .

На рис. 12-3 приведены результаты расчета на ЦВМ режима короткого замыкания и ресинхронизации капсульного гидрогенератора типа СГКВ-480/115-64 по уравнениям (12. 77). Методика расчета описана в гл. 10.

Через 0.1 сек. (31 эл. сек.) после начала короткого замыкания напряжение возбуждения скачком изменилось в 1.5 раза (кратность форсировки  $k_f=1.5$ ). Затем ступенями напряжение возбуждения снизилось до первоначального значения  $e_{f_0}$  ( $k_f=1$ ).

В сочетании с электродинамическим торможением и включением обмотки статора на добавочное сопротивление  $r_g=1$  после отключения короткого замыкания форсировка и ступенчатое снятие форсировки позволили быстро (приблизительно за 2 сек.) и успешно синхронизировать генератор с мощной сетью.

## § 7. Влияние массивных полюсов в явнополюсных синхронных машинах на процесс форсировки возбуждения

В явнополюсных машинах (синхронных компенсаторах, крупных электродвигателях) применение массивных полюсов позволяет отказаться от демпферной клетки и повысить надежность работы машины в пусковых режимах. При этом массивные полюса могут оказать существенное влияние на переходные процессы в машине.

Рассмотрим особенности расчета форсировки (расфорсировки) возбуждения при наличии массивных полюсов. Представляя полюс синхронной машины как катушку с массивным сердечником и воздушным зазором, можно производить расчет на базе имеющихся методов анализа переходных процессов в катушках [1-17].

Для указанной катушки схема замещения при медленно протекающих процессах представлена на рис. 12-4.

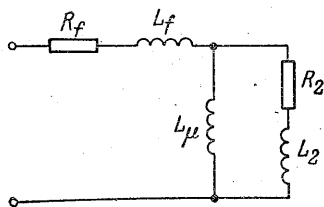


Рис. 12-4. Схема замещения при разомкнутой обмотке статора.

Для определения параметров этой схемы [можно воспользоваться следующими формулами:

$$\left. \begin{aligned} L_{\mu} &= w^2 \frac{\mu_a}{l_s} b_s d_s, \\ R_2 &= \frac{8w^2 \rho (b_s + d_s)^2}{b_s d_s l_s}, \\ L_2 &= \frac{w^2 \mu_s d_s (b_s + d_s)}{6l_s}, \end{aligned} \right\} \quad (12.79)$$

где  $L_{\mu}$  — эквивалентная индуктивность намагничивания;  $R_2$ ,  $L_2$  — эквивалентные параметры контура вихревых токов внутри сердечника катушки;  $l_s$  — длина пути магнитной линии в массиве;  $w$  — число витков катушки;  $b_s, d_s$  — соответственно, длина и ширина сечения массивного сердечника эквивалентной катушки;  $\rho, \mu_s$  — удельное электрическое сопротивление материала и магнитная проницаемость эквивалентной катушки.

Для перехода от реальной машины к эквивалентной катушке необходимо выразить приведенные выше величины через размеры машины (расчет производится на 1 полюс):

$$d_s = \frac{b_n h_n + b_m h_m}{h_n + h_m}, \quad (12.80)$$

где  $b_s \approx l_t$  (активная длина машины);  $b_n$  — ширина полюсной дуги;  $h_n$  — высота наконечника;  $b_m, h_m$  — ширина и высота остова массивного полюса.

Эквивалентная магнитная проницаемость равна

$$\mu_s = \frac{l_s \mu_0}{\delta \frac{b_m}{b_n} \mu + l_s \mu_0} \approx \mu_0 \frac{l_s}{\delta_s \frac{b_m}{b_n}}. \quad (12.81)$$

Здесь  $\mu$  — магнитная проницаемость материала полюса;  $\delta_0$  — эквивалентный воздушный зазор, определяемый практически по характеристике холостого хода (см. ниже),

$$l_0 \approx h_n + h_m. \quad (12.82)$$

Скорость нарастания (спада) тока возбуждения и магнитного тока при форсировке (расфорсировке) возбуждения для случая разомкнутой обмотки статора может быть определена с помощью схем замещения рис. 12-4. Практически, однако, форсировка и расфорсировка возбуждения производятся при замкнутой обмотке статора. Подробный расчет режима такого рода следовало бы производить на базе теории эквивалентного многообмоточного трансформатора, где обмотками являются: обмотка ротора, обмотка статора, внутренние контуры массивного полюса. Если при разомкнутой обмотке статора основную роль играет поток взаимоиנדукции между статором и ротором, то при имеющихся место в крупной синхронной машине соотношениях параметров основную роль при замкнутой обмотке статора будут играть потоки рассеяния статора и ротора. Особенно важно учесть взаимоиנדукцию между обмоткой возбуждения и контурами массивного полюса по путям рассеяния по отношению к обмотке статора. Если в качестве первого приближения для полностью массивных полюсов принять, что весь магнитный поток рассеяния обмотки возбуждения взаимодействует с контурами ротора, то допустима схема замещения (рис. 12-5, а).

При этом

$$L_0 \approx L_f + L_s, \quad (12.83)$$

где  $L_s$  — индуктивность рассеяния статора.

Выражение для тока в обмотке возбуждения при этом получает вид

$$i(t) = i_{f0} + \frac{\Delta e_f}{R_f} \left[ 1 + \frac{R_f}{\xi} (\alpha_1 \epsilon^{p_1 t} + \alpha_2 \epsilon^{p_2 t}) \right]. \quad (12.84)$$

Здесь

$$p_1 = -\frac{\lambda}{2} + \sqrt{\frac{\lambda^2}{4} - \theta}; \quad p_2 = -\frac{\lambda}{2} - \sqrt{\frac{\lambda^2}{4} - \theta}; \quad \alpha_1 = \frac{R_2 + p_1(L_2 + L'_0)}{p_1(2p_1 + \lambda)};$$

$$\alpha_2 = \frac{R_2 + p_2(L_2 + L'_0)}{p_2(2p_2 + \lambda)}; \quad \lambda = \frac{R_f L_2 + L'_0 R_0 + L'_0 R_2}{L_2 L'_0}; \quad \theta = \frac{R_2 R_f}{L_2 L'_0};$$

$$\xi = L_2 L'_0; \quad L'_0 = \frac{L_0 L_\mu}{L_0 + L_\mu}; \quad \Delta e_f = e_f - e_{f0}.$$

Формула для расчета магнитного потока, согласно [1-17], после преобразований получит вид

$$\Phi = \Phi_0 + \frac{R_f \Delta e_f}{\xi \omega} [\beta + \gamma_1 \epsilon^{p_1 t} + \gamma_2 \epsilon^{p_2 t}], \quad (12.85)$$

где  $\Phi_0$  — начальный поток;

$$\beta = \frac{L_f \xi}{R_f^2} + \frac{\alpha_1}{p_1} + \frac{\alpha_2}{p_2}; \quad \gamma_1 = -\alpha_1 \left( \frac{1}{p_1} - \frac{L_f}{R_f} \right); \quad \gamma_2 = -\alpha_2 \left( \frac{1}{p_2} - \frac{L_f}{R_f} \right).$$

Отметим, что сопротивление  $R_f$  включает в себя не только активное сопротивление  $r_f$  обмотки возбуждения (на 1 полюс), но и внутреннее активное сопротивление возбудителя.

С помощью схемы замещения (рис. 12-5, б) можно произвести также расчет скорости затухания тока в обмотке ротора, если гаше-

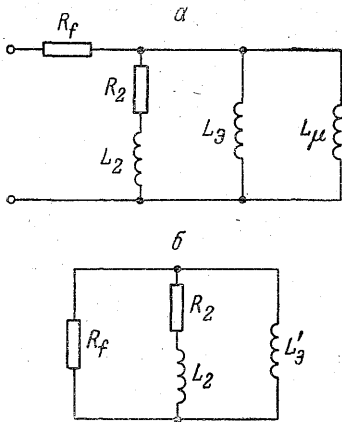


Рис. 12-5. Схема замещения при замкнутой обмотке статора.

$\alpha$  — при форсировке возбуждения;  
 $\beta$  — при гашении поля замыканием обмотки ротора накоротко.

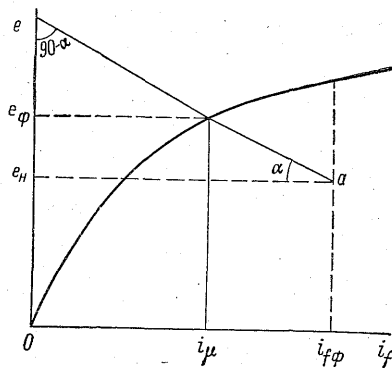


Рис. 12-6. Диаграмма для определения насыщения полюса при форсировке.

ние осуществляется путем замыкания обмотки ротора накоротко или на гасительное сопротивление при замкнутой обмотке статора.

Тогда формула (12. 84) получит вид

$$i(t) = i_{f0} \frac{R'_f}{\xi} (\alpha_1 \varepsilon^{p_1 t} + \alpha_2 \varepsilon^{p_2 t}). \quad (12. 86)$$

Здесь  $i_{f0}$  — ток в обмотке возбуждения перед гашением поля;  $R'_f = r_f + R_r$  ( $R_r$  — гасительное сопротивление). При замыкании обмотки ротора накоротко  $R_r = 0$ .

Рассмотрим вопрос о величине эквивалентного воздушного зазора. В процессе форсировки до двухкратного и выше значения тока ротора, как это имеет место в практике, для определения  $\delta_s$  необходимо предварительно оценить магнитное состояние машины в начале и в конце процесса форсировки. На рис. 12-6 показана характеристика холостого хода. Проведем через точки  $e = e_n$  и  $i_f = i_{f\phi}$  линии, перпендикулярные соответствующим осям.

Линия, проведенная через точку  $a$  и имеющая угол наклона к оси абсцисс

$$\alpha = \text{arc tg} \frac{x_l + x_b}{x_d}, \quad (12.87)$$

пересечет характеристику холостого хода в точке, соответствующей внутренней эдс в установившемся режиме форсировки. В формуле (12.87) при пользовании характеристикой холостого хода в д. е.:

$x_l$  — индуктивность рассеяния статора, д. е.;  $x_b = 0.03 \div 0.05$  — дополнительная индуктивность, связанная с насыщением от потоков рассеяния полюсов, д. е.;  $x_d$  — синхронная реактивность, д. е.

Ток  $i_\mu$  на рис. 12-6 является в этом режиме током намагничивания, определяющим состояние машины. Обозначим через  $i_{\mu 1}$  и  $i_{\mu 2}$  токи намагничивания в начале и в конце форсировки для случаев, когда машина включена в сеть с токами в обмотке возбуждения  $i_{f0}$ ,  $i_{f\phi}$ , соответственно. Тогда средний ток намагничивания за время переходного процесса будет равен:

$$i_{\mu \text{ ср}} \approx \frac{i_{\mu 1} + i_{\mu 2}}{2}. \quad (12.88)$$

Соответственно для эквивалентного зазора можно принять ]

$$\delta_a \approx \delta \frac{i_{\mu \text{ ср}}}{i_0}. \quad (12.89)$$

В этой формуле  $\delta$  — действительный зазор машины;  $i_0$  — ток ротора, соответствующий мдс воздушного зазора при холостом ходе и номинальном напряжении.

Численные примеры расчета. 1. Произведем расчет процесса снятия форсировки (расфорсировки) возбуждения для синхронного компенсатора.

Исходные данные (на 1 полюс):  $d_a = 53$  см;  $b_a = 240$  см;  $\delta = 2.5$  см;  $\frac{b_m}{b_n} = 0.72$ ;  $\rho = 2.0 \cdot 10^{-5}$  ом · см;  $R_f = 0.0152$  ом;  $L_f = 0.0191$  гн;  $x_d = 2.1$  д. е.;  $x_l = 0.12$  д. е.;  $w = 44$ ;  $l_s = 36$  см;  $i_0 = 360$  а;  $x_b = 0.05$  д. е.

Ток возбуждения до снятия форсировки  $i_{f\phi 1} = 2800$  а, ток возбуждения после снятия форсировки  $i_{f\phi 2} = 800$  а.

Проводя соответствующие построения с помощью характеристики холостого хода, получим  $i_{\mu 1} = 950$  а;  $i_{\mu 2} = 450$  а.

Средний ток

$$i_{\mu \text{ ср}} = \frac{950 + 450}{2} = 700 \text{ а.}$$

Эквивалентный магнитный зазор

$$\delta_a = 2.5 \frac{700}{360} = 4.85 \text{ см.}$$

Эквивалентная магнитная проницаемость

$$\mu_3 = 1.26 \cdot 10^{-8} \cdot \frac{36}{4.85 \cdot 0.72} = 13 \cdot 10^{-8} \text{ ГН/СМ.}$$

Соответственно получаем

$$L_\mu = \frac{13 \cdot 10^{-8}}{36} 240 \cdot 53 \cdot 44^2 = 0.0885 \text{ ГН;}$$

$$L_2 = \frac{1}{6} \frac{13 \cdot 10^{-8}}{36} (240 + 53) \cdot 53 \cdot 44^2 = 0.0177 \text{ ГН;}$$

$$R_2 = \frac{8 \cdot 2.0 \cdot 10^{-5} (240 + 53)^2}{240 \cdot 53 \cdot 36} 44^2 = 5.8 \cdot 10^{-2} \text{ Ом;}$$

$$L_3 = 0.0191 + 0.0073 = 0.0264;$$

$$L'_3 = \frac{0.0264 \cdot 0.0885}{0.0264 + 0.0885} = 0.02;$$

$$\xi = 0.0177 \cdot 0.02 = 3.54 \cdot 10^{-4};$$

$$\theta = \frac{0.058 \cdot 0.0152}{0.0354} = 2.5;$$

$$\lambda = \frac{0.0152 \cdot 0.0177 + 0.02 \cdot 0.0152 + 0.02 \cdot 0.058}{3.54 \cdot 10^{-4}} =$$

$$= \frac{2.7 + 3.04 + 11.6}{3.54} = 4.6;$$

$$p_{1,2} = -2.3 \pm \sqrt{2.3^2 - 2.5} = -2.3 \pm \sqrt{5.3 - 2.5} = -2.3 \pm 1.67;$$

$$p_1 = -0.63;$$

$$p_2 = -3.97;$$

$$\alpha_1 = \frac{0.058 - 0.63 \cdot (0.0377)}{-0.63(-1.26 + 4.6)} = \frac{0.0343}{-0.63 \cdot 3.34} = -1.62 \cdot 10^{-2};$$

$$\alpha_2 = \frac{0.058 - 3.97 \cdot (0.0377)}{-3.97(-7.94 + 4.6)} = \frac{-0.092}{3.97 \cdot 3.34} = -0.67 \cdot 10^{-2}.$$

Результаты расчета и опытные данные приведены на рис. 12-7. Следует отметить, что в режиме расфорсировки можно ожидать наиболее сильное влияние насыщения, так как насыщенному состоянию соответствует самая интенсивная часть процесса.

2. Произведем расчет гашения поля крупного синхронного двигателя с массивными полюсами путем замыкания накоротко обмотки ротора при замкнутой обмотке статора.

Исходные данные (на 1 полюс):

$$\delta = 1.4 \text{ см; } d_s = 39 \text{ см; } b_s = 74 \text{ см; } l_s = 25.5 \text{ см; } \rho = 2 \cdot 10^{-5} \text{ Ом} \cdot \text{см;}$$

$$L_f = 0.003 \text{ ГН; } L_s = 0.0026 \text{ ГН; } w = 40.5; \frac{b_m}{b_n} = 0.56.$$

Эквивалентная магнитная проницаемость

$$\mu_3 = 1.26 \cdot 10^{-8} \frac{25.5}{1.4 \cdot 0.56} = 41 \cdot 10^{-8} \text{ ГН/СМ.}$$



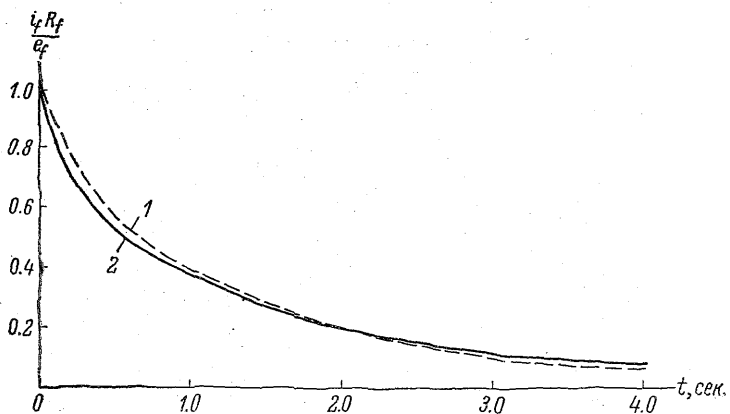


Рис. 12-7. Затухание тока в обмотке ротора при расфорсировке возбуждения синхронного компенсатора мощностью 100 Мва.

1 — расчетные данные; 2 — опытные.

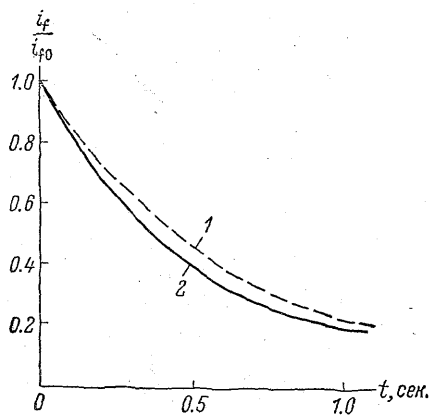


Рис. 12-8. Затухание тока в обмотке ротора синхронного двигателя при гашении поля замыканием обмотки возбуждения накоротко.

1 — расчетные данные; 2 — опытные.

Сопротивления обмотки ротора

$$R_f = r_f = 0,009 \text{ ом.}$$

Индуктивность и сопротивление массива

$$L_{\mu} = 40 \cdot 52 \frac{41 \cdot 10^{-8}}{25,5} 74 \cdot 39 = 77 \cdot 10^{-3} \text{ гн;}$$

$$L_2 = \frac{1}{6} 40 \cdot 52 \frac{41 \cdot 10^{-8}}{25,5} (39 + 74) \cdot 39 = 19,5 \cdot 10^{-3} \text{ гн;}$$

$$R_2 = \frac{8 \cdot 40 \cdot 52 \cdot 2 \cdot 10^{-5} (39 + 74)^2}{39 \cdot 74 \cdot 25,5} = 0,0465 \text{ ом.}$$

Ввиду сравнительно низкого насыщения изменение  $\mu_3$  не учитываем.

$$L_3 = 0,0026 + 0,003 = 0,0056 \text{ гн;}$$

$$L'_3 = \frac{0,0056 \cdot 77 \cdot 10^{-3}}{0,0056 + 0,077} = 0,0053 \text{ гн.}$$

Коэффициенты:

$$\xi = 19,5 \cdot 10^{-3} \cdot 0,0053 = 1,03 \cdot 10^{-4};$$

$$\theta = \frac{0,009 \cdot 0,0465}{1,03 \cdot 10^{-4}} = 4,05;$$

$$\lambda = \frac{0,009 \cdot 1,95 \cdot 10^{-2} + 0,0053 \cdot 0,009 + 0,0053 \cdot 0,0465}{1,03 \cdot 10^{-4}} = 4,54;$$

$$p_{1,2} = -2,27 \pm \sqrt{5,15 - 4,05};$$

$$p_1 = -1,22;$$

$$p_2 = -3,32;$$

$$\alpha_1 = \frac{0,0465 - 1,22(0,025)}{-1,22(-2 \cdot 1,22 + 4,54)} = -6,3 \cdot 10^{-3};$$

$$\alpha_2 = \frac{0,0465 - 3,32 \cdot 0,025}{-3,32(-2 \cdot 3,32 + 4,54)} = -5,1 \cdot 10^{-3}.$$

Результаты расчета и опытные данные приведены на рис. 12-о.

Сопоставление опытных и расчетных данных снятия форсировки и гашения поля при замкнутой обмотке статора показывает, что с помощью предлагаемой методики можно получить результаты, достаточно близко совпадающие с опытными данными.

## ГЛАВА 13

### ВНУТРЕННИЕ КОРОТКИЕ ЗАМЫКАНИЯ СИНХРОННЫХ МАШИН

#### § 1. Возможные повреждения при внутренних коротких замыканиях и общие принципы расчета

В современном энергостроительстве наблюдается тенденция роста мощности агрегата в единице. В настоящее время строятся электростанции с агрегатами мощностью до 1100 Мвт. Как показывает практика эксплуатации, с увеличением мощности генератора возрастает объем повреждений. В связи с этим представляет значительный практический интерес вопрос о возможных токах короткого замыкания в гидро- и турбогенераторах. Известны случаи, когда генераторы, снабженные быстродействующей защитой, отключающей машину от сети и воздействующей на автомат гашения поля (АГП) при внешних коротких замыканиях, повреждались токами внутренних коротких замыканий обмотки статора генератора. При этом замечено, что токи в машинах при внутренних коротких замыканиях могут в несколько раз превышать максимальные токи, имеющие место при замыканиях на зажимах машины. При коротком замыкании внутри обмотки статора генератора, работающего параллельно с сетью, образуется не менее двух контуров, включенных на напряжение, существовавшее в точке повреждения до короткого замыкания. Токи в образовавшихся контурах направлены встречно. При этом токи в стержнях обмотки, лежащих в одном пазу и принадлежащих одной фазе, могут иметь различное направление, вследствие чего снижаются пазовые взаимореактивности. В этом случае величина токов внутреннего короткого замыкания может достигать таких значений, что вызванные этими токами усилия могут привести к повреждению пазовых клиньев и деформации обмотки.

Дуга, возникшая внутри обмотки, может длительное время поддерживаться остаточным напряжением машины, вызывая повреждение обмоток и активного железа статора. Под действием ударных токов при внутренних коротких замыканиях могут быть разрушены крепления обмоток. Эти особенности внутреннего короткого замыкания должны учитываться при проектировании мощ-

ных генераторов и систем защиты. Отсюда вытекает потребность в надежной методике расчета токов внутреннего короткого замыкания.

Общий принцип расчета токов при внутренних к. з. Анализу внутренних коротких замыканий посвящен ряд работ [0-3, 13-1÷13-4]. Для расчета токов внутреннего короткого замыкания необходимо определить собственные и взаимные реактивности электрически и магнитно связанных контуров, образовавшихся в обмотке в результате внутреннего короткого замыкания. В [13-4; 13-5; 13-7] предлагаются приближенные методы расчета параметров отдельных частей обмотки. Для уточнения методики расчета токов внутреннего короткого замыкания обмотки статора синхронной машины в [13-1÷13-3] приведены способы определения реактивностей частей обмотки на базе известных работ [0-3, 13-6].

С учетом полученных реактивностей составляются системы дифференциальных уравнений, решение которых позволяет определить законы изменения токов внезапного внутреннего короткого замыкания во времени.

Для определения токов установившегося внутреннего короткого замыкания достаточно решения системы алгебраических уравнений Кирхгофа, составленных для контуров, образовавшихся при внутреннем к. з.

Принимаемые допущения. При рассмотрении процесса внутреннего короткого замыкания принимаются обычные допущения, применяющиеся при исследовании коротких замыканий: магнитная система машины не насыщена, распределение мдс по окружности статора близко к синусоидальному, влиянием высших гармонических потока и мдс при определении токов к. з. можно пренебречь.

Рассматривается внезапное короткое замыкание, происходящее из режима холостого хода для изолированного или работающего параллельно с сетью генератора.

Спротивление дуги, возникшей в месте к. з., при анализе не учитывается. За время внутреннего короткого замыкания обмотки статора генератора регулирование возбуждения отсутствует. Скорость вращения при внутренних к. з. принимается постоянной.

Виды коротких замыканий. Внутренние к. з. можно разделить на две группы:

симметричные трехфазные внутренние короткие замыкания и несимметричные внутренние короткие замыкания.

К первой группе относятся только трехфазные к. з. с одинаковым числом короткозамкнутых витков в каждой фазе (рис. 13-1, а).

Вторая группа внутренних коротких замыканий более многообразна. Сюда относятся однофазные на нейтраль (рис. 13-1, б) и межвитковые однофазные короткие замыкания (рис. 13-1, в),

трехфазные короткие замыкания с неодинаковым числом короткозамкнутых витков в фазах (рис. 13-1, *а*), трехфазные и двухфазные на нейтраль короткие замыкания с одинаковым и неодинаковым числом короткозамкнутых витков в фазах (рис. 13-1, *б*, *в*, *г*, *д*, *е*, *ж*, *з*).

Ввиду значительного количества уравнений, получающихся при аналитическом исследовании внезапных коротких замыканий,

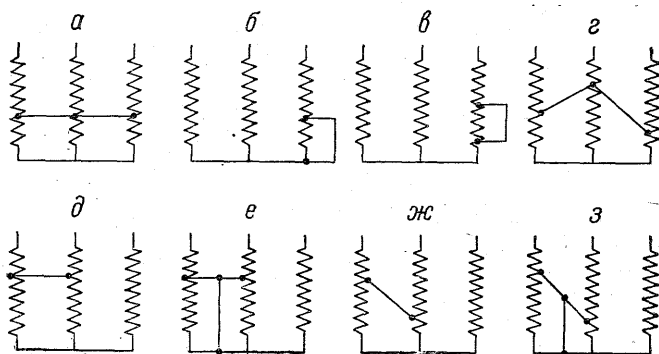


Рис. 13-1. Виды внутренних коротких замыканий.

*а* — симметричное трехфазное; *б* — однофазное на нейтраль; *в* — межвитковое однофазное; *г* — несимметричное трехфазное; *д* — двухфазное с одинаковым числом короткозамкнутых витков в фазах; *е* — к. з. двух фаз на нейтраль с одинаковым числом короткозамкнутых витков в фазах; *ж* — двухфазное с неодинаковым числом короткозамкнутых витков в фазах; *з* — к. з. двух фаз на нейтраль с неодинаковым числом короткозамкнутых витков в фазах.

для их решения целесообразно применять цифровые вычислительные машины. Авторами была сделана попытка применения ЦВМ для расчета токов установившегося симметричного короткого замыкания турбогенератора. Результаты одного из таких расчетов для турбогенератора представлены в § 5.

## § 2. Основные соотношения, характеризующие симметричное внезапное внутреннее короткое замыкание [13-1 ÷ 13-3]

Собственные и взаимные индуктивности. Обозначим часть обмотки от зажимов до точки короткого замыкания индексом 2, оставшуюся часть обмотки индексом 1, неповрежденную параллельную ветвь, при наличии двух параллельных ветвей в обмотке, обозначим индексом 3.

Для каждого из трехфазных симметричных контуров обмотки статора, образовавшихся в результате внутреннего к. з., можно в результате таких же преобразований, как и для целой обмотки,

получить выражения для собственных и взаимных индуктивностей по продольной и поперечной осям

$$\left. \begin{aligned} L_{11d} &= L_{a1} - m_{a1b1} = \frac{3}{2} L_{a1}, \\ L_{22d} &= L_{a2} - m_{a2b2} = \frac{3}{2} L_{a2}. \end{aligned} \right\} \quad (13.1)$$

Здесь  $L_{11d}$  и  $L_{22d}$  — собственные индуктивности контуров 1 и 2 по продольной оси;  $L_{a1}$ ,  $L_{a2}$ ,  $m_{a1b1}$ ,  $m_{a2b2}$  — собственные и взаимные индуктивности фаз контуров 1 и 2.

Взаимная индуктивность между двумя контурами статора по продольной оси

$$m_{12d} = \frac{3}{2} m_{a1a2}, \quad (13.2)$$

где  $m_{a1a2}$  — коэффициент взаимной индуктивности контуров 1 и 2 фазы  $a$ .

Для взаимных индуктивностей контуров 1 и 2 статора с обмоткой ротора по продольной оси получаются следующие выражения:

$$M_{1fd} = \frac{3}{2} M_{a1fd}; \quad M_{2fd} = \frac{3}{2} M_{a2fd}, \quad (13.3)$$

где  $M_{a1fd}$  и  $M_{a2fd}$  — взаимные индуктивности контуров 1 и 2 фазы  $a$  с обмоткой ротора при совпадении их осей.

При обтекании обоих контуров одним током получаем целую обмотку. Собственные и взаимные индуктивности при суммировании должны дать собственную индуктивность обмотки статора. Сумма взаимных индуктивностей этих контуров с обмоткой ротора должна быть равна взаимной индуктивности полной обмотки статора с обмоткой ротора

$$\left. \begin{aligned} L_{1d} + L_{2d} + 2m_{12d} &= L_d, \\ M_{1df} + M_{2df} &= M_{df}. \end{aligned} \right\} \quad (13.4)$$

Аналогично могут быть получены выражения для собственных и взаимных индуктивностей контуров по поперечной оси. Таким образом, собственные и взаимные индуктивности симметричных трехфазных контуров по осям  $d$  и  $q$  вычисляются как части полной индуктивности обмотки  $L_d$ ,  $L_q$ , а взаимные индуктивности полной обмотки статора с обмоткой ротора  $L_{df}$ .

**Основные уравнения.** Для контуров обмотки статора по осям  $d$  и  $q$  могут быть написаны следующие уравнения равновесия напряжений статора и ротора:

$$\left. \begin{aligned} e_{1d} &= p\psi_{1d} + r_{11}i_{1d} - \psi_{1q}, \\ e_{1q} &= p\psi_{1q} + r_{11}i_{1q} + \psi_{1d}, \\ e_{2d} - e_{2d} &= p\psi_{2d} + r_{22}i_{2d} - \psi_{2q}, \\ e_q - e_{2q} &= p\psi_{2q} + r_{22}i_{2q} + \psi_{2d}, \\ e_f &= p\psi_f + r_f i_f, \\ 0 &= p\psi_{kd} + r_{kd} i_{kd}, \\ 0 &= p\psi_{kq} + r_{kq} i_{kq}. \end{aligned} \right\} \quad (13.5)$$

Потокосцепления контуров по осям  $d$  и  $q$

$$\left. \begin{aligned} \psi_{1d} &= L_{1d}i_{1d} + m_{12d}i_{2d} + M_{1fd}i_f + M_{1kd}i_{kd}, \\ \psi_{2d} &= L_{2d}i_{2d} + m_{12d}i_{1d} + M_{2fd}i_f + M_{2kd}i_{kd}, \\ \psi_{1q} &= L_{1q}i_{1q} + m_{12q}i_{2q} + M_{1kq}i_{kq}, \\ \psi_{2q} &= L_{2q}i_{2q} + m_{12q}i_{1q} + M_{2kq}i_{kq}, \\ \psi_f &= L_f i_f + M_{1df}i_{1d} + M_{2df}i_{2d} + M_{df}i_{kd}, \\ \psi_{kd} &= L_{kd}i_{kd} + M_{1kd}i_{1d} + M_{2kd}i_{2d} + M_{df}i_f, \\ \psi_{kq} &= L_{kq}i_{kq} + M_{1kq} + M_{1kq}i_{1q} + M_{2kq}i_{2q}. \end{aligned} \right\} (13.6)$$

Коэффициенты само- и взаимных индуктивностей в (13.6) можно заменить при пользовании д. е. собственными и взаимными реактивностями с теми же индексами.

При решении систем уравнений (13.5) и (13.6) получаются значения токов внезапного внутреннего короткого замыкания, про-

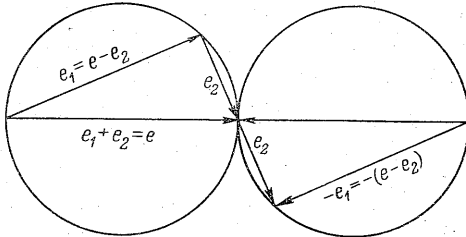


Рис. 13-2. Диаграмма напряжений при внутреннем к. з. генератора, включенного на сеть.

текающих во всех контурах машины. Решение может быть проведено на цифровой вычислительной машине одним из известных численных методов Эйлера, Адамса или Рунге—Кутта.

Для получения аналитических зависимостей, характеризующих внутреннее короткое замыкание синхронных генераторов, пренебрежем активными сопротивлениями контуров обмотки статора, как это обычно делается при приближенном рассмотрении к. з. на зажимах генератора.

При одной обмотке возбуждения по продольной оси и одном демпферном контуре по поперечной оси уравнения напряжений и потокосцеплений по продольной оси имеют следующий вид:

$$\left. \begin{aligned} e_{1d} &= p\psi_{1d} - \psi_{1q}, \quad -(e_d - e_{2d}) = p\psi_{2d} - \psi_{2q}, \\ e_f &= p\psi_f - i_f r_f, \\ \psi_{1d} &= i_{1d}x_{11d} - i_{2d}x_{12d} - i_f x_{1fd}, \\ \psi_{2d} &= i_{2d}x_{22d} - i_{1d}x_{12d} + i_f x_{2fd}, \\ \psi_{fd} &= i_f x_{ffd} + i_{2d}x_{2fd} + i_{1d}x_{1fd}. \end{aligned} \right\} (13.7)$$

Уравнения для оси  $q$  получаются из (13. 7) заменой индекса  $d$  на  $q$  и  $f$  на  $k$ ; напряжение, приложенное к демпферному контуру, равно нулю ( $e_{kq}=0$ ).

Напряжение, приложенное ко второму контуру обмотки статора при работе генератора параллельно с системой, равно, как следует из рис. 13-2,  $e_d - e_{2d} = e_{1d}$ .

Если внутреннее к. з. происходит из режима холостого хода, то

$$e_{1d} = 0; \quad e_{1q} = -e_{1q0}; \quad \psi_{1q} = p\psi_{1d} \quad \text{и} \quad \psi_{2q} = p\psi_{2d}. \quad (13. 8)$$

Получим следующую систему операторных уравнений:

$$\left. \begin{aligned} e_{1q}1 &= (p^2 + 1) \psi_{1d}; & e_{1q}1 &= (p^2 + 1) \psi_{2d}; \\ e_{1q}1 &= \frac{(p^2 + 1)}{p} \psi_{1q}; & e_{1q}1 &= \frac{(p^2 + 1)}{p} \psi_{2q}. \end{aligned} \right\} \quad (13. 9)$$

Токи при внутренних к. з. Используя выражения для потокосцеплений из (13. 7), получим операторные уравнения для токов внутреннего короткого замыкания, накладывающихся на ток установившегося к. з.:

$$\left. \begin{aligned} i_{1d} &= \frac{e_{1q}1}{p^2 + 1} \frac{x_{22d}(p) + x_{12d}(p)}{x_{11d}(p)x_{22d}(p) - x_{12d}^2(p)}, \\ i_{2d} &= \frac{e_{1q}1}{p^2 + 1} \frac{x_{11d}(p) + x_{12d}(p)}{x_{11d}(p)x_{22d}(p) - x_{12d}^2(p)}. \end{aligned} \right\} \quad (13. 10)$$

Аналогичные уравнения получаются для токов по оси  $q$ . В уравнениях (13. 10) обозначено:

$$\left. \begin{aligned} x_{11d}(p) &= x_{11d} - \frac{px_{1fd}^2}{r_f + px_{ffd}}, \\ x_{12d}(p) &= x_{12d} - \frac{px_{1fd}x_{2fd}}{r_f + px_{ffd}}, \\ x_{22d}(p) &= x_{22d} - \frac{px_{2fd}^2}{r_f + px_{ffd}}. \end{aligned} \right\} \quad (13. 11)$$

При замене индексов  $d$  на индексы  $q$  получим выражения для реактивностей по поперечной оси.



Токи короткого замыкания получим в следующем виде:

$$\left. \begin{aligned}
 i_{1d} &= e_{10} \left\{ \frac{x_{22d} + x_{12d}}{x_{11d}x_{22d} - x_{12d}^2} (1 - \cos t) + \left( \frac{x'_{22d} + x'_{12d}}{x'_{11d}x'_{12d} - x_{12d}^2} - \right. \right. \\
 &\quad \left. \left. - \frac{x_{22d} + x_{12d}}{x_{11d}x_{22d} - x_{12d}^2} \right) \frac{1}{1 + \frac{1}{T_d'^2}} \left( \varepsilon \frac{t}{T_d'} - \cos t + \frac{1}{T_d'} \sin t \right) \right\}, \\
 i_{1q} &= e_{10} \left\{ \frac{x_{22q} + x_{12q}}{x_{11q}x_{22q} - x_{12q}^2} \sin t + \left( \frac{x''_{22q} + x''_{12q}}{x''_{11q}x''_{22q} - x_{12q}^2} - \right. \right. \\
 &\quad \left. \left. - \frac{x_{22q} + x_{12q}}{x_{11q}x_{22q} - x_{12q}^2} \right) \frac{1}{1 + \frac{1}{T_q''^2}} \left( \sin t + \frac{1}{T_q''} \cos t - \frac{1}{T_q''} \varepsilon \frac{t}{T_q''} \right) \right\}.
 \end{aligned} \right\} \quad (13.12)$$

Для токов второго контура получаются аналогичные выражения, только вместо  $x_{22d}$ ,  $x_{22q}$ ,  $x'_{22d}$ ,  $x''_{22q}$  в числителях (13.12) подставляются реактивности контура 1, собственно,  $x_{11d}$ ,  $x_{11q}$ ,  $x'_{11d}$ ,  $x''_{11q}$ , где

$$\left. \begin{aligned}
 x'_{11d} &= x_{11d} - \frac{x_{1fd}^2}{x_{ffd}}; & x'_{22d} &= x_{22d} - \frac{x_{2fd}^2}{x_{ffd}}; \\
 x'_{12d} &= x_{12d} - \frac{x_{11d}x_{2fd}}{x_{ffd}}; & T_d' &= T_{d0} \frac{x'_{11d}x'_{22d} - x_{12d}^2}{x_{11d}x_{22d} - x_{12d}^2}; \\
 T_{d0} &= \frac{x_{ffd}}{r_f}.
 \end{aligned} \right\} \quad (13.13)$$

Если систему, на которую работает генератор, нельзя считать бесконечно мощной, то ее реактивность следует учесть увеличением реактивности  $x_{22}$  на величину внешней реактивности  $x_e$ .

Пренебрегая величинами  $\frac{1}{T_d'}$ ,  $\frac{1}{T_q''}$ ,  $\frac{1}{T_d'^2}$ ,  $\frac{1}{T_q''^2}$  по сравнению с единицей, получим приближенные выражения для токов внезапного короткого замыкания

$$\left. \begin{aligned}
 i_{1d} &= i_{1d\infty} + (i'_{1d} - i_{1d\infty}) \varepsilon \frac{t}{T_d'} - i'_{1d} \cos t, \\
 i_{2d} &= i_{2d\infty} + (i'_{2d} - i_{2d\infty}) \varepsilon \frac{t}{T_d'} - i'_{2d} \cos t, \\
 i_{1q} &= i''_{1q} \sin t; & i_{2q} &= i''_{2q} \sin t.
 \end{aligned} \right\} \quad (13.14)$$

Таким образом, токи внутреннего к. з., как и ток внешнего к. з., при одной обмотке на роторе имеет установившуюся и переходную составляющие.

Если на роторе в продольной оси, кроме обмотки возбуждения, имеется демпферный контур, то, пренебрегая активным сопротивлением обмотки возбуждения [13-8], решение для токов внутреннего к. з. можно получить в следующем виде:

$$\left. \begin{aligned} i_{1d} &= i'_{1d} + (i''_{1d} - i'_{1d}) \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} - i''_{1d} \cos t, \\ i_{2d} &= i'_{2d} + (i''_{2d} - i'_{2d}) \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} - i''_{2d} \cos t, \\ i_{1q} &= i''_{1q} \sin t; \quad i_{2q} = i''_{2q} \sin t. \end{aligned} \right\} \quad (13.15)$$

Здесь

$$\left. \begin{aligned} i''_{1d} &= \frac{e_{1q}(x''_{22d} + x''_{12d})}{x''_{11d}x''_{22d} - x''_{12d}^2}; \quad i''_{2d} = \frac{e_{1q}(x''_{11d} + x''_{12d})}{x''_{11d}x''_{22d} - x''_{12d}^2}; \\ x''_{11d} &= x_{11d} - x_{1kd}^2 \frac{x_{fd} + x_{kd}}{x_{kd}x_{ffd} + x_{fd}x_{afd}}; \\ x''_{22d} &= x_{22d} - x_{2kd}^2 \frac{x_{fd} + x_{kd}}{x_{kd}x_{ffd} + x_{fd}x_{afd}}; \\ x''_{12d} &= x_{12d} - x_{1kd}x_{2kd} \frac{x_{fd} + x_{kd}}{x_{kd}x_{ffd} + x_{fd}x_{afd}}; \\ T''_d &= \frac{x''_{11d}x''_{22d} - x''_{12d}^2}{x''_{11d}x''_{22d} - x''_{12d}^2} T''_{0d}. \end{aligned} \right\} \quad (13.16)$$

При учете затухания токов в демпферной обмотке и обмотке возбуждения получаются следующие приближенные выражения:

$$\left. \begin{aligned} i_{1d} &= i_{1d\infty} + (i'_{1d} - i_{1d\infty}) \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} + (i''_{1d} - i'_{1d}) \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} - i''_{1d} \cos t, \\ i_{2d} &= i_{2d\infty} + (i'_{2d} - i_{2d\infty}) \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} + (i''_{2d} - i'_{2d}) \varepsilon^{-\frac{t}{T'_d}} - \\ &- i''_{2d} \cos t; \quad i_{1q} = i''_{1q} \sin t; \quad i_{2q} = i''_{2q} \sin t. \end{aligned} \right\} \quad (13.17)$$

Затухание аperiodической составляющей тока в 1-м и 2-м контурах определяется постоянной времени, не превышающей величину

$$T_a = T_1 + T_2 = \frac{1}{r_1} \frac{2x''_{11d}x''_{11q}}{x''_{11d} + x''_{11q}} + \frac{1}{r_2} \frac{2x''_{22d}x''_{22q}}{x''_{22d} + x''_{22q}}. \quad (13.18)$$

Схемы замещения. На основании полученных уравнений могут быть построены схемы замещения генератора при внутреннем коротком замыкании для продольной и поперечной осей.

При этом предполагается, что каждая обмотка ротора может быть представлена одним эквивалентным контуром и взаимные индуктивности между обмотками ротора и обмотками статора в продольной оси одинаковы. Схема замещения [13-2] с отрицательной взаимной индуктивностью между контурами 1 и 2 —  $x_{12}$  имеет известные достоинства (рис. 13-3). Она может быть использована для представления внутреннего к. з. (при включении рубильника  $R$ ) и короткого замыкания на зажимах машины. Физический смысл отрицательной индуктивности заключается в том, что взаимная индуктивность между двумя контурами, образовавшимися в результате внутреннего короткого замыкания, увеличивает ток в каждом контуре.

Учет действительного направления токов в контурах схемы соответствует и тому положению, что взаимодействие каждого из двух контуров обмотки статора с обмоткой ротора противоположно, вследствие чего всплеск тока в обмотке ротора при внутреннем к. з. меньше, чем при к. з. на зажимах генератора.

Внутреннее короткое замыкание в обмотке статора изолированной синхронной машины, работавшей до аварии, в режиме холостого хода отличается от рассмотренного ранее случая тем, что после короткого замыкания контур 2 остается разомкнутым и током не обтекает. Контур 1, в котором действует эдс  $e_{1q}$ , замыкается накоротко.

При наличии в обмотке двух параллельных ветвей, составив уравнения для всех трех контуров обмотки статора, получим решение для токов внутреннего короткого замыкания, аналогичное (13. 10), (13. 12). При этом вместо  $x_{11}$ ,  $x_{22}$  и  $x_{12}$  для обеих осей вводятся в уравнения величины

$$x_{11}^* = x_{11} - \frac{x_{13}^2}{x_{33}}, \quad x_{22}^* \approx x_{22} - \frac{x_{23}^2}{x_{33}}, \quad x_{12}^* = x_{12} - \frac{x_{13}x_{23}}{x_{33}}. \quad (13. 19)$$

Реактивность системы  $x_e$  следует прибавить к реактивностям  $x_{22}$ ,  $x_{33}$ ,  $x_{23}$ .

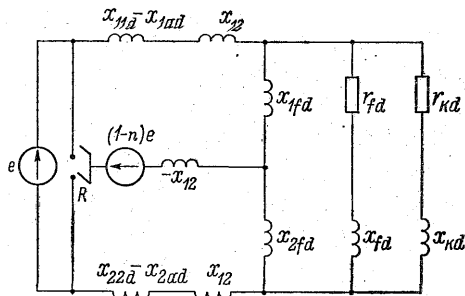


Рис. 13-3. Схема замещения генератора при внутреннем к. з.

### § 3. Несимметричные внутренние короткие замыкания в обмотке статора синхронного генератора, включенного в сеть

Симметричные трехфазные внутренние к. з., рассмотренные в предыдущем параграфе, на практике встречаются редко. Значительно чаще имеют место несимметричные внутренние короткие замыкания обмотки статора синхронного генератора.

Различают два вида несимметричных внутренних к. з. обмотки статора генератора:

несимметричные внутренние к. з. с одинаковым расстоянием от нейтрали точки к. з. в каждой из поврежденных фаз;

несимметричные внутренние к. з. при несимметрии системы реактивностей.

Несимметричное внутреннее короткое замыкание при несимметрии системы реактивностей представляет собой общий случай внутреннего короткого замыкания обмотки статора синхронного генератора. Для рассмотрения этого к. з. необходимо составить уравнения равновесия напряжений для обоих контуров каждой фазы в отдельности. Для определения токов внутреннего короткого замыкания необходимо решить эти уравнения. При этом следует иметь в виду, что применение метода симметричных составляющих в случае установившегося к. з. не избавляет от значительных по трудоемкости вычислений.

Так, например, при трехфазном внутреннем коротком замыкании и полной несимметрии сопротивлений уравнения равновесия напряжений для контура 1 в установившемся режиме запишутся так:

$$e_m = \sum_{n=1}^3 i_{n1} z_{m1n1} - \sum_{n=1}^3 i_{n2} z_{m1n2}, \quad (13. 20)$$

где  $m$  и  $n$  — номера фазы 1, 2, 3;  $e_m$  — напряжение  $m$ -й фазы в точке к. з.;  $i_{n1}$  — ток контура 1  $n$ -й фазы;  $i_{n2}$  — ток контура 2  $n$ -й фазы;  $z_{m1n1}$  — собственные сопротивления фаз;  $z_{m1n2}$  — взаимные сопротивления фаз.

Уравнения для контура 2 составляются подобно (13. 20).

Применяя метод симметричных составляющих также и к системе сопротивлений, получим уравнения для систем симметричных составляющих

$$e_{1i} = \sum_{h=0}^2 i_{1(h)} z_{11(i, h)} - \sum_{h=0}^2 i_{2(h)} z_{12(i, h)}, \quad (13. 21)$$

где  $i = 0, 1, 2$ .

При замене в (13. 21) индексов 1 на 2, и наоборот, получаются уравнения для контуров 2.

Индексы без скобок означают собственные или взаимные сопротивления контуров, индексы в скобках ( $i, h$ ) означают, что, про-

текая по данному сопротивлению, ток последовательности  $h$  создает падение напряжения последовательности  $i$ .

Сопротивления  $z_{11(ih)}$  и  $z_{12(ih)}$  можно найти из уравнений (13.20), предположив, что фазные токи представляют собой систему токов только прямой, обратной или нулевой последовательностей.

В полученных уравнениях напряжений прямой, обратной или нулевой последовательностей коэффициенты при токах представляют искомые сопротивления

$$z_{11(01)} = \frac{z_{a1a1} + a^2 z_{b1b1} + z_{c1c1}}{3} - \frac{a z_{a1b1} + a^2 z_{a1c1} + z_{b1c1}}{3},$$

$$z_{12(01)} = \frac{z_{a1a2} + a^2 z_{b1b2} + z_{c1c2}}{3} + \frac{a^2 (z_{a1b2} + z_{c1b2}) + a (z_{a1c2} + z_{b1c2})}{3} + \frac{z_{b1a2} + z_{c1a2}}{3},$$

$$z_{11(11)} = \frac{z_{a1a1} + z_{b1b1} + z_{c1c1}}{3} - \frac{z_{a1b1} + z_{a1c1} + z_{b1c1}}{3} \text{ и т. д.}$$

Опыт показывает [13-3], что при наличии небольшой несимметрии сопротивлений ею можно практически пренебречь. В случае же значительной несимметрии реактивностей целесообразно применить экстраполяцию к другому виду короткого замыкания при симметрии системы сопротивлений.

#### § 4. Реактивности частей обмотки при внутреннем коротком замыкании

Для расчета токов внутреннего короткого замыкания необходимо определить собственные и взаимные реактивности частей обмотки, которые в значительной мере зависят от места короткого замыкания. Используем известные зависимости составляющих реактивностей обмотки статора от числа витков [13-1, 13-3].

Составляющие реактивности, обусловленные полем в воздушном зазоре. Катушка обмотки статора при равномерном зазоре создает прямоугольную мдс, которая может быть разложена в ряд:

$$F(x) = \sum_{\nu=1}^{\infty} \frac{i s_n}{2} \frac{2}{\nu} \sin \frac{\nu \pi}{2p} \beta \cos \frac{\nu \pi x}{p\tau} = \sum_{\nu=1}^{\infty} F_{\nu} f_{\beta \nu} \cos \frac{\nu \pi x}{p\tau}. \quad (13.22)$$

Здесь  $\nu$  — порядок гармонической;  $\tau$  — полюсное деление;  $p$  — число пар полюсов;  $\frac{s_n}{2}$  — число витков в катушке;  $\beta$  — шаг обмотки в долях полюсного деления.

В спектре мдс катушки будут гармонические порядка  $\nu = p \pm m$ , где  $m$  — целое число, большее или меньшее, чем  $p$ . Гармоническая поля порядка  $\nu$  складывается с гармонической того же по-

рядка, образованной катушкой, лежащей под соседним полюсом, причем угол геометрического сдвига между ними составит  $\pm \frac{m\pi}{p}$ .

Таким образом, если под каждым из  $k$  полюсов расположено по одной катушке или катушечной группе, результирующая гармоническая мдс порядка  $\nu$  составит

$$F_{\nu k} = kF_{\nu} \frac{\sin k \frac{m\pi}{2p}}{k \sin \frac{m\pi}{2p}} = kF_{\nu} f_{k\nu}, \quad (13. 23)$$

где  $f_{k\nu}$  — соответствующий коэффициент распределения.

Если  $k=2p$  или  $kt=2p$ , то гармоническая порядка  $\nu$  в поле отсутствует. Для *основной гармонической*, имеющей в нашем рассмотрении порядок  $p$ , и высших гармонических, порядок которых кратен  $p$ ,  $f_{k\nu}=1$ ; эти гармонические присутствуют и в поле целой обмотки. Все остальные гармонические, порядок которых не кратен  $p$  или меньше  $p$  (низшие и дробные гармонические), проявляются в кривой мдс тем меньше, чем больше полюсов занимает часть обмотки, и отсутствуют в поле целой обмотки или такой ее части, которая расположена под всеми полюсами (целый ход волновой обмотки). Это значит, что низшие и дробные гармонические порядка  $\nu$  меньшего или не кратного  $p$ , образованные двумя любыми частями целой обмотки, равны по величине и противоположны по фазе, в то время как основная и высшие гармонические, образованные этими двумя частями обмотки, совпадают по фазе. Отсюда вытекают следующие правила вычисления собственных и взаимных реактивностей симметричных частей обмотки статора, обусловленных полем в воздушном зазоре.

1. *Реактивности, обусловленные основной гармонической поля в зазоре*, пропорциональны второй степени числа витков частей обмотки

$$\left. \begin{aligned} x_{11ad} &= \left[ (1-n) \frac{f_{w1}}{f_w} \right]^2 x_{ad}, & x_{22ad} &= \left[ n \frac{f_{w2}}{f_w} \right]^2 x_{ad}, \\ x_{12ad} &= \left[ n(1-n) \frac{f_{w1} f_{w2}}{f_w^2} \right] x_{ad}. \end{aligned} \right\} \quad (13. 24)$$

Здесь  $(1-n)$  и  $n$  — числа витков контуров 1 и 2 в долях полного числа витков обмотки;  $f_{w1}$ ,  $f_{w2}$  и  $f_w$  — обмоточные коэффициенты целой обмотки и ее частей.

2. *Собственные и взаимные реактивности двух частей целой обмотки*, обусловленные низшими и дробными гармоническими, равны и противоположны:

$$x_{11\nu} = x_{22\nu} = -x_{12\nu} = x_{\nu}, \quad (13. 25)$$

Гармонические поля вращаются относительно статора со скоростью, равной  $\frac{p}{v}$  синхронной, скольжение ротора в поле гармонической порядка  $v$  составляет  $1 \pm \frac{v}{p}$  (знак минус соответствует гармонической прямого вращения, для которой  $v-p$  кратно трем, знак плюс — гармонической обратного вращения, для которой  $v+p$  кратно трем), поэтому низшие и дробные гармонические демфируются естественными и искусственными короткозамкнутыми контурами ротора.

Добавочное сопротивление, обусловленное низшими и дробными гармоническими полями любой части обмотки, можно определить по следующей формуле:

$$\Delta x = \sum_{v=1} x_v' = \sum_{v=1} \left[ \frac{p}{v} \frac{f_{qv} f_{\beta v}}{f_{wv}} f_{kv} (1-n) \right]^2 z_{zv}, \quad (13.26)$$

где  $z_{zv}$  — эквивалентное сопротивление контуров ротора, подсчитанное для скольжения  $1 \mp \frac{v}{p}$  по схеме замещения для целой обмотки статора, в которой демпферные обмотки замкнуты, а обмотка возбуждения разомкнута. Сопротивление  $\Delta x$  можно включить последовательно с реактивностью  $-x_{12}$  в общую для двух контуров 1 и 2 ветвь эквивалентной схемы. В явнополюсных машинах величина этого добавочного сопротивления колеблется между значениями, определяемыми магнитными проводимостями ротора по осям  $d$  и  $q$ . Если пренебречь активными сопротивлениями демпферных обмоток, то для всех  $v$

$$z_{zv} = 0.5 \left[ \frac{x_{kd} x_{ad}}{x_{kd} + x_{ad}} + \frac{x_{aq} x_{kq}}{x_{aq} + x_{kq}} \right]. \quad (13.27)$$

3. *Взаимная реактивность симметричной части обмотки статора с обмотками ротора*, обусловленная основной гармонической поля в зазоре, пропорциональна первой степени числа витков этой части обмотки. Отсюда следует, что в переходном и сверхпереходном режимах, а также для токов обратной последовательности собственные и взаимные реактивности частей обмотки статора, обусловленные основной гармонической поля в зазоре, можно подсчитать по формулам (13.24), подставив вместо  $x_{ad}$  величины  $x_d' - x_1$ ,  $x_d'' - x_1$ ,  $x_2 - x_1$ , соответственно.

Для тока обратной последовательности изменится скольжение ротора относительно гармонических поля статора, что повлияет на величину эквивалентного сопротивления ротора  $z_{zv}$ , если учитывать активные сопротивления демпферных обмоток.

При обтекании части обмотки токами нулевой последовательности собственные и взаимные реактивности контуров обмотки статора обусловлены полями рассеяния и гармоническими поля в воздушном зазоре, порядок которых кратен трем.

Реактивности пазового рассеяния. Собственные и взаимные реактивности частей обмотки, обусловленные рассеянием в пазах и по головкам зубцов, обратно пропорциональны количеству пазов, занятых частью обмотки:

$$\begin{aligned} x_{11n} &= k_x \left[ \frac{z_{11}}{3} \left( \lambda_{ns} + \lambda_{nm} \cos \theta_{cp}^{(11)} \right) + \frac{z_{12}}{3} \lambda_{ns} \right], \\ x_{22n} &= k_x \left[ \frac{z_{22}}{3} \left( \lambda_{ns} + \lambda_{nm} \cos \theta_{cp}^{(22)} \right) + \frac{z_{12}}{3} \lambda_{ns} \right], \\ x_{12n} &= k_x \frac{z_{12}}{3} \lambda_{nm} \cos \theta_{cp}^{(12)}. \end{aligned} \quad (13.28)$$

Здесь  $z_{11}$  и  $z_{22}$  — числа пазов, занятых только катушками контуров 1 и 2;  $z_{12}$  — число пазов, в которых в разных слоях расположены катушки, принадлежащие контурам 1 и 2;  $\lambda_{ns}$ ,  $\lambda_{nm}$  — проводимости для потоков само- и взаимной индукции между стенками паза и по головкам зубцов;  $\cos \theta_{cp}^{(ki)}$  — средняя величина косинуса угла сдвига токов верхнего и нижнего слоя обмотки по фазе в пазах  $z_{ki}$ .

Если  $\frac{z_{ki}}{3}$  равно или кратно числу пазов на полюс и фазу для петлевой обмотки или числу пазов на фазу для волновой обмотки без параллельных ветвей, а также если сокращение шага обмотки равно единице,  $2/3$  или  $5/6$  при любых соотношениях пазов, занятых частями обмотки, то  $\cos \theta_{cp}^{(ki)}$  равен величине  $\cos \theta_{cp}$  для целой обмотки, составляющей для токов прямой и обратной последовательности

$$\cos \theta_{cp} = \frac{3\beta - 1}{2} \text{ при } \frac{2}{3} < \beta < 1;$$

а для токов нулевой последовательности

$$\cos \theta_{cp} = 6\beta - 5 \text{ при } \frac{2}{3} < \beta < 1.$$

Обычно  $\cos \theta_{cp}^{(ki)}$  незначительно отличается от  $\cos \theta_{cp}$  и подстановка в (13.28)  $\cos \theta_{cp}$  вместо  $\cos \theta_{cp}^{(ki)}$  (13.28) не приводит к большим погрешностям.

Составляющие реактивности от полей дифференциального рассеяния. Величина  $x_d$  определяется по известной формуле:

$$x_d = 0.078 \frac{Aw_a}{Aw_b} \left( \frac{1}{q} \right)^2.$$

Составляющие  $x_{ds}$  и  $x_{dm}$  прибавляются к соответствующим составляющим пазового рассеяния. Можно считать составляющие реактивности от полей дифференциального рассеяния пропорциональными числу витков.



Составляющие реактивности, обусловленные рассеянием лобовых частей обмотки статора. Приближенно реактивность рассеяния лобовых частей обмотки статора можно разделить на две составляющие: примерно 20% рассеяния пропорционально числу витков, а остальная часть этой реактивности пропорциональна квадрату числа витков.

Активные сопротивления контуров схемы замещения, обусловленные сопротивлением обмотки статора, пропорциональны первой степени числа витков и всегда являются собственными. Активные сопротивления контуров схемы замещения, обусловленные сопротивлениями цепей ротора, пропорциональны второй степени числа витков и могут быть так же взаимными, как и реактивности.

Если ротор вращается со скольжением  $s$  и его активное сопротивление  $r_R$  значительно меньше индуктивного ( $r_R \ll x_{RR}$ ), то активные сопротивления контуров 1 и 2 схемы замещения приближенно составят

$$r_{11} \approx (1-n)r + (1-n)^2 \frac{r_R}{s}, \quad r_{12} \approx n(1-n) \frac{r_R}{s}, \quad (13.29)$$

$$r_{22} = nr + n^2 \frac{r_R}{s}.$$

Активные сопротивления схемы замещения от низших гармонических поля заметны в машинах малой мощности с относительно высоким активным сопротивлением демпферной обмотки.

## § 5. Практический метод расчета внутренних к. з.

Используя полученные выражения для реактивностей, можно определить собственные и взаимные реактивности частей обмотки статора, образованных внутренним коротким замыканием.

В общем случае установившегося трехфазного внутреннего короткого замыкания при двух параллельных ветвях количество таких реактивностей равно 54, причем каждая вычисляется по своей формуле, что представляет значительные трудности для ручного расчета и усложняет механизацию расчета (программирование для цифровой вычислительной машины). Кроме того, затруднительно определение пазовой взаимоиндукции поврежденной и неповрежденной частей обмотки.

Поэтому для определения реактивностей частей обмотки статора в ряде случаев представляется целесообразным метод, используемый в [13-5]. По этому методу вычисляются реактивности катушек обмотки статора, количество которых при двухслойной обмотке равно числу пазов. Собственные реактивности всех катушек

одинаковы и равны  $x_{11}$ ; взаимные индуктивности определяются только взаимным расположением секций, потому взаимные реактивности 1-й и 2-й катушек равны взаимным реактивностям 2-й и 3-й катушек и т. д.

При общем числе катушек  $x$  взаимная реактивность катушек 1—2 равна взаимной реактивности катушек 1— $x$  вследствие симметрии обмотки статора, и, следовательно, необходимо вычислить  $\frac{z}{2}$  взаимных реактивностей. При использовании ЦВМ расчет собственных и взаимных реактивностей секций с учетом зависимостей реактивностей от числа витков для турбогенератора может быть проведен по формулам:

$$x_{11} = \frac{x_{ad}}{w^2 f_q^2} + x_3 + \frac{(x_{ss} + x_{ds}) ma}{z} + x_x \left( \frac{0.2}{w} + \frac{0.8}{w^2} \right),$$

$$x_{1x} = x_{x1} = \frac{x_{ad}}{w^2 f_q^2} \cos \left[ \frac{2\pi}{z} (x-1) \right] + x_3 \cos \left[ \frac{6\pi}{z} (x-1) \right] +$$

$$+ \frac{(x_{sm} + x_{xm}) ma}{z} + x_x \frac{0.8}{w^2} \cos \left[ \frac{2\pi}{z} (x-1) \right], \quad (13.30)$$

где  $f_q$  — коэффициент распределения обмотки статора;  $x_3$  — реактивность дифференциального рассеяния от гармонических, кратных трем;  $x_x$  — реактивность рассеяния лобовых частей.

Величина  $x_3$  может быть определена по приближенной формуле

$$x_3 \approx \frac{8}{81} x_{ad} \left( \frac{f_{\beta 3}}{f_\beta} \right)^2,$$

где  $f_\beta$  и  $f_{\beta 3}$  — коэффициент укорочения шага обмотки статора для основной и третьей гармонических мдс;  $m$  — число фаз;  $a$  — число параллельных ветвей.

Из полученных по (13.30) реактивностей составляется матрица сопротивлений. В случае пренебрежения активными сопротивлениями катушки все элементы матрицы являются мнимыми.

Строки и столбцы матрицы нумеруются цифрами, соответствующими номеру катушки. За первую принимается начальная катушка фазы А. Получается квадратная таблица с числом строк и столбцов, равным числу катушек  $x$ .

Вычисленные значения собственных и взаимных реактивностей располагаются на пересечении строки и столбца с соответствующими номерами.

Поскольку реактивности катушек зависят от взаимного расположения, получится, что по главной оси матрицы располагаются реактивности самоиндукции катушек  $x_{11}$ , а во все четыре стороны от них размещаются взаимные реактивности в порядке возрастания индекса  $x_{12}$ ,  $x_{13}$ ,  $x_{14}$ ,  $x_{15}$  и т. д. до  $x_{1\left(\frac{x}{2}+1\right)}$ , далее индексы

Матрица сопротивлений катушек при  $x=12$ 

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
1	$x_{11}$	$x_{12}$	$x_{13}$	$x_{14}$	$x_{15}$	$x_{16}$	$x_{17}$	$x_{16}$	$x_{15}$	$x_{14}$	$x_{13}$	$x_{12}$
2	$x_{12}$	$x_{11}$	$x_{12}$	$x_{13}$	$x_{14}$	$x_{15}$	$x_{16}$	$x_{17}$	$x_{16}$	$x_{15}$	$x_{14}$	$x_{13}$
3	$x_{13}$	$x_{12}$	$x_{11}$	$x_{12}$	$x_{13}$	$x_{14}$	$x_{15}$	$x_{16}$	$x_{17}$	$x_{16}$	$x_{15}$	$x_{14}$
4	$x_{14}$	$x_{13}$	$x_{12}$	$x_{11}$	$x_{12}$	$x_{13}$	$x_{14}$	$x_{15}$	$x_{16}$	$x_{17}$	$x_{16}$	$x_{15}$
5	$x_{15}$	$x_{14}$	$x_{13}$	$x_{12}$	$x_{11}$	$x_{12}$	$x_{13}$	$x_{14}$	$x_{15}$	$x_{16}$	$x_{17}$	$x_{16}$
6	$x_{16}$	$x_{15}$	$x_{14}$	$x_{13}$	$x_{12}$	$x_{11}$	$x_{12}$	$x_{13}$	$x_{14}$	$x_{15}$	$x_{16}$	$x_{17}$
7	$x_{17}$	$x_{16}$	$x_{15}$	$x_{14}$	$x_{13}$	$x_{12}$	$x_{11}$	$x_{12}$	$x_{13}$	$x_{14}$	$x_{15}$	$x_{16}$
8	$x_{16}$	$x_{17}$	$x_{16}$	$x_{15}$	$x_{14}$	$x_{13}$	$x_{12}$	$x_{11}$	$x_{12}$	$x_{13}$	$x_{14}$	$x_{15}$
9	$x_{15}$	$x_{16}$	$x_{17}$	$x_{16}$	$x_{15}$	$x_{14}$	$x_{13}$	$x_{12}$	$x_{11}$	$x_{12}$	$x_{13}$	$x_{14}$
10	$x_{14}$	$x_{15}$	$x_{16}$	$x_{17}$	$x_{16}$	$x_{15}$	$x_{14}$	$x_{13}$	$x_{12}$	$x_{11}$	$x_{12}$	$x_{13}$
11	$x_{13}$	$x_{14}$	$x_{15}$	$x_{16}$	$x_{17}$	$x_{16}$	$x_{15}$	$x_{14}$	$x_{13}$	$x_{12}$	$x_{11}$	$x_{12}$
12	$x_{12}$	$x_{13}$	$x_{14}$	$x_{15}$	$x_{16}$	$x_{17}$	$x_{16}$	$x_{15}$	$x_{14}$	$x_{13}$	$x_{12}$	$x_{11}$

у реактивностей начинают убывать, так как  $x_{1x} = x_{12}$ ,  $x_{1(x-1)} = x_{13}$  и т. д.

Примерный вид матрицы реактивностей катушек для  $x=12$  показан в табл. 13-1.

Проведем ряд вертикальных и горизонтальных линий так, чтобы между ними размещались катушки, входящие в одну катушечную группу. Собственная и взаимная реактивности катушечных групп определяются алгебраическим суммированием всех реактивностей, входящих в соответствующую клетку. Для получения реактивностей частей обмотки, образованных внутренним коротким замыканием, матрицу реактивностей разбиваем дополнительными вертикальными и горизонтальными линиями, проходящими в тех местах, которые соответствуют на схеме точкам короткого замыкания.

Для учета схемы включения катушечных групп ставятся знаки группы по вертикали и горизонтали. Первая катушечная группа

фазы А имеет знак плюс, остальные поочередно — отрицательные и положительные знаки. Различные знаки у реактивностей катушечных групп определяются различным направлением тока, обтекающего эти группы.

Алгебраически суммируя реактивности групп, принадлежащих одинаковым фазам и обтекаемых одним током в контурах, образованных внутренним коротким замыканием, получим значения собственных и взаимных реактивностей обмотки статора, определяющих токи внутреннего короткого замыкания.

Полученные подобным образом параметры контуров внутреннего короткого замыкания используются при решении дифференциальных уравнений при анализе внезапного к. з. или уравнений Кирхгофа при рассмотрении установившегося к. з.

*Численный пример расчета.* Рассмотрим *установившееся симметричное трехфазное внутреннее к. з. на расстоянии 30% катушек от нейтрали обмотки статора турбогенератора, подключенного к сети бесконечной мощности через трансформатор с реактивностью  $x_e=0.105$  д. е.*

*Исходные данные.* Основные параметры и обмоточные данные, необходимые для расчета реактивностей катушек обмотки статора  $x_{ad}=1.675$  д. е.;  $x_{sn}=0.0896$  д. е.;  $x_l=0.1656$  д. е.;  $w=10$  витков;  $f_{w1}=0.91$ ;  $a=1$ ;  $z=30$ ;  $\beta=0.8$ ;  $f_{1\beta}=0.951$ ;  $f_{\beta z}=-0.588$ ;  $q=5$ .

Параметры, рассчитанные по формулам (13.24)÷(13.29), получились равными:

$x_{11}=0.0184$  д. е.;  $x_3=0.0003$  д. е.;  $x_n=0.000727$  д. е.;  $x_{ns}=0.000427$  д. е.;  $x_{nm}=-0.0003$  д. е.;  $x_{ss}=2/3 x_{sn}$ ;  $x_{sm}=1/3 x_{sn}$ .

Расчетом на ЦВМ получены следующие значения реактивностей катушек:

$$\begin{array}{ll} x_{1,1}=0.02290, & x_{1,9}=-0.00087, \\ x_{1,2}=0.01990, & x_{1,10}=-0.004586, \\ x_{1,3}=0.01850, & x_{1,11}=-0.00815, \\ x_{1,4}=0.01630, & x_{1,12}=-0.01140, \\ x_{1,5}=0.01344, & x_{1,13}=-0.01426, \\ x_{1,6}=0.01016, & x_{1,14}=-0.01647, \\ x_{1,7}=0.00639, & x_{1,15}=-0.01787, \\ x_{1,8}=0.00288, & x_{1,16}=-0.01835. \end{array}$$

Составим уравнения Кирхгофа для контуров, образовавшихся в результате аварии.

При пренебрежении активными сопротивлениями обмотки статора система уравнений легко разделяется на две независимые, решение которых даст отдельно вещественную и мнимую части токов в контурах обмотки статора.

Уравнения напряжений в матричной форме записи имеют вид:

$$\|E\| = \|x\| \cdot \|I\|, \quad (13.31)$$

Матрица сопротивлений  $\|x\|$ 

$x_{1A3A} - x_{1A3B}$	$(x_{2A3A} + x_e) - x_{2A3B}$	$(x_{3A3A} + x_e) - x_{3A3B}$	$x_{1B3A} - x_{1B3B}$	$x_{2B3A} - (x_{2B3B} - x_e)$
$-x_{1A3B} + x_{1A3C}$	$-x_{2A3B} + x_{2A3C}$	$-x_{3A3B} + x_{1B3C}$	$-x_{1B3B} + x_{1B3C}$	$(-x_{2B3B} - x_e) + x_{2B3C}$
$x_{1A1A} - x_{1A1B}$	$x_{2A1A} - x_{2A1B}$	$x_{3A1A} - x_{3A1B}$	$x_{1B1A} - x_{1B1B}$	$x_{2B1A} - x_{2B1B}$
$x_{1A1B} - x_{1A1C}$	$x_{2A1B} - x_{2A1C}$	$x_{3A1B} - x_{3A1C}$	$x_{1B1B} - x_{1B1C}$	$x_{2B1B} - x_{2B1C}$
$-x_{1A2A} + x_{1A2B}$	$(-x_{2A2A} - x_e) + x_{2A2B}$	$(-x_{3A2A} + x_e) + x_{3A2B}$	$-x_{1B2A} + x_{1B2B}$	$-x_{2A2B} + (x_{2B2B} + x_e)$
$x_{1A1B} - x_{1A1C}$	$x_{2A2B} - x_{2A2C}$	$x_{3A2B} - x_{3A2C}$	$x_{1B2B} - x_{1B2C}$	$(x_{2B2B} + x_e) - x_{2B2C}$
$x_{1A1A} + x_{1A2A} + x_{1A3A}$	$x_{2A1A} + x_{2A2A} - x_{2A3A}$	$x_{3A1A} + x_{3A2A} - x_{3A3A}$	$x_{1B1A} + x_{1B2A} - x_{1B3A}$	$x_{2B1A} + x_{2B2A} - x_{2B3A}$
$-x_{1A1B} - x_{1A2B} + x_{1A3B}$	$-x_{2A1B} - x_{2A2B} + x_{2A3B}$	$-x_{3A1B} - x_{3A2B} + x_{3A3B}$	$-x_{1B1B} - x_{1B2B} + x_{1B3B}$	$-x_{2B1B} - x_{2B2B} + x_{2B3B}$
$x_{1A1C} + x_{1A2C} - x_{1A3C}$	$x_{2A1C} + x_{2A2C} - x_{2A3C}$	$x_{3A1C} + x_{3A2C} - x_{3A3C}$	$x_{1B1C} + x_{1B2C} - x_{1B3C}$	$x_{2B1C} + x_{2B2C} - x_{2B3C}$

Продолжение

$x_{3B3A} - (x_{3B3B} + x_e)$	$x_{1C3A} - x_{1C3B}$	$x_{2C3A} - x_{2C3B}$	$x_{3C3A} - x_{3C3B}$
$(-x_{3B3B} - x_e) + x_{3B3C}$	$-x_{1C3B} + x_{1C3C}$	$-x_{2C3B} + (x_{2C3C} + x_e)$	$-x_{3C3B} + (x_{3C3C} + x_e)$
$x_{3B1A} - x_{3B1B}$	$x_{1C1A} - x_{1C1B}$	$x_{2C1A} - x_{2C1B}$	$x_{3C1A} - x_{3C1B}$
$x_{3B3B} - x_{3B1C}$	$x_{1C1B} - x_{1C1C}$	$x_{2C1B} - x_{2C1C}$	$x_{3C1B} - x_{3C1C}$
$-x_{3B2A} + (x_{3B2B} + x_e)$	$-x_{1C2A} + x_{1C2B}$	$-x_{2C2A} + x_{2C2B}$	$-x_{3C2A} + x_{3C2B}$
$(x_{3B2B} + x_e) - x_{3B2C}$	$x_{1C2B} - x_{1C2C}$	$x_{2C2B} - (x_{2C2C} + x_e)$	$x_{3C2B} - (x_{3C2C} + x_e)$
$x_{3B1A} + x_{3B2A} - x_{3B3A}$	$x_{1C1A} + x_{1C2A} - x_{1C3A}$	$x_{2C1A} + x_{2C2A} - x_{2C3A}$	$x_{3C1A} + x_{3C2A} - x_{3C3A}$
$-x_{3B1B} - x_{3B2B} + x_{3B3B}$	$-x_{1C1B} - x_{1C2B} + x_{1C3B}$	$-x_{2C1B} - x_{2C2B} + x_{2C3B}$	$-x_{3C1B} - x_{3C2B} + x_{3C3B}$
$x_{3B1C} + x_{3B2C} - x_{3B3C}$	$x_{1C1C} + x_{1C2C} - x_{1C3C}$	$x_{2C1C} + x_{2C2C} - x_{2C3C}$	$x_{3C1C} + x_{3C2C} - x_{3C3C}$

Примечание. Индексы у реактивностей указывают на принадлежность к участку определенной фазы обмотки статора.

Значения реактивных частей обмотки статора

Обозначение участка	1A	2A	1B	2B	1C	2C
1A	0.1851182	0.3530742	-0.0716222	-0.2832944	-0.0716222	-0.0897025
2A	0.3530742	0.8882460	-0.0897025	-0.4105503	-0.2832944	-0.4105503
1B	-0.0716222	-0.0897025	0.1851182	0.3530742	-0.0716222	-0.2832944
2B	-0.2832944	-0.4105503	0.3530742	0.8882460	-0.0897025	-0.4105503
1C	-0.0716222	-0.2832944	-0.0716222	-0.0897025	0.1851182	0.3530742
2C	-0.0897025	-0.4105503	-0.2832944	-0.4105503	0.3530742	0.8882460

где

 $\|E\|$  — вещественная или мнимая матрица

$$\|E\| = \begin{pmatrix} (e_{4A} - e_{4B}) - (e_{3A} - e_{3B}) \\ (e_{4B} - e_{4C}) - (e_{3B} - e_{3C}) \\ (e_{1A} - e_{1B}) \\ (e_{1B} - e_{1C}) \\ (e_{4A} - e_{4B}) - (e_{2A} - e_{2B}) \\ (e_{4B} - e_{4C}) - (e_{2B} - e_{2C}) \\ e_{3A} - e_{1A} - e_{2A} \\ e_{3B} - e_{1B} - e_{2B} \\ e_{3C} - e_{1C} - e_{2C} \end{pmatrix}, \quad (13.32)$$

$$\|I\| = \begin{pmatrix} i_{1A} \\ i_{2A} \\ i_{3A} \\ i_{1B} \\ i_{2B} \\ i_{3B} \\ i_{1C} \\ i_{2C} \\ i_{3C} \end{pmatrix}. \quad (13.33)$$

Матрица  $\|x\|$  представлена в табл. 13-2.

Цифры 1 и 2 в индексах соответствуют первому и второму контуру ветви обмотки статора, разделенной точкой короткого замыкания. Индекс 3 относится к величинам неповрежденной параллельной ветви, а индекс 4 — к системе.

Для получения токов во всех частях обмотки статора следует решить систему уравнений (13.31):

подставив в (13.31) мнимые части напряжений, при решении получим вещественные части токов,

подставив в (13.31) вещественные части напряжений, при решении системы получим мнимые части токов.

Напряжения, стоящие в правой части выражения (13.32), определяются графически.

Так как в рассматриваемом примере  $a=1$ , т. е. обмотка статора имеет одну параллельную ветвь, то, соответственно, сокращается число уравнений в системе (13.31) и количество членов в матрицах (13.32), (13.33).

Собственные и взаимные реактивности, вычисленные для турбогенератора при 3-фазном к. з., приведены в табл. 13-3.

В результате решения уравнений Кирхгофа получены следующие значения токов в частях фазных обмоток статора:

$$\begin{aligned} i_{A1} &= 0.195 - j6.767, & i_{A2} &= -0.793 - j2.417, \\ i_{B1} &= -6.034 + j3.126, & i_{B2} &= -1.712 + j1.855, \\ i_{C1} &= 5.839 + j3.641, & i_{C2} &= 2.505 + j0.562. \end{aligned}$$

Токи установившегося короткого замыкания в фазах

$$\begin{aligned} i_{kA} &= i_{A1} + i_{A2} = 0.598 - j9.184; \\ i_{kB} &= i_{B1} + i_{B2} = -7.746 + j4.981; \\ i_{kC} &= i_{C1} + i_{C2} = 8.344 + j4.203. \\ |i_{kA}| &= |i_{kB}| = |i_{kC}| = 9.2. \end{aligned}$$

Для сравнения определим ток установившегося трехфазного короткого замыкания на зажимах турбогенератора. ЭДС холостого хода турбогенератора, определенная при токе возбуждения, соответствующем номинальной нагрузке, и  $\cos \varphi = 0.85$ , по спрямленной характеристике холостого хода равна  $E_0 = 2.533$  д. е.

Ток установившегося трехфазного короткого замыкания на зажимах машины, происходящего из режима холостого хода, равен

$$i_{к.з.} = \frac{E_0}{x_d} = \frac{2.533}{1.875} = 1.35 \text{ д. е.}$$

При замыкании же 30% витков всех фаз обмотки статора они обтекаются током

$$|i_{A1}| = 6.77 \text{ д. е.}, \text{ т. е. в } \frac{6.77}{1.35} = 5.75 \text{ раза}$$

большим, чем при замыкании на зажимах генератора.

## § 6. Приближенный метод анализа внезапных несимметричных внутренних коротких замыканий синхронной машины [0-3]

Для трехфазной синхронной машины имеют место следующие соотношения для фазных напряжений статора:

$$e_a = r i_a + p \psi_a, \quad e_b = r i_b + p \psi_b, \quad e_c = r i_c + p \psi_c. \quad (13.34)$$

В случае внутреннего к. з., охватывающего  $n$ -ю долю витков фаз, для одиночно работающего генератора уравнения фазных потокоцеплений имеют следующий вид:

$$\begin{aligned} \psi_a &= n_a \operatorname{Re} [\varepsilon^j (\gamma a + \alpha a) (\Delta I_r + E)] + n_a [(n_a x_{aa1} + x_{aa2}) i_a + \\ &\quad + n_b x_{ab} i_b + n_c x_{ac} i_c], \\ \psi_b &= n_b \operatorname{Re} [\varepsilon^j (\gamma b + \alpha b) (\Delta I_r + E)] + n_b [n_a x_{ab} i_a + \\ &\quad + (n_b x_{bb1} + x_{bb2}) i_b + n_c x_{bc} i_c], \\ \psi_c &= n_c \operatorname{Re} [\varepsilon^j (\gamma c + \alpha c) (\Delta I_r + E)] + n_c [n_a x_{ac} i_a + \\ &\quad + n_b x_{bc} i_b + (n_c x_{cc1} + x_{cc2}) i_c]. \end{aligned} \quad (13.35)$$

В (13. 35) принято, что часть реактивности самоиндукции каждой фазы (порядка 95—97%) пропорциональна квадрату числа витков, а другая часть (порядка 5—3%) — первой степени числа витков. Реактивность взаимоиндукции фазных обмоток пропорциональна произведению чисел витков этих обмоток. Соответственно, можно считать

$$\begin{aligned} x_{aa1} = x_{bb1} = x_{cc1} &\approx 0.95 \div 0.97 x_{aa}; \\ x_{aa2} = x_{bb2} = x_{cc2} &= 0.05 \div 0.03 x_{aa}; \end{aligned}$$

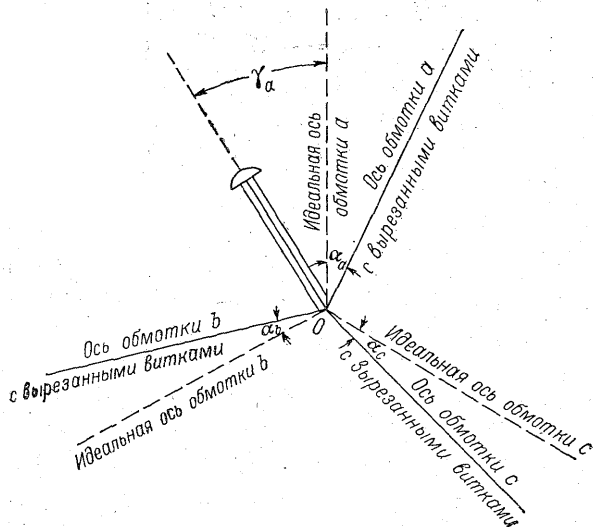


Рис. 13-4. Диаграмма расположения осей машины при внутреннем к. з.

$\alpha$  — угол, на который смещается ось части обмотки, имеющей  $n\omega$  витков, относительно оси соответствующей фазной обмотки;  $\gamma$  — угол между продольной осью ротора и осью соответствующей фазы (рис. 13-4).

Для дополнительных токов ротора имеем следующее соотношение:

$$\Delta I_r = - [x_d - x_d(p)] \frac{i_s + i_s^*}{2} - [x_q - x_q(p)] \frac{i_s - i_s^*}{2}, \quad (13. 36)$$

где

$$i_s = \frac{2}{3} (n_a \varepsilon^{-j(\gamma_a + \alpha_a)} i_a + n_b \varepsilon^{-j(\gamma_b + \alpha_b)} i_b + n_c \varepsilon^{-j(\gamma_c + \alpha_c)} i_c). \quad (13. 37)$$

При полном числе витков фазной обмотки углы  $\alpha$  равны нулю; коэффициенты  $n_a$ ,  $n_b$ ,  $n_c$  равны единице.



В этом случае реактивные сопротивления само- и взаимодукции фазных обмоток статора при неявнополюсном роторе равны

$$\left. \begin{aligned} x_{aa} = x_{bb} = x_{cc} &\approx \frac{x_d + x_q + x_0}{3}, \\ x_{ab} = x_{bc} = x_{ac} &\approx -\frac{1}{3} \left( \frac{x_d + x_q}{2} - x_0 \right). \end{aligned} \right\} \quad (13.38)$$

При наличии пространственной несимметрии осей фазных обмоток статора при неявнополюсном роторе

$$\left. \begin{aligned} x_{ab} = x_{ba} &\approx \frac{2}{3} (x_s - x_0) \cos \left( \frac{2\pi}{3} + \alpha_a - \alpha_b \right), \\ x_{bc} = x_{cb} &\approx \frac{2}{3} (x_s - x_0) \cos \left( \frac{2\pi}{3} + \alpha_b - \alpha_c \right), \\ x_{ca} = x_{ac} &\approx \frac{2}{3} (x_s - x_0) \cos \left( \frac{2\pi}{3} + \alpha_c - \alpha_a \right), \end{aligned} \right\} \quad (13.39)$$

где  $x_s = \frac{x_d + x_q}{2}$ .

Для определения значений установившегося переходного или сверхпереходного токов при внутренних к. з. генератора можно пренебречь величиной активного сопротивления статора  $r$ . Тогда уравнения (13.34) могут быть заменены для установившегося режима выражением  $\psi = \frac{e}{j}$ .

В качестве примера полученных соотношений рассмотрим однофазное и двухфазное внутренние короткие замыкания одиночно работающего генератора в режиме холостого хода.

Однофазное короткое замыкание внутри обмотки статора генератора, отключенного от сети. Дополнительными уравнениями при замыкании на нейтраль  $n_a \omega$  витков фазы  $a$  являются

$$i_b = i_c = 0, \quad e_a = 0. \quad (13.40)$$

Тогда получаем из (13.35), если  $n_a \neq 0$ :

$$\operatorname{Re} [\epsilon^j (\gamma_a + \alpha_a) (\Delta I_r + E)] + i_a \frac{x_d + x_q + x_0}{3} [kn_a + (1 - k)] = 0, \quad (13.41)$$

Здесь  $k \approx 0.95 \div 0.97$  — коэффициент, учитывающий, что часть реактивности самоиндукции фазы пропорциональна квадрату числа витков.

Дополнительный ток ротора

$$\Delta I_r = -i_s [x_s - x_s(p)] - i_s^* [y_s - y_s(p)], \quad (13.42)$$

где

$$\left. \begin{aligned} x_s(p) &= \frac{x_d(p) + x_q(p)}{2}; \\ y_s &= \frac{x_d - x_q}{2}; \\ y_s(p) &= \frac{x_d(p) - x_q(p)}{2}. \end{aligned} \right\} \quad (13.43)$$

Значения токов  $i_s$  и  $i_s^*$  на основании (13.37) и (13.40) равны

$$\left. \begin{aligned} i_s &= \frac{2}{3} n_a i_a e^{-j(\gamma_a + \alpha_a)}, \\ i_s^* &= \frac{2}{3} n_a i_a e^{j(\gamma_a + \alpha_a)}. \end{aligned} \right\} \quad (13.44)$$

После подстановки (13.42) с учетом (13.44) в (13.41) получим выражение для тока в фазе  $a$  при внутреннем однофазном к. з.

$$i_a = \frac{3E \cos(\gamma_a + \alpha_a)}{2n_a [x_s - x_s(p)] + 2n_a [y_s - y_s(p)] \cos 2(\gamma_a + \alpha_a) - (2x_s + x_0) [kn_a + (1 - k)]} \quad (13.45)$$

Сверхпереходный ток при однофазном внутреннем к. з. получается после подстановки  $x_d(p) = x_d''$  и  $x_q(p) = x_q''$  в (13.45)

$$i_a'' = \frac{3E \cos(\gamma_a + \alpha_a)}{n_a [(x_d + x_q) - (x_d'' + x_q'')] + n_a [(x_d - x_q) - (x_d'' - x_q'')] \times \cos 2(\gamma_a + \alpha_a) - [kn_a + (1 - k)] (x_d + x_q + x_0)} \quad (13.46)$$

В случае однофазного внутреннего короткого замыкания в обмотке статора неявнополюсного генератора ( $x_d = x_q$ ) выражение для сверхпереходного тока упрощается

$$i_a'' = \frac{3E \cos(\gamma_a + \alpha_a)}{(1 - k)(n_a - 1)2x_d - n_a(x_d'' + x_q'') - [kn_a + (1 - k)]x_0 - n_a(x_d'' - x_q'') \cos 2(\gamma_a + \alpha_a)} \quad (13.47)$$

Максимальное значение сверхпереходного тока при однофазном внутреннем коротком замыкании обмотки статора неявнополюсного генератора будет иметь место при  $\gamma_a + \alpha_a \approx \pi$

$$i_{a\max}'' = \frac{-3E}{(1 - k)(n_a - 1)2x_d - n_a(x_d'' + x_q'') - [kn_a + (1 - k)]x_0 - n_a(x_d'' - x_q'')} \quad (13.48)$$

Дополнительный ток ротора при этом равен

$$\Delta I_{r\max} = \frac{2}{3} n_a i_{a\max}'' (x_d - x_d'')$$

т. е. величина всплеска свободного тока в роторе пропорциональна сверхпереходной составляющей тока в статоре и доле короткозамкнутых витков в фазе.

На рис. 13-5 приведены результаты расчета максимального значения сверхпереходного тока при однофазном коротком замыкании и различных значениях короткозамкнутых витков фазы обмотки статора. Расчеты проведены для турбогенератора с параметрами  $x_d = x_q = 1.698$  д. е.,  $x_d'' = 0.173$  д. е.,  $x_q'' = 0.211$  д. е.,  $x_0 = 0.086$  д. е. при значении эдс  $E = 1.5$  д. е. Принято, что 96% величины реактивности самоиндукции фазовой обмотки пропорционально квадрату

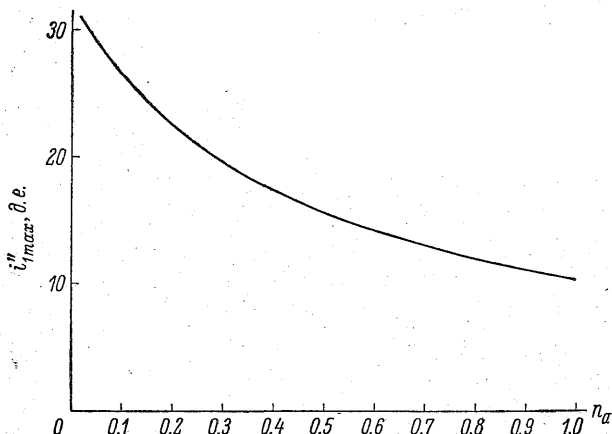


Рис. 13-5. Зависимость сверхпереходного тока при внутреннем однофазном к. з. от доли короткозамкнутых витков в фазе обмотки статора.

числа витков, а 4% (в основном реактивность рассеяния лобовых частей) величины реактивности самоиндукции фазовой обмотки статора пропорционально числу витков, т. е.  $k = 0.96$ .

Результаты расчета подтверждают известный из практики факт, что при внутреннем однофазном к. з. турбогенератора максимальный сверхпереходный ток по величине может примерно в 3 раза превышать максимальный сверхпереходный ток однофазного к. з. на зажимах отключенной от сети машины.

Так как при однофазном к. з. отключенной от сети машины токи прямой, обратной и нулевой составляющих равны  $1/3$  тока однофазного к. з., то представленный на рис. 13-5 график является также графиком изменения токов прямой, обратной и нулевой составляющих тока статора с ординатами, уменьшенными в 3 раза.

Внезапное двухфазное короткое замыкание внутри обмотки статора генератора, отключенного от сети. При коротком за-

мыкании  $n_a \omega$  витков фазы  $a$  и  $n_b \omega$  витков фазы  $b$  дополнительными уравнениями обмотки статора являются

$$i_a = -i_b, \quad i_c = 0, \quad e_a - e_b = 0. \quad (13.49)$$

Из (13.35) получим

$$n_a \operatorname{Re} [\varepsilon^j (\gamma_a + \alpha_a) (\Delta I_r + E)] + i_a n_a (n_a x_{aa1} + x_{aa2} - n_b x_{ab}) - \\ - n_b \operatorname{Re} [\varepsilon^j (\gamma_b + \alpha_b) (\Delta I_r + E)] - i_a n_b (n_a x_{ab} - n_b x_{bb1} - x_{bb2}) = 0. \quad (13.50)$$

Значения реактивностей самоиндукции определяются, как и в случае однофазного короткого замыкания

$$x_{aa1} = x_{bb1} = k \frac{2x_s + x_0}{3}, \\ x_{aa2} = x_{bb2} = (1 - k) \frac{2x_s + x_0}{3}.$$

Значения взаимных реактивностей при наличии пространственной несимметрии осей фазных обмоток при неявнополюсном роторе определяются по формуле

$$x_{ab} = x_{ba} \approx \frac{1}{3} (x_s - x_0) \cos \left( \frac{2\pi}{3} + \alpha_a - \alpha_b \right)$$

с точностью до первой гармоники.

Дополнительный ток ротора при двухфазном к. з.

$$\Delta I_r = \frac{2}{3} i_a \left\{ -n_a \varepsilon^{-j(\gamma_a + \alpha_a)} [x_s - x_s(p)] + n_b \varepsilon^{-j(\gamma_a + \alpha_b - \frac{2\pi}{3})} [x_s - x_s(p)] - \right. \\ \left. - n_a \varepsilon^{j(\gamma_a + \alpha_a)} [y_s + y_s(p)] + n_b \varepsilon^{j(\gamma_a + \alpha_b - \frac{2\pi}{3})} [y_s + y_s(p)] \right\}. \quad (13.51)$$

После подстановки (13.51) в (13.50) и проведения необходимых преобразований получаем следующее операторное выражение для тока статора при внезапном двухфазном внутреннем к. з.:

$$i_a = \frac{3E \left[ n_a \cos(\gamma_a + \alpha_a) - n_b \cos\left(\gamma_a + \alpha_b - \frac{2\pi}{3}\right) \right]}{D}, \quad (13.52)$$

где

$$D = \left\{ 2 \left[ n_a^2 + n_b^2 - 2n_a n_b \cos\left(\alpha_a - \alpha_b + \frac{2\pi}{3}\right) \right] [x_s - x_s(p)] + \right. \\ + 2 \left[ n_a^2 \cos 2(\gamma_a + \alpha_a) - 2n_a n_b \cos\left(2\gamma_a + \alpha_a + \alpha_b - \frac{2\pi}{3}\right) + n_b^2 \times \right. \\ \left. \times \cos 2\left(\gamma_a + \alpha_b - \frac{2\pi}{3}\right) \right] [y_s - y_s(p)] - [k(n_a^2 - n_b^2) + (1 - k)(n_a + n_b)] \times \\ \left. \times (2x_s + x_0) + 4n_a n_b \cos\left(\frac{2\pi}{3} + \alpha_a - \alpha_b\right) (x_s - x_0) \right\}. \quad (13.53)$$

Значения сверхпереходного тока при двухфазном внутреннем к. з. явнополюсной синхронной машины получаются при подстановке  $x_d(p) = x_d''$ ,  $x_q(p) = x_q''$ . В выражении (13.53) при этом следует подставить

$$x_s(p) = \frac{x_d'' + x_q''}{2}, \quad y_s(p) = \frac{x_d'' - x_q''}{2}.$$

Для неявнополюсной синхронной машины ( $x_d = x_q$ ) выражение (13.53) приобретает следующий вид:

$$\begin{aligned} D = & \left\{ 2 \left[ n_a^2 + n_b^2 - 2n_a n_b \cos \left( \alpha_a - \alpha_b + \frac{2\pi}{3} \right) \right] \left[ x_d - \frac{x_d'' - x_q''}{2} \right] + \right. \\ & + 2 \left[ n_a^2 \cos 2(\gamma_a + \alpha_a) - 2n_a n_b \cos \left( 2\gamma_a + \alpha_a + \alpha_b - \frac{2\pi}{3} \right) + \right. \\ & \left. \left. + n_b^2 \cos 2 \left( \gamma_a + \alpha_b - \frac{2\pi}{3} \right) \right] \frac{x_d'' - x_q''}{2} - [k(n_a^2 + n_b^2) + (1-k)(n_a + n_b)] \times \right. \\ & \left. \times (2x_d + x_0) + \left[ 4n_a n_b \cos \left( \frac{2\pi}{3} + \alpha_a - \alpha_b \right) \right] (x_d - x_0) \right\}. \quad (13.54) \end{aligned}$$

В случае двухфазного к. з. при одинаковом числе витков в фазах ( $n_a = n_b$ ,  $\alpha_a = \alpha_b$ ) получаем следующее выражение для сверхпереходного тока короткого замыкания:

$$i_a'' = \frac{-3\sqrt{3} E n_a \sin \left( \gamma_a + \alpha_a + \frac{2\pi}{3} \right)}{D}, \quad (13.55)$$

где

$$\begin{aligned} D = & 6n_a^2 \left( x_d - \frac{x_d'' - x_q''}{2} \right) - 6n_a^2 \cos 2 \left( \gamma_a + \alpha_a + \frac{2\pi}{3} \right) \frac{x_d'' - x_q''}{2} - \\ & - 2 [n_a^2 k + n_a (1-k)] (2x_d + x_0) - 2n_a^2 (x_d - x_0). \quad (13.56) \end{aligned}$$

Максимальные значения сверхпереходного тока статора будут иметь место при  $(\gamma_a + \alpha_a) \approx \frac{5}{6} \pi$

$$i_{a \max}'' \approx - \frac{3\sqrt{3} n_a E}{D_{\max}}, \quad (13.57)$$

где

$$\begin{aligned} D_{\max} = & 6n_a^2 \left( x_d - \frac{x_d'' + x_q''}{2} \right) - 2 [n_a^2 k + (1-k) n_a] \times \\ & \times (2x_d + x_0) - 2n_a^2 (x_d - x_0). \quad (13.58) \end{aligned}$$

При этих условиях максимальные значения всплеска тока в роторе по (13.51) определяются следующей простой формулой:

$$\Delta I_{r \max} = \frac{2}{3} i_{a \max}'' (x_d - x_d'').$$

Таким образом, всплеск тока в роторе, соответствующий максимальному значению сверхпереходной составляющей тока в статоре, по величине пропорционален току статора и количеству короткозамкнутых витков в фазах.

На рис. 13-6 приведены результаты расчета максимальных значений сверхпереходного тока при двухфазном внутреннем к. з.

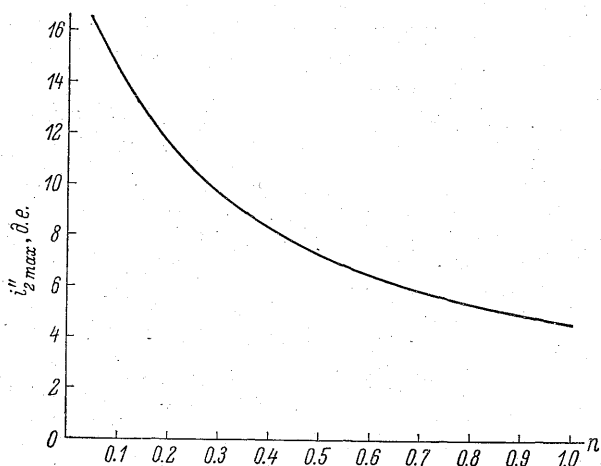


Рис. 13-6. Зависимость сверхпереходного тока при внутреннем двухфазном к. з. от доли короткозамкнутых витков в фазах обмотки статора  $n_a = n_b = n$ .

турбогенератора (параметры см. стр. 387). Принято, что число короткозамкнутых витков в обеих фазах одинаково  $n_a = n_b = n$  и  $k = 0.96$ .

В реальных машинах углы смещения осей фаз при внутренних к. з. могут достигать лишь нескольких градусов, поэтому для большинства практических расчетов можно принять при  $n_a \neq n_b$   $\alpha_a \approx \alpha_b \approx 0$ .

При двухфазном коротком замыкании отключенной от сети машины значение тока обратной последовательности равно  $\frac{i_{k2}}{\sqrt{3}}$ ,

где  $i_{k2}$  — ток двухфазного к. з. Поэтому график, изображенный на рис. 13-6, представляет также график изменения тока обратной последовательности при двухфазном внутреннем к. з., если его ординаты уменьшить в  $\sqrt{3}$ .

## ГЛАВА 14

### РАБОТА СИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ ПРИ ПОСАДКЕ НАПРЯЖЕНИЯ И ПЕРЕРЫВАХ ПИТАНИЯ

Вопрос о поведении синхронных двигателей при кратковременных снижениях и перерывах напряжения в питающей сети представляет значительный интерес в связи с широким внедрением синхронных двигателей в качестве приводов ответственных механизмов и развитием сетевой автоматики (АПВ, АВР и т. п.).

Изучение таких режимов позволяет с необходимой точностью рассчитывать уставки защиты, оценивать возможность повторного пуска двигателя под нагрузкой, определять необходимость применения гашения поля и выбором рационального значения разрядного сопротивления надлежащим образом учитывать влияние кратковременных перерывов в питании двигателя на поведение агрегата в эксплуатации.

Рассмотрению этих вопросов, несмотря на большое их практическое значение, пока посвящено сравнительно небольшое число работ [14-1÷14-4; 14-7÷14-9].

Количество видов возмущений в системе велико, однако большинство из них можно свести к некоторым достаточно простым случаям. Рассмотрим в качестве возмущения понижение или полное исчезновение напряжения с отключением от сети, длящееся в течение некоторого определенного промежутка времени.

Между этими двумя режимами существует принципиальное различие.

При снижении напряжения двигатель продолжает работать параллельно с сетью и его поведение описывается полной системой дифференциальных уравнений Парка—Горева [4-15].

В случае полного исчезновения напряжения в сети с кратковременным отключением от сети связь двигателя с сетью теряется на время исчезновения напряжения. Анализ поведения двигателя ведется по уравнениям для одиночно работающего генератора.

Исследование поведения синхронного двигателя при кратковременных снижениях или перерывах питания может быть проведено как путем непосредственных испытаний на натуральных установках, так и расчетом, который может быть выполнен с учетом боль-

шого числа факторов, влияющих на процесс, таких как параметры схемы, регулятор возбуждения, изменение нагрузки и др.

Первый путь исследования может быть применен только к изготовленным машинам. Он дает полную картину процесса. В результате испытаний получают действительные значения всплесков токов и вращающих электромагнитных моментов. Недостатком натуральных испытаний как метода исследования переходных процессов синхронного двигателя при кратковременных снижениях или перерывах питания является то, что всплески токов и вращающих моментов на валу двигателя могут достигать опасных для машины величин. Поэтому возможность проведения таких испытаний ограничена, в то время как для выявления наиболее тяжелых условий рассматриваемого аномального режима необходимо проведение, как правило, многочисленной серии опытов.

Этот недостаток отсутствует при расчетном исследовании переходных процессов синхронного двигателя, который, кроме того, необходим для проектирования новых машин.

При наличии проверенной многолетней практикой математической теории, удовлетворительно описывающей поведение синхронных машин в переходных режимах, например, системы дифференциальных уравнений Парка—Горева, расчетно-теоретическое исследование переходных процессов приобретает большое значение.

При наличии современной вычислительной техники может быть проведено большое количество численных расчетов, результаты которых достаточно полно характеризуют весь электромагнитный процесс и влияние различных факторов на протекание этого процесса.

В настоящей главе проводится анализ переходных процессов синхронного двигателя при кратковременном снижении напряжения и при перерыве питания на основании результатов расчетов этих режимов.

## **§ 1. Работа синхронного двигателя при кратковременных снижениях напряжения**

Основной задачей, которая возникает при анализе процессов в синхронном двигателе при кратковременных снижениях напряжения, является задача определения предела устойчивости. Иными словами, необходимо оценить условия нарушения режима питающей сети, при которых двигатель еще не выпадает из синхронизма. Эти условия характеризуются длительностью и величиной снижения напряжения и определяются параметрами синхронного двигателя и системы. Влияние этих факторов на переходные процессы в синхронном двигателе при снижении напряжения исследовалось в [14-1, 14-2].



В качестве исходного принят синхронный двигатель со следующими параметрами электрических контуров в относительных единицах:

реактивности рассеяния

$$x_l = 0.15, \quad x_{kd} = 0.1, \quad x_{kq} = 0.12, \quad x_f = 0.27;$$

взаимные реактивные сопротивления

$$x_{ad} = 1.0, \quad x_{aq} = 0.6;$$

активные сопротивления

$$r = 0.015, \quad r_{kd} = 0.03, \quad r_{kq} = 0.04, \quad r_f = 0.001.$$

Между зажимами синхронного двигателя и шинами системы подключалось реактивное сопротивление линии  $x_e$ , величина которого изменялась от 0 до 0.4 д. е.

Влияние инерционности агрегата на переходные процессы двигателя было выявлено путем проведения расчетов при изменении инерционной постоянной времени агрегата в пределах от 2.5 до 20 сек.

Исследования переходных процессов синхронного двигателя при снижении напряжения сети проводились при следующих условиях.

1. Напряжение сети понижается скачком от  $e_m$  до  $e_0$  и по прошествии времени  $t_0$  вновь восстанавливается мгновенно до первоначальной величины  $e_m$ .

2. Вращающий момент нагрузки  $M_L$  остается постоянным по величине и не зависит от колебаний скорости двигателя. Это допущение неточно, однако позволяет сделать более общие выводы из результатов. Учет многочисленных законов изменения вращающих моментов нагрузки от скорости вращения усложняет исследования и затрудняет выделение влияния ряда важных факторов на протекание процесса.

В случае необходимости исследования устойчивости синхронного двигателя при кратковременных снижениях напряжения сети могут быть проведены для любого конкретного закона изменения момента нагрузки от скорости вращения.

3. Частота напряжения остается неизменной в течение всего времени переходного процесса двигателя. Небольшие изменения частоты, связанные, в частности, с колебаниями напряжения в маломощных системах, несколько изменяют предел устойчивости. Однако эти изменения не выходят в большинстве случаев за пределы допустимой погрешности расчетов.

4. Напряжение возбуждения синхронного двигателя либо поддерживается постоянным и равным величине, соответствующей начальному установившемуся режиму, либо применяется мгновенная форсировка возбуждения на время снижения напряжения сети. Кратность форсировки напряжения возбуждения достигает 2.

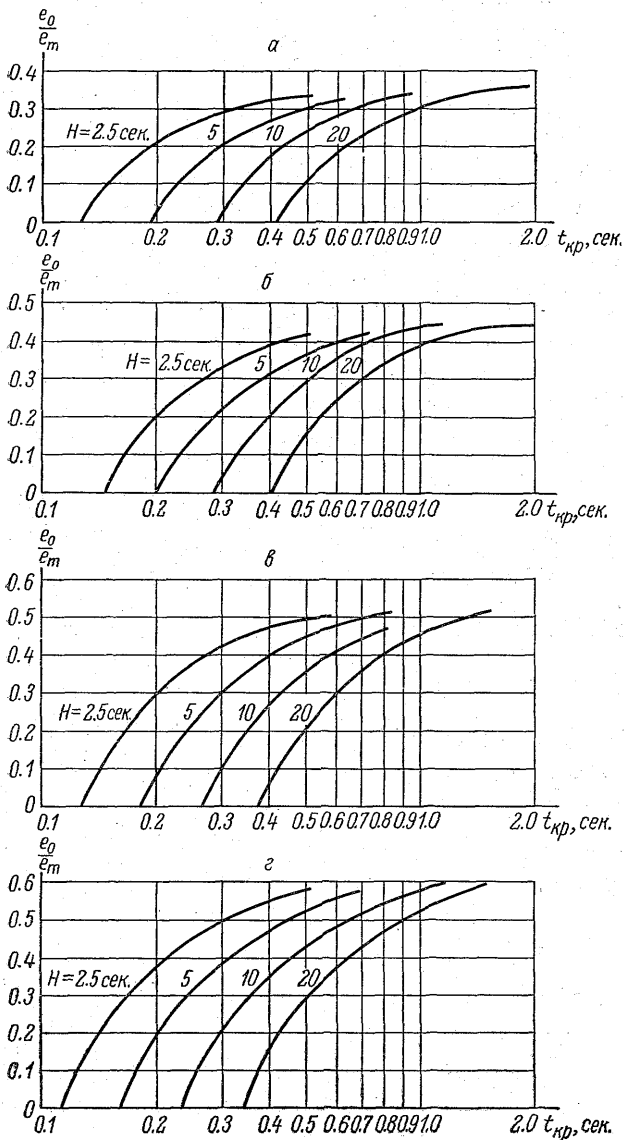


Рис. 14-1. Зависимость минимального напряжения системы  $\frac{e_0}{e_m}$  от предельной длительности снижения напряжения  $t_{кр}$  при коэффициенте мощности нагрузки  $\cos \varphi = 0.8$ ,  $H = 2.5 \div 20$  сек. и разных реактивностях системы  $x_e$  (д. е.).

а -  $x_e = 0.0$ ; б - 0.1; в - 0.2; г - 0.3.

5. Влияние насыщения магнитопровода машины грубо учитывается введением несколько заниженного по сравнению с типовыми значениями синхронной реактивности по продольной оси.

Исследование переходных процессов синхронного двигателя проводится путем решения системы дифференциальных уравнений Парка—Горева на вычислительной машине с последующим анализом полученных результатов.

Для решения на вычислительной машине используется система уравнений Парка—Горева (0.11) ÷ (0.13).

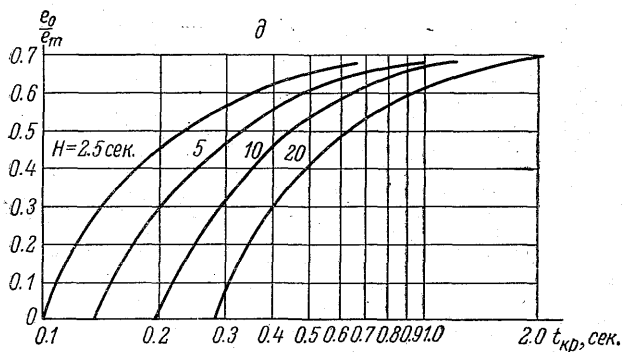


Рис. 14-1 (продолжение).

$\delta - 0.4$ .

Результаты исследований устойчивости синхронных двигателей при кратковременном снижении напряжения, полученные в [14-1], представлены в виде графиков на рис. 14-1 ÷ 14-4.

На рис. 14-1 приведены зависимости минимально допустимых значений напряжения сети в долях начального напряжения от критической длительности снижения напряжений  $t_{кр}$ . Под критической длительностью  $t_{кр}$  понимается продолжительность снижения напряжения, характеризующая границу между устойчивым и неустойчивым режимами синхронного двигателя при восстановлении напряжения. Кривые на рис. 14-1 представлены для различных значений инерционной постоянной  $H$  и реактивного сопротивления системы  $x_s$ , при  $\cos \varphi$  двигателя 0.8 (опережающий). Такие же зависимости, но для  $\cos \varphi = 1$ , приведены на рис. 14-2.

Сравнение рис. 14-1 и 14-2 показывает, что при  $\cos \varphi = 1$  критическая длительность снижения напряжения  $t_{кр}$  составляет 60 ÷ 80% от критической длительности снижения напряжения при  $\cos \varphi = 0.8$ . При этом номинальный вращающий момент нагрузки при  $\cos \varphi = 1$  принят равным 1.0 д. е. вместо 0.8 при  $\cos \varphi = 0.8$ , а ток возбуждения равен 1.48 при  $\cos \varphi = 1$  вместо 1.91 при  $\cos \varphi = 0.8$ .

Зависимости критической длительности снижения напряжения  $t_{кр}$  от инерционной постоянной двигателя  $H$  приведены на рис. 14-3.

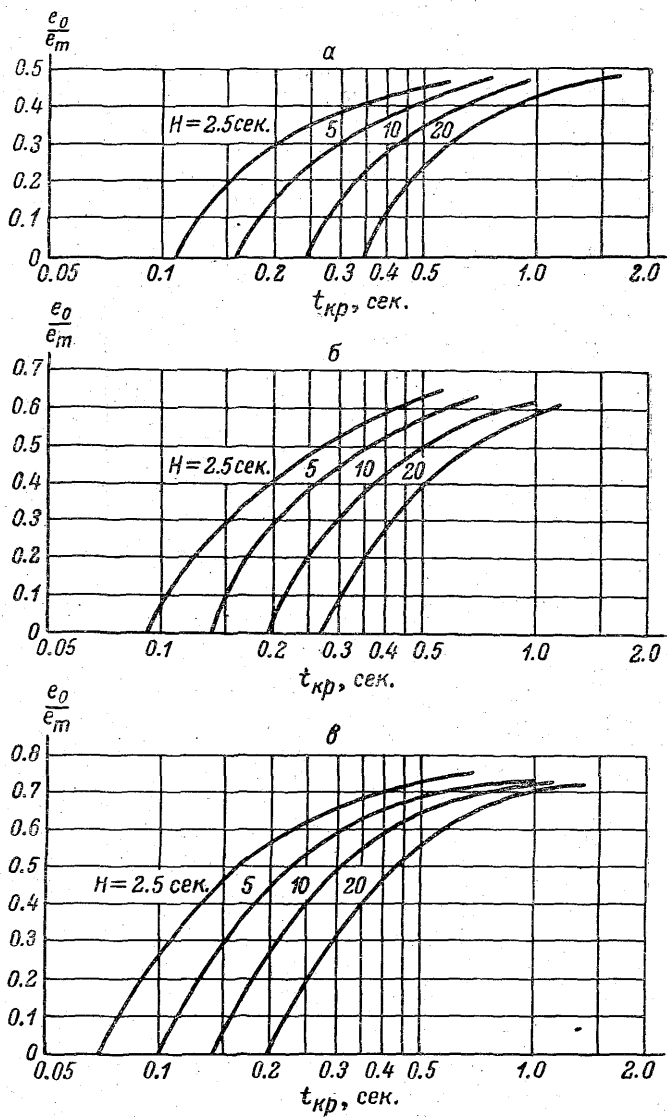


Рис. 14-2. Зависимость минимального напряжения системы  $\frac{e_0}{e_m}$  от предельной длительности снижения напряжения  $t_{кр}$  при  $\cos \varphi = 1.0$  для переменных инерционной постоянной и реактивности системы.

а —  $x_e = 0.0$  д. е.; б — 0.2; в — 0.4.

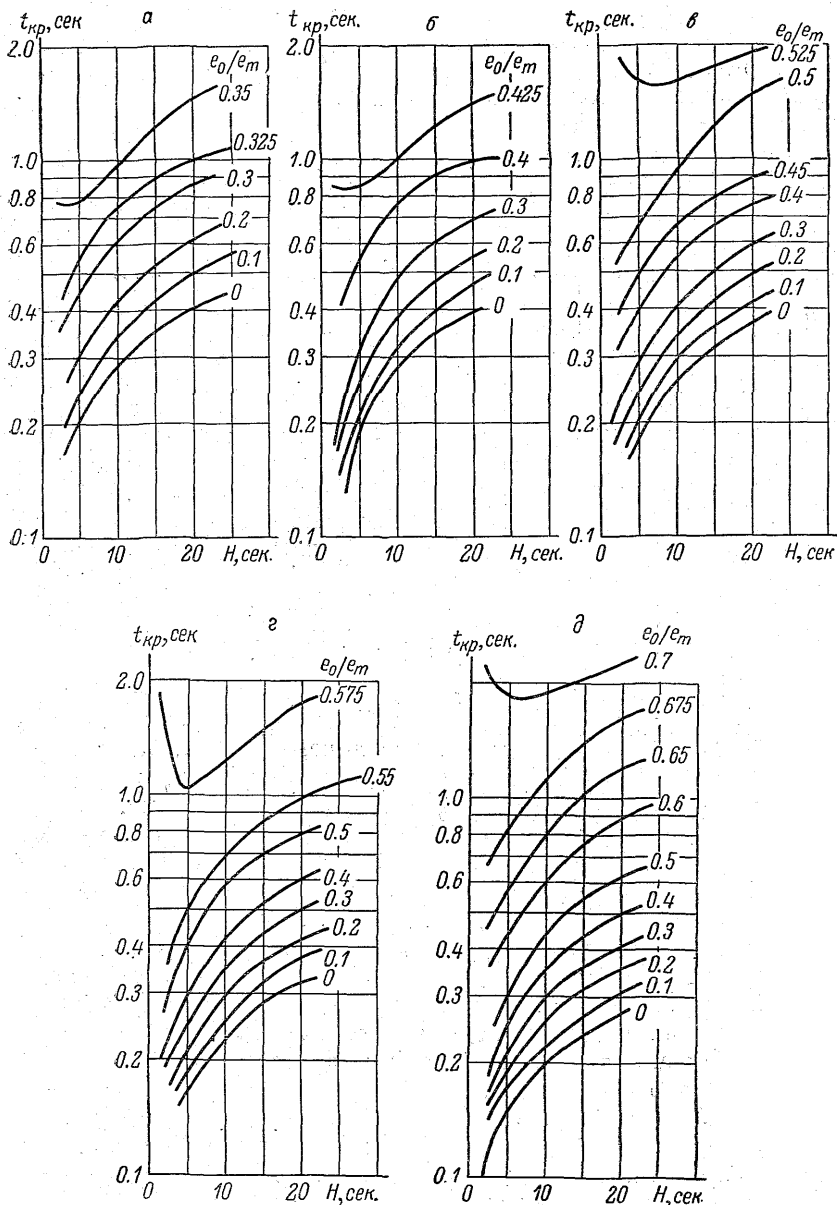


Рис. 14-3. Зависимость предельной длительности снижения напряжения  $t_{кр}$  от инерционной постоянной двигателя  $H$  при  $\cos \varphi = 0.8$  для разных минимальных напряжений  $\frac{e_0}{e_m}$  и реактивностей системы  $x_e$ .

а —  $x_e = 0.0$  д. е.; б — 0.1; в — 0.2; г — 0.3; д — 0.4.

Кривые построены для случая  $\cos \varphi = 0.8$ , при различных реактивных сопротивлениях системы  $x_e$  и минимальных напряжениях сети  $e_0$ .

Из рис. 14-1, 14-2 и 14-3 видно, что допустимая по условиям устойчивости длительность снижения напряжения возрастает с уменьшением величины снижения напряжения  $e_m - e_0$  и с увеличением инерционной постоянной агрегата  $H$ . При постоянном отношении  $\frac{e_0}{e_m}$  возрастание  $t_{кр}$  почти пропорционально вели-

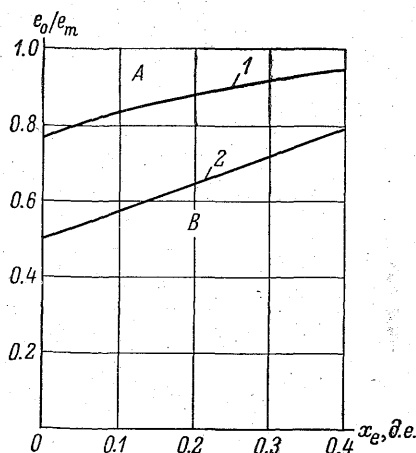


Рис. 14-4. Зависимость минимального напряжения системы при устойчивой работе от величины реактивности системы при неограниченной длительности снижения напряжения.

A — устойчивый режим работы; B — неустойчивый режим работы. 1 —  $\cos \varphi = 1.0$ ; 2 —  $\cos \varphi = 0.8$ .

чине  $\sqrt{H}$ .

На рис. 14-4 приведены кривые минимального напряжения  $\frac{e_0}{e_m}$ , при котором двигатель остается в синхронизме длительное время, в зависимости от реактивного сопротивления системы  $x_e$  для двух случаев:  $\cos \varphi = 1$  и  $\cos \varphi = 0.8$  в исходном режиме.

Расчеты, проведенные для выявления влияния активного сопротивления демферных обмоток  $r_{kd}$  и  $r_{kq}$  на предел устойчивости синхронного двигателя при кратковременном снижении напряжения, показали, что увеличение и уменьшение сопротивлений  $r_{kd}$  и  $r_{kq}$  вдвое дало весьма малый эффект.

При рассмотрении переходных процессов синхронного двигателя, связанных с кратковременным снижением напряжения,

представляют интерес возможные величины токов и вращающего электромагнитного момента. Эти величины, определяющие нагрев, вибрации конструктивных элементов, механические усилия на валу двигателя и др. во время переходного процесса, имеют важное значение для анализа условий работы двигателя при кратковременных снижениях напряжения.

Для получения картины протекания процесса в синхронном двигателе при кратковременном снижении напряжения сети проводились расчеты на ЦВМ по уравнениям (0.11) и (0.12) переходных процессов, реального синхронного двигателя 500 квт, 6000 в, 1500 об./мин.,  $\cos \varphi = 0.9$  в опережающем режиме [14-2]. Двигатель имеет следующие параметры (в относительных единицах): реактивные сопротивления рассеяния обмоток:

$$x_l = 0.084, \quad x_{kd} = 0.125, \quad x_{kq} = 0.095, \quad x_f = 0.14;$$

взаимные сопротивления обмоток

$$x_{ad} = 1.63, \quad x_{aq} = 0.76;$$

активные сопротивления обмоток

$$r = 0.0134, \quad r_{kd} = 0.043, \quad r_{kq} = 0.04, \quad r_f = 0.023.$$

Инерционная постоянная агрегата  $H = 5.82$  сек.

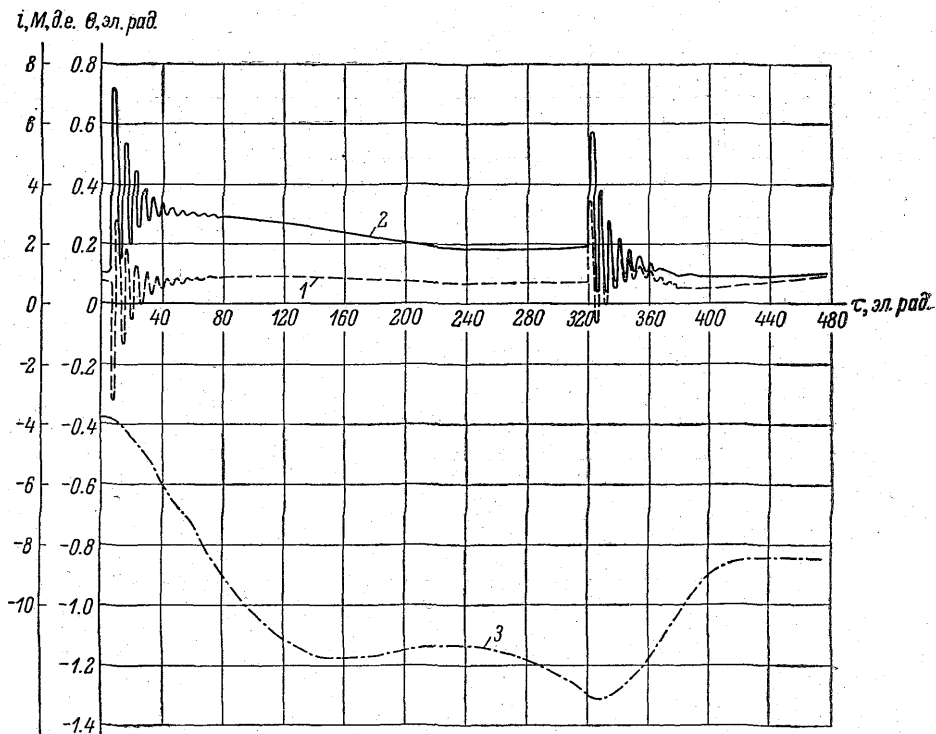


Рис. 14-5. Переходный процесс при кратковременном снижении напряжения питания двигателя типа МС-600 мощностью 500 квт, 1500 об./мин.,  $\cos \varphi = 0.9$  (опереж.).

1 — электромагнитный вращающий момент  $M$ ; 2 — ток статора  $i$ ; 3 — рабочий угол  $\theta$  в функции времени  $\tau$ .

Анализ переходного режима синхронного двигателя при скачкообразном снижении и последующем восстановлении напряжения сети производился для различных вариантов, отличающихся длительностью снижения напряжения сети (1 или 0.5 сек.), различной степенью снижения напряжения сети (до 0.5, 0.4, 0.3) и кратностью форсировки напряжения возбуждения (1, 1.5, 2.0).

В моменты скачкообразного снижения и восстановления напряжения сети появляются свободные электромагнитные вращающие

моменты, периодически изменяющиеся с частотой сети. Амплитуда этих вращающих моментов достигает больших величин. Например, при снижении напряжения от номинального до 0.4 д. е. всплеск вращающего момента достигает порядка 4.0 д. е. и затухание происходит с постоянной времени  $T_a$  (рис. 14-5). Для машин средней мощности время затухания периодического свободного момента в первом приближении составляет  $4T_a$ , т. е. порядка  $0.15 \div 0.3$  сек., что обычно меньше продолжительности встречающихся на прак-

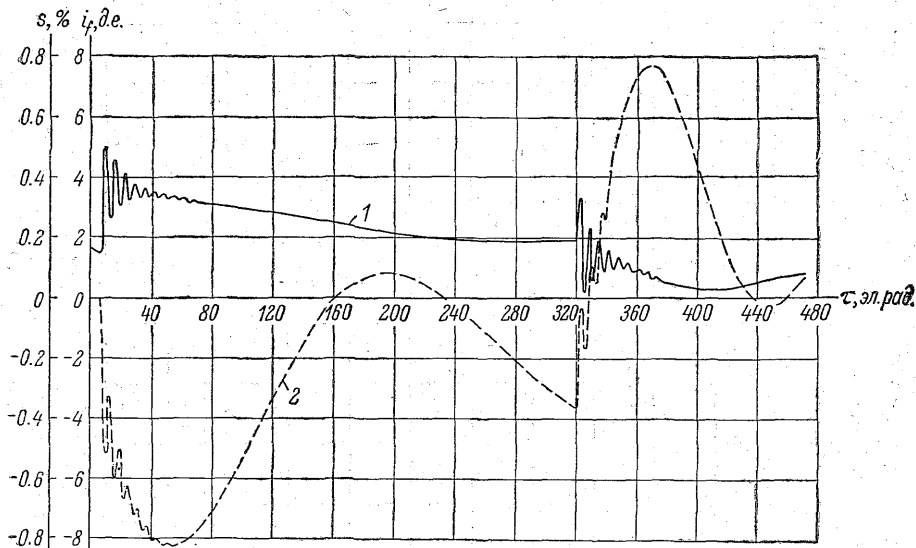


Рис. 14-6. Переходный процесс при кратковременном снижении напряжения питания двигателя типа МС-600 мощностью 500 квт, 1500 об./мин.,  $\cos \varphi = 0.9$  (опереж.).

1 — ток возбуждения  $i_f$ ; 2 — скольжение  $s$  в функции времени  $\tau$ .

тике посадок напряжения в сети ( $0.5 \div 1$  сек.). Поэтому электромагнитные переходные процессы при восстановлении напряжения для этих машин почти накладываются на переходные процессы, связанные со снижением напряжения. Для машин большой мощности может иметь место наложение указанных переходных процессов, в связи с этим несколько ухудшается устойчивость двигателя.

Внезапное снижение напряжения приводит к появлению в роторных контурах свободных токов положительного знака. Амплитуды этих токов достигают большой величины. Для рассмотренного выше примера общий ток возбуждения после затухания периодической составляющей оказался почти в два раза больше начального установившегося значения (рис. 14-6). Вследствие большой по-



стоянной времени обмотки возбуждения эти свободные токи затухают медленно и, действуя как форсировка возбуждения, значительно повышают устойчивость двигателя при динамическом снижении напряжения сети.

Несколько иначе происходит процесс восстановления напряжения сети. Здесь токи в роторе, появившиеся в связи со скачкообразным восстановлением напряжения сети, имеют отрицательный знак, вследствие чего средний синхронизирующий электромагнитный момент после затухания быстрых колебаний некоторое время сравнительно мал. Последнее показывает, что в отношении определения устойчивости двигателя представляют практический интерес исследования переходного процесса не только при скачкообразном снижении напряжения, но и при его восстановлении.

Минимальное значение напряжения, при котором двигатель способен работать, не выходя из синхронизма, зависит от кратности форсировки возбуждения.

Особенно важно быстрое действие форсировки. Проведенные расчеты показывают, что без форсировки возбуждения рассматриваемый двигатель выпадает из синхронизма при внезапном снижении напряжения сети от номинальной величины до 0.3 д. е. при длительности посадки напряжения в 1 сек. При форсировке возбуждения до двухкратной величины, спустя 0.1 сек. после снижения напряжения сети, еще удастся удержать двигатель в синхронизме. Если эта форсировка подается с запаздыванием в 0.2 сек., то двигатель в синхронизме уже не удерживается.

## § 2. Переходные процессы синхронного двигателя при кратковременном перерыве питания

Изучению этого режима синхронного двигателя посвящено сравнительно мало работ, хотя важность исследований переходных режимов двигателя при кратковременном перерыве питания в связи с внедрением АПВ, АВР несомненна.

Задача анализа переходных процессов синхронного двигателя при кратковременных перерывах питания сводится к определению предельных значений скольжения, токов и потокосцеплений статора в конце перерыва питания.

На основании этих данных решается вопрос о возможности повторного включения двигателя в сеть. При этом следует проанализировать меры, обеспечивающие и облегчающие повторную синхронизацию двигателя:

- гашение поля возбуждения;
- повторное включение напряжения возбуждения с необходимым запаздыванием;
- форсировка возбуждения.

В настоящем параграфе дано решение для переходных процессов одиночно работающего синхронного двигателя при кратко-

временных перерывах питания от сети на базе общих уравнений Парка—Горева.

Весь переходный процесс может быть разбит на три этапа:

- 1) торможение двигателя при перерыве питания — выбег машины;
- 2) разгон двигателя при повторном включении питания — асинхронный режим;
- 3) синхронизация двигателя.

В первом этапе переходного режима вращающий электромагнитный момент равен нулю, и закон изменения скорости вращения ротора определяется в зависимости от характера нагрузки и механической инерции агрегата. При этом уравнения токов и потокосцеплений машины в предположении неизменности насыщения являются линейными и имеют аналитические решения. Во втором и третьем этапах переходного режима закон движения ротора определяется еще и вращающим электромагнитным моментом, который в свою очередь зависит от токов и потокосцеплений машины. Системы уравнений токов и потокосцеплений на этих этапах нелинейны. Частные численные решения уравнений для этих этапов можно получить применением одного из методов численного интегрирования. Численное интегрирование уравнений Парка—Горева, обладая высокой точностью при достаточно малой величине интервалов, является трудоемким в случае ручного счета, но вполне приемлемо при работе на быстродействующих вычислительных машинах. Весь расчет переходного процесса синхронного двигателя при кратковременном перерыве питания обычно в основном проводится по двум подпрограммам. По первой подпрограмме для машины, включенной в сеть, рассчитываются начальный установившийся режим и переходные процессы, имеющие место на 2 и 3-м этапах. Эта подпрограмма составлена по уравнениям (0. 11) и (0. 12). В результате решения уравнений (0. 11) можно получить значения потокосцеплений всех контуров машины, рабочий угол, скольжение и время. Вычисление токов для каждого момента времени производится по уравнениям (0. 12).

При выбеге машины в связи с разрывом цепи статора токи статора и вращающий электромагнитный момент скачком изменяются до нуля  $i_d=0$ ,  $i_q=0$ ,  $M_e=0$ .

Синхронный двигатель при этом переходит в генераторный режим на холостом ходу.

В системе уравнений Парка—Горева в этом режиме добавляется еще одна переменная величина — напряжение на зажимах двигателя, для определения которого необходимо дополнительное уравнение. Однако, учитывая, что в результате решения первых двух уравнений системы (0. 11) получаются потокосцепления статора по продольной и поперечной осям  $\psi_d$  и  $\psi_q$ , которые при равенстве нулю тока статора определяются токами роторных кон-

туров, можно ограничиться решением следующих систем дифференциальных и алгебраических уравнений:

$$\left. \begin{aligned} \frac{d\psi_f}{d\tau} &= e_f - r_f i_f, & \frac{d\psi_{kd}}{d\tau} &= -i_{kd} \Gamma_{kd}, \\ \frac{d\psi_{kq}}{d\tau} &= -i_{kq} \Gamma_{kq}, & \frac{ds}{d\tau} &= \frac{M_L}{H}, \\ \frac{d\theta}{d\tau} &= s. \end{aligned} \right\} \quad (14.1)$$

$$\left. \begin{aligned} i_f &= \frac{\psi_f x_{kkd} - \psi_{kd} x_{ad}}{x_f x_{kkd} - x_{ad}^2} = a' \psi_f - b' \psi_{kd}, \\ i_{kd} &= \frac{x_f \psi_{kd} - \psi_f x_{ad}}{x_f x_{kkd} - x_{ad}^2} = -b' \psi_f + c' \psi_{kd}, \\ i_{kq} &= \frac{\psi_{kq}}{x_{kkq}} = d' \psi_{kq}. \end{aligned} \right\} \quad (14.2)$$

Потококцепления  $\psi_d$  и  $\psi_q$  определяются уравнениями

$$\left. \begin{aligned} \psi_d &= (i_f + i_{kd}) x_{ad}, \\ \psi_q &= i_{kq} x_{aq}. \end{aligned} \right\} \quad (14.3)$$

Для решения уравнений (14.1—14.3) на ЭЦВМ была составлена вторая программа.

Решение уравнений в рассмотренных численных примерах производилось по методу Рунге—Кутты 4-го порядка. Для получения достаточной точности в начале каждого переходного процесса, когда обычно имеют место быстрозатухающие свободные токи, интервал времени численного интегрирования был выбран 0.5 эл. рад. Для последующих участков времени после затухания этих свободных токов интервал времени увеличивался до 1 эл. рад., а в отдельных случаях до 2 эл. рад.

Численное решение производилось для синхронного двигателя типа МС-600 мощностью 500 квт, основные данные которого приведены в § 1 настоящей главы.

### § 3. Результаты расчетов работы двигателя при кратковременном перерыве питания

Расчет переходного режима синхронного двигателя при кратковременном перерыве питания производился для различных вариантов, отличающихся длительностью перерыва питания (1 или 0.5 сек.), величинами разрядного сопротивления ( $r_g=0; 4 r_f; 9 r_f$ ), скольжения ротора, при котором подавался постоянный ток возбуждения (8; 5; 3%), и кратностью форсировки напряжения возбуждения (1; 1.5; 2). Основные результаты всех рассчитанных вариантов приведены в сводной табл. 14-1.

Сводная таблица результатов расчетов переходного режима син

кратность сопро- тивления цепи обмотки возбужде- ния	Этап 1 — выбег				Этап 2 — асинхронный ход		
	время перерыва питания, сек.	потокосцепления к концу перерыва, д. е.	ток возбуждения к концу перерыва, д. е.	скольжение к концу перерыва, %	максимальный переходный ток статора, д. е.	максимальный переходный электро- магнитный момент, д. е.	время разгона в асинхронном режиме, сек.
5.0	1.0	0.216	0.106	12.74	9.74	3.47	0.454
5.0	1.01	0.214	0.104	12.84	10.79	3.49	0.299
5.0	1.04	0.203	0.099	13.23	11.31	5.53	0.637
5.0	1.13	0.175	0.085	14.40	7.27	3.97	1.21
5.0	0.50	0.485	0.237	6.43	6.37	2.25	0.13
5.0	1.0	0.217	0.106	12.72	10.13	3.47	0.465
5.0	1.015	0.211	0.103	12.93	11.51	3.67	0.52
1.0	1.0	1.570	0.992	12.73	20.67	13.78	—
1.0	0.50	1.36	0.870	6.44	8.07	9.47	—
10.0	1.0	0.074	0.031	12.74	8.908	2.60	0.216
10.0	1.0	0.074	0.029	12.83	9.52	2.46	0.424
10.0	1.0	0.074	0.030	12.72	8.72	2.58	1.525
10.0	0.5	0.271	0.196	6.53	7.47	1.88	0.132
10.0	1.0	0.067	0.027	13.06	10.33	3.74	0.426
10.0	1.0	0.076	0.03	12.79	9.24	2.39	0.423
1.0	1.0	0.762	0.445	12.86	16.12	5.28	1.075
5.0	1.0	0.275	0.134	12.70	9.51	3.01	0.49

В начале 1-го этапа переходного режима потокосцепления статора скачком увеличиваются на величину потокосцеплений рассеяния обмотки статора, а затем изменяются до нового установившегося значения по экспоненциальному закону с постоянной времени, примерно равной сумме постоянных времени цепи обмотки возбуждения и пусковой клетки при разомкнутой обмотке статора (рис. 14-7). Скачок потокосцеплений объясняется тем, что в расчетах 1-й этап переходного режима начинался с мгновенного разрыва цепи обмотки статора, что в действительности не имеет места. В выключающих аппаратах при выключении некоторое время между контактами горит дуга, через которую разряжается магнитная энергия, сосредоточенная на путях рассеяния обмотки статора. Погрешность, вносимая этим обстоятельством

## хронного двигателя при кратковременном перерыве питания

Этап 3 — процесс синхронизации				Примечание
скольжение при подаче постоянного тока, %	краткость напря- жения постоянного тока относительно номинального	угол при подаче постоянного тока, эл. град.	время синхрони- зации, сек.	
5.042	1.0	100	0.637	Разгон в асинхронном режиме до установившегося скольжения.
7.591	1.0	326	0.985	
3.042	1.0	143	0.800	
1.562	1.0	143	0.404	
5.029	1.0	105.5	0.64	Без гашения поля машина не синхронизируется в течение 0.3 сек., $s_{\text{пер.}} = 13.1 \div 17.7\%$ .
4.74	1.5	111.0	0.572	
5.03	2.0	82	0.50	
—	—	—	—	Без гашения поля машина синхронизируется в течение 0.16 сек.
8.05	1.0	156.5	1.51	Разгон в асинхронном режиме до установившегося скольжения.
5.01	1.0	55.5	0.112	
1.636	1.0	303	0.5	
4.973	1.0	117	0.564	Гашение поля производилось замыканием обмотки возбуждения на себя.
4.82	1.5	130	0.656	
4.97	2.0	42.6	0.113	
5.077	1.0	18.4	1.05	
4.132	1.0	112	—	Гашение поля производилось с запаздыванием на 0.1 сек.

вом, невелика ввиду того, что потокосцепления рассеяния обмотки статора сравнительно малы (для рассчитываемой машины 0.088 д. е.).

Ток возбуждения в начале 1-го этапа переходного режима также скачком уменьшается вследствие мгновенного исчезновения размагничивающего действия тока статора. В дальнейшем свободные токи возбуждения затухают по двум экспонентам: с постоянной времени общего рассеяния обмотки возбуждения совместно с пусковой клеткой (участок  $b-c$  рис. 14-7) и с их суммарной постоянной времени (участок  $c-d$ ).

Кривые изменения токов, потокосцеплений и вращающего электромагнитного момента при повторном включении питания приведены для двух вариантов расчета на рис. 14-8 и 14-9. При по-

вторной подаче питания в каждом контуре машины появляются свободные потокосцепления, аperiodически затухающие с постоянной времени данного контура. Для рассматриваемой машины аperiodическая составляющая потокосцепления статора затухает практически до нуля в течение 48 эл. рад., что составляет примерно  $4T_a$ .

Следует отметить, что на графиках статорные величины выражены через изображающие векторы в координатной системе  $d, q, o$ .

$\Phi; i_f, d, e$

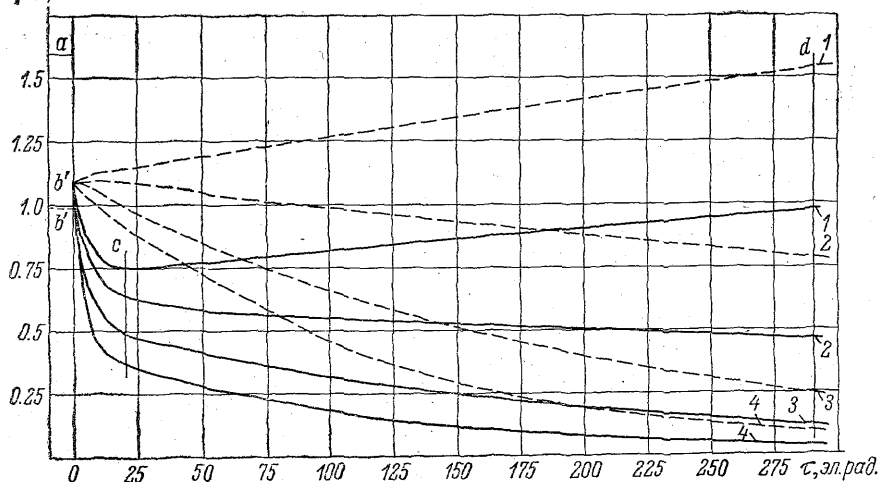


Рис. 14-7. Изменение потокосцеплений и тока возбуждения в процессе выбега синхронного двигателя типа МС-600 при кратковременном перерыве питания.

1 — без гашения поля; 2 — гашение поля при сопротивлении цепи возбуждения  $R_f = r_f$ ;

3 — то же при  $R_f = 5 r_f$ ; 4 — то же при  $R_f = 10 r_f$ .

Сплошная линия — ток возбуждения, пунктирная — потокосцепления обмотки статора.

$q, o$ , вращающейся с ротором. Поэтому аperiodический ток статора изображен в виде переменного тока, имеющего частоту вращения ротора, а ток, имеющий частоту сети, изображен как постоянный.

Кривая вращающего электромагнитного момента в переходном процессе 2-го этапа имеет в основном 4 составляющие.

1) Периодическая составляющая с частотой вращения ротора, затухающая с постоянной времени  $T_a$ . Эта составляющая определяется свободным аperiodическим потокосцеплением статора.

2) Периодическая составляющая с двойной частотой скольжения ротора, являющаяся следствием явнополюсности машины. Ее амплитуда значительно отличается от соответствующей состав-

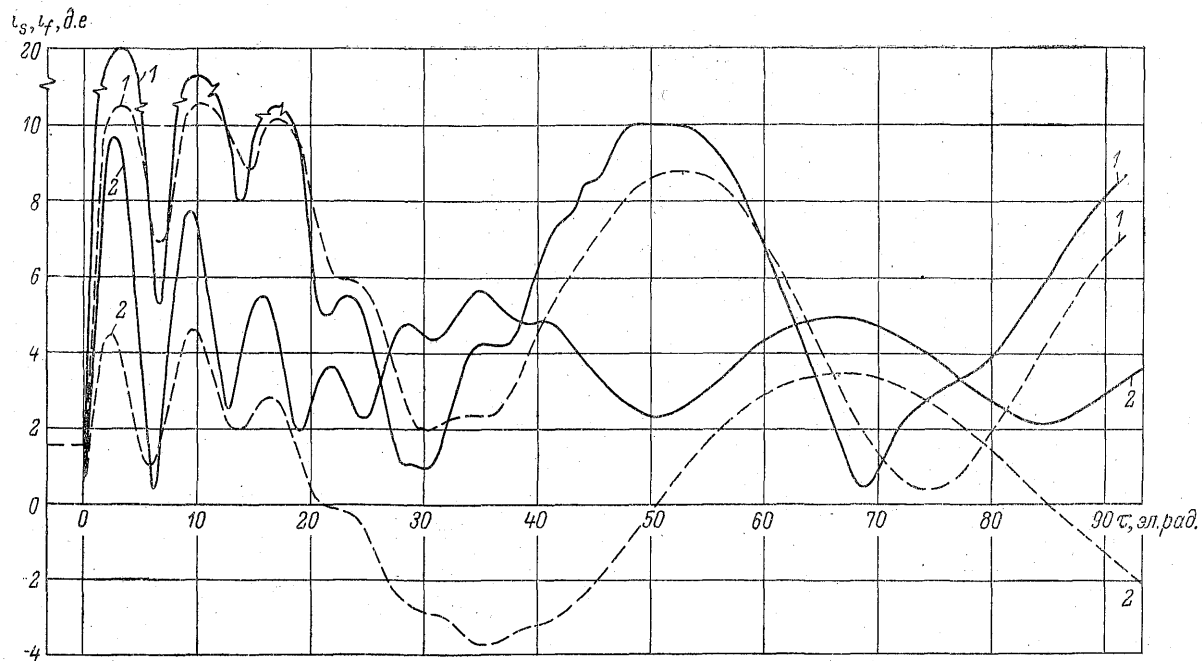


Рис. 14-8. Изменение токов статора и возбуждения синхронного двигателя типа МС-600 в функции времени при восстановлении напряжения после перерыва питания длительностью 1 сек.

1 — без гашения поля; 2 — гашение поля при  $R_f = 5 r_f$ .  
 Сплошная линия — ток статора; пунктирная — ток возбуждения.

ляющей, имеющей место в установившемся режиме, в котором для рассматриваемой машины эта амплитуда составляет величину

$$\frac{x_d - x_q}{2x_d x_q} = \frac{1.714 - 0.844}{2 \cdot 1.714 \cdot 0.844} = 0.3.$$

В период разгона, например, при среднем скольжении  $s=9\%$ , амплитуда этой составляющей вращающего электромагнитного момента равна 1.5 д. е. (см. рис. 14-9).

3) Асинхронный вращающийся электромагнитный момент.

4) Синхронный вращающийся электромагнитный момент.

Наложение этих составляющих электромагнитных моментов создает сильные биения. При применении разрядного сопротивления  $4r_f$  и включении двигателя в сеть после односекундного перерыва питания максимальное значение вращающего момента достигало величины 3.5 д. е., минимальное значение — 0.05 д. е.

Характер переходного режима на 2-м этапе, кроме всего прочего, зависит от величины потокосцеплений статора в момент повторной подачи питания. Если во время перерыва питания не применяется гашение поля и двигатель в установившемся режиме перевозбужден, то потокосцепления статора к концу перерыва возрастают до большой величины.

В рассматриваемой машине к концу односекундного перерыва потокосцепления обмотки статора составляли величину 1.57 д. е. при пренебрежении влиянием снижения скорости вращения в случае машинного возбудителя и отсутствии форсировки возбуждения во время перерыва питания. При этих условиях повторное включение питания для двигателя проходит в очень тяжелых условиях. Расчеты показывают, что после односекундного перерыва токи статора достигают 20.67 д. е., электромагнитный момент пульсирует с большой амплитудой, создавая биение ( $M_{\text{емax}}=13.78$ ), и машина очень плохо синхронизируется. Так, например, при отсутствии гашения поля спустя 100 эл. рад. после повторного включения скольжение ротора колебалось в пределах  $13.1 \div 17.7\%$ .

Процесс повторного включения существенно облегчается применением гашения поля при помощи разрядного сопротивления в цепи обмотки возбуждения двигателя. Расчетные кривые, приведенные на рис. 14-8, 14-9, показывают, что при гашении поля с разрядным сопротивлением  $4r_f$  пусковой ток после односекундного перерыва составлял в первый момент времени 9.74 д. е. и быстро спадал до 5 д. е. Максимальное значение электромагнитного момента не превышало 3.47. Машина синхронизировалась спустя 0.637 сек. после подачи номинального напряжения возбуждения при скольжении 5.04% и при неблагоприятном расположении полюсов ротора относительно поля статора в момент подачи возбуждения. Однако при длительности перерыва 0.5 сек., что может иметь место вследствие срабатывания устройства АПВ



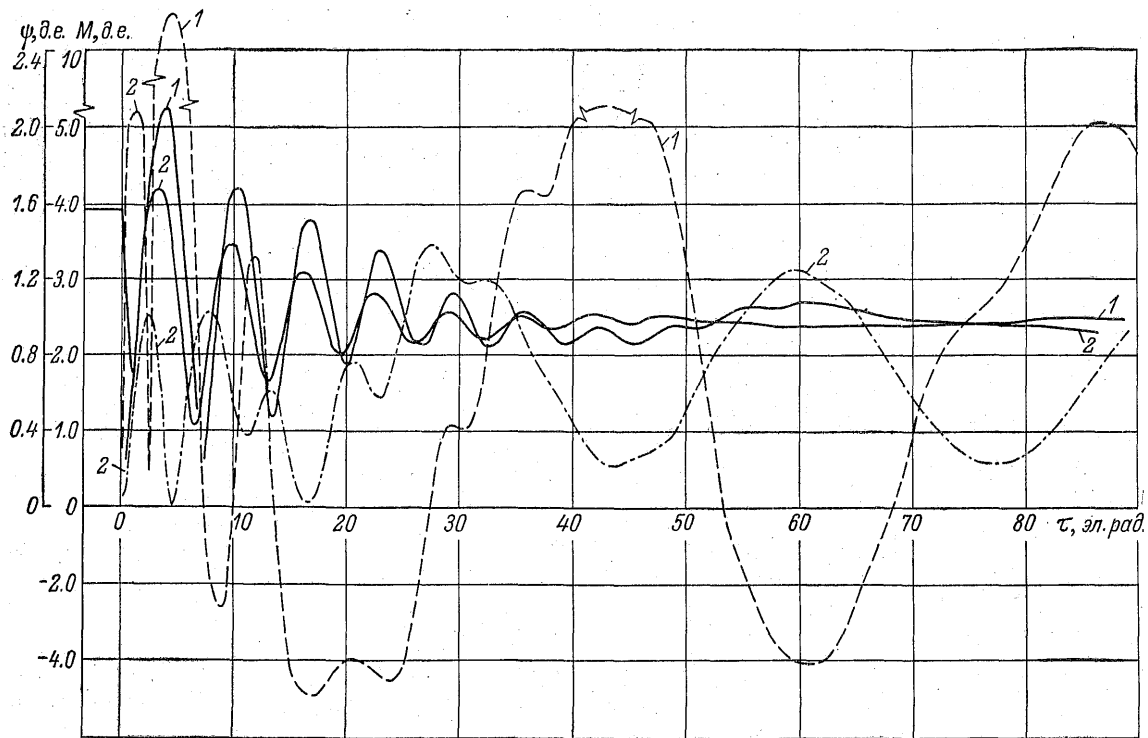


Рис. 14-9. Кривые потокосцеплений обмотки статора и электромагнитного вращающего момента в функции времени для синхронного двигателя типа МС-600 при восстановлении напряжения после перерыва питания длительностью 1 сек.

1 — без гашения поля; 2 — гашение поля при  $R_f = 5r_f$ .

Сплошная линия — потокосцепления обмотки статора; пунктирная — электромагнитный вращающий момент,

без выдержки времени, разрядное сопротивление  $4r_f$  не обеспечивает эффективного гашения поля. Потокосцепления статора к концу перерыва питания в этом случае достигали 0.485 д. е. (см. табл. 14-1). Максимальные значения токов и вращающего электромагнитного момента при этом могут значительно превышать полученные при расчете вследствие влияния насыщения.

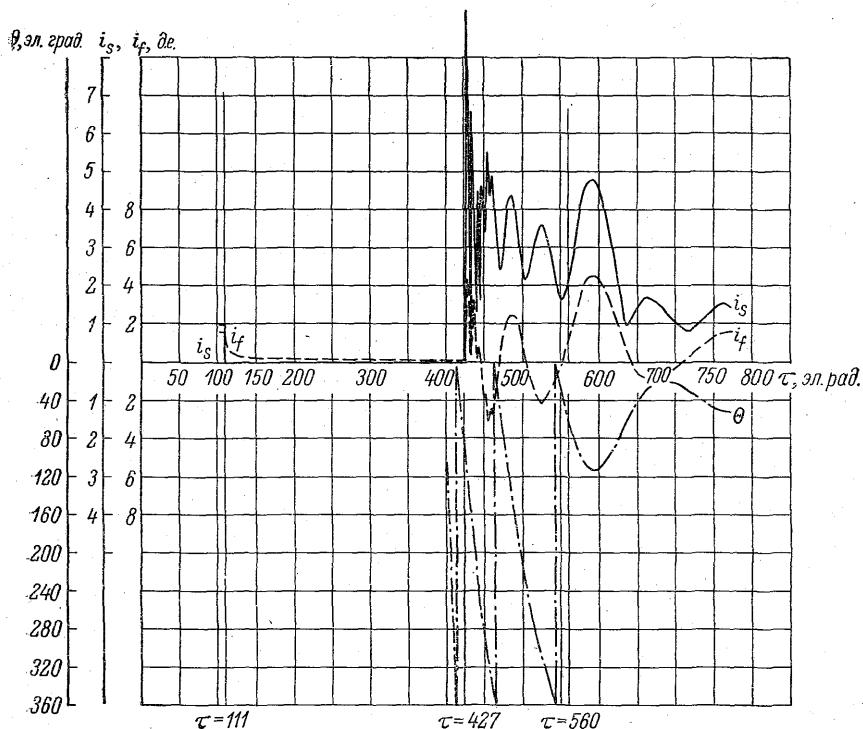


Рис. 14-10. Графики изменения тока статора, тока возбуждения и рабочего угла синхронного двигателя типа МС-600 при перерыве питания в течение 1 сек. и при повторной синхронизации.

Для облегчения процесса повторного пуска при таких длительных перерывах питания величину разрядного сопротивления следует несколько повысить. При сопротивлении  $r_g = 9r_f$  потокосцепления статора к концу перерыва 0.5 сек. составляли величину 0.271 д. е. (см. табл. 14-1), что примерно соответствует концу режима выбега при односекундном перерыве питания для случая, когда  $r_g = 4r_f$ . Следует учесть, что максимальная величина разрядного сопротивления ограничивается допустимым испытательным напряжением для изоляции обмотки возбуждения и снижением асинхронного момента при малых скольжениях. Оптимальное

значение этого сопротивления должно быть определено расчетным путем для каждой конкретной задачи. Для рассматриваемой машины разрядное сопротивление, равное  $9r_f$ , обеспечивало удовлетворительную синхронизацию двигателя при перерывах питания длительностью от 0.5 до 1 сек.

Известно, что на успешность процесса синхронизации двигателя при данных нагрузке на валу и механической инерции

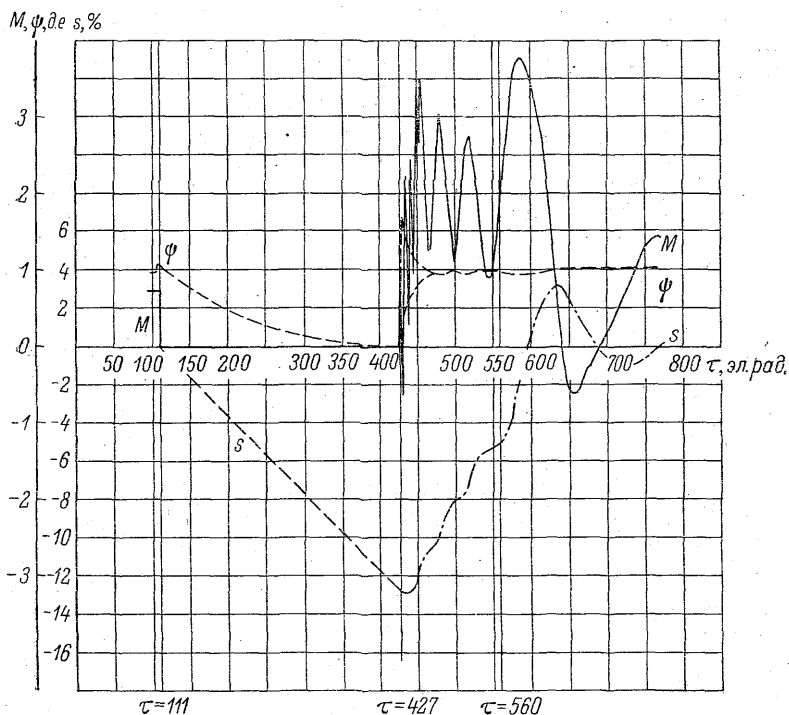


Рис. 14-11. Графики изменения потокосцеплений обмотки статора и скольжения синхронного двигателя типа МС-600 при перерыве питания в течение 1 сек. и при повторной синхронизации.

в основном влияет скольжение ротора, угол нагрузки и напряжение источника постоянного тока для возбуждения. Влияние указанных факторов было рассмотрено в расчетах. Если подача возбуждения производилась при больших скольжениях, то вследствие затягивания процесса синхронизации ток возбуждения успевае достаточно возрасти, из-за чего усиливались биения вращающего электромагнитного момента, увеличивались колебания тока статора. Расчеты показывают, что подача номинального напряжения возбуждения при  $s=8.05\%$  вызвала колебания электромагнитного момента в пределах  $(-1.0) \div (+3.2)$  и тока

статора в пределах  $5.3 \div 1.5$  д. е., а при  $s=1.63\%$  пределы колебаний электромагнитного момента и тока статора составляли  $M_e=(-0.4) \div (+2)$  д. е. и  $i=1.2 \div 3.0$  д. е. (табл. 14-1).

При подаче возбуждения в моменты времени, когда рабочий угол находится в пределах  $\theta=0 \div (-15)$  эл. град., средний уско-ряющий электромагнитный вращающий момент достигал наиболь-шего значения и машина обычно синхронизировалась в первом полупериоде колебания вращающего момента. Если же постоян-ный ток подавался при  $\theta=(-130) \div (-150)$  эл. град., то ма-шина, не успев синхронизироваться в этом полупериоде, пере-ходила в область, в которой электромагнитный вращающий момент становился тормозным. При этом машина несколько затор-маживалась, что затрудняло синхронизацию в следующем полу-периоде. В приведенных расчетах в большинстве случаев подача возбуждения производилась при неблагоприятном угле нагрузки. Кривые полного переходного процесса при односекундном пере-рыве питания и разрядном сопротивлении в цепи возбуждения  $r_g=9 r_f$  для одного из вариантов расчета (табл. 14-1) приведены на рис. 14-10 и 14-11.

Расчеты показывают, что для данного двигателя форсировка возбуждения при синхронизации (подача 1.5 и 2-кратного напря-жения постоянного тока) практически не оказала влияния на дли-тельность втягивания в синхронизм, но приводила к усилению качаний двигателя.

С целью проверки влияния запаздывания срабатывания кон-тактора возбуждения были проведены расчеты (см. табл. 14-1), в которых гашение поля производилось спустя 0.1 сек. после начала перерыва питания. Сравнение результатов этого расчета с результатами расчетов других режимов свидетельствует о незна-чительности влияния этого запаздывания.

Анализ приведенных расчетов для двигателя типа МС-600 по-казывает, что повторное включение машины в сеть при отсутст-вии гашения поля недопустимо вследствие возникающих чрезмер-ных толчков электромагнитного вращающего момента.

Произведенные расчеты позволяют определить рациональное значение разрядного сопротивления в цепи возбуждения и оце-нить скольжение ротора, при котором допустима подача воз-буждения после повторного включения машины в сеть. В рассмат-риваемом частном случае может быть рекомендовано разрядное сопротивление  $r_g=9 r_f$ . При этом обеспечивается повторное вклю-чение двигателя без опасных толчков тока и момента вращения при длительности перерыва питания в диапазоне  $0.5 \div 1$  сек. Подачу возбуждения целесообразно производить при достижении скольжения  $s \leq 5\%$ . При этом машина синхронизируется быстро и без толчков тока и момента вращения. Форсировка возбужде-ния после кратковременного перерыва питания для успешной синхронизации не требуется.

## ВАЖНЕЙШИЕ ОБОЗНАЧЕНИЯ

$a = \varepsilon \int \frac{2\pi}{3}$	— оператор;
$E$	— эдс машины, д. е.;
$e$	— напряжение сети, д. е.;
$e_f$	— напряжение обмотки возбуждения, д. е.;
$\bar{F}$	— усилие, кГ;
$f$	— удельная нагрузка, кГ/см;
$f$	— основная частота сети, гц;
$GD^2$	— маховой момент, тм <sup>2</sup> ;
$AS$	— линейная нагрузка, а/см;
$H$	— инерционная постоянная, эл. рад.;
$I_d$	— среднее значение выпрямленного тока, д. е.;
$i_d, i_q$	— токи статора по продольной и поперечной осям, д. е.;
$i_f$	— ток обмотки возбуждения, д. е.;
$i_{kd}, i_{kq}$	— токи в эквивалентных демпферных контурах по продольной и поперечной осям, д. е.;
$i_0, i_1, i_2$	— токи нулевой, прямой и обратной последовательностей фаз, д. е.;
$j$	— плотность тока, а/мм <sup>2</sup> ;
$M$	— вращающий момент, д. е.;
$m$	— число фаз;
$n$	— скорость вращения, об/мин.;
$n_c$	— число стержней на полюс пусковой обмотки синхронных явнополюсных машин;
$P$	— активная мощность, д. е.;
$p$	— число пар полюсов;
$p$	— символ дифференцирования по синхронному времени;
$Q$	— реактивная мощность, д. е.;
$r$	— активное сопротивление обмотки статора, д. е.;
$r_f$	— активное сопротивление обмотки возбуждения, д. е.;
$r_{kd}, r_{kq}$	— активные сопротивления эквивалентных демпферных контуров ротора по продольной и поперечной осям, д. е.;
$s$	— скольжение, д. е.;
$t$	— время, сек.;
$t_2$	— зубцовое деление пусковой обмотки синхронной явнополюсной машины, см;
$t_{\pi}$	— время пуска, сек.;
$U_d$	— среднее значение выпрямленного напряжения, д. е.;
$x_d, x_q$	— синхронные реактивности статора по продольной и поперечной осям, д. е.;
$x_{ad}, x_{aq}$	— реактивности взаимоиנדукции обмотки статора по продольной и поперечной осям, д. е.;

$x_{ff}$	— полное индуктивное сопротивление обмотки возбуждения, д. е.;
$x_f$	— реактивность рассеяния обмотки возбуждения, д. е.;
$x_d(j\bar{s}), x_q(j\bar{s})$	— результирующие комплексные реактивности синхронной машины по продольной и поперечной осям, д. е.;
$x_{sn}$	— реактивность рассеяния пазовой части обмотки статора, д. е.;
$x_g$	— реактивность дифференциального рассеяния, д. е.;
$\alpha$	— угол зажигания, эл. град.;
$\alpha$	— полюсная дуга;
$\gamma$	— угол коммутации, эл. град.;
$\Delta$	— глубина проникновения, см.;
$\delta, \delta_m$	— минимальный и максимальный зазоры под полюсным наконечником синхронных явнополюсных машин, см.;
$\varepsilon$	— основание натурального логарифма;
$\theta$	— угол нагрузки, эл. рад.;
$\mu$	— порядок гармонической;
$\mu$	— магнитная проницаемость, гн/см;
$\tau$	— полюсное деление по расточке статора, см.;
$\tau$	— синхронное время, эл. рад.;
$\theta$	— температура, °С;
$\psi_d, \psi_q$	— потокосцепления обмотки статора по продольной и поперечной осям, д. е.;
$\psi_f$	— потокосцепления обмотки возбуждения, д. е.;
$\psi_{kd}, \psi_{kq}$	— потокосцепления эквивалентных демферных контуров по продольной и поперечной осям, д. е.;
$\omega$	— угловая частота, 1/эл. рад.

## ЛИТЕРАТУРА

### Введение

- 0-1. М. П. Костенко, Л. М. Пиотровский. Электрические машины, ч. I и II. Изд. «Энергия», М.—Л., 1965.
- 0-2. М. П. Костенко. Электрические машины (специальная часть). Госэнергоиздат, М.—Л., 1949.
- 0-3. Е. Я. Казовский. Переходные процессы в электрических машинах переменного тока. Изд. АН СССР, М.—Л., 1962.
- 0-4. А. И. Важнов. Основы теории переходных процессов синхронной машины. Госэнергоиздат, М.—Л., 1960.
- 0-5. И. Д. Урусов. Линейная теория колебаний синхронной машины. Изд. АН СССР, М.—Л., 1960.
- 0-6. Р. А. Лютер. Теория переходных режимов синхронной машины с применением операторного анализа. Изд. Ленингр. инст. усовершенш. ИТР, Л., 1939.
- 0-7. А. А. Янко-Триницкий. Новый метод анализа работы синхронных двигателей при резкопеременных нагрузках. Госэнергоиздат, М.—Л., 1958.
- 0-8. Р. Лайбль. Теория синхронной машины при переходных процессах (перевод с англ.). Госэнергоиздат, М.—Л., 1957.
- 0-9. В. А. Веников. Электромеханические переходные процессы в энергетических системах. Госэнергоиздат, М.—Л., 1958.
- 0-10. И. М. Постников. Обобщенная теория и переходные процессы электрических машин. Изд. «Техника», Киев, 1966.
- 0-11. Я. Б. Данилевич, В. В. Домбровский, Е. Я. Казовский. Параметры электрических машин переменного тока. Изд. «Наука», М.—Л., 1965.
- 0-12. C. Concordia. Synchronous Machines, N. Y., 1951.
- 0-13. R. Park. Two Reaction Theory of Synchronous Machines, Trans. AIEE, v. 48, 1929; v. 52, 1933.
- 0-14. R. Doherty, C. Nickle. Synchronous Machines, p. I. An Extension of Blondel's two Reaction Theory, Trans. AIEE, v. 45, 1926.
- 0-15. А. А. Горев. Переходные процессы синхронной машины. Госэнергоиздат, М.—Л., 1950.
- 0-16. И. А. Сыромятников. Режимы работы синхронных генераторов. Госэнергоиздат. М.—Л. 1952.
- 0-17. Н. Н. Щедрин. Токи короткого замыкания высоковольтных систем. ОНТИ, М.—Л., 1935.
- 0-18. Г. Н. Петров. Электрические машины, ч. I. Госэнергоиздат, М.—Л., 1956; ч. II, изд. «Энергия», 1965.

- 0-19. К. Ф. Вагнер, Р. Д. Эванс. Метод симметричных составляющих в применении к анализу несимметричных электрических цепей. ОНТИ НКТП СССР, М.—Л., 1936.
- 0-20. В. Лайон. Анализ переходных процессов в машинах переменного тока (перевод с англ.). Госэнергоиздат, М.—Л., 1958.
- 0-21. Р. Рюденберг. Переходные процессы в электроэнергетических системах (перевод с англ.). ИЛ, М.—Л., 1955.
- 0-22. К. П. Ковач, И. Рац. Переходные процессы в машинах переменного тока. Госэнергоиздат, М.—Л., 1963.
- 0-23. I. Vařta. A Complex Solution of Conditions in a Machine with Sali-ent Massive Poles, Acta Techn. CSAV, № 5, 1967, p. 543.

1

- 1-1. Л. Г. Мамиконянц, М. Г. Портной, А. А. Хачатуров. Обобщение опыта применения в энергосистемах асинхронных режимов, Электричество, № 6, 1965.
- 1-2. Н. А. Савогин, В. А. Осипенко, А. П. Германов. Асинхронный режим работы турбогенератора ТВ2-150-2 и включение его в сеть методом самосинхронизации, Электрические станции, № 8, 1963.
- 1-3. М. С. Следков. Испытания турбогенераторов в асинхронном режиме. Электрические станции, № 1, 1954.
- 1-4. А. М. Уфимцев, А. Т. Лебедев. Испытания турбогенераторов в асинхронном режиме, Электрические станции, № 8, 1962.
- 1-5. S. Mateja. Poruchovy asynchronii chod turboalternatoru, Elektro-techn. obzor, № 10, 1964.
- 1-6. В. А. Файбисович. О расчете и использовании асинхронных режимов невозбужденных турбогенераторов, Электрические станции, № 6, 1964.
- 1-7. Р. А. Лютер, Н. Я. Самойлович, В. В. Коган. Расчет асинхронных моментов вращения двухполюсных двигателей с магнитными бандажами, Сб. «Электросила», № 24, 1962.
- 1-8. Р. А. Лютер, Н. Я. Самойлович, В. В. Коган. Асинхронные моменты вращения машины с массивным ротором и немагнитным бандажом, Сб. «Электросила», № 24, 1965.
- 1-9. Е. Я. Казовский, Э. Г. Кашарский, А. М. Волков. Определение частотных характеристик турбогенераторов, Электротехника, № 5, 1964.
- 1-10. Л. Г. Мамиконянц. Определение сверхпереходных реактансов синхронных машин стационарным методом без поворота ротора, Электрические станции, № 5, 1948.
- 1-11. Н. А. Поляк. Асинхронные характеристики и связанные с ними параметры современных крупных турбогенераторов, Электрические станции, № 10, 1965.
- 1-12. Э. Г. Кашарский, Л. А. Суханов. Параметры турбогенераторов большой мощности и некоторые особенности их моделирования. Доклады межвузовской конференции по применению моделирования. Изд. МЭИ, М., 1959.
- 1-13. S. Concordia. Synchronous Machine with Solid Cylindrical Rotor. Power Appar. and Systems, pt. II, 1960, p. 1650.
- 1-14. А. М. Волков. Определение частотных характеристик и корней характеристических уравнений вращающейся синхронной машины по затуханию обмотки статора неподвижной машины, Сб. «Электрические машины», изд. «Наука», М.—Л., 1965.
- 1-15. О предотвращении повреждений синхронных компенсаторов в асинхронных режимах, Сб. «Директивные материалы», Госэнергоиздат, М.—Л., 1961, стр. 71.



- 1-16. R. T u s c h a k. Transient Phenomena in the Solid Rotors of Synchronous machines, Изв. АН ВНР, Будапешт, 1954.
- 1-17. Э. Г. К а ш а р с к и й. Специальные вопросы расчета и исследования синхронных машин с массивным ротором. Изд. «Наука», М.—Л., 1965.
- 1-18. Е. Я н к е, Ф. Э м д е, Ф. Л е ш. Специальные функции. Изд. «Наука», М., 1964.
- 1-19. А. В. С и д е л ь н и к о в. Влияние выбора параметров массивного ротора на переходные процессы электрических машин переменного тока, Сб. «Исследование электромагнитных полей, параметров и потерь в мощных электрических машинах», изд. «Наука», М.—Л., 1966.
- 1-20. И. А. Г л е б о в, В. Е. К а ш т е л я н. К вопросу о моделировании демпфирующего действия массива ротора турбогенератора, Сб. работ по вопросам электромеханики, вып. 10, изд. «Наука», М.—Л., 1963.
- 1-21. M. Klittich, G. Pfaff. Die Simulation eines Turbogenerators mit Polradwinkelregelung auf dem Analogrechner, AEG Mitteilungen, № 1, 1967, S. 28.
- 1-22. G. Hosemann. Größenrichtiges Ersatzschaltbild des Synchronmaschinenläufers und seine experimentelle Ermittlung, ETZ-A, № 4, 1967.
- 1-23. W. Humpage, T. N. Sahe. Digital Computer Methods in Dynamic-Response Analyses of Turbogenerator Units, Proc. IEE. v. 114, № 8, 1967.
- 1-24. K. Fork, L. Roggenhofer. Erprobung eines mathematischen Turbogeneratormodells, ETZ-A, № 13, 1967.
- 1-25. F. Maury. Исследование асинхронного режима турбогенератора 156 мва. Rev. gén. électr., № 1, 1961.

2

- 2-1. Синхронные двигатели. Сб. статей под ред. И. А. Сыромятникова. Госэнергоиздат, М.—Л., 1959.
- 2-2. И. А. Сыромятников. Режимы работы асинхронных и синхронных электродвигателей. Госэнергоиздат, М.—Л., 1963.
- 2-3. Я. Б. Д а н и л е в и ч, Ю. А. К у л и к. Теория и расчет демферных обмоток синхронных машин. Изд. АН СССР, М.—Л., 1962.
- 2-4. Э. Г. К а ш а р с к и й, Р. Х. С а ф и у л л и н а, И. Д. У р у с о в. Научно-методические вопросы создания серий крупных синхронных машин. Изд. АН СССР, М.—Л., 1962.
- 2-5. М. П. К о с т е н к о, Н. С. С и у н о в, Е. А. К а з о в с к и й, М. С. М и к л я е в. Определение частотным методом пусковых характеристик синхронных двигателей. Изв. АН СССР, ОТН, Энергетика и автоматика, № 1, 1962.
- 2-6. И. И. Т а л а л о в. Токи успокоительных обмоток в асинхронном режиме явнополюсных синхронных машин, Изв. вузов, Энергетика, № 7, 1959.
- 2-7. Л. С. Л и н д о р ф. Особенности пуска и самозапуска синхронных двигателей, Сб. «Синхронные двигатели», Госэнергоиздат, М.—Л., 1959.
- 2-8. H. E. Edgerton, P. Fourmarier. The Pulling into Step of a Salient Pole Synchronous Motor, Trans. AIEE, 1931, p. 769.
- 2-9. И. А. З б о р о в с к и й, Н. С. М а л е в и н с к а я. Исследование пуска синхронного двигателя с подключенным выпрямителем, Электричество, № 10, 1966.
- 2-10. A. W. Rankin. The Direct and Quadrature-Axis Equivalent Circuits of Synchronous Machine, Trans. AIEE, v. 64, 1945, p. 86.
- 2-11. A. W. Rankin. Asynchronous and Single-Phase Operation of Synchronous Machines, Trans. AIEE, v. 65, 1946, p. 1092.
- 2-12. J. C. White. Synchronous Motor Starting Performance Calculation, Power Appar. and Systems, № 25, 1956.
- 2-13. T. M. Linville. Starting Performance of Salient Pole Synchronous Motors, Trans. AIEE, v. 49, 1930, p. 531.

- 2-14. O. E. Pöllot. Die Stromverteilung im Dämpferkäfig von Synchronmaschinen mit Einzelpolen bei Asynchronen Anlauf, AfE. Bd. 36, 1942, S. 652.
- 2-15. И. И. Талалов. Расчет сопротивлений цепей синхронной машины. Тр. Ивановского энергетич. инст., вып. X, ч. III, Иваново, 1962.
- 2-16. Р. А. Лютер, Н. Я. Самойлович, М. М. Колдобский. О термической стойкости электрических машин переменного тока с короткозамкнутой системой на роторе, Сб. «Электросила», № 15, 1957.
- 2-17. И. И. Талалов, В. К. Мишуков. Исследование термической и механической стойкости успокоительных обмоток синхронных машин при пуске, Сб. «Исследование высокоиспользованных турбо- и гидрогенераторов», изд. «Наука», М.—Л., 1967.

### 3

- 3-1. А. А. Пик-Пичак. К расчету массивного ротора, ВЭП, № 6, 1959.
- 3-2. Н. Б. Чемоданова. Расчет параметров и пусковых характеристик явнополюсных синхронных машин с массивными полюсами, ВЭП, № 5, 1961.
- 3-3. Э. Г. Кашарский. Экспериментальное определение параметров электрических машин с массивным ротором, Изв. вузов, Электромеханика, № 10, 1962.
- 3-4. Н. Б. Чемоданова. К расчету нагрева массивного ротора, Сб. «Теоретические и экспериментальные исследования крупных турбо- и гидрогенераторов», изд. «Наука», М.—Л., 1967.

### 4

- 4-1. П. М. Ипатов. Несимметрия в катушечных обмотках гидрогенераторов, Электрические станции, № 5, 1954.
- 4-2. П. Л. Калантаров, Л. Р. Нейман. Теоретические основы электротехники, ч. I. Госэнергоиздат, М.—Л., 1948.
- 4-3. H. W. Kudlascik, D. M. Willoung. Local Rotor Winding Temperature Measurements for Large Turbine-Generator Fields, Trans. IEEE, Power Appar. and Systems, 1963, p. 687.
- 4-4. Г. Н. Тер-Газарян. Несимметричный режим работы гидрогенераторов. Госэнергоиздат, М.—Л., 1956.
- 4-5. И. И. Иванов. Построение номограммы для определения коэффициента несимметрии уравновешенных трехфазных систем, Сб. работ по вопросам электромеханики, вып. 10, Изд. АН СССР, М.—Л., 1963.
- 4-6. В. М. Петров. Распределение добавочных потерь и нагревов ротора трехфазного синхронного генератора, работающего на однофазную нагрузку, Тр. УПИ, сб. 157, Свердловск, 1967.
- 4-7. А. К. Головин. Ликвидация неполнофазных режимов блочных турбогенераторов, Электрические станции, № 12, 1966.
- 4-8. Г. Н. Тер-Газарян. Исследования несимметричных режимов работы синхронных машин, Изв. ТНИС ГЭИ, т. 15 (51), Тбилиси, 1967.
- 4-9. Г. Н. Тер-Газарян, Е. П. Штерн. Работа мощного гидрогенератора в неполнофазном режиме, Электрические станции, № 12, 1965.
- 4-10. M. R. Logu, C. L. Wagner. Transient Thermal Problems of Large Generators, Power Appar. and Systems, № 58, 1962, p. 965.
- 4-11. B. M. Weedy. Rotor Heating in a Turbo-Alternator on Unbalanced Load, Brit. Power Engng, 5, № 4, 1962.
- 4-12. P. L. Alger, R. F. Franklin, C. E. Kilbourn, J. B. McClure. Short-Circuit Capabilities of Synchronous Machines for Unbalanced Faults, Trans. AIEE, III, v. 72, 1953, p. 394.
- 4-13. E. I. Pollard. Effects of Negative Sequence Currents on Turbine Generator Rotors, Trans. AIEE, III, v. 72, 1953, p. 404.

- 5-1. М. Г. Шехтман. Работа генератора на выпрямительную нагрузку, Тр. ЛИИ, № 3, 1940.
- 5-2. И. А. Глебов. Системы возбуждения синхронных генераторов с управляемыми преобразователями. Изд. АН СССР, М.—Л., 1960.
- 5-3. Р. А. Лютер. Учет влияния высших гармонических в кривой тока на работу синхронных генераторов, питающих ртутные выпрямители, Сб. «Электросила», № 5, 1948.
- 5-4. Я. Б. Данилевич, Э. Г. Кашарский. Добавочные потери в электрических машинах. Госэнергоиздат, М.—Л., 1963.
- 5-5. Некоторые конструктивные особенности мощных паровых американских турбин, Энергохозяйство за рубежом, № 6, 1964.
- 5-6. И. М. Постников. Проектирование электрических машин. Гостехиздат, УССР, К., 1960.
- 5-7. Л. Р. Нейман, С. Р. Глинттерник, А. В. Емельянов, В. Г. Новицкий. Передача постоянного тока. Изд. «Наука», М.—Л., 1965.
- 5-8. И. А. Глебов, Э. Г. Кашарский, Р. Х. Сафиуллина, Н. Б. Чемоданова. К расчету токов, магнитных полей и потерь вспомогательного турбогенератора при питании системы ионного возбуждения, Сб. «Расчет и исследование высокоиспользованных электрических машин», изд. «Наука», М.—Л., 1965.

- 6-1. L. A. Kilgore, E. C. Whithey. Spring and Damping Coefficients of Synchronous Machines and Their Application, Trans. AIEE, v. 69, p. 1, 1950, p. 226.
- 6-2. Р. А. Лютер. Расчет коэффициента демпфирующего момента синхронной машины с учетом влияния сопротивления статорной обмотки, Вестник электропромышленности, № 5, 1953.
- 6-3. Е. Я. Казовский. Влияние активного сопротивления в цепи статора синхронной машины на ее качания, Сб. «Электросила», № 13, 1955.
- 6-4. Е. Я. Казовский. Обобщенное рассмотрение переходных режимов в асинхронных и синхронных машинах, Сб. «Электросила», № 2—3, 1945.
- 6-5. Е. Я. Казовский. Вращающие моменты синхронных машин при больших качаниях, Сб. «Электросила», № 1, 1945.
- 6-6. Р. А. Лютер. О моментах вращения синхронной машины при периодических ее качаниях, Электричество, № 2, 1940.
- 6-7. Е. Я. Казовский. Исследование нелинейных колебаний синхронной машины при набросе нагрузки (с помощью применения эллиптических функций), Сб. «Электросила», № 7, 1950.
- 6-8. Е. Я. Казовский. Некоторые переходные процессы и режимы в машинах переменного тока, работающих в энергосистемах, Тр. межвузовской конференции по дальним электропередачам, май 1956 г. Изд. ЛПИ, Л., 1957.
- 6-9. D. W. Novotny, N. L. Schmit. Parametric Pump-down of Synchronous Machine Oscillations, Power Appar. and Systems, № 68, 1963, p. 55.

- 7-1. N. H. Jones, R. L. Winchester, M. Temoshok. Design of Conductor-Cooled Steam Turbine-Generators and Application to Modern Power Systems, Trans. IEEE, Power Appar. and Systems, № 2, 1965, p. 131.

- 7-2. В. А. Махлин, В. И. Соколов. О работе турбогенератора синхронным компенсатором в беспаровом режиме, Электрические станции, № 11, 1961.
- 7-3. В. И. Соколов. Техничко-экономические показатели работы генераторов ГЭС в режиме синхронного компенсатора, Электрические станции, № 8, 1961.
- 7-4. М. В. Романенко. Мероприятия по ускорению перевода турбогенераторов в режим синхронного компенсатора, Электрические станции, № 11, 1962.
- 7-5. J. Kekela, L. Firestone. Underexcited Operations of Generators, Trans. IEEE, Power Appar. and Systems, v. 83, № 8, 1964, pp. 811—817.
- 7-6. Нарифудзи Хидетоси и др. Работа турбогенератора с внутренним охлаждением при опережающем коэффициенте мощности. Мидубиси денки гихо, № 38, 2, 1964, стр. 392. (Бюро переводов ВИНТИ, 1965, С-47605).
- 7-7. T. H. Mason, P. D. Aylett, F. H. Birch. Turbo-generator Performance under Exceptional Operating Conditions, Proc. IEE, v. 106A, 1959, p. 357.
- 7-8. Э. Кашарский, В. Н. Шахтарин. К расчету магнитного поля в торцовой части турбогенератора, Сб. «Теория, расчет и исследование высокоиспользованных электрических машин», изд. «Наука», М.—Л., 1965.
- 7-9. В. К. Шабад, В. С. Любина. Регулирование мощности синхронного компенсатора с целью повышения его загрузки в индуктивном режиме, Электричество, № 1, 1965.
- 7-10. Н. И. Соколов. Знакопеременное возбуждение синхронных компенсаторов в режиме потребления реактивной мощности, Электричество, № 5, 1960.
- 7-11. В. П. Анемподистов. К расчету процесса нагрева обмотки турбогенератора с внутренним охлаждением при перегрузках по току, Сб. «Теория, расчет и исследование высокоиспользованных электрических машин», изд. «Наука», М.—Л., 1965.
- 7-12. Trans. AIEE. v. III, 1958, p. 1335 (дискуссия).
- 7-13. E. G. Noyes, J. W. Skooglund. Underfrequency Operation of Large Steam Turbine Generator Units, Westinghouse Eng., v. 27, № 3, 1967, p. 73.
- 7-14. Д о и ф у и т и. Борьба с перегревом лобовых частей статора, Дэнреку, т. 46, № 10, 1962.
- 7-15. V. F. Estcourt, C. H. Holley, W. R. Johnson, P. H. Light. Underexcited Operation of Large Turbine Generators on Pacific Gas and Electric Company's System, Trans. AIEE. Part III Power Apparatus and Systems, v. 72, 1953, pp. 16—22.
- 7-16. C. G. Adams, J. B. McClure. Underexcited Operation of Turbogenerators, Trans. AIEE, v. 67, 1948, p. 521.
- 7-17. Г. М. Хуторецкий, В. И. Косачевский. Работа турбогенераторов в режимах недовозбуждения, Электротехника, № 2, 1968.
- 7-18. T. Nakata Fuji-Siemens Type Large Steam Turbine Generator, Fuji Electr. J., v. 38, № 2, 1965, p. 134.

8

- 8-1. Б. Р. Гендельман. Безмаховиковые агрегаты главных приводов реверсивных прокатных станов, Электричество, № 12, 1957.
- 8-2. Е. Я. Казовский. Электромагнитный вращающий момент синхронной машины при набросе нагрузки, Сб. «Электросила», № 5, 1948.
- 8-3. И. М. Постников. К вопросу о перегрузочной способности синхронного двигателя при толчкообразных нагрузках, Тр. ЛПИ, № 2 раздел Электротехника, вып. 1, изд. ЛПИ, Л., 1938.

- 8-4. И. М. Постников, А. И. Важинов. О работе синхронного двигателя при пульсирующей нагрузке, Тр. ЛПИ, № 3, Электромашиностроение, Машгиз, Л., 1953.
- 8-5. Д. П. Петелин. Автоматическое регулирование возбуждения синхронных двигателей. Госэнергоиздат, М.—Л., 1961.
- 8-6. Г. Поля, Г. Сеге. Задачи и теоремы из анализа, ч. 1. ОНТИ, М.—Л., 1937.
- 8-7. Г. В. Рубисов. К анализу работы синхронного двигателя преобразовательного агрегата привода блюминга, Сб. работ по вопросам электромеханики, вып. 4, Изд. АН СССР, М.—Л., 1960.
- 8-8. Г. В. Рубисов. Экспериментальное исследование переходных режимов двигателя с ионным возбуждением на электродинамической модели, Сб. работ по вопросам электромеханики, вып. 6, Изд. АН СССР, М.—Л., 1961.
- 8-9. Г. В. Рубисов. Анализ работы синхронного двигателя при толчкообразной нагрузке; Изв. АН СССР, ОТН, Энергетика и автоматика, № 1, 1961.
- 8-10. И. М. Серый, А. А. Янко-Триницкий. Упрощенный метод определения допустимых набросов нагрузки на синхронный двигатель в зависимости от длительности их действия, Изв. вузов, Электромеханика, № 1, 1959.
- 8-11. И. М. Серый, А. А. Янко-Триницкий. Зависимость динамической перегрузочной способности синхронного двигателя при ударных нагрузках от его параметров, Изв. вузов, Электромеханика, № 12, 1959.
- 8-12. И. М. Серый, А. А. Янко-Триницкий. Практический метод проверки синхронных двигателей в приводах с ударными нагрузками на динамическую устойчивость, Изв. вузов, Электромеханика, № 2, 1960.
- 8-13. И. М. Толмач. Переходные процессы в синхронных электродвигателях при ударной нагрузке, Электричество, № 4, 1959.
- 8-14. Л. С. Линдорф. Особенности пуска и самозапуска синхронных двигателей, Сб. «Синхронные двигатели», Госэнергоиздат, М.—Л., 1959.
- 8-15. И. С. Рогачев. Динамическая устойчивость синхронных двигателей, Электричество, № 7, 1940.
- 8-16. Э. М. Каждан. Расчет колебаний напряжения при работе синхронных двигателей прокатных станов, Изв. вузов, Электромеханика, № 1, 1960.
- 8-17. S. B. Cray, M. L. Waring. Torque-Angle Characteristics of Synchronous Machines Following System Disturbances, Trans. AIEE, v. 51, 1932, pp. 764—773.
- 8-18. H. E. Edgerton, W. V. Lyon. Transient Torque-Angle Characteristics of Synchronous Machines, Trans. AIEE, v. 49, 1930, p. 372.
- 8-19. M. Liwshitz. Über das synchronisierende Moment der Synchronmaschine. Wiss. Veröff. Siemens-Konzern, v. 12, № 2, 1933, s. 15.
- 8-20. M. Liwshitz. Positive and Negative Damping in Synchronous Machines, Trans. AIEE, v. 60, 1941, p. 210.

9

- 9-1. Р. А. Лютер. Приближенный расчет режимов работы синхронной машины, включенной на цепи с емкостью, Сб. «Электросила», № 9, 1951.
- 9-2. М. Л. Левиштейн. Явление параметрического резонанса при работе синхронной машины на емкостную нагрузку, Тр. ЛПИ, № 3, Машгиз, Л., 1948.
- 9-3. Д. А. Городский. О характере самовозбуждения синхронных машин при емкостной нагрузке, Электричество, № 1, 1965.

- 9-4. Chen Mo-shing, W. C. Dnesterhoef. Transients in Synchronous Machines with Balanced Capacitive Loads, Trans. IEEE, Power Appar. and Systems, 83, № 12, 1964, p. 1242.
- 9-5. A. M. El-Serafi. Selsterregte Schwingungen der Synchronmaschine unter dem Einfluß von ohmschen Reihenwiderständen und von Reihen-kondensatoren, ETZ-A, Bd. 87, H. 1, 1966, S. 17.
- 9-6. H. Schulze. Der Reihenkondensator des Mittel zum Erhöhen der Stabilität von Drehstromweitübergangung, III Internat. Kolloquium Hochschule. f. Elektrotechn. Ilmenau, 1958, S. 146.
- 9-7. F. Csaki. Influence of Series Capacitors on the Operation of Synchronous Machines, Acta techn. Acad. scient hung., № 1—2, Bd. 12, 1955, p. 49.
- 9-8. N. H. Knudsen. Abnormal Oszillations in Electric Circuits Containing Capacitance, Trans. Roy. Inst. Technol., H. 69, Stockholm, 1953.
- 9-9. Booth, R. R. The Stability of an Alternator with a Capacitive Load, Electr. Engn. Trans. Inst. Engrs Austral, 1966, 2, № 2, p. 88.
- 9-10. Herlitz I. Problems Connected with the Operation of Long Distance Power Transmissions at High Voltages, Proc. Inst. Conf. Large Electric Systems (CIGRE), 12th Convention, 1948, v. 3, Report, № 406, p. 27.
- 9-11. P. Waldvogel. Theory of Stability of Alternator Voltage under Conditions of Capacitive Load, Brown Boveri Review, v. 32, № 8, 1945, p. 251.
- 9-12. V. Crastan. Investigation of Self Excitation of Synchronous Machines, Brown Boveri Review, v. 49, № 3/4, 1962, p. 80.

10

- 10-1. Л. Г. Мамиконянц, М. А. Сыромятников. Включение синхронных генераторов на параллельную работу по методу самосинхронизации, Электрические станции, № 9, 1949.
- 10-2. Труды ЦНИЭЛ, вып. IV, Госэнергоиздат, М.—Л., 1956.
- 10-3. М. Г. Портной. О ресинхронизации синхронных генераторов, Электричество, № 8, 1955.
- 10-4. А. А. Хачатуров. Ударные токи и моменты при несинхронном включении генераторов, Электричество, № 2, 1965.
- 10-5. Э. Г. Кашарский, Я. А. Мачин, А. А. Сорокина, А. С. Шапиро. Включение турбогенератора мощностью 200 Мвт в сеть методом самосинхронизации, Электрические станции, 1965, № 2.
- 10-6. Э. Г. Кашарский, Г. В. Рубисов, А. С. Шапиро. Результаты расчетного и экспериментального исследования режима самосинхронизации турбогенератора мощностью 200 Мвт. Сб. «Теория, расчет и исследование высокоиспользованных машин», изд. «Наука», М.—Л., 1965.
- 10-7. Н. А. Поляк. Короткие замыкания, асинхронный ход и самосинхронизация турбогенераторов, Электричество, № 11, 1958.
- 10-8. М. П. Честнов. Исследование условий асинхронного хода и ресинхронизации при нарушении динамической устойчивости, Электричество, 1960, № 6.
- 10-9. Р. А. Лютер. Расчет моментов синхронных машин при коротких замыканиях, Сб. «Электросила», № 7, 1950.
- 10-10. Л. Г. Мамиконянц. О величине электромагнитного момента вращения, возникающего при подключении к сети невозбужденной бесколлекторной машины с симметричным ротором, Тр. ВНИИЭ, т. VIII, Госэнергоиздат, М., 1959.
- 10-11. А. А. Хачатуров. Токи и электромагнитные моменты, возникающие в генераторах при пофазных несинхронных включениях, Тр. ВНИИЭ, т. VIII, Госэнергоиздат, М., 1959.
- 10-12. А. И. Глушко. Механизм втягивания генератора в синхронизм при самосинхронизации, Электричество, № 4, 1955.

- 10-13. H. Kirschbaum, Transient Electrical Torques of Turbine Generators During Short Circuits and Synchronizing, Trans. AIEE, № 2, 1945.
- 10-14. Н. И. Соколов, А. А. Хачатуров. Автоматическое повторное включение без контроля синхронизма, Электричество, № 9, 1955.
- 10-15. C. Lavanchy. Die Stabilität von synchronen Generatoren. BBC Mitteilungen, № 7—8, 1949.
- 10-16. Р. А. Лютер. Моменты вращения синхронной машины в асинхронном режиме, ВЭП, № 10, 1948.

11

- 11-1. E. I. King, I. W. Batchelor. Effects of Unbalanced Current on Turbine Generators, IEEE Trans., Power Appar. and Systems, 84, № 2, 1965. (disc. 84, № 6).
- 11-2. Л. А. Суханов, Г. В. Рубисов, Е. А. Волкова. Повышение динамической устойчивости капсульных гидрогенераторов, Изв. АН СССР, Энергетика и транспорт, № 1, 1964.
- 11-3. В. В. Титов и др. Турбогенераторы. Расчет и конструкция. Изд. «Энергия», Л., 1967.
- 11-4. P. I. Lawrenson. Forces on Turbogenerator End Windings, Proc. IEE, v. 112, № 6, 1965.
- 11-5. D. Harrington. Forces in Machine End Windings, Trans. AIEE, v. III, 1952.
- 11-6. I. B. Young, D. H. Tompsett. Short-Circuit Forces on Turbo-Alternator End Windings, Proc. IEE, v. 102, № 2, 1955.
- 11-7. М. Ф. Юдов. Результаты изучения электродинамических усилий в обмотках статора гидрогенераторов и мощных синхронных электродвигателей, Сб. «Экспериментальное изучение механических усилий в гидрогенераторах», Госэнергоиздат, М., 1957.
- 11-8. Г. М. Хуторецкий, А. Н. Хазан. Кратковременные несимметричные режимы турбогенераторов без демпферных обмоток на роторе, Электротехника, № 9, 1964.
- 11-9. M. D. Ross, E. I. King. Turbine-Generator Rotor Heating During Single-Phase Short Circuits, Trans. AIEE, pt. III, v. 72, 1953.
- 11-10. Е. А. Брынский, Э. Г. Кашарский. Конструкция демпферных обмоток турбогенераторов. Изд. Информстандартэлектро, М., 1967.
- 11-11. R. L. Winchester. Unbalanced Loading of Turbine-Generators, Trans. AIEE. Conference Paper 60—167, 1960.
- 11-12. F. Roeschlaub. Effect of Sequential Switching on Short-Circuit Currents in Synchronous Machines, General Electric Review, v. 43, 1940, p. 256.
- 11-13. W. Schier, W. Schuisky. Vergleich verschiedener Arten des Kurzschlusses bei Synchronmaschinen, Siemens Zeitschrift, № 6, 1966, S. 503.
- 11-14. P. I. Nippes. Short-Circuit Torques in Turbine Generators, Power Appar. and Systems, № 46, 1960, p. 1677.

12

- 12-1. В. А. Веников, А. В. Иванов-Смоленский, В. И. Горушкин. К вопросу об эффективности форсирования возбуждения генераторов, Электричество, № 1, 1955.
- 12-2. В. А. Ильин, В. Е. Каштелян, Н. В. Позин, И. Д. Урусов. Электронный регулятор возбуждения для синхронных генераторов, Изв. АН СССР, ОТН, № 12, 1956.
- 12-3. F. Csaki. Some Remarks Concerning the Quick-Response Overexcitation of Synchronous Generators. Periodica Polytechnica, v. 2, № 2, Budapest, 1958.

- 12-4. П. А. Мещанинов, Э. Т. Марков, Г. В. Рубисов. Судовые испытания автоматического регулятора возбуждения синхронных генераторов, Тр. НКИ, вып. IX, Судпромгиз, Л., 1958.
- 12-5. П. А. Мещанинов, Э. Т. Марков, Г. В. Рубисов. Статическая система самовозбуждения и автоматического регулирования возбуждения синхронных генераторов, Тр. НКИ, вып. IX, Судпромгиз, Л., 1958.
- 12-6. И. Д. Урусов. Анализ колебательного процесса синхронной машины с учетом регулирования возбуждения, Изв. АН СССР, ОТН, № 10, 1956.
- 12-7. J. G. Barry. Some Effect of Variable Excitation on Synchronous Motor Oscillation, Franklin Inst. J., v. 229, 1940, p. 491.
- 12-8. В. Л. Иносов, Л. В. Цукерник. Компаундирование мощных синхронных генераторов с электромагнитным корректором напряжения, Электричество, № 9, 1949.
- 12-9. М. М. Ботвинник. Регулирование возбуждения и статическая устойчивость синхронной машины. Госэнергоиздат, М.—Л., 1950.
- 12-10. И. Д. Урусов, В. Ф. Федоров. О целесообразности применения искусственного демпфирования в мощных синхронных компрессорных двигателях. Изд. ВИНТИ, М., 1959.

### 13

- 13-1. П. М. Ипатов, В. В. Домбровский. Токи при внутренних коротких замыканиях в волновых обмотках синхронных машин, ВЭП, № 11, 1958.
- 13-2. В. В. Домбровский. Внутренние короткие замыкания в обмотке статора двухполюсного турбогенератора, Изв. вузов, Электромеханика, № 9, 1960.
- 13-3. В. В. Домбровский. Внутренние короткие замыкания в обмотках электрических машин переменного тока. СЭПИ, Автореф. канд. дисс., Л., 1962.
- 13-4. Н. Ф. Марголин, А. Б. Чернин. Метод расчета токов при внутренних коротких замыканиях в синхронных генераторах. Изд. ВСНТО, М.—Л., 1937.
- 13-5. Г. Крон. Применение тензорного анализа в электротехнике. Госэнергоиздат, М.—Л., 1955.
- 13-6. Р. А. Лютер. О реактантах синхронной машины, Энергетический сборник, № 1, 1934.
- 13-7. Schmitt. Calculations of Faults Currents for Internal Faults in A. C. Motors. Trans. AIEE, v. 75, pt. 2, p. 318.
- 13-8. Е. Я. Казовский. Работа трехфазной машины переменного тока с асимметрией в обмотке статора, ВЭП, № 4, 1956.
- 13-9. W. Schuisky. Innerer Kurzschluß einer Synchronmaschine mit zwei parallelen Zweigen, ETZ-A, Bd. 82, H. 16, 1961.
- 13-10. И. П. Жерихин. Установившиеся внутренние короткие замыкания в петлевых обмотках синхронных машин, ВЭП, № 9, 1958.
- 13-11. В. В. Домбровский, Б. П. Лаврус. Экспериментальное исследование усилий в обмотках при внутренних коротких замыканиях, Сб. «Электросила», № 22, 1963.
- 13-12. Н. Ф. Шишкин. Защита машин переменного тока от внутренних замыканий в обмотке статора, Электричество, № 10, 1958.
- 13-13. R. A. Galbraith. Short Circuit in Synchronous Machines Armatures, Trans. AIEE, 1941, p. 4024.

### 14

- 14-1. L. Hannakam, C. Concordia. Stability Limits of Synchronous Motors During Power System Disturbances, Power Appar. and Systems, II, № 58, 1962, p. 1136.



- 14-2. Е. Я. Казовский, Г. В. Рубисов, Г. М. Сафаров. Расчет переходных процессов синхронного двигателя при кратковременных перерывах питания и снижениях напряжения. Тр. II Всесоюзной межвузовской конференции по теории и методам расчета нелинейных электрических цепей, Ташкент, 1963.
- 14-3. Е. Я. Казовский, Г. В. Рубисов, Г. М. Сафаров, Л. А. Суханов, Е. А. Волкова, Ю. П. Петров. Расчет на ЭЦВМ переходных процессов синхронных машин в некоторых аварийных режимах, Тр. межвузовской конфер. по применению ЭВМ, Новочеркасск, 1963.
- 14-4. Д. И. Азарьев, Л. Г. Мамиконянц, И. А. Сыромятников, В. А. Веников. Повышение устойчивости работы энергосистем и дальних линий передачи. Доклад № 318, СИГРЭ, Париж, 1958.
- 14-5. И. П. Мысовских. Лекции по методам вычислений. Физматгиз, М., 1962.
- 14-6. И. Г. Ильзinja. Программирование для двухадресных цифровых вычислительных машин. Изд. АН Латв. ССР, Рига, 1962.
- 14-7. Е. А. Волкова, Е. Я. Казовский, Г. В. Рубисов, Г. М. Сафаров, Л. А. Суханов. Расчет на ЭЦВМ переходных процессов синхронных машин в аварийных режимах, Электротехника, № 7, 1964.
- 14-8. Е. Я. Казовский, Г. В. Рубисов, Г. М. Сафаров. Расчет на ЦВМ переходных процессов синхронного двигателя при кратковременном перерыве питания, Изв. вузов, Электромеханика, № 3, 1965.
- 14-9. С. Bălă, M. Bârgăuanu, D. Cretu. Studiul unor regimieri speciale de functionare ale motoarelor sincrone de mare putere, St. cerc. energ., v. 12-A, № 3, 1962, p. 489.
- 14-10. M. Bârgăuanu, D. Cretu. Einfluß der Synchronblindwiderstände auf die Stabilitätsgränzen der Synchronmotoren bei Spannungs- und Lastsprung, Rev. Roum. Sci. Techn.-Electrotechn. et Energ., 1966, t. 11, № 3, S. 377.

## О Г Л А В Л Е Н И Е

Стр.

Введение . . . . .	3
§ 1. Анормальные эксплуатационные режимы работы крупных синхронных машин . . . . .	3
§ 2. Воздействие анормальных режимов на синхронные машины . . . . .	5
§ 3. Системы уравнений синхронной машины . . . . .	15
§ 4. Схемы замещения синхронной машины . . . . .	20
§ 5. Частотные характеристики синхронных машин и их связь с переходными процессами . . . . .	25
 <b>1. АСИНХРОННЫЕ РЕЖИМЫ СИНХРОННЫХ МАШИН</b> 	
<b>Глава 1. Установившиеся асинхронные режимы турбогенераторов</b> . . . . .	<b>26</b>
§ 1. Основные характеристики асинхронного режима турбогенераторов . . . . .	26
§ 2. Факторы, ограничивающие длительность работы и мощность при асинхронном режиме . . . . .	28
§ 3. Повышение надежности работы машины в асинхронном режиме . . . . .	32
§ 4. Расчет параметров асинхронного режима . . . . .	33
§ 5. Расчет характеристик асинхронного режима по упрощенным схемам . . . . .	38
§ 6. Токовые диаграммы и моментные характеристики асинхронного режима . . . . .	43
§ 7. Колебания тока, электромагнитный вращающий момент и скольжение в асинхронном режиме . . . . .	45
§ 8. Об эквивалентировании параметров бочки ротора турбогенераторов при расчете переходных процессов . . . . .	46
<b>Глава 2. Асинхронный пуск синхронных двигателей</b> . . . . .	<b>56</b>
§ 1. Электромагнитные вращающие моменты и пусковые токи . . . . .	56
§ 2. Распределение токов в стержнях пусковой (демпферной) обмотки . . . . .	61
§ 3. Механические усилия и нагрев элементов двигателя при пуске . . . . .	67
§ 4. Определение пусковых характеристик синхронных двигателей частотным методом . . . . .	70
<b>Глава 3. Особенности пусковых режимов синхронных машин с массивным ротором</b> . . . . .	<b>77</b>
§ 1. Методы построения схем замещения для расчета асинхронных режимов . . . . .	77
§ 2. Определение параметров схемы замещения для асинхронного режима . . . . .	79

§ 3. Расчет времени пуска . . . . .	82
§ 4. Расчет нагрева массивных полюсов при пуске . . . . .	84

**II. СИНХРОННЫЕ РЕЖИМЫ ПРИ ОСОБЫХ  
УСЛОВИЯХ НАГРУЗКИ**

**Глава 4. Работа генераторов при установившейся несимметричной нагрузке . . . . .** 90

§ 1. Режимы работы генератора на несимметричную нагрузку . . . . .	92
§ 2. Работа машины с выключенными в фазной обмотке витками на мощную сеть . . . . .	93
§ 3. Питание синхронного двигателя от сети с несимметричным напряжением . . . . .	95
§ 4. Симметричные составляющие при работе генератора на сеть через трансформатор, соединенный по схеме $\Delta/\Delta$ . . . . .	96
§ 5. Определение симметричных составляющих токов и напряжений по заданным фазовым величинам . . . . .	97
§ 6. Сопоставление отечественных и зарубежных норм несимметричной нагрузки турбогенераторов . . . . .	99
§ 7. Экспериментальные исследования длительных несимметричных режимов турбогенераторов [7-1] . . . . .	101
§ 8. Неполнофазные режимы блочных турбогенераторов . . . . .	103
§ 9. Несимметричные и неполнофазные режимы гидрогенераторов . . . . .	

**Глава 5. Работа генераторов при выпрямительной нагрузке . . . . .** 105

§ 1. Гармонические составляющие тока при выпрямительной нагрузке . . . . .	105
§ 2. Дополнительные потери генератора, обусловленные выпрямительной нагрузкой . . . . .	109
§ 3. Расчет режима возбудителя переменного тока, работающего на выпрямителе . . . . .	114

**Глава 6. Качания синхронной машины . . . . .** 123

§ 1. Малые качания синхронной машины . . . . .	124
§ 2. Влияние малого активного сопротивления в цепи статора . . . . .	127
§ 3. Влияние повышенного активного сопротивления в цепи статора . . . . .	128
§ 4. Токи и потокосцепления . . . . .	131
§ 5. Электромагнитный вращающий момент . . . . .	135
§ 6. Большие качания синхронной машины . . . . .	136
§ 7. Численный пример расчета электромагнитного вращающего момента при малых качаниях . . . . .	141
§ 8. Параметрическое успокоение колебаний синхронных машин . . . . .	149

**Глава 7. Работа синхронной машины с непосредственным охлаждением при нагрузках, отличных от номинальных . . . . .** 151

§ 1. Тепловое использование современных генераторов . . . . .	151
§ 2. Работа синхронной машины при коэффициенте мощности, отличном от номинального . . . . .	158
§ 3. Режим отклонения по частоте . . . . .	162
§ 4. Кратковременные перегрузки по току статора . . . . .	163

**Глава 8. Работа синхронного двигателя при набросе и сбросе нагрузки, а также при пульсирующей нагрузке . . . . .** 170

§ 1. Аналитический метод расчета электромагнитного момента синхронного двигателя при набросе нагрузки . . . . .	172
§ 2. Методика расчета переходного процесса двигателя при набросе нагрузки . . . . .	182
§ 3. Численный пример расчета электромагнитного вращающего момента при заданном изменении угла в функции времени после наброса нагрузки, близкой к пределу статической устойчивости . . . . .	186

§ 4. Качания синхронного двигателя при пульсации приложенного вращающего момента . . . . .	189
§ 5. Расчетно-экспериментальные исследования работы синхронного двигателя при переменной нагрузке . . . . .	191
§ 6. Рабочий угол $\theta$ при качаниях синхронной машины, выраженный в функции времени через эллиптические функции . . . . .	195
<b>Глава 9. Самовозбуждение синхронной машины при работе на емкость . . . . .</b>	<b>207</b>
§ 1. Условия самовозбуждения синхронной машины при работе с емкостью в цепи статора . . . . .	207
§ 2. Самовозбуждение синхронной машины при параллельном соединении машин с емкостью . . . . .	209
§ 3. Работа синхронной машины на мощную сеть при последовательно включенной емкости . . . . .	212
§ 4. Статическая устойчивость работы синхронной машины при соединении с мощной сетью через емкость . . . . .	213
§ 5. Работа изолированной синхронной машины на нагрузку при наличии емкости в цепи статора . . . . .	215
§ 6. Влияние дополнительных факторов при работе генератора на емкостную нагрузку . . . . .	219
§ 7. Пример расчета процесса самовозбуждения . . . . .	222

### III. КОММУТАЦИОННЫЕ И АВАРИЙНЫЕ РЕЖИМЫ

<b>Глава 10. Режимы само- и ресинхронизации крупных турбо- и гидрогенераторов . . . . .</b>	<b>226</b>
§ 1. Роль режимов само- и ресинхронизации в повышении устойчивости энергосистем . . . . .	226
§ 2. Основные соотношения для расчета режима самосинхронизации . . . . .	229
§ 3. Включение в мощную сеть невозбужденной машины, вращающейся с неизменным скольжением . . . . .	232
§ 4. Использование диаграммы установившихся токов статора при разных скольжениях ротора для определения токов и электромагнитного вращающего момента при включении невозбужденной машины в сеть . . . . .	236
§ 5. Втягивание в синхронизм . . . . .	243
§ 6. Несинхронное включение в сеть возбужденной синхронной машины, вращающейся с неизменным скольжением $s$ . . . . .	244
§ 7. Несинхронное включение в сеть возбужденной синхронной машины с синхронной скоростью вращения ( $s=0$ ) . . . . .	251
§ 8. Расчет режимов самосинхронизации и ресинхронизации турбо- и гидрогенераторов на ЭЦВМ . . . . .	259
<b>Глава 11. Симметричные и несимметричные внезапные короткие замыкания высокоиспользованного синхронного генератора . . . . .</b>	<b>270</b>
§ 1. Токи и электромагнитные вращающие моменты при трехфазном коротком замыкании из режима нагрузки . . . . .	270
§ 2. Несимметричные короткие замыкания синхронной машины, включенной в сеть . . . . .	276
§ 3. Усилия в лобовых частях обмотки статора при внезапных трехфазных коротких замыканиях . . . . .	294
§ 4. Нагрев элементов ротора турбогенератора . . . . .	300
§ 5. Последовательные внезапные короткие замыкания . . . . .	304
§ 6. Вращающие моменты, действующие на валопровод турбоагрегата при внезапных коротких замыканиях . . . . .	310

§ 7. Токи и электромагнитные вращающие моменты при внезапных коротких замыканиях — сводка расчетных формул . . . . .	317
§ 8. Отключение короткого замыкания . . . . .	331
<b>Глава 12. Регулирование возбуждения в аварийных режимах . .</b>	<b>333</b>
§ 1. Форсировка возбуждения при внезапном коротком замыкании генератора . . . . .	333
§ 2. Регулирование возбуждения при внезапном коротком замыкании генератора . . . . .	337
§ 3. Учет влияния насыщения при расчетах, связанных с изменением возбуждения . . . . .	341
§ 4. Гашение поля при внезапном трехфазном коротком замыкании машины . . . . .	343
§ 5. Гашение поля при внезапных несимметричных коротких замыканиях в обмотке статора генератора, отключенного от сети . . . .	352
§ 6. Расчет аномальных режимов синхронных генераторов при регулировании возбуждения . . . . .	354
§ 7. Влияние массивных полюсов в явнополюсных синхронных машинах на процесс форсировки возбуждения . . . . .	356
<b>Глава 13. Внутренние короткие замыкания синхронных машин</b>	<b>363</b>
§ 1. Возможные повреждения при внутренних коротких замыканиях и общие принципы расчета . . . . .	363
§ 2. Основные соотношения, характеризующие симметричное внезапное внутреннее короткое замыкание [13-1 ÷ 13-3] . . . . .	365
§ 3. Несимметричные внутренние короткие замыкания в обмотке статора синхронного генератора, включенного в сеть . . . . .	372
§ 4. Реактивности частей обмотки при внутреннем коротком замыкании . . . . .	373
§ 5. Практический метод расчета внутренних к. з. . . . .	377
§ 6. Приближенный метод анализа внезапных несимметричных внутренних коротких замыканий синхронной машины [0-3] . . . . .	383
<b>Глава 14. Работа синхронного двигателя при посадке напряжения и перерывах питания . . . . .</b>	<b>391</b>
§ 1. Работа синхронного двигателя при кратковременных снижениях напряжения . . . . .	392
§ 2. Переходные процессы синхронного двигателя при кратковременном перерыве питания . . . . .	401
§ 3. Результаты расчетов работы двигателя при кратковременном перерыве питания . . . . .	403
Важнейшие обозначения . . . . .	413
Литература . . . . .	415

ЕФИМ ЯКОВЛЕВИЧ КАЗОВСКИЙ,  
ЯНУШ БРОНИСЛАВОВИЧ ДАНИЛЕВИЧ,  
ЭНГМАР ГРИГОРЬЕВИЧ КАШАРСКИЙ,  
ГЕНРИХ ВАСИЛЬЕВИЧ РУБISOB

**АНОРМАЛЬНЫЕ РЕЖИМЫ РАБОТЫ  
КРУПНЫХ СИНХРОННЫХ МАШИН**

*Утверждено к печати  
Институтом электромеханики*

Редактор издательства *Т. И. Сушкова*  
Художник *Д. С. Данилов*  
Технический редактор *Р. А. Кондратьева*  
Корректоры *Н. А. Абрамова, Е. А. Гинстлинг,*  
*Е. М. Панкова*

Сдано в набор 15/X 1968 г. Подписано к печати  
31/III 1969 г. РИСО АН СССР № 6-19В. Формат  
бумаги 60 × 90<sup>1</sup>/<sub>16</sub>. Бум. л. 13<sup>1</sup>/<sub>2</sub>. Печ. л. 27=27 усл.  
печ. л. Уч.-изд. л. 26.85. Изд. № 3626. Тип. зак.  
№ 1342. М-12429. Тираж 2500. Цена 2 р. 08 к.

Ленинградское отделение издательства «Наука»  
Ленинград, В-164, Менделеевская лин., д. 1

---

1-я тип. издательства «Наука»  
Ленинград, В-34, 9 линия, д. 12

В МАГАЗИНАХ КОНТОРЫ «АКАДЕМКНИГА»  
ИМЕЮТСЯ В НАЛИЧИИ КНИГИ:

Амбросович В. Д. Статические преобразователи мощности телеизмерительных систем. 1965. 107 стр., 1 вкл. Цена 54 к.

Анемподистов В. П. и др. Проблемы крупного турбогенераторостроения. 1960. 75 стр. Цена 15 к.

Брук И. С. и др. Дальние передачи переменного тока. 1958. 269 стр. Цена 20 к.

ИСПРАВЛЕНИЯ И ОПЕЧАТКИ

Страница	Строка	Напечатано	Должно быть
2	5 сверху	1968	1969
25	6 »	$\sin \frac{2\alpha\pi}{2}$	$\sin^2 \frac{\alpha\pi}{2}$
39	4 »	формула	формула согласно [0-16]
78	17 »	$r_{кэд/s}$	$r_{кэд/s}$
201	1, 2 снизу	$e_3 -$	$e_3 +$
264	Подпись к рис. 10-17, 2 снизу	при	При
275	Формула (11-22)	$\varepsilon - \left( \frac{1}{T_a''} + \frac{1}{T_r''} \right) t$	$\varepsilon - \left( \frac{1}{T_a''} + \frac{1}{T_r''} \right) t$

Е. Я. Казовский и др.

и потерь в мощных электрических машинах. 1966. 206 стр. Цена 93 к.

Казовский Е. Я. Переходные процессы в электрических машинах переменного тока. 1962. 624 стр. Цена 3 р. 50 к.

Кашарский Э. Г. Специальные вопросы расчета и исследования синхронных машин с массивным ротором. 1965. 104 стр. Цена 39 к.