

**Центр подготовки кадров энергетики**

Г.Н.Александров, В.П.Луни

## **Управляемые реакторы**

Учебное пособие

Санкт-Петербург  
2005

Александров Г.Н., Лунин В.П. Управляемые реакторы. – Санкт-Петербург. Третье издание Центра подготовки кадров энергетики, 2005 г.

Рассмотрены принципы работы и конструктивные особенности быстродействующих управляемых реакторов трансформаторного типа. Приведены методы расчета управляемых реакторов без стального сердечника и с сердечником. Обоснован способ подавления высших гармонических в токе реактора, вызываемых работой тиристорov в управляющей цепи, рассмотрены принципы создания систем управления реакторами и методы расчета их элементов. Показана возможность использования конструктивной схемы реактора для создания управляемого компенсатора реактивной мощности двухстороннего действия, обеспечивающего потребление и генерацию реактивной мощности. Приведены конкретные схемы систем управления для различных случаев применения управляемых реакторов.

Показана эффективность применения управляемых реакторов для компенсации избыточной реактивной мощности линий электропередачи, для обеспечения гашения дуги короткого замыкания в сетях с глухозаземленной и с изолированной нейтралью, для глубокого ограничения внутренних перенапряжений, для ограничения токов короткого замыкания, для регулирования мощности конденсаторных батарей.

Научный редактор д.т.н., проф. Меркурьев Г.В.

**Оглавление**

ВВЕДЕНИЕ .....	4
Глава 1. Расчет характеристик реакторов и оптимизация их конструкции .....	8
1.1. Реакторы без сердечника с фиксированными параметрами .....	8
1.2. Управляемые реакторы без сердечника .....	16
1.3. Подавление высших гармонических в токе управляемых реакторов .....	26
1.4. Потери мощности в реакторах .....	40
1.5. Управляемые реакторы со стержнем внутри обмотки .....	49
1.6. Управляемые компенсаторы реактивной мощности двухстороннего действия .....	64
1.7. Управляемые шунтирующие реакторы (компенсаторы) с разнесенными обмотками .....	85
Глава 2. Применение управляемых реакторов в электрических сетях .....	87
2.1. Управляемые шунтирующие реакторы на электропередачах сверхвысокого напряжения .....	87
2.2. Ограничение коммутационных перенапряжений на линиях электропередачи .....	110
2.3. Обеспечение гашения дуги однофазного короткого замыкания в сетях с глухозаземленной нейтралью .....	118
2.4. Обеспечение гашения дуги короткого замыкания в сетях с изолированной нейтралью .....	126
2.5. Ограничение токов короткого замыкания в электрических сетях .....	133
2.6. Регулируемый фазосдвигающий трансформатор .....	148
2.7. Регулирование мощности конденсаторных батарей в электрических сетях и особенности их эксплуатации .....	154
Глава 3. Система управления реакторами трансформаторного типа .....	157
3.1. Особенности требований к СУ УШРТ для линий электропередачи .....	157
3.3. Формирование управляющих импульсов .....	172
3.4. Силовые тиристорные блоки в системах управления УШРТ .....	177
3.5. Эксплуатация систем управления УШРТ .....	189
Заключение .....	196
Литература .....	198

**ВВЕДЕНИЕ**

Шунтирующие и токоограничивающие реакторы широко распространены в электрических сетях во всем мире. Шунтирующие реакторы применяются в сетях высших классов напряжения для компенсации избыточной реактивной мощности линий электропередачи при малых нагрузках. Токоограничивающие реакторы применяются в сетях 6-10 кВ. Характеристики обоих типов реакторов неизменны. Это обстоятельство вызывает ряд трудностей в эксплуатации. Постоянно включенные шунтирующие реакторы ограничивают пропускную способность линий. Поэтому проектировщики стремятся ограничить степень компенсации зарядной мощности линий до 50-60%. Это в свою очередь при малых нагрузках приводит к повышению напряжения в электрических сетях сверх наибольшего рабочего напряжения  $U_{ф.наиб}$  до  $1,2 \div 1,4 U_{ф.наиб}$ . При этом пропускная способность линий снижается, не достигая естественного предела пропускной способности линий.

Поэтому в электрических сетях получила широкое распространение продольная емкостная компенсация индуктивности линий. Это мероприятие позволяет несколько повысить пропускную способность линий, которая тем не менее для длинных линий не достигает естественного предела пропускной способности, определяемой натуральной мощностью линий. Кроме того, это мероприятие вызывает ряд других трудностей, снижающих надежность работы электропередач.

Постоянно включенные токоограничивающие реакторы с неизменной индуктивностью не позволяют обеспечить достаточно глубокого ограничения токов короткого замыкания в электрических сетях, поскольку увеличение индуктивности реактора приводит к снижению напряжения на фидере в нормальных условиях эксплуатации.

В обоих случаях возможность изменения индуктивности реакторов обеспечит значительное улучшение условий эксплуатации электрических сетей.

Первые попытки создания реакторов с переменными параметрами были предприняты еще в 30-е годы. Для изменения индуктивности реактора использовалось перемещение стального сердечника реактора. При его наличии внутри катушки (обмотки) индуктивность реактора велика. При отсутствии сердечника индуктивность реактора значительно меньше. Поэтому, переме-

щая стальной стержень относительно обмотки, можно обеспечить изменение индуктивности реактора в широких пределах. Однако механическое перемещение сердечника занимает много времени. Поэтому такого типа реакторы применяются практически только в специальных испытательных установках.

Значительным прорывом на пути создания управляемых реакторов стало создание фирмой ВВС в 1979 году управляемого реактора трансформаторного типа на 750 кВ, 450 Мвар пофазного исполнения (по 150 Мвар в каждой фазе). Каждая фаза реактора содержит замкнутый магнитопровод с зазорами в стержне и три обмотки: сетевую (наружную), постоянно подключенную к сети высшего напряжения, обмотку управления (внутреннюю), замкнутую тиристорным блоком, и компенсационную обмотку, предназначенную для компенсации третьей гармоники в токе реактора. С этой целью компенсационные обмотки трех фаз соединены в треугольник (см. рис.1).

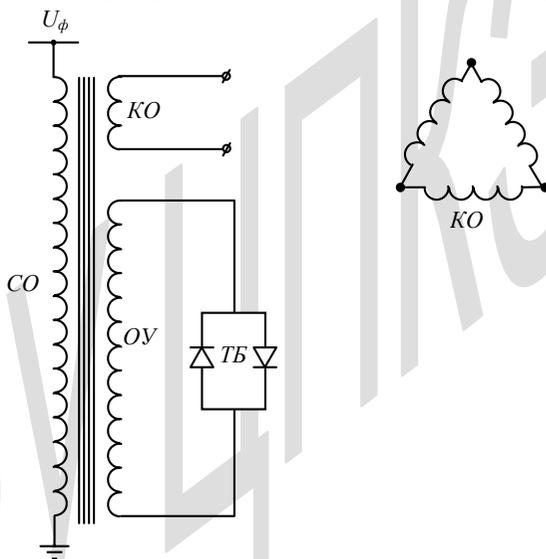


Рис. 1. Принципиальная схема управляемого реактора трансформаторного типа производства ВВС

Этот реактор был установлен в системе Гидро-Квебек (Канада) и эксплуатируется до настоящего времени. Его большим преимуществом является большой диапазон и простота регулирования тока и безинерционность регулирования.

К сожалению, реактор был создан без должной теоретической подготовки. Его конструкция повторяла обычную конструкцию трансформаторов

без каких-либо принципиальных изменений. Это привело к повышенным потерям в реакторе, примерно в 5 раз превышающим потери в обмотках (2% от номинальной мощности в номинальном режиме). Не приняты были меры и для подавления высших гармонических в токе реактора, вызываемые работой тиристорov. В результате содержание высших гармонических в токе реактора составило 6% от номинального тока [1]. Последний недостаток удалось преодолеть установкой фильтров на стороне высокого напряжения, что существенно снижает надежность работы реактора и осложняет его эксплуатацию (т.к. конденсаторы фильтров периодически повреждаются).

По изложенным причинам фирма (BBC) прекратила дальнейшие поставки управляемых реакторов и более того полностью прекратила все разработки в этом направлении.

Неудача фирмы BBC создания управляемого реактора трансформаторного типа подтолкнула развитие другого направления - так называемых насыщающихся реакторов, где изменение индуктивности реактора происходит из-за насыщения стали сердечника и соответственно вытеснения магнитного потока из сердечника [2]. Принцип управления характеристиками реактора путем искусственного подмагничивания стали (принцип магнитного усиления) был реализован в ряде проектов управляемых реакторов [3,4]. Конструкция этих реакторов значительно сложнее и дороже реакторов трансформаторного типа, но система управления таких реакторов дешевле. В результате стоимость этих двух типов реакторов оказывается примерно одинаковой. Потери мощности в три-четыре раза меньше, чем у реактора фирмы BBC, а содержание высших гармонических у насыщающихся реакторов такое же, как у реактора фирмы BBC. Большим недостатком реактора, управляемого подмагничиванием, является чрезвычайно большое время отклика – несколько секунд без принятия специальных мер. Эти меры (форсировка мощности реактора) требуют дополнительных затрат. По всем этим причинам управляемые подмагничиванием реакторы не получили широкого применения, несмотря на интенсивную рекламу.

Настоящая книга посвящена развитию конструкции управляемого реактора трансформаторного типа на основе тщательного анализа физических процессов в них. В результате такого анализа удалось установить причины недостатков реакторов BBC и найти способы их преодоления.

Первая модель управляемого реактора трансформаторного типа УШРТ усовершенствованной конструкции была создана на кафедре электрических и

электронных аппаратов Санкт-Петербургского Государственного Политехнического Университета (СПбГПУ). Несмотря на малую мощность (10 кВ, 100 квар) она позволила подтвердить возможность создания реакторов с приемлемыми характеристиками, а также внести необходимые поправки в расчетные формулы.

Следующий этап нового направления развития УШРТ состоялся в Индии в компании BHEL по инициативе крупного специалиста в области трансформаторостроения V.K.Lakhiani. В результате сотрудничества СПбГПУ и BHEL при огромном внимании к проекту со стороны руководства BHEL и прежде всего со стороны д-ра Y.P.Abbi был создан трехфазный реактор 11 кВ, 2 Мвар. Испытания этого реактора полностью подтвердили справедливость теоретических разработок. Потери мощности в нем немного превышают потери в обмотках, а содержание высших гармонических не превышает 2% от номинального тока.

Успешный результат этого этапа развития УШРТ позволил перейти к следующему этапу: создание промышленного образца УШРТ 400 кВ, 50 Мвар. Производство этого реактора было завершено в середине 2001 года, а его официальный пуск в эксплуатацию состоялся в начале ноября того же года. С тех пор реактор успешно эксплуатируется на промежуточной подстанции линии 400 кВ вблизи г.Итарси в Центральной Индии. Подробное описание конструкции и характеристик этих реакторов содержится в соответствующем разделе книги.

Эти успехи вдохновили авторов на обобщение опыта теоретических исследований и их реализации в практических конструкциях. Естественно в книге уделено основное внимание особенностям конструкции и расчета характеристик УШРТ без повторения известных истин трансформаторостроения.

Что касается возможностей и эффективности применения УШРТ, то им посвящена отдельная глава, что исключает необходимость останавливаться на этой теме во введении.

Отдельная глава посвящена описанию систем управления УШРТ и их элементов.

Авторы будут благодарны за присылку откликов и замечаний по адресу: 194223 Санкт-Петербург, а/я 44 Центр подготовки кадров энергетики.

## Глава 1. Расчет характеристик реакторов и оптимизация их конструкции

### 1.1. Реакторы без сердечника с фиксированными параметрами

Рассмотрим методику расчета реактора с наиболее простой конфигурацией магнитного поля, представляющего собой цилиндрическую катушку без магнитопровода внутри нее и с броневым магнитопроводом вне катушки (рис.1.1). В этом случае силовые линии магнитного поля направлены строго параллельно оси симметрии реактора. При этом можно выделить две области магнитного поля:

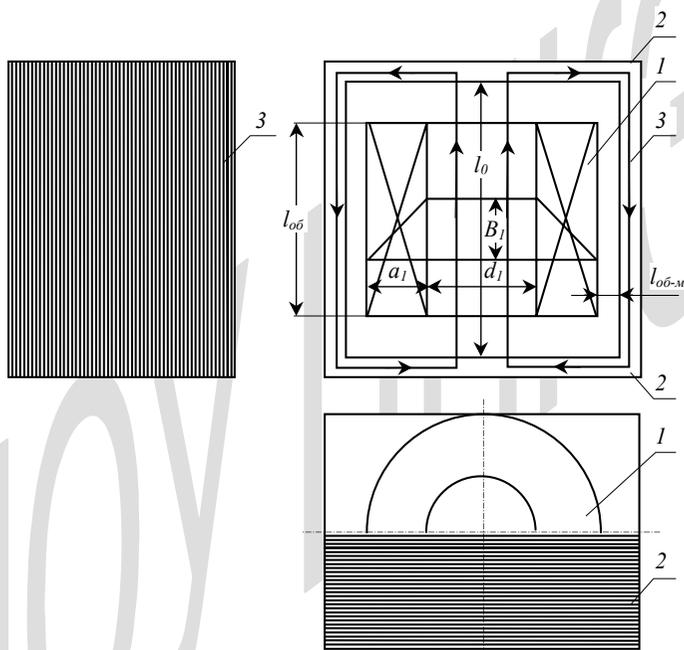


Рис.1.1. Шунтирующий реактор без сердечника броневое типа пофазного исполнения:  $B_1$  – максимальная индукция; стрелками показаны пути замыкания магнитного потока; 1 – сетевая обмотка; 2 – основное ярмо; 3 – боковое ярмо

- 1) внутри катушки, которая охватывается всеми ее витками;
- 2) в пределах катушки, где часть области магнитного поля не охватывается всеми витками катушки.

Напряженность магнитного поля в области 1  $H_1$  определяется из соотношения:

$$\sqrt{2} \cdot N \cdot I_{ном} = H_1 \cdot \ell_0 = \frac{B_1}{\mu_0} \cdot \ell_0, \quad (1.1)$$

где  $N$  - число витков реактора,  $I_{ном}$  - его номинальный ток,  $\ell_0$  - расстояние между ярами,  $B_1$  - магнитная индукция.

Соответственно энергия магнитного поля в области 1

$$w_1 = \frac{\mu_0 \cdot H_1^2}{2} \cdot \frac{\pi \cdot d_1^2}{4} \cdot \ell_0 = \frac{\mu_0 \cdot \pi}{4} \cdot (N \cdot I_{ном})^2 \cdot d_1^2 \cdot \frac{1}{\ell_0}, \quad (1.2)$$

где  $d_1$  - внутренний диаметр обмотки.

Напряженность магнитного поля в области 2 убывает от внутреннего края к внешнему согласно соотношению

$$H_2 = H_1 \cdot \frac{r_1 + a_1 - r}{a_1}, \quad (1.3)$$

где  $r_1 = 0,5d_1$ ,  $a_1$  - радиальный размер обмотки,  $r$  - текущий радиус.

Соответственно энергия магнитного поля в области 2

$$\begin{aligned} w_2 &= \frac{\mu_0}{2} \int_{r_1}^{r_1+a_1} H_2^2 dV = \pi \mu_0 \ell_0 H_1^2 \int_{r_1}^{r_1+a_1} \left( \frac{r_1 + a_1 - r}{a_1} \right)^2 r dr = \\ &= \pi \mu_0 \ell_0 H_1^2 \cdot \frac{a_1}{3} \cdot \left( r_1 + \frac{a_1}{4} \right) = \frac{\pi \mu_0}{3} \cdot (N \cdot I_{ном})^2 \cdot \frac{a_1 \cdot \left( d_1 + \frac{a_1}{2} \right)}{\ell_0}, \end{aligned} \quad (1.4)$$

где  $dV = 2\pi r \ell_0 dr$ .

Сумма энергий магнитного поля вне магнитопровода

$$w = w_1 + w_2 = \frac{\mu_0 \pi}{4} \cdot \frac{(N \cdot I_{ном})^2}{\ell_0} \cdot d_1^2 \cdot \left[ 1 + \frac{4a_1}{3d_1} \cdot \left( 1 + \frac{a_1}{2d_1} \right) \right] = L \cdot I_{ном}^2, \quad (1.5)$$

где  $L$  - индуктивность реактора.

Следовательно

$$L = \frac{\mu_0 \pi}{4} \cdot \frac{N^2 \cdot d_1^2}{\ell_0} \cdot \left[ 1 + \frac{4a_1}{3d_1} \cdot \left( 1 + \frac{a_1}{2d_1} \right) \right] = \mu_0 \cdot \frac{N^2}{\ell_0} \cdot F_{эф}, \quad (1.6)$$

где эффективная площадь сечения части потока, сцепляющейся со всеми витками сетевой обмотки

$$F_{эф} = \frac{\pi d_1^2}{4} \left[ 1 + \frac{4a_1}{3d_1} \left( 1 + \frac{a_1}{2d_1} \right) \right]. \quad (1.6, a)$$

Как видно, индуктивность реактора пропорциональна квадрату числа его витков, квадрату внутреннего диаметра обмотки и обратно пропорциональна расстоянию между ярами.

Радиальный размер (толщина) обмотки  $a_1$  определяется исходя из следующих соображений. Полное продольное сечение обмотки равно (см. рис.1.2)



Рис. 1.2. Сечение катушечной обмотки, рядом показан один проводник в изоляции

$$F_{об} = N \cdot F_{пр} \cdot \frac{\kappa_{из}}{\kappa_{зан}}, \quad (1.7)$$

где  $F_{пр}$  - полное сечение проводника (с учетом параллельных ветвей),  $F_{пр}\kappa_{из}$  - полное сечение проводника с изоляцией,  $\kappa_{зан}$  - коэффициент заполнения полного сечения обмотки материалом провода с изоляцией. Тогда толщина об-

мотки определяется делением ее полного продольного сечения на высоту обмотки  $l_{об}$

$$a_1 = \frac{F_{об}}{\ell_{об}} = \frac{N \cdot F_{np}}{\ell_{об}} \cdot \frac{\kappa_{уз}}{\kappa_{зан}} = \frac{N \cdot F_{np}}{\ell_{об} \cdot \kappa_3} \quad (1.8)$$

Подставляя это выражение в формулу (1.6), получаем другое выражение для индуктивности реактора с уменьшенным числом неизвестных параметров

$$L = \frac{\mu_0 \pi}{4} \cdot \frac{N^2 \cdot d_1^2}{\ell_0} \cdot \left[ 1 + \frac{4a_1}{3d_1} \cdot \frac{N \cdot F_{np}}{\ell_{об}} \cdot \frac{\kappa_{уз}}{\kappa_{зан}} + \frac{2}{3d_1^2} \cdot \left( \frac{N \cdot F_{np}}{\ell_{об}} \cdot \frac{\kappa_{уз}}{\kappa_{зан}} \right)^2 \right] \quad (1.9)$$

Действительно сечение проводника определяется током реактора и допустимой плотностью тока, а расстояние  $l_0$  определяется высотой обмотки и необходимым изоляционным расстоянием  $l_{уз}$ :  $l_0 = l_{об} + l_{уз}$ .

Анализируя формулу (1.9), приходим к выводу, что индуктивность реактора увеличивается быстрее, чем пропорционально квадрату числа витков, и медленнее, чем пропорционально квадрату внутреннего диаметра обмотки, а также быстрее, чем обратно-пропорционально длине обмотки.

Дальнейшее уменьшение числа переменных параметров может быть достигнуто в результате решения квадратного уравнения (1.9) относительно диаметра  $d_1$ .

В результате преобразований и подстановки численного значения  $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$  Гн/м получаем

$$d_1^2 + \frac{4}{3} \cdot \frac{N \cdot F_{np} \cdot \kappa_{уз}}{\ell_{об} \cdot \kappa_{зан}} \cdot d_1 + \frac{2}{3} \cdot \left( \frac{N \cdot F_{np} \cdot \kappa_{уз}}{\ell_{об} \cdot \kappa_{зан}} \right)^2 - \frac{L \cdot \ell_0 \cdot 10^7}{\pi^2 \cdot N^2} = 0 \quad (1.10)$$

откуда

$$d_1 = \sqrt{\frac{L \cdot \ell_0 \cdot 10^7}{\pi^2 \cdot N^2} - \frac{2}{9} \left( \frac{N \cdot F_{np} \cdot \kappa_{уз}}{\ell_{об} \cdot \kappa_{зан}} \right)^2} - \frac{2}{3} \cdot \frac{N \cdot F_{np} \cdot \kappa_{уз}}{\ell_{об} \cdot \kappa_{зан}} \quad (1.11)$$

При заданном значении  $d_1$  последняя формула представляет собой зависимость между  $N$  и  $l_{об}$ .

Как правило, высота обмотки определяется исходя из требований обеспечения надежной работы изоляции [7]. Тогда при заданном значении  $l_{об}$  и  $l_0$  формула (1.11) позволяет определить зависимость  $N=f(d_1)$  и выбрать опти-

мальное значение  $d_1$  исходя из экономических и конструктивных соображений.

Объем меди (проводника) обмотки определяется соотношением

$$\begin{aligned} V_{np} &= \pi \cdot (d_1 + a_1) \cdot N \cdot F_{np} = N \cdot \pi \cdot \left( d_1 + \frac{N \cdot F_{np} \cdot \kappa_{из}}{\ell_0 \cdot \kappa_{зан}} \right) \cdot F_{np} = \\ &= N \cdot \pi \cdot d_1 \cdot F_{np} \cdot \left( 1 + \frac{a_1}{d_1} \right). \end{aligned} \quad (1.12)$$

Подставляя в последнее выражение произведение  $Nd_1$ , полученное из (1.6)

$$N \cdot d_1 = 2 \sqrt{\frac{L \cdot \ell_0}{\mu_0 \cdot \pi}} \cdot \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{4}{3} \cdot \frac{a_1}{d_1} \cdot \left( 1 + \frac{a_1}{2d_1} \right)}}, \quad (1.13)$$

получаем

$$V_{np} = 2F_{np} \sqrt{\frac{\pi \cdot L \cdot \ell_0}{\mu_0}} \cdot \frac{1 + \frac{a_1}{d_1}}{\sqrt{1 + \frac{4}{3} \cdot \frac{a_1}{d_1} \cdot \left( 1 + \frac{a_1}{2d_1} \right)}}. \quad (1.14)$$

Как видно, объем меди (проводника) реактора определяется в основном его сечением  $F_{np}$ , а также необходимой индуктивностью и высотой окна магнитопровода. Чем меньше высота окна магнитопровода, тем меньше объем проводника. Изменение диаметра обмотки оказывает значительное влияние на объем проводника, если  $a/d_1 \approx 0,5$ . При уменьшении отношения  $a/d_1$  влияние  $d_1$  на объем проводника уменьшается. При этом увеличение  $d_1$  приводит к постепенному уменьшению  $V_{np}$ .

При изменении размеров обмотки изменяется и объем стали. Он может быть оценен из следующих соображений. Магнитный поток внутри обмотки согласно (1.1) равен

$$\Phi_1 = \mu_0 \cdot H_1 \cdot \frac{\pi \cdot d_1^2}{4} = \sqrt{2} \cdot \mu_0 \cdot \frac{N \cdot I}{\ell_0} \cdot \frac{\pi \cdot d_1^2}{4}. \quad (1.15)$$

Магнитный поток в обмотке равен

$$\begin{aligned}\Phi_2 &= \mu_0 \cdot H_1 \cdot 2\pi \int_{r_1}^{r_1+a_1} \frac{r_1+a_1-r}{a_1} \cdot r dr = \mu_0 \cdot H_1 \cdot \pi \cdot a_1 \cdot \left( r_1 + \frac{1}{3} \cdot a_1 \right) = \\ &= \mu_0 \cdot H_1 \cdot \pi \cdot \frac{a_1}{2} \cdot \left( d_1 + \frac{2}{3} \cdot a_1 \right) = \sqrt{2} \cdot \pi \cdot \mu_0 \cdot \frac{N \cdot I}{\ell_0} \cdot \frac{a_1}{2} \cdot d_1 \cdot \left( 1 + \frac{2a_1}{3d_1} \right).\end{aligned}\quad (1.16)$$

Суммарный магнитный поток реактора

$$\begin{aligned}\Phi &= \Phi_1 + \Phi_2 = \frac{\sqrt{2} \cdot \pi \cdot \mu_0}{4} \cdot \frac{N \cdot I}{\ell_0} \cdot d_1^2 \cdot \left[ 1 + \frac{2a_1}{d_1} \cdot \left( 1 + \frac{2a_1}{3d_1} \right) \right] = \\ &= \sqrt{2} \cdot \mu_0 \cdot \frac{N \cdot I}{\ell_0} \cdot F_{\text{ЭК}},\end{aligned}\quad (1.17)$$

где  $F_{\text{ЭК}}$  - эквивалентная площадь сечения магнитного потока с одинаковой индукцией по всему сечению, равной индукции внутри обмотки

$$F_{\text{ЭК}} = \frac{\pi d_1^2}{4} \left[ 1 + \frac{2a_1}{d_1} \left( 1 + \frac{2a_1}{3d_1} \right) \right].\quad (1.17, a)$$

При пофазном исполнении реактора (рис.1.1) поток  $\Phi$  разделяется в ярме на две равные части, направляющиеся в разные стороны. Поэтому необходимое поперечное сечение основного ярма и боковых ярм

$$\begin{aligned}F_{\text{я}} &= \frac{\Phi}{2B_0} = \frac{\sqrt{2} \cdot \mu_0 N \cdot I}{B_0 \ell_0} \cdot \frac{\pi d_1^2}{8} \left[ 1 + \frac{2a_1}{d_1} \left( 1 + \frac{2a_1}{3d_1} \right) \right] = \\ &= \sqrt{\frac{2\mu_0 \pi L}{\ell_0}} \cdot \frac{d_1 I}{4B_0} \cdot \frac{1 + \frac{2a_1}{d_1} \left( 1 + \frac{2a_1}{3d_1} \right)}{\sqrt{1 + \frac{4a_1}{3d_1} \left( 1 + \frac{a_1}{2d_1} \right)}}.\end{aligned}\quad (1.18)$$

Объем стали складывается из объема основных и боковых ярм (см. рис.1.1)

$$\begin{aligned}V_{\text{ст}} &= 2F_{\text{я}} \cdot \left[ (d_1 + 2a_1) + \ell_{\text{об-м}} + \ell_0 \right] = \\ &= \sqrt{\frac{2\mu_0 \cdot \pi \cdot L}{\ell_0}} \cdot \frac{d_1^2 I}{2B_0} \cdot \frac{\left( 1 + \frac{2a_1}{d_1} + \frac{\ell_{\text{об-м}}}{d_1} + \frac{\ell_0}{d_1} \right) \cdot \left[ 1 + \frac{2a_1}{d_1} \cdot \left( 1 + \frac{2a_1}{3d_1} \right) \right]}{\sqrt{1 + \frac{4a_1}{3d_1} \cdot \left( 1 + \frac{a_1}{2d_1} \right)}}.\end{aligned}\quad (1.19)$$

Из последней формулы следует, что объем стали реактора быстро уменьшается при уменьшении внутреннего диаметра обмотки  $d_1$  и увеличивается при увеличении требуемой индукции  $L$  реактора.

Приведенная масса активных материалов (проводника и электротехнической стали) равна

$$G'_{акт} = G_{np} + \kappa_{\sigma} \cdot G_{ст} = g_{np} \cdot V_{np} + \kappa_{\sigma} \cdot g_{ст} \cdot V_{ст} , \quad (1.20)$$

где  $g_{np}$  и  $g_{ст}$  - плотность проводника и стали,  $\kappa_{\sigma}$  - весовой коэффициент, равный отношению удельных стоимостей стали и проводника.

Высота ярем  $h_{я}$  определяется их сечением и шириной. Согласно (1.18)

$$h_{я} = \frac{F_{я}}{(d_1 + 2a_1) \cdot k_3} = \sqrt{\frac{2\mu_0 \cdot \pi \cdot L}{\ell_0}} \cdot \frac{I \left[ 1 + \frac{2a_1}{d_1} \cdot \left( 1 + \frac{2a_1}{3d_1} \right) \right]}{4B_0 \left( 1 + \frac{2a_1}{d_1} \right) \cdot k_3 \cdot \sqrt{1 + \frac{4a_1}{3d_1} \cdot \left( 1 + \frac{2a_1}{d_1} \right)}}, \quad (1.21)$$

где  $k_3$  – коэффициент заполнения сечения стали.

Как видно, высота ярма мало зависит от диаметра обмотки, увеличивается при увеличении индуктивности реактора и уменьшается при увеличении высоты окна магнитопровода.

Экономический оптимум определяется минимумом функции  $G'_{акт} = f(d_1; \ell_{об})$ . По конструктивным соображениям может быть допущено некоторое отступление от экономического оптимума.

При трехфазном исполнении реактора большая часть магнитного потока каждой фазы замыкается потоками соседних фаз (в симметричном режиме). Поэтому необходимое сечение ярма увеличивается по сравнению с реактором пофазного исполнения

$$F_{я} = 0,57 \frac{\Phi}{B_0} = \frac{0,806 \cdot 10^{-7} \cdot \pi^2 \cdot N \cdot I \cdot d_1^2}{\ell_0 \cdot B_0} \cdot \left[ 1 + \frac{2a_1}{d_1} \cdot \left( 1 + \frac{2a_1}{3d_1} \right) \right]. \quad (1.22)$$

Соответственно высота ярем равна

$$\begin{aligned} h_{я} &= \frac{F_{я}}{(d_1 + 2a_1) \cdot \kappa_{3,1}} = \\ &= \frac{0,806 \cdot 10^{-7} \cdot \pi^2 \cdot N \cdot I \cdot d_1}{\ell_0 \cdot B_0 \cdot k_{3,1}} \cdot \frac{1 + \frac{2a_1}{d_1} \cdot \left( 1 + \frac{2a_1}{3d_1} \right)}{1 + \frac{2a_1}{d_1}}. \end{aligned} \quad (1.23)$$

Напротив сечение боковых ярем уменьшается по сравнению с реактором пофазного исполнения

$$F_{я.б} = 0,43 \frac{\Phi}{B_0} = \frac{0,608 \cdot 10^{-7} \cdot \pi^2 \cdot N \cdot I \cdot d_1^2}{\ell_0 \cdot B_0} \cdot \left[ 1 + \frac{2a_1}{d_1} \cdot \left( 1 + \frac{2a_1}{3d_1} \right) \right] \quad (1.24)$$

и высота боковых ярем

$$h_{я.б} = \frac{F_{см.б}}{(d_1 + 2a_1) \cdot \kappa_{3,1}} = \frac{0,608 \cdot 10^{-7} \cdot \pi^2 \cdot N \cdot I \cdot d_1}{\ell_0 \cdot B_0 \cdot k_{3,1}} \cdot \frac{1 + \frac{2a_1}{d_1} \cdot \left( 1 + \frac{2a_1}{3d_1} \right)}{1 + \frac{2a_1}{d_1}} \quad (1.25)$$

В результате объем стали

$$V_{см} = 2 \{ F_{я.б} \cdot [3(d_1 + 2a_1) + 2\ell_{об-об} + 2\ell_{об-м}] + F_{я.б} \cdot \ell_0 \}, \quad (1.26)$$

где  $\ell_{об-об}$  - расстояние между соседними сетевыми обмотками.

Приведенная масса активных материалов в соответствии с (1.12), (1.26) равна

$$G_{акт} = 3g_{np} \cdot V_{np} + \kappa_в \cdot g_{см} \cdot V_{см} \quad (1.27)$$

Можно несколько изменить конструкцию реактора, отказавшись от боковых ярем из электротехнической стали. Для этого надо разделить обмотку по высоте на две равные части, установить встречно-параллельно и включить последовательно. В этом случае оба вывода обмотки окажутся с одной стороны. Магнитный поток будет замыкаться по обоим частям катушки и переходить из одной части в другую по ярмам (рис.1.3). Поскольку в этом случае магнитный поток полностью проходит по ярмам, не разделяясь на две части, как в первом случае (рис.1.1), сечение ярем будет в два раза больше.

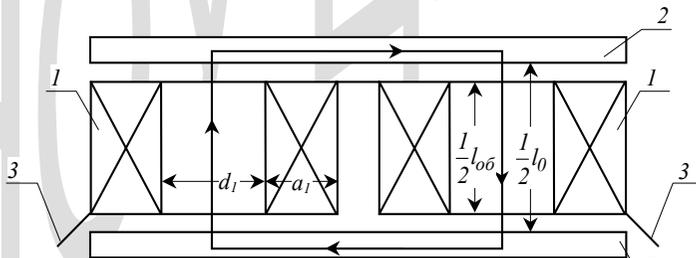


Рис.1.3. Реактор без сердечника и без боковых ярем; стрелками показан путь замыкания магнитного потока: 1 – обмотка, 2 – ярмо, 3 – выводы

Все расчетные соотношения в этом случае сохраняются в том же виде, но под длиной катушки  $l_{об}$  следует понимать длину обеих катушек, а под длиной  $l_0$  - двойное расстояние между ярами. Причем в формуле (1.19) следует исключить объем стоек.

Изготовление такого реактора чрезвычайно просто. Такая конструкция полезна при относительно низком напряжении (до 10-35 кВ).

Напротив, при высоких напряжениях (220 кВ и выше) целесообразно две части обмоток устанавливать последовательно, а соединять параллельно с тем, чтобы земляные концы обмотки были по ее краям, а высоковольтные концы - в середине. При этом уменьшаются изоляционные расстояния между земляными концами обмотки и ярами.

Для укрепления относительно тонких ярем таких реакторов сбоку параллельно листам стали располагаются стальные балки (тавры), стягиваемые поперечными стальными стержнями, соединяемые по краям и в промежуточных местах (при необходимости) также стальными балками (двутаврами). Наличие такой крепежной конструкции над верхним яром и под нижним яром не сказывается на потерях мощности, поскольку магнитное поле за толщину ярем не проникает.

Верхние и нижние яра стягиваются стержнями из прочных изоляционных материалов - например, электротехнического стеклопластика.

При этом получается достаточно прочная и надежная в эксплуатации конструкция с минимальным расходом активных материалов.

## 1.2. Управляемые реакторы без сердечника

Для того, чтобы иметь возможность изменять индуктивность реактора, необходимо обеспечить возможность изменения объема, занятого магнитным потоком. С этой целью можно установить вторую обмотку внутри первой (рис.1.4), включенную на какой-либо ключ. В этом случае при разомкнутом ключе ток в дополнительной обмотке (обмотке управления ОУ) отсутствует и картина поля ничем не отличается от предыдущего случая.

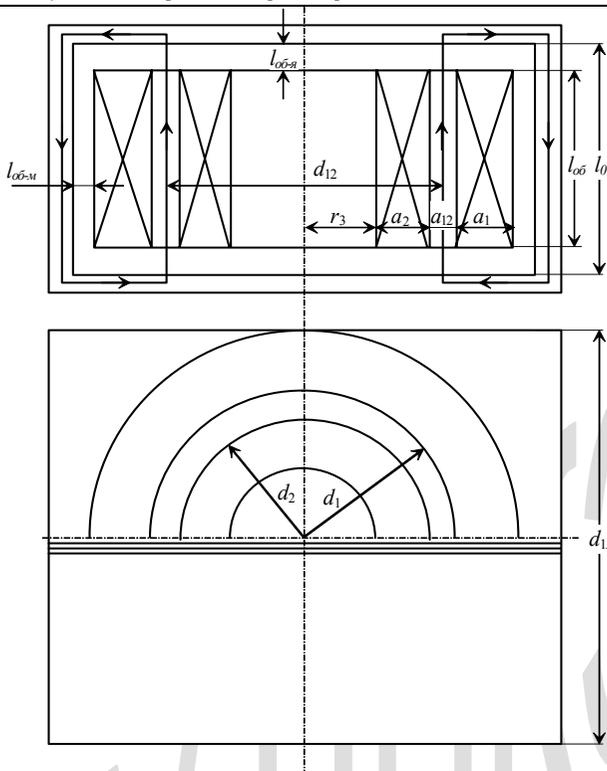


Рис.1.4. Управляемый шунтирующий реактор без сердечника бронзового типа фазного исполнения

Однако при замкнутой накоротко обмотке управления индуктируемый в ней ток препятствует проникновению магнитного потока в область, ею ограниченную (см.рис.1.5). Это приводит к уменьшению эффективного сечения магнитного потока и согласно формуле (1.6) к уменьшению индуктивного сопротивления реактора.

В отличие от реактора с одной обмоткой в рассматриваемом случае следует выделить три области магнитного поля:

- 1) между обмотками;
- 2) в пределах сетевой обмотки СО (подключенной к сети);
- 3) в пределах обмотки управления ОУ.

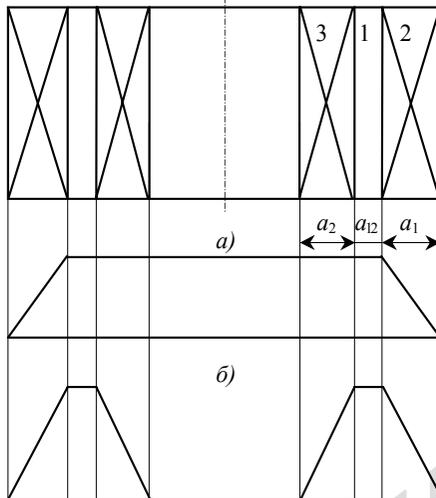


Рис. 1.5. Распределение индукции по сечению обмотки при разомкнутой ОУ (а) и при замкнутой ОУ (б)

В первой области напряженность магнитного поля  $H_1$  неизменна, и энергия магнитного поля в ней может быть вычислена по простой формуле

$$\begin{aligned}
 W_1 &= \frac{\mu_0 \cdot H_1^2}{2} \cdot \frac{\pi}{4} \cdot (d_1^2 - d_2^2) \cdot \ell_0 = \frac{\mu_0 \cdot H_1^2}{2} \cdot \pi \cdot \frac{(d_1 - d_2)}{2} \cdot \frac{d_1 + d_2}{2} \cdot \ell_0 = \\
 &= \frac{\mu_0 \cdot H_1^2}{2} \cdot \pi \cdot a_{12} \cdot d_{12} \cdot \ell_0 = \mu_0 \cdot \pi \cdot (N_1 \cdot I)^2 \cdot d_{12} \cdot a_{12} \cdot \frac{1}{\ell_0}, \quad (1.28)
 \end{aligned}$$

где  $d_1$  – внутренний диаметр СО,  $d_2$  – наружный диаметр ОУ,  $a_{12}$  – радиальный размер зазора между обмотками,  $d_{12}$  – средний диаметр зазора. При этом напряженность поля  $H_1$  определяется формулой (1.1).

Во второй области энергия магнитного поля вычисляется аналогично случаю реактора с одной обмоткой. Однако в этом случае целесообразно вместо внутреннего диаметра обмотки использовать средний диаметр зазора. При этом формула (1.4) преобразуется к виду

$$W_2 = \frac{\pi \cdot \mu_0}{3 \ell_0} \cdot (N_1 \cdot I)^2 \cdot a_1 \cdot \left( d_{12} + a_{12} + \frac{a_1}{2} \right). \quad (1.29)$$

Напряженность магнитного поля в объеме 3 изменяется от нуля на внутренней стороне до максимума на внешней стороне

$$H_3 = H_1 \cdot \frac{r - r_2 + a_2}{a_2} = H_1 \cdot \frac{r - r_3}{a_2}, \quad (1.30)$$

где  $r_3 = r_2 - a_2$  (см.рис.1.4).

Энергия магнитного поля в области 3 равна

$$\begin{aligned} W_3 &= \frac{\mu_0}{2} \cdot \int_{r_3}^{r_3+a_2} H_3^2 \cdot dV = \pi \cdot \mu_0 \cdot \ell_0 \cdot H_1 \cdot \int_{r_3}^{r_3+a_2} \left( \frac{r - r_3}{a_2} \right)^2 \cdot r dr = \\ &= \pi \cdot \mu_0 \cdot \ell_0 \cdot H_1 \cdot \frac{a_2}{3} \cdot \left( r_2 - \frac{1}{4} a_2 \right) = \frac{\pi \cdot \mu_0}{3} \cdot (N_1 \cdot I)^2 \cdot \frac{a_2 \cdot \left( d_{12} - \frac{a_2}{2} \right)}{\ell_0} = \\ &= \frac{\pi \cdot \mu_0}{3} \cdot (N_1 \cdot I)^2 \cdot \frac{a_2 \cdot \left( d_{12} - a_{12} - \frac{a_2}{2} \right)}{\ell_0}. \end{aligned} \quad (1.31)$$

Сумма энергий магнитного поля реактора при замкнутой обмотке управления

$$\begin{aligned} W &= W_1 + W_2 + W_3 = \frac{\mu_0 \cdot \pi \cdot (N_1 \cdot I)^2}{\ell_0} \cdot \left[ d_{12} \cdot a_{12} + \frac{a_1}{3} \left( d_{12} + a_{12} + \frac{a_1}{2} \right) + \frac{a_2}{3} \left( d_{12} - a_{12} - \frac{a_2}{2} \right) \right] = \\ &= \frac{\mu_0 \cdot \pi \cdot (N_1 \cdot I)^2}{\ell_0} \cdot \left[ d_{12} \cdot \left( a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{3} \right) + \frac{1}{3} (a_1 - a_2) \cdot \left( a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2} \right) \right] = L \cdot I^2. \end{aligned}$$

Следовательно, минимальная индуктивность реактора

$$\begin{aligned} L_{\min} &= \frac{\mu_0 \cdot \pi \cdot N_1^2}{\ell_0} \cdot \left[ d_{12} \cdot \left( a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{3} \right) + \frac{1}{3} (a_1 - a_2) \cdot \left( a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2} \right) \right] \approx \\ &\approx \frac{\mu_0 \cdot \pi \cdot N_1^2}{\ell_0} \cdot d_{12} \cdot \left( a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{3} \right) = \frac{\mu_0 \cdot N_1^2}{\ell_0} \cdot F_{\text{эф.мин}} \end{aligned}, \quad (1.32)$$

где эффективная площадь сечения магнитного потока, сцепляющегося со всеми витками сетевой обмотки

$$F_{\text{эф.мин}} = \pi \left[ d_{12} \left( a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{3} \right) + \frac{1}{3} (a_1 - a_2) \left( a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2} \right) \right]. \quad (1.32, а)$$

Из этого соотношения определяется число витков в сетевой обмотке

$$N_1 = \sqrt{\frac{L_{\min} \ell_0}{\mu_0 F_{\text{эф.мин}}}} = \sqrt{\frac{x_{\min} \ell_0}{\omega \mu_0 F_{\text{эф.мин}}}} = \sqrt{\frac{U_{\phi} \ell_0}{2\pi f \mu_0 I_{1.\text{ном}} F_{\text{эф.мин}}}}, \quad (1.32, б)$$

где  $I_{1,ном}$  - номинальный ток в сетевой обмотке реактора,  $U_{\phi}$  – номинальное напряжение на ней.

Отношение индуктивностей при разомкнутой  $L$  и замкнутой  $L_{мин}$  обмотке управления согласно (1.6) и (1.32)

$$\frac{L}{L_{мин}} = \frac{d_1^2}{4} \cdot \frac{1 + \frac{4}{3} \cdot \frac{a_1}{d_1} \cdot \left(1 + \frac{a_1}{2d_1}\right)}{(d_1 - a_{12}) \cdot \left(a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{3}\right)} =$$

Как

$$= \frac{1}{4} \cdot \frac{d_1}{\left(a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{3}\right)} \cdot \frac{1 + \frac{4}{3} \cdot \frac{a_1}{d_1} \cdot \left(1 + \frac{a_1}{2d_1}\right)}{\left(1 - \frac{a_{12}}{d_1}\right)}. \quad (1.33)$$

видно из формулы (1.33), индуктивность реактора при замыкании обмотки управления уменьшается тем больше, чем больше отношение внутреннего диаметра сетевой обмотки  $d_1$  к эквивалентной ширине магнитного потока  $a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{3}$  при замкнутой обмотке управления. Как показывают расчеты, для ряда практических случаев это отношение  $L/L_{мин}$  может быть доведено до 2,5-4.

Промежуточные значения индуктивностей реактора (между максимальным и минимальным) можно получить при использовании в качестве ключа тиристоров. В этом случае при промежуточных углах зажигания (между  $0^\circ$  и  $90^\circ$  по отношению к моменту перехода тока через нуль при полностью открытых тиристорах) может быть получено любое необходимое промежуточное значение индуктивности. Причем изменение индуктивности реактора при любой его мощности производится безинерционно за полпериода напряжения промышленной частоты.

Однако, при использовании тиристоров в качестве регуляторов индуктивности реакторов возникает новая проблема - подавление высших гармонических в токе реактора, возбуждаемых при неполных углах горения тиристоров.

При неизменном напряжении на сетевой обмотке шунтирующего реактора потокосцепление  $\Psi$  с ней должно быть одинаково при разомкнутой и замкнутой ОУ в соответствии с формулой

$$U_{\phi} = \frac{2\pi}{\sqrt{2}} \cdot f \cdot \Psi = \frac{2\pi}{\sqrt{2}} \cdot f \cdot N_1 \cdot B_{\max} \cdot F_{\phi f}. \quad (1.34)$$

Поскольку эффективное сечение магнитного потока при замкнутой обмотке управления согласно формуле (1.32) меньше, чем при разомкнутой согласно формуле (1.6) магнитная индукция в зазоре между обмотками при замкнутой ОУ

$$B_{\max} = \frac{\sqrt{2} \cdot U_{\phi}}{2\pi \cdot f \cdot N_1 \cdot F_{\phi f, \min}} \approx \frac{\sqrt{2} \cdot U_{\phi}}{2\pi^2 \cdot f \cdot N_1 \cdot d_{12} \cdot \left( a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{3} \right)} \quad (1.35)$$

больше, чем внутри СО при разомкнутой ОУ (см.рис.1.5)

$$B_{\max} = \frac{\sqrt{2} \cdot U_{\phi}}{2\pi \cdot f \cdot N_1 \cdot F_{\phi f}} = \frac{2\sqrt{2} \cdot U_{\phi}}{\pi^2 \cdot f \cdot N_1 \cdot d_1^2 \cdot \left[ 1 + \frac{4}{3} \cdot \frac{a_1}{d_1} \cdot \left( 1 + \frac{a_1}{2d_1} \right) \right]}. \quad (1.36)$$

Для оптимизации конструкции управляемого реактора необходимо определить массу меди. Масса сетевой обмотки определяется также, как для неуправляемого реактора. Объем меди сетевой обмотки равен

$$V_{np,1} = \pi \cdot (d_1 + a_1) \cdot N_1 \cdot F_{np,1} = \pi \cdot (d_{12} + a_{12} + a_1) \cdot N_1 \cdot F_{np,1}.$$

Объем меди обмотки управления равен

$$V_{np,2} = \pi \cdot (d_2 - a_2) \cdot N_2 \cdot F_{np,2} = \pi \cdot (d_{12} - a_{12} - a_2) \cdot N_2 \cdot F_{np,2}.$$

Суммарный объем меди

$$V_{np} = \pi \cdot [d_{12} \cdot (N_1 \cdot F_{np,1} + N_2 \cdot F_{np,2}) + a_{12} \cdot (N_1 \cdot F_{np,1} - N_2 \cdot F_{np,2}) + a_1 \cdot N_1 \cdot F_{np,1} - a_2 \cdot N_2 \cdot F_{np,2}]. \quad (1.37)$$

При одинаковой плотности тока в обеих обмотках  $N_1 \cdot F_{np,1} = N_2 \cdot F_{np,2}$  и

$$\begin{aligned} V_{np} &= \pi \cdot [2d_{12} \cdot N_1 \cdot F_{np,1} + (a_1 - a_2) \cdot N_1 \cdot F_{np,1}] = \\ &= \pi \cdot (2d_{12} + a_1 - a_2) \cdot N_1 \cdot F_{np,1}, \end{aligned} \quad (1.38)$$

где

$$a_1 = \frac{N_1 \cdot F_{np.1} \cdot K_{из.1}}{\ell_{об} \cdot K_{зан.1}} ; \quad a_2 = \frac{N_2 \cdot F_{np.2} \cdot K_{из.2}}{\ell_{об} \cdot K_{зан.2}} . \quad (1.39)$$

При равенстве плотностей тока в обмотках

$$a_1 - a_2 = \frac{N_1 \cdot F_{np.1}}{\ell_o} \cdot \left( \frac{K_{из.1}}{K_{зан.1}} - \frac{K_{из.2}}{K_{зан.2}} \right) .$$

Уравнение (1.32) с учетом формул (1.39) позволяет определить необходимое число витков в обмотке СО. Действительно, подставляя в это уравнение выражения для  $a_1$  и  $a_2$  согласно (1.39),  $d_{12} = d_2 + a_{12}$  и  $N_2 = \frac{N_1}{k_T} (k_T - \text{коэффициент трансформации})$ , получаем уравнение с одним неизвестным  $N_1$ , поскольку все остальные величины определяются независимо

$$\begin{aligned} L_{мин} &= \frac{x_{мин}}{\omega} = \frac{U_{\phi}}{\omega I_{1.ном}} \approx \\ &\approx \frac{\mu_0 \pi N_1^2}{\ell_0} (d_2 + a_{12}) \left[ a_{12} + \frac{N_1}{3\ell_0} \left( \frac{F_{np.1} K_{из1}}{K_{зан.1}} + \frac{F_{np.2} K_{из2}}{k_T K_{зан.2}} \right) \right], \end{aligned} \quad (1.40)$$

решение которого определяет число витков в сетевой обмотке.

Для определения сечения стали ярма определим соотношение между величинами магнитных потоков при замкнутой и разомкнутой обмотке управления реактора. При неизменном напряжении на сетевой обмотке реактора потокосцепление с сетевой обмоткой должно быть одинаково в обоих режимах и согласно (1.34) равно

$$\Psi = \frac{\sqrt{2} \cdot U_{\phi}}{2\pi \cdot f} . \quad (1.41)$$

С другой стороны, магнитодвижущие силы в этих двух режимах разные

$$N_1 \cdot I_{макс} = \frac{\Phi_{макс}}{\sqrt{2}} \cdot \frac{\ell_0}{\mu_0 \cdot F_{эк.мин}} = \frac{U_{\phi} \cdot \ell_0}{\omega \cdot \mu_0 \cdot N_1 \cdot F_{эф.мин}} , \quad (1.42)$$

$$N_1 \cdot I_{\min} = \frac{\Phi_{\min}}{\sqrt{2}} \cdot \frac{\ell_0}{\mu_0 \cdot F_{\text{эк}}} = \frac{U_{\phi} \cdot \ell_0}{\omega \cdot \mu_0 \cdot N_1 \cdot F_{\text{эф}}}, \quad (1.43)$$

где подставлено

$$I_{\max} = \frac{U_{\phi}}{X_{\min}} = \frac{U_{\phi}}{\omega \cdot L_{\min}} = \frac{U_{\phi} \cdot \ell_0}{\omega \cdot \mu_0 \cdot N_1^2 \cdot F_{\text{эф.мин}}},$$

$$I_{\min} = \frac{U_{\phi}}{X} = \frac{U_{\phi}}{\omega \cdot L} = \frac{U_{\phi} \cdot \ell_0}{\omega \cdot \mu_0 \cdot N_1^2 \cdot F_{\text{эф}}}.$$

Из (1.42) и (1.43) следует

$$\Phi_{\max} = \frac{\sqrt{2} \cdot U_{\phi}}{2\pi \cdot f \cdot N_1} \cdot \frac{F_{\text{эк.мин}}}{F_{\text{эф.мин}}}, \quad (1.44)$$

$$\Phi_{\min} = \frac{\sqrt{2} \cdot U_{\phi}}{2\pi \cdot f \cdot N_1} \cdot \frac{F_{\text{эк}}}{F_{\text{эф}}}. \quad (1.45)$$

Сечения  $F_{\text{эф.мин}}$ ,  $F_{\text{эк}}$  и  $F_{\text{эф}}$  определяются согласно формулам (1.6, а), (1.17, а) и (1.32, а). Для определения  $F_{\text{эк.мин}}$  необходимо произвести дополнительные вычисления.

Магнитный поток в области 3 с учетом (1.30) определяется интегралом

$$\begin{aligned} \Phi_3 &= \mu_0 \cdot \int_{r_3}^{r_3+a_2} H_3 \cdot 2\pi \cdot r \cdot dr = \frac{2\pi \cdot \mu_0}{a_2} \cdot \int_{r_3}^{r_3+a_2} (r-r_3) \cdot r dr = \\ &= \pi \cdot \mu_0 \cdot H_1 \cdot a_2 \cdot \left( r_3 + \frac{2}{3} a_2 \right) = \pi \cdot \mu_0 \cdot H_1 \cdot a_2 \cdot \left( r_2 - \frac{1}{3} a_2 \right) = \\ &= \pi \cdot \mu_0 \cdot H_1 \cdot \frac{a_2}{2} \cdot \left( d_2 - \frac{2}{3} a_2 \right) = \sqrt{2} \cdot \pi \cdot \mu_0 \cdot \frac{N \cdot I_{\text{ном}}}{\ell_0} \cdot \frac{a_2}{2} \cdot \left( d_{12} - a_{12} - \frac{2}{3} a_2 \right). \end{aligned} \quad (1.46)$$

Магнитный поток в области 1 равен

$$\Phi_1 = \mu_0 \cdot H_1 \cdot \pi \cdot d_{12} \cdot a_{12}. \quad (1.47)$$

Суммарный магнитный поток согласно (1.5), (1.46), (1.47) равен

$$\Phi_{\max} = \Phi_1 + \Phi_2 + \Phi_3 = \sqrt{2} \cdot \mu_o \cdot \pi \cdot \frac{N_1 \cdot I_{\max}}{\ell_o} \cdot \left[ d_{12} \cdot \left( a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2} \right) + \frac{1}{2} (a_1 - a_2) \cdot \left( a_{12} + \frac{2 \cdot (a_1 + a_2)}{3} \right) \right] = \sqrt{2} \cdot \mu_o \cdot \frac{N_1 \cdot I_{\max}}{\ell_o} \cdot F_{\text{эк.мин}}, \quad (1.48)$$

где минимальное эквивалентное сечение магнитного потока

$$F_{\text{эк.мин}} = \pi \left[ d_{12} \left( a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2} \right) + \frac{1}{2} (a_1 - a_2) \left( a_{12} + \frac{2(a_1 + a_2)}{3} \right) \right]. \quad (1.48,а)$$

Отношение потоков в режимах максимального и минимального токов

$$K_{\Phi} = \frac{\Phi_{\max}}{\Phi_{\min}} = \frac{F_{\text{эк.мин}}}{F_{\text{эк}}} \cdot \frac{F_{\text{эф}}}{F_{\text{эф.мин}}} = \frac{\left( a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2} \right) \cdot \left[ 1 + \frac{4}{3} \cdot \frac{a_1}{d_1} \cdot \left( 1 + \frac{a_1}{2d_1} \right) \right]}{\left( a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{3} \right) \cdot \left[ 1 + \frac{2a_1}{d_1} \cdot \left( 1 + \frac{2a_1}{3d_1} \right) \right]}. \quad (1.49)$$

Вычисления показывают, что это отношение всегда больше единицы ( $K_{\Phi} \approx 1,05$ ). Таким образом, режим максимального тока является определяющим для определения сечения ярем.

Поскольку поток распределяется по двум направлениям в случае пофазного исполнения сечение ярма (а также боковых ярем)

$$F_{\text{я}} = \frac{\Phi_{\max}}{2B_0} \approx \frac{\mu_o \cdot \pi}{\sqrt{2}} \cdot \frac{N_1 \cdot I_{\max}}{B_0} \cdot \frac{d_{12}}{\ell_o} \cdot \left( a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2} \right). \quad (1.50)$$

Для трехфазного реактора сечение ярма и сечение боковых ярем определяется аналогично (1.22), (1.24)

$$F_{\text{я}} = 0,57 \cdot \frac{\Phi_{\max}}{2B_0} = \frac{0,806 \cdot \pi^2 \cdot 10^{-7} \cdot N_1 \cdot I_{\max}}{\ell_o \cdot B_0} \cdot d_{12} \cdot \left( a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2} \right) \quad (1.51)$$

и высота ярма

$$h_{\text{я}} = \frac{F_{\text{я}}}{d_{\text{н}} \cdot K_{3,1}} = \frac{F_{\text{я}}}{d_{12} + a_{12} + 2a_1} = \frac{0,806 \pi^2 \cdot 10^{-7} \cdot N_1 \cdot I_{\max}}{\ell_o \cdot B_0 \cdot K_{3,1}} \cdot \frac{a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2}}{1 + \frac{a_{12}}{d_{12}} + \frac{2a_1}{d_{12}}}. \quad (1.52)$$

$$\begin{aligned}
 F_{я.б} &= 0,43 \cdot \frac{\Phi_{\max}}{B_0} = \\
 &= \frac{0,608 \cdot \pi^2 \cdot 10^{-7} \cdot N_1 \cdot I_{\max}}{\ell_0 \cdot B_0} \cdot d_{12} \cdot \left( a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2} \right) \quad (1.53)
 \end{aligned}$$

и толщина боковых ярем

$$h_{я.б} = \frac{F_{я.б}}{d_n \cdot K_{3.1}} = \frac{0,608 \cdot \pi^2 \cdot 10^{-7} \cdot N_1 \cdot I_{\max}}{\ell_0 \cdot B_0 \cdot K_{3.1}} \cdot \frac{a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2}}{1 + \frac{a_{12}}{d_{12}} + \frac{2a_1}{d_{12}}} \quad (1.54)$$

Приведенная масса активных материалов определяется по формуле (1.20) с учетом (1.26), (1.37), (1.51) и (1.53). Оптимальная конструкция реактора соответствует минимуму приведенной массы.

### 1.3. Подавление высших гармонических в токе управляемых реакторов

При использовании тиристоров для управления током реактора возникает новая проблема - подавление высших гармонических в токе реактора. Высшие гармонические образуются при неполных углах горения тиристоров, когда ток через тиристорный блок протекает с перерывами. При углах  $0 \leq \omega t \leq \psi$  и  $\pi - \psi \leq \omega t \leq \pi$  ток равен нулю, а при углах  $\psi < \omega t < \pi - \psi$

$$i(t) = I_m \cdot (\sin \omega t - \sin \psi),$$

где угол зажигания тиристоров  $\psi$  может меняться в пределах  $0 < \psi < \pi/2$ .

Среднеквадратичный ток через тиристорный блок (действующее значение тока) за полупериод промышленной частоты

$$\begin{aligned} I(\psi) &= I_m \cdot \sqrt{\frac{1}{\pi} \int_{\psi}^{\pi-\psi} (\sin \omega t - \sin \psi)^2 d\omega t} = \\ &= I_m \cdot \sqrt{\frac{1}{\pi} \cdot [(\pi - 2\psi) \cdot (0,5 + \sin^2 \psi) - 1,5 \sin 2\psi]}. \end{aligned}$$

Отношение действующего значения тока через тиристорный блок при произвольном угле зажигания  $\psi$  к действующему значению номинального тока  $I = I_m / \sqrt{2}$  (соответствующего углу  $\psi=0$ ) равно

$$\begin{aligned} \frac{I(\psi)}{I} &= \sqrt{\frac{1}{\pi} \cdot [(\pi - 2\psi) \cdot (1 + 2 \sin^2 \psi) - 3 \sin 2\psi]} = \\ &= \sqrt{\left(1 - \frac{2\psi}{\pi}\right) \cdot (1 + 2 \sin^2 \psi) - \frac{3}{\pi} \cdot \sin 2\psi}. \end{aligned}$$

При увеличении угла зажигания  $\psi$  ток через тиристорный блок быстро уменьшается (см. рис. 1.6). При этом содержание высших гармонических сильно изменяется при изменении угла зажигания и может быть вычислено по формуле

$$k_{z,k} = \frac{I_k}{I_1} = \frac{2}{k} \cdot \frac{\frac{\sin(k-1) \cdot \psi}{k-1} + \frac{\sin(k+1) \cdot \psi}{k+1}}{\pi - 2\psi - \sin 2\psi}. \quad (1.55)$$

где  $I_k$  и  $I_1$  - амплитуды  $k$ -ой и основной гармоники.

Результаты расчетов по этой формуле приведены на рис.1.6. Как видно, при увеличении номера гармоники  $k$  уменьшается ее содержание. При этом содержание третьей гармоники в токе реактора непрерывно увеличивается при уменьшении времени горения тиристорov (увеличении угла зажигания тиристорov). Увеличение содержания пятой гармоники при малых углах зажигания (больших углах горения) тиристорov сменяется уменьшением вплоть до нуля при угле зажигания  $\psi=0,22\pi$ , а затем оно снова увеличивается, приближаясь к 100% при очень малом токе реактора. Содержание седьмой гармоники дважды проходит через минимум (нуль), а затем резко увеличивается, приближаясь к 100% (рис. 1.6,а).

Совершенно иной характер имеют зависимости отношения тока соответствующей высшей гармонической по отношению к номинальному току реактора (к току при полностью открытых тиристорax). Для третьей гармоники это отношение достигает максимума при токе реактора  $I=0,42I_{ном}$  (см. кривые 1 и 4 рис. 1.6, б). Для пятой гармоники максимум достигается при токе реактора  $I=0,63I_{ном}$  (см. кривые 2 и 4 рис.1.6, б). Для седьмой гармоники максимум содержания достигается при токе реактора  $I=0,72I_{ном}$ . Второй максимум пятой гармоники значительно меньше первого. Второй и третий максимумы седьмой гармоники также значительно меньше первого.

Значение первых максимумов, отнесенных к амплитуде номинального тока, приведены в табл.1.1 (обозначены буквой  $\beta_k$ ).

Для компенсации наибольшей (третьей) гармоники обычно используют соединенную в треугольник специальную обмотку (компенсационная обмотка). В этом случае для третьей гармоники эта компенсационная обмотка короткозамкнута, что исключает возможность существования третьей гармоники в магнитном потоке, охватываемом компенсационной обмоткой.

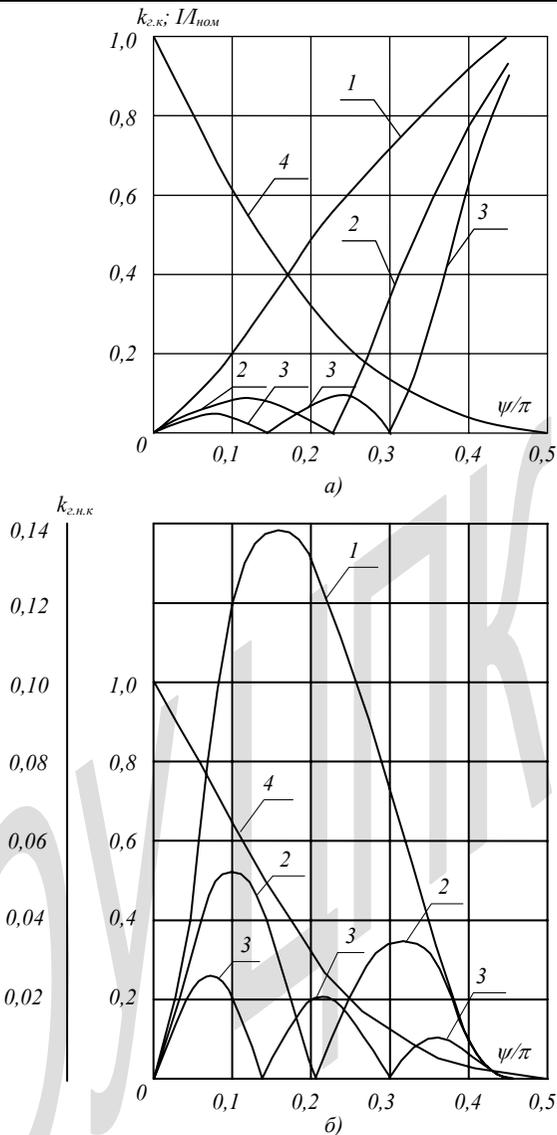


Рис. 1.6. Отношение токов высших гармонических: третьей (1), пятой (2), седьмой (3) к току основной частоты в зависимости от угла зажигания тиристорных  $0 < \psi < 90^\circ$ : а – по отношению к текущему току основной частоты; б – по отношению к номинальному току (при полностью открытых тиристорах); 4 – отношение действующего значения полного тока к номинальному току

Имеются схемные решения подавления пятой и седьмой гармоник. Но они очень сложны и дороги. Наиболее простым, дешевым и достаточно надежным решением является применение фильтров высших гармонических, подключаемых к компенсационным обмоткам каждой из фаз. Каждый такой фильтр состоит из последовательно соединенных реактора (со стабильной индуктивностью) и конденсатора, подобранных таким образом, что они обеспечивают короткое замыкание компенсационной обмотки для каждой из гармоник. При этом в магнитном потоке, охватываемом компенсационной обмоткой, не может содержаться соответствующая гармоника. Компенсация третьей гармоники однофазного реактора также может быть обеспечена фильтром.

Поскольку источником высших гармонических в токе реактора является обмотка управления с тиристорным блоком, компенсационная обмотка должна охватывать ее, чтобы исключить возможность содержания высших гармонических в магнитном потоке и тем самым в токе сетевой обмотки, охватывающей обмотку управления и компенсационную обмотку.

Таким образом, для компенсации  $k$ -ой гармоники в токе УШРТ должно соблюдаться равенство

$$k\omega L_k = \frac{1}{k\omega C_k}, \quad (1.56)$$

откуда

$$\omega C_k = \frac{1}{k^2 \omega L_k}, \quad (1.57)$$

где  $L_k$  и  $C_k$  - индуктивность и емкость фильтра  $k$ -ой гармоники.

При этом при запертых тиристорах блока управления (рис.1.7) в режиме холостого хода КО УШРТ нагружена на сопротивление

$$X_{1,k} = \omega L_k - \frac{1}{\omega C_k} = \omega L_k \cdot (1 - k^2) = \frac{1}{\omega C_k} \frac{1 - k^2}{k^2}. \quad (1.58)$$

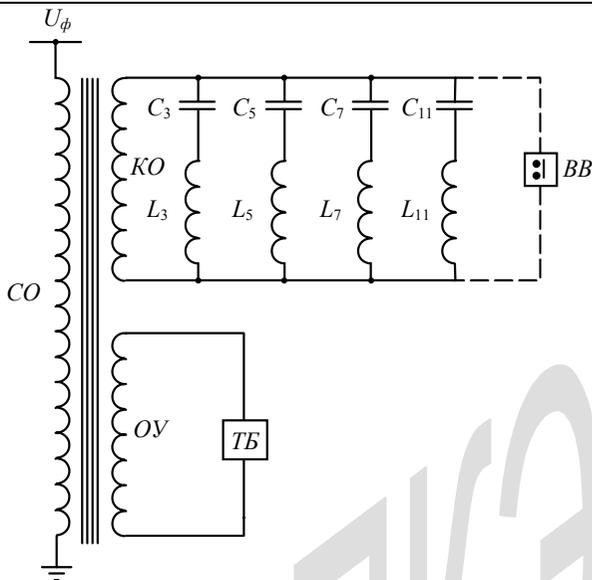


Рис.1.7. Принципиальная схема УШРТ с фильтрами высших гармонических

Соответственно ток основной частоты в токе СО УШРТ, обусловленный фильтром  $k$ -ой гармоники, равен

$$I_{1,k} = \frac{U_\phi}{\delta X_{ном} + X_{1,k}} = \frac{U_\phi}{\delta X_{ном} + \omega L_k \cdot (1 - k^2)} = \frac{U_\phi}{\delta X_{ном} + \frac{1}{\omega C_k} \left( \frac{1}{k^2} - 1 \right)}, \quad (1.59)$$

где  $\delta X_{ном}$  определяет сопротивление короткого замыкания основной обмотки по отношению к КО с фильтрами,  $X_{ном}$  номинальное сопротивление короткого замыкания основной обмотки по отношению к ОУ. Поскольку оптимальное значение сопротивления фильтра  $X_{1,k}$ , больше сопротивления  $\delta X_{ном}$  (см. ниже), ток через фильтр имеет емкостный характер и отношение тока  $I_{1,k}$  к номинальному току имеет отрицательный знак

$$\frac{I_{1,k}}{I_{ном}} = \frac{X_{ном}}{\delta X_{ном} + \omega L_k \cdot (1 - k^2)} = \frac{X_{ном}}{\delta X_{ном} + \frac{1}{\omega C_k} \left( \frac{1}{k^2} - 1 \right)} = -\alpha_k \approx \frac{X_{ном}}{\delta X_{ном} - \frac{1}{\omega C_k}}, \quad (1.60)$$

где  $\alpha_k$  - абсолютное значение отношения тока основной частоты через фильтр  $k$ -ой гармоники к номинальному току реактора.

Разрешая уравнение (1.60) относительно  $\omega L_k$  получаем

$$\omega L_k = X_{ном} \cdot \frac{1 + \alpha_k \delta}{\alpha_k \cdot (k^2 - 1)}. \quad (1.61)$$

Сопротивление конденсатора фильтра k-ой гармоники току промышленной частоты согласно (1.57), (1.61) равно

$$\frac{1}{\omega C_k} = X_{ном} \cdot \frac{k^2 \cdot (1 + \alpha_k \delta)}{\alpha_k \cdot (k^2 - 1)}. \quad (1.62)$$

Мощность дросселя фильтра k-ой гармоники, обусловленная током основной частоты,

$$Q_{L_k} = I_{1.k}^2 \cdot \omega \cdot L_k = \alpha_k^2 \cdot I_{ном}^2 \cdot X_{ном} \cdot \frac{1 + \alpha_k \cdot \delta}{\alpha_k \cdot (k^2 - 1)}.$$

Мощность конденсатора того же фильтра

$$Q_{C_k} = I_{1.k}^2 \cdot \frac{1}{\omega \cdot C_k} = \alpha_k^2 \cdot I_{ном}^2 \cdot X_{ном} \cdot \frac{k^2 \cdot (1 + \alpha_k \cdot \delta)}{\alpha_k \cdot (k^2 - 1)}.$$

Суммарная мощность фильтра k-ой гармоники, обусловленная током промышленной частоты

$$Q_{\Sigma.k} = Q_{L_k} + Q_{C_k} = \alpha_k \cdot Q_{ном} \cdot \frac{(1 + k^2) \cdot (1 + \alpha_k \cdot \delta)}{k^2 - 1}, \quad (1.63)$$

где номинальная мощность одной фазы реактора равна

$$Q_{ном} = I_{ном}^2 \cdot X_{ном}. \quad (1.64)$$

Максимальный ток k-ой гармоники через фильтр этой гармоники может быть вычислен аналитически и определен соотношением согласно (1.55)

$$I_k = \beta_k \cdot I_{ном}. \quad (1.65)$$

Соответственно суммарная мощность фильтра k-ой гармонической, обусловленная током k-ой гармоники

$$\begin{aligned} Q_{k.k} &= I_k^2 \cdot \left( k \cdot \omega \cdot L_k + \frac{1}{k \cdot \omega \cdot C_k} \right) = 2I_k^2 \cdot k \cdot \omega \cdot L_k = \\ &= 2\beta_k^2 \cdot I_{ном}^2 \cdot X_{ном} \cdot \frac{k \cdot (1 + \alpha_k \cdot \delta)}{\alpha_k \cdot (k^2 - 1)} = 2\beta_k^2 \cdot Q_{ном} \cdot \frac{k \cdot (1 + \alpha_k \cdot \delta)}{\alpha_k \cdot (k^2 - 1)}. \end{aligned} \quad (1.66)$$

Суммарная мощность фильтра k-ой гармонической, обусловленная токами основной и k-ой гармоник равна

$$Q_k = Q_{k.1} + Q_{k.k} = Q_{ном} \cdot \frac{1 + \alpha_k \cdot \delta}{k^2 - 1} \cdot \left[ \alpha_k \cdot (1 + k^2) + 2\beta_k^2 \cdot \frac{k}{\alpha_k} \right]. \quad (1.67)$$

Оптимальную величину  $Q_k$  найдем, приравняв нулю производную  $Q_k$  по  $\alpha_k$

$$\frac{\partial Q_k}{\partial \alpha_k} = \frac{1}{k^2 - 1} \cdot \left[ 1 + k^2 - 2 \cdot \frac{\beta_k^2 \cdot k}{\alpha_k^2} + 2\alpha_k \cdot \delta \cdot (1 + k^2) \right] \cdot Q_{ном} = 0.$$

Из последнего уравнения получаем величину  $\alpha_k$ , соответствующую минимальной мощности фильтра  $k$ -ой гармоники

$$\alpha_k = \beta_k \cdot \sqrt{\frac{2k}{(1 + k^2) \cdot (1 + 2\alpha_k \cdot \delta)}}. \quad (1.68)$$

В этом решении  $\alpha_k$  содержится также в малом члене под корнем. Малость этого члена позволяет вычислить  $\alpha_k$  методом последовательных приближений, полагая в первом приближении  $\alpha_k=0$  или  $\alpha_k=\beta_k$ . Принимая расчетные данные для высших гармонических согласно данным нижеследующей таблицы и оценивая величину  $\delta=0,5$  получаем следующие величины  $\alpha_k$  и соответственно мощности фильтров согласно (1.67), а также относительные величины мощности конденсаторов ( $Q_{c.k}$ ) и реакторов ( $Q_{L.k}$ ) фильтров с учетом высокочастотных составляющих тока (см. табл. 1.1).

Из приведенных данных следует, что мощность фильтров составляет небольшую часть мощности УШРТ, особенно в том случае, когда третья гармоническая компенсируется путем соединения в треугольник компенсационных обмоток трех фаз УШРТ. В этом случае суммарная мощность фильтров не превышает 10% от мощности реактора.

Таблица 1.1

$k$	$\beta_k$	$\alpha_k$	$\frac{Q_k}{Q_{ном}}$	$\frac{Q_{c.k}}{Q_{ном}}$	$\frac{Q_{L.k}}{Q_{ном}}$
3	0,138	0,102	0,28	0,19	0,087
5	0,05	0,030	0,068	0,049	0,019
7	0,026	0,013	0,028	0,020	0,0073
11	0,0105	0,0044	0,0090	0,0067	0,0023
13	0,0075	0,0030	0,006	0,0045	0,0015

Для того, чтобы оценить эффективность ограничения высших гармонических в токе реактора рассмотрим его эквивалентную схему в режиме резонанса на  $k$ -ой гармонической (рис.1.8). Оценим параметры эквивалентной схемы УШРТ согласно рис.1.7. В этом случае эквивалентное сечение магнитного потока, сцепляющегося с сетевой обмоткой (СО), при коротком замыкании обмотки управления (ОУ) равно согласно (1.32,а)

$$F_{эф.1} \approx \pi \cdot d_{12} \cdot \left( a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{3} \right), \quad (1.69)$$

где  $d_{12}$  - средний диаметр зазора между ОУ и СО,  $a_{12}$  - толщина (радиальный размер) зазора,  $a_1$  и  $a_2$  - толщины (радиальные размеры) ОУ и СО.

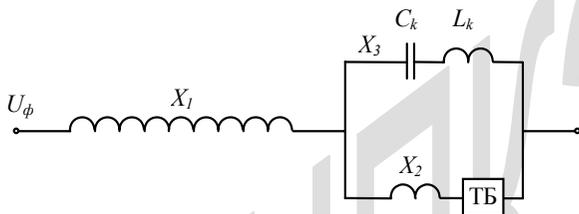


Рис.1.8. Эквивалентная трехлучевая схема УШРТ

Эквивалентное сечение магнитного потока, сцепляющегося с СО, при коротком замыкании КО, параллельно которой включены фильтры,

$$F_{эф.2} \approx \pi \cdot d_{13} \cdot \left( a_{13} + \frac{a_1 + a_3}{3} \right), \quad (1.70)$$

где  $d_{13}$  - средний диаметр зазора между КО и СО,  $a_3$  - толщина (радиальный размер) КО ( $a_3 \approx 0,3a_2$ ).

Если КО расположена посередине между ОУ и СО  $d_{13} = d_{12} + a_{13}$ ;  $a_{13} = 0,5a_{12}$ .

Эквивалентное сечение магнитного потока, сцепляющегося с КО при коротком замыкании ОУ,

$$F_{эф.3} \approx \pi \cdot d_{23} \cdot \left( a_{23} + \frac{a_2 + a_3}{3} \right), \quad (1.71)$$

где  $d_{23}$  - средний диаметр зазора между ОУ и КО,  $a_{23}$  - толщина этого зазора.

В частном случае расположения КО посередине между ОУ и СО при учете малой толщины КО по сравнению с ОУ и СО получаем:

$$a_{23} = 0,5a_{12}; \quad d_{23} = d_{12} - a_{23}.$$

Соответственно сопротивление короткого замыкания СО относительно ОУ равно

$$X_{12} = \frac{8 \cdot 10^{-7} \cdot \pi^2 \cdot f \cdot N_1^2 \cdot F_{\text{эф.1}}}{\ell_0} = X_{\text{мин}}, \quad (1.72)$$

где  $N_1$  - число витков СО,  $\ell_0$  - высота окна магнитопровода.

Сопротивление короткого замыкания СО относительно КО, замкнутой фильтрами,

$$X_{13} = \frac{8 \cdot 10^{-7} \cdot \pi^2 \cdot f \cdot N_1^2 \cdot F_{\text{эф.2}}}{\ell_0} = X_{\text{мин}} \cdot \frac{F_{\text{эф.2}}}{F_{\text{эф.1}}} = \delta \cdot X_{\text{мин}}. \quad (1.73)$$

Например, всегда можно подобрать такое расположение КО, чтобы обеспечить  $\delta=0,5$ .

Сопротивление короткого замыкания КО относительно ОУ

$$X_{23} = \frac{8 \cdot 10^{-7} \cdot \pi^2 \cdot f \cdot N_1^2 \cdot F_{\text{эф.3}}}{\ell_0} = (1-\delta)X_{\text{мин}}. \quad (1.74)$$

При  $\delta=0,5$   $X_{23}=0,5 X_{\text{мин}}$ .

Из приведенных соотношений следует, что параметры трехлучевой эквивалентной схемы УШРТ  $k$ -ой гармонической равны (см.рис.1.8)

$$\left. \begin{aligned} X_{1,k} &= \frac{k}{2} \cdot (X_{12} + X_{13} - X_{23}) = k\delta X_{\text{мин}}; \\ X_{2,k} &= \frac{k}{2} \cdot (X_{12} + X_{23} - X_{13}) = k \cdot (1-\delta) \cdot X_{\text{мин}}; \\ X_{3,k} &= \frac{k}{2} \cdot (X_{13} + X_{23} - X_{12}) = 0. \end{aligned} \right\} \quad (1.75)$$

Следовательно, эквивалентная схема для  $k$ -ой гармонической имеет вид, изображенный на рис.1.9, где тиристорный блок эквивалентирован генератором тока. Как видно, в этом случае весь ток  $k$ -ой гармоники замыкается фильтром и не попадает в сетевую обмотку.

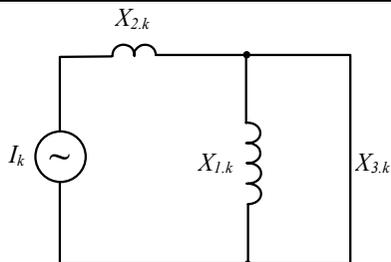


Рис.1.9. Эквивалентная трехлучевая схема УШРТ для  $k$ -той гармоники при расположении КО между ОУ и СО

Однако, если расположить КО внутри ОУ ситуация резко изменяется. В этом случае

$$\left. \begin{aligned} X_{12} &= X_{\min} \\ X_{13} &= X_{\min} \cdot (1 + \delta) \\ X_{23} &= \delta \cdot X_{\min} \end{aligned} \right\} \quad (1.76)$$

и параметры эквивалентной трехлучевой схемы УШРТ на  $k$ -ой гармонической окажутся равными

$$\left. \begin{aligned} X_{1,k} &= 0,5 \cdot k \cdot [X_{\min} + (1 + \delta) \cdot X_{\min} - \delta \cdot X_{\min}] = k \cdot X_{\min} \\ X_{2,k} &= 0,5 \cdot k \cdot [X_{\min} - (1 + \delta) \cdot X_{\min} + \delta \cdot X_{\min}] = 0 \\ X_{3,k} &= 0,5 \cdot k \cdot [-X_{\min} + (1 + \delta) \cdot X_{\min} + \delta \cdot X_{\min}] = k \cdot \delta \cdot X_{\min} \end{aligned} \right\} \quad (1.77)$$

При этом эквивалентная схема для  $k$ -ой гармоники примет вид, изображенный на рис.1.10.

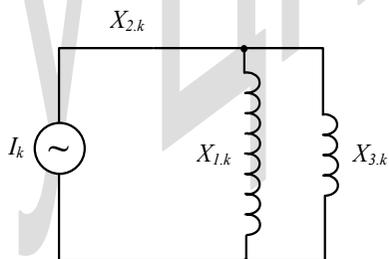


Рис.1.10. Эквивалентная трехлучевая схема УШРТ для  $k$ -той гармоники при расположении КО внутри ОУ

Эквивалентное сопротивление контура  $X_{1,k} \neq X_{3,k}$  равно:

$$X_{\varepsilon,k} = \frac{X_{1,k} \cdot X_{3,k}}{X_{1,k} + X_{3,k}} = \frac{k \cdot X_{\text{мин}} \cdot k \cdot \delta \cdot X_{\text{мин}}}{k \cdot X_{\text{мин}} + k \cdot \delta \cdot X_{\text{мин}}} = k \cdot \frac{\delta \cdot X_{\text{мин}}}{1 + \delta}. \quad (1.78)$$

Следовательно, ток  $k$ -ой гармоники в ветви  $X_{3,k}$  с фильтром равен

$$I_{k,\phi} = \frac{I_k \cdot X_{\varepsilon,k}}{X_{3,k}} = \beta_k \cdot I_{\text{макс}} \cdot \frac{1}{1 + \delta}, \quad (1.79)$$

а в сетевой обмотке (ветвь  $X_{1,k}$ )

$$I_{k,CO} = \frac{I_k \cdot X_{\varepsilon,k}}{X_{1,k}} = \beta_k \cdot I_{\text{макс}} \cdot \frac{\delta}{1 + \delta}. \quad (1.80)$$

Отношение тока  $k$ -ой гармоники в СО к току в фильтре равно

$$\frac{I_{k,CO}}{I_{k,\phi}} = \delta. \quad (1.81)$$

Чем больше изоляционное расстояние между ОУ и КО, тем больше отношение  $\delta$  и тем больше содержание высших гармонических в токе УШРТ. Этот вывод полностью подтверждает результаты вышеприведенного рассмотрения условий работы УШРТ на основе анализа его магнитного поля.

Таким образом КО наиболее эффективно подавляет высшие гармонические при ее расположении между ОУ и СО.

Далее необходимо выяснить, какое влияние наличие фильтров высших гармонических оказывает на номинальный ток УШРТ. Номинальный режим соответствует полностью открытым тиристорам, когда высшие гармонические в токе реактора отсутствуют.

Для первой гармонической эквивалентная схема при полностью открытых тиристорах изображена на рис.1.11. Эквивалентное сопротивление ветви 3 с фильтром равно сопротивлению фильтра (1.58)

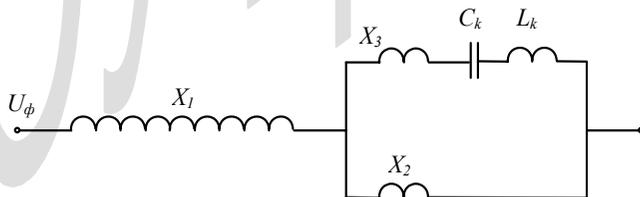


Рис.1.11. Эквивалентная схема УШРТ в нормальном режиме для вычисления тока промышленной частоты с учетом фильтра  $k$ -той гармоники

$$\begin{aligned}
 X_{3,э} &= \omega \cdot L_k \cdot (1 - k^2) = \\
 &= X_{мин} \cdot \frac{1 + \delta \cdot \alpha_k}{(k^2 - 1) \cdot \alpha_k} \cdot (1 - k^2) = -X_{мин} \cdot \frac{1 + \delta \cdot \alpha_k}{\alpha_k}. \quad (1.82)
 \end{aligned}$$

Эквивалентное сопротивление ветви 2 согласно (1.75) равно

$$X_{2,э} = (1 - \delta) \cdot X_{мин}.$$

Эквивалентное сопротивление параллельного соединения ветвей 2 и 3

$$X_{2,3,э} = \frac{X_{2,э} \cdot X_{3,э}}{X_{2,э} + X_{3,э}} = X_{мин} \cdot \frac{1 - \delta}{1 - \frac{\alpha_k \cdot (1 - \delta)}{1 + \delta \cdot \alpha_k}}. \quad (1.83)$$

Полное эквивалентное сопротивление УШРТ в номинальном режиме с учетом фильтра  $k$ -ой гармонической согласно (1.75), (1.83) равно

$$X_{э,мин} = X_1 + X_{2,3,э} = \delta X_{мин} + X_{мин} \frac{1 - \delta}{1 - \frac{\alpha_k (1 - \delta)}{1 + \delta \alpha_k}} = X_{мин} \frac{1 + \delta^2 \alpha_k}{[1 + \alpha_k (2\delta - 1)]}. \quad (1.84)$$

Например, при  $\delta=0,5$  при учете фильтра третьей гармоники с наибольшим током холостого хода (см. Табл. 1.1,  $\alpha_3=0,102$ ) получаем

$$X_{э,мин} = X_{мин} \cdot \frac{1 + 0,102 \cdot 0,5^2}{(1 + 0,102 \cdot 0)} = 1,025 \cdot X_{мин}.$$

Таким образом, при наличии фильтров номинальный ток УШРТ значительно уменьшается (примерно на 3%) по сравнению с УШРТ без фильтров.

Следует отметить, что наличие компенсационной обмотки с фильтрами между ОУ и СО позволяет обеспечить кратковременную форсировку мощности реактора, необходимую для глубокого ограничения внутренних перенапряжений (см. §2.2). Поскольку индуктивное сопротивление УШРТ при коротком замыкании КО меньше, чем при замыкании ОУ ( $\delta < 1$ ), кратковременное замыкание КО, например, вакуумным выключателем (ВВ на рис. 1.7) приведет к форсировке мощности УШРТ в  $1/\delta$  раз. При  $\delta=0,5$  форсированная мощность реактора вдвое превысит номинальную.

В соответствии с вышеизложенным сечение компенсационной обмотки (КО) должно быть выбрано с учетом протекания всех токов. При соединении КО в треугольник необходимо учесть ток третьей гармонической в треугольнике согласно табл.1.1

$$I_3 = 0,138I_{1.макс} \cdot k_{тр} ,$$

где  $k_{тр}$  - отношение витков СО и КО.

Ток промышленной частоты и пятой гармоники через фильтр пятой гармоники

$$I_5 = (0,03 + 0,05) \cdot I_{1.макс} \cdot k_{тр} .$$

Ток промышленной частоты и седьмой гармоники через фильтр седьмой гармоники

$$I_7 = (0,013 + 0,025) \cdot I_{1.макс} \cdot k_{тр} .$$

При этом суммарный ток через КО равен

$$I_{КО\Sigma} = 0,256I_{1.макс} \cdot k_{тр} .$$

С учетом несовпадения максимумов токов всех составляющих можно снизить номинальный ток КО, соединенной в треугольник, и принять

$$I_{КО.ном} = 0,2I_{1.макс} \cdot k_{тр} . \quad (1.85)$$

При разомкнутом треугольнике КО (при соединении ее звездой) необходимо учесть работу фильтра третьей гармонической и соответственно дополнительно ток промышленной частоты через фильтр третьей гармоники.

В итоге в этом случае суммарный ток КО равен

$$I_{КО\Sigma} = 0,358I_{1.макс} \cdot k_{тр} .$$

С учетом несовпадения максимумов токов всех составляющих можно снизить номинальный ток КО и принять

$$I_{КО.ном} = 0,3I_{1.макс} \cdot k_{тр} . \quad (1.86)$$

Соответственно сечение проводника КО равно

$$F_{м.КО} = \frac{I_{КО.ном}}{J_{КО.ном}} . \quad (1.87)$$

Объем меди КО равен

$$V_{м.КО} = \pi \cdot d_{КО.ср} \cdot N_{КО} \cdot F_{м.КО} , \quad (1.88)$$

где  $N_{КО} = N_1 / k_{mp}$ .

Этот объем меди необходимо добавить к суммарному объему меди управляемых реакторов. Например, для реактора с КО, соединенной в звезду, согласно (1.86), (1.87), (1.88)

$$\begin{aligned} V_{пр.КО} &= \pi \cdot d_{КО.ср} \cdot \frac{N_1}{k_{mp}} \cdot \frac{0,3 \cdot I_{1.макс} \cdot k_{mp}}{J_{КО.онн}} = \\ &= \pi \cdot d_{КО.ср} \cdot \frac{0,3 N_1 \cdot I_{1.макс}}{J_{КО.онн}}. \end{aligned} \quad (1.89)$$

#### 1.4. Потери мощности в реакторах

Потери мощности в реакторе являются важным технико-экономическим фактором. Они определяются потерями в проводах обмоток от протекающего по ним тока, добавочными потерями от вихревых токов, вызываемых магнитным потоком в обмотках, и потерями в магнитопроводе. Последние ( $\Delta P_{cm}$ ) могут быть оценены приближенно с учетом массы магнитопровода и удельных потерь в стали  $\Delta p_{cm}$  в зависимости от материала магнитопровода и магнитной индукции в нем

$$\Delta P_{cm} = \Delta p_{cm} \cdot G_{cm} . \quad (1.90)$$

При наличии магнитопровода броневое типа с магнитными шунтами, прикрывающими полностью (сверху и снизу) обмотки реактора, потерями в конструктивных элементах, включая стенки бака, можно пренебречь.

Потери в обмотках от протекающего по ним тока в номинальном режиме определяются формулой

$$\Delta P_{об} = N \cdot \pi \cdot d_{cp} \cdot \frac{\rho}{F_{np}} \cdot I_{об.ном}^2, \quad (1.91)$$

где  $N$  - число витков рассматриваемой обмотки,  $d_{cp}$  - ее средний диаметр,  $\rho$  - удельное сопротивление проводника,  $F_{np}$  - полное сечение проводов обмотки,  $I_{об.ном}$  - номинальный ток обмотки.

При этом в номинальном режиме потери в компенсационной обмотке пренебрежимо малы, поскольку при полностью открытых тиристорах высшие гармонические в токе отсутствуют, и при коротком замыкании обмотки управления ток промышленной частоты в компенсационной обмотке пренебрежимо мал (см. схему рис.1.11) при замкнутой накоротко обмотке управления (режим максимального тока) потери в К.О. учитывать не следует.

Как было показано ранее (§1.1 и 1.2), обмотки реактора пронизываются магнитным потоком, индуцируя добавочный ток в проводниках. Поскольку основная часть магнитного потока направлена вдоль обмотки, индуцируемые вихревые токи циркулируют в поперечном направлении. Поэтому для уменьшения вихревых токов целесообразно применять плоские провода толщиной 1-2,5 мм и высотой до 10 мм и более, так как высота провода не оказывает влияния на вихревые токи. При этом формула для вычисления добавочных потерь в проводах обмоток имеет вид [5]

$$K_{\delta} = 1 + 1,73 \cdot 10^{-12} \cdot \left( \frac{h \cdot m}{\ell} \right)^2 \cdot \left( \frac{f}{\rho} \right)^2 \cdot b^4 \cdot (n^2 - 0,2), \quad (1.92)$$

где  $f$  - промышленная частота,  $\rho$  - удельное сопротивление проводов,  $l$  - полная высота обмотки (по меди),  $m$  - число проводников в обмотке, параллельное магнитному потоку,  $n$  - число проводников в обмотке, перпендикулярное магнитному потоку,  $b$  - размер провода в направлении, перпендикулярном магнитному потоку,  $h$  - размер провода в направлении, параллельном магнитному потоку.

При  $n > 5$  с погрешностью менее 1% вторым членом в последнем множителе можно пренебречь, откуда получаем

$$K_{\delta} = 1 + 1,73 \cdot 10^{-12} \cdot \left( \frac{b \cdot h \cdot m \cdot n}{\ell} \right)^2 \cdot \left( \frac{f}{\rho} \right)^2 \cdot b^2. \quad (1.93)$$

В последней формуле произведение  $bh$  представляет собой сечение единичного провода  $F_{np,0} = bhK_{\phi}$ , где  $K_{\phi} < 1$  учитывает срезаемые углы провода; произведение  $mn$  представляет собой полное число проводников в сечении обмотки  $N_{np} = mn$ . Поэтому формула (1.93) может быть переписана в виде

$$K_{\delta} = 1 + 1,73 \cdot 10^{-12} \cdot \left( \frac{F_{np,0} \cdot N_{np}}{K_{\phi} \cdot \ell} \right)^2 \cdot \left( \frac{f}{\rho} \right)^2 \cdot b^2, \quad (1.94)$$

откуда следует, что добавочные потери пропорциональны квадрату суммарного сечения проводов обмотки, квадрату частоты и квадрату размера провода, перпендикулярного магнитному потоку, и обратно пропорциональны квадрату высоты обмотки.

Суммарное число проводников в сечении обмотки  $N_{np}$  равно произведению числа витков обмотки  $N$  и числа параллельных проводов в витке  $n$ . Последнее может быть определено как частное от деления полного сечения проводов в витке обмотки  $F_{np}$  на сечение единичного провода  $F_{np,0}$ :  $n = F_{np} / F_{np,0}$ . Следовательно

$$N_{np} = N \cdot \frac{F_{np}}{F_{np,0}}.$$

Подставляя это выражение в формулу (1.94), получаем

$$K_{\delta} = 1 + 1,73 \cdot 10^{-12} \cdot \left( \frac{F_{np} \cdot N \cdot b}{K_{\phi} \cdot \ell} \right)^2 \cdot \left( \frac{f}{\rho} \right)^2, \quad (1.95)$$

откуда следует, что добавочные потери возрастают пропорционально квадрату произведения числа витков, их сечения и размера провода  $b$ . С другой стороны, основные потери уменьшаются при увеличении сечения проводов. Поэтому для суждения о целесообразности увеличения или уменьшения сечения проводов фазы  $F_{np}$  необходимо проанализировать полные потери в обмотке

$$\Delta P = I^2 \cdot R \cdot K_{\partial} = I^2 \cdot \frac{\rho \cdot \ell_{np}}{F_{np}} \cdot K_{\partial}, \quad (1.96)$$

где  $\ell_{np}$  - длина провода в обмотке

$$\ell_{np} = \pi \cdot d_{cp} \cdot N, \quad (1.97)$$

$d_{cp}$  - средний диаметр обмотки.

Подставляя в формулу (1.96) выражения для  $K_{\partial}$  и  $\ell_{np}$  согласно (1.95) и (1.97), получаем

$$\Delta P = I^2 \cdot \pi \cdot \rho \cdot d_{cp} \cdot N \cdot \left[ \frac{1}{F_{np}} + 1,73 \cdot 10^{-12} \cdot F_{np} \cdot \left( \frac{N \cdot b}{K_{\phi} \cdot \ell} \right)^2 \cdot \left( \frac{f}{\rho} \right)^2 \right]. \quad (1.98)$$

Первый член в квадратных скобках уменьшается при увеличении  $F_{np}$ , а второй увеличивается. Следовательно можно найти сечение проводов, при котором потери в обмотках минимальны. Минимизация потерь в обмотках особенно актуальна для УШРТ, поскольку в номинальном режиме УШРТ весь магнитный поток вытесняется из основных стержней магнитопровода и сосредоточивается в межобмоточном зазоре и в обмотках (также как в режиме короткого замыкания трансформаторов). Исходя из опыта эксплуатации шунтирующих реакторов с фиксированными параметрами, где потери составляют около 0,2% от номинальной мощности реактора, энергосистемы требуют, чтобы потери мощности в УШРТ не превосходили 0,5% от их номинальной мощности. Такой результат можно получить только путем оптимизации сечения и конструкции проводов. Оптимальное сечение проводов можно определить аналитически, приравнявая нулю производную множителя в квадратных скобках в формуле (1.98) по сечению  $F_{np}$

$$\frac{\partial[\ ]}{\partial F_{np}} = -\frac{1}{F_{np}^2} + 1,73 \cdot 10^{-12} \cdot \left( \frac{N \cdot b}{K_{\phi} \cdot \ell} \right)^2 \cdot \left( \frac{f}{\rho} \right)^2 = 0,$$

откуда

$$F_{np,onn} = \frac{10^6}{\sqrt{1,73}} \cdot \frac{\rho}{f} \cdot \frac{K_\phi \cdot \ell}{N \cdot b} = 3,25 \cdot 10^{-4} \cdot \frac{K_\phi \cdot \ell}{N \cdot b}, \quad (1.99)$$

где подставлено  $f=50$  Гц,  $\rho=0,02135 \cdot 10^{-6}$  Ом·м.

Как видно, оптимальное сечение проводов, при котором потери в обмотке минимальны, не зависит от тока в обмотке, а определяется только тремя параметрами: высотой обмотки, числом витков в ней и размером единичного проводника  $b$ , перпендикулярным магнитному потоку. Например, при  $N=3000$ ,  $l=1,6$  м,  $b=0,0016$  м,  $K_\phi=0,95$ ,  $F_{np,onn}=103$  мм<sup>2</sup>.

Если  $F_{np} < F_{np,onn}$  увеличение  $F_{np}$  приводит к уменьшению потерь в обмотке за счет уменьшения основных потерь. Напротив, если  $F_{np} > F_{np,onn}$  увеличение  $F_{np}$  приводит к увеличению потерь в обмотке за счет увеличения добавочных потерь. При этом чем больше произведение  $Nb$ , тем меньше оптимальное сечение проводов. Подставляя оптимальное сечение проводов в формулу (1.98) для потерь в обмотке, получаем минимальные потери в обмотке

$$\begin{aligned} \Delta P &= \pi \cdot \rho \cdot d_{cp} \cdot N \cdot I^2 \cdot \left[ \sqrt{1,73} \cdot 10^{-6} \cdot \frac{f}{\rho} \cdot \frac{N \cdot b}{\ell \cdot K_\phi} + \sqrt{1,73} \cdot 10^{-6} \cdot \frac{f}{\rho} \cdot \frac{N \cdot b}{\ell \cdot K_\phi} \right] = \\ &= 2 \cdot \sqrt{1,73} \cdot 10^{-6} \cdot \pi \cdot f \cdot d_{cp} \cdot (N \cdot I)^2 \cdot \frac{b}{\ell \cdot K_\phi}. \end{aligned} \quad (1.100)$$

Как видно, минимальные потери не зависят от удельного сопротивления проводов, а следовательно, от материала проводов. При минимальных потерях основные и добавочные потери одинаковы. Минимальные потери пропорциональны квадрату произведения числа витков обмотки и тока в ней, ее среднему диаметру и обратно пропорциональны высоте обмотки. И, наконец, потери увеличиваются пропорционально размеру обмотки  $b$ , перпендикулярному магнитному потоку. Следовательно для уменьшения потерь в обмотках необходимо уменьшить размер  $b$  проводников.

Оптимальная плотность тока в обмотке согласно (1.99) равна

$$J_{onn} = \frac{I}{F_{np,onn}} = \sqrt{1,73} \cdot 10^{-6} \cdot \frac{f}{\rho} \cdot \frac{I \cdot N \cdot b}{\ell \cdot K_\phi} = 3,08 \cdot 10^3 \cdot \frac{N \cdot b}{\ell \cdot K_\phi} \cdot I. \quad (1.101)$$

Из последней формулы следует, что оптимальная плотность тока пропорциональна произведению  $NI$  и обратно пропорциональна высоте обмотки

1. Выражая сечение фазы  $F_{np}$  в формуле (1.99) через плотность тока и затем определяя плотность тока выражением

$$J = K \cdot J_{opt} ,$$

где  $K$  - произвольное число, получаем потери мощности в обмотке в виде

$$\begin{aligned} \Delta P &= \pi \cdot \rho \cdot d_{cp} \cdot N \cdot I^2 \cdot \left[ \frac{J}{I} + 1,73 \cdot 10^{-12} \cdot \frac{I}{J} \cdot \left( \frac{N \cdot b}{\ell \cdot K_{\phi}} \right)^2 \cdot \left( \frac{f}{\rho} \right)^2 \right] = \\ &= \pi \cdot \rho \cdot d_{cp} \cdot N \cdot I^2 \cdot \left[ \sqrt{1,73} \cdot 10^{-6} \cdot K \cdot \frac{f}{\rho} \cdot \frac{N \cdot b}{\ell \cdot K_{\phi}} + \sqrt{1,73} \cdot 10^{-6} \cdot \frac{1}{K} \cdot \frac{f}{\rho} \cdot \frac{N \cdot b}{\ell \cdot K_{\phi}} \right] = \\ &= \sqrt{1,73} \cdot 10^{-6} \cdot \pi \cdot d_{cp} \cdot f \cdot (N \cdot I)^2 \cdot \frac{b}{\ell \cdot K_{\phi}} \cdot \left( K + \frac{1}{K} \right). \end{aligned} \quad (1.102)$$

Относя потери в обмотке при произвольной плотности тока  $J$  согласно (1.102) к потерям при оптимальной плотности тока  $J_{opt}$  согласно (1.100), получаем

$$\frac{\Delta P(J)}{\Delta P(J_{opt})} = \frac{1}{2} \cdot \left( K + \frac{1}{K} \right). \quad (1.103)$$

Последнее соотношение позволяет проанализировать характер изменения потерь мощности в обмотке при заданном токе и при изменении плотности тока вблизи оптимального значения. Результаты расчетов по формуле (1.103) приведены в табл.1.2. При этом приведено не только значение  $K$  и потерь, отнесенных к минимальным, но и величины их приращений, отнесенные к минимальному значению каждого интервала  $\Delta K/K_1 = (K_2 - K_1)/K_1$ .

Как видно из табл.1.2, при значительном увеличении плотности тока вблизи оптимальной потери изменяются очень мало. Только после  $1,5J_{opt}$  увеличение плотности тока приводит к заметному изменению потерь. И, напротив, уменьшение плотности тока до  $1,5J_{opt}$  приводит к значительному уменьшению потерь в обмотке. Поэтому снижать плотность тока ниже  $1,5J_{opt}$  нецелесообразно: увеличение расхода меди не приводит к заметному снижению потерь в обмотке из-за добавочных потерь.

Таблица 1.2

$K$	1,10	1,25	1,50	1,75	2,00	2,50	3,00	4,00
$\frac{\Delta K}{K_1}$	-	0,13	0,2	0,17	0,14	0,25	0,20	0,33
$\frac{\Delta P(K \cdot J_{онм})}{\Delta P(J_{онм})}$	1,005	1,025	1,083	1,16	1,25	1,45	1,66	2,125
$\frac{\Delta P(K_2 \cdot J_{онм}) - \Delta P \cdot K_1 \cdot J_{онм}}{\Delta P \cdot K_1 \cdot J_{онм}}$	-	0,02	0,056	0,07	0,08	0,16	0,14	0,28
$\frac{\Delta P(K \cdot J_{онм}) - \Delta P \cdot K_1 \cdot J_{онм}}{\Delta P \cdot K_1 \cdot J_{онм} \cdot \frac{\Delta K}{K_1}}$	-	0,15	0,28	0,42	0,57	0,64	0,70	0,85

Следовательно, минимальная плотность тока, ограничивающая снизу область целесообразных значений плотности тока в трансформаторах и управляемых реакторах, равна ( $K=1,5$ )

$$J_{мин} = 1,5 \cdot \sqrt{1,73} \cdot 10^{-6} \cdot \frac{f}{\rho} \cdot \frac{I \cdot N \cdot b}{\ell \cdot K_{\phi}} = 4,62 \cdot 10^3 \cdot \frac{I \cdot N \cdot b}{\ell \cdot K_{\phi}}. \quad (1.104)$$

Например, при  $N=3000$ ,  $I=68,7$  А,  $l=1,6$  м,  $b=0,0016$  м,  $K_{\phi}=0,95$ ,  $J_{мин}=1,0 \cdot 10^6$  А/м<sup>2</sup> = 1,0 А/мм<sup>2</sup>.

Подставляя в формулу (1.102) выражение для числа витков в обмотках управляемых реакторов из (1.42)

$$N_1 = \sqrt{\frac{U_{\phi} \cdot \ell_0}{2\pi \cdot \mu_0 \cdot f \cdot I_{макс} \cdot F_{эф.мин}}}, \quad (1.105)$$

где  $U_{\phi}$  - действующее значение номинального фазного напряжения обмотки,  $F_{эф.мин}$  - эффективное сечение магнитного потока вне основного стержня магнитопровода, сцепляющегося со всеми витками обмотки, получаем

$$\begin{aligned} \Delta P &= \frac{\sqrt{1,73} \cdot 10^{-6}}{2\pi \cdot \mu_0 \cdot K_{\phi}} \cdot \frac{d_{cp}}{d_{12}} \cdot \frac{\ell_0}{\ell} \cdot \frac{b}{a_{12} + \frac{1}{3} \cdot (a_1 + a_2)} \cdot \left(K + \frac{1}{K}\right) \cdot I \cdot U_{\phi} = \\ &= 0,21 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{Q}{\mu_0} \cdot \frac{d_{cp}}{d_{12}} \cdot \frac{\ell_0}{\ell} \cdot \frac{b}{a_{12} + \frac{1}{3} \cdot (a_1 + a_2)} \cdot \left(K + \frac{1}{K}\right) \cdot \frac{1}{K_{\phi}}. \end{aligned} \quad (1.106)$$

Относительное значение потерь (по отношению к мощности обмотки  $Q$ ) с учетом соотношений  $d_{cp,1}=d_{12}+a_{12}+a_1$ ;  $d_{cp,2}=d_{12}-a_{12}-a_2$  равно:

для сетевой обмотки (СО)

$$\frac{\Delta P_1}{Q_1} = \frac{0,21 \cdot 10^{-6}}{\mu_0 \cdot K_\phi} \cdot \left(1 + \frac{a_{12} + a_1}{d_{12}}\right) \cdot \frac{\ell_0}{\ell} \cdot \frac{b_1 \cdot \left(K + \frac{1}{K}\right)}{a_{12} + \frac{1}{3} \cdot (a_1 + a_2)} \quad (1.107)$$

и для обмотки управления (ОУ)

$$\frac{\Delta P_2}{Q_2} = \frac{0,21 \cdot 10^{-6}}{\mu_0 \cdot K_\phi} \cdot \left(1 - \frac{a_{12} + a_2}{d_{12}}\right) \cdot \frac{\ell_0}{\ell} \cdot \frac{b_2 \cdot \left(K + \frac{1}{K}\right)}{a_{12} + \frac{1}{3} \cdot (a_1 + a_2)} \quad (1.108)$$

Толщина сетевой обмотки (ее радиальный размер) определяется соотношением (1.8).

Подставляя в это соотношение сечение обмотки с учетом (1.99), получаем

$$a_1 = 3,25 \cdot 10^{-4} \cdot \frac{K_\phi}{K \cdot b_1 \cdot K_{3.1}} \quad (1.109)$$

Аналогично получаем толщину обмотки управления

$$a_2 = 3,25 \cdot 10^{-4} \cdot \frac{K_\phi}{K \cdot b_2 \cdot K_{3.2}} \quad (1.110)$$

Как видно, толщина обмоток зависит только от толщины провода  $b$ , коэффициента заполнения объема обмотки проводниковым материалом и принятой кратности плотности тока по отношению к оптимальной  $K$ .

С учетом (1.109), (1.110) получаем относительные величины потерь в обмотках

$$\begin{aligned} \frac{\Delta P_1}{Q_1} &= \frac{0,21 \cdot 10^{-6}}{4\pi \cdot 10^{-7} \cdot K_\phi} \cdot \frac{\ell_0}{\ell} \left(1 + \frac{a_{12}}{d_{12}} + 3,25 \cdot 10^{-4} \frac{K_\phi}{K \cdot b_1 \cdot K_{3.1} \cdot d_{12}}\right) \times \\ &\times \frac{b_1 \cdot \left(K + \frac{1}{K}\right)}{a_{12} + 1,08 \cdot 10^{-4} \cdot \frac{K_\phi}{K} \cdot \left(\frac{1}{b_1 \cdot K_{3.1}} + \frac{1}{b_2 \cdot K_{3.2}}\right)}. \end{aligned} \quad (1.111)$$

$$\frac{\Delta P_2}{Q_2} = 0,167 \cdot \frac{\ell_0}{\ell \cdot K_\phi} \cdot \left( 1 - \frac{a_{12}}{d_{12}} - 3,25 \cdot 10^{-4} \cdot \frac{K_\phi}{K \cdot b_2 \cdot K_{3,2} \cdot d_{12}} \right) \times \\ \times \frac{b_2 \cdot \left( K + \frac{1}{K} \right)}{a_{12} + 1,08 \cdot 10^{-4} \cdot \frac{K_\phi}{K} \cdot \left( \frac{1}{b_1 \cdot K_{3,1}} + \frac{1}{b_2 \cdot K_{3,2}} \right)}. \quad (1.112)$$

При одинаковых толщинах единичных проводов  $b_1=b_2=b$  относительные суммарные потери в обмотках

$$\frac{\Delta P_{об}}{Q} = 0,176 \cdot \frac{b \cdot \ell_0}{a_{12} \cdot \ell \cdot K_\phi} \cdot \left[ 2 + 3,25 \cdot 10^{-4} \cdot \frac{K_\phi}{K \cdot b \cdot d_{12}} \cdot \left( \frac{1}{K_{3,1}} - \frac{1}{K_{3,2}} \right) \right] \times \\ \times \frac{\left( K + \frac{1}{K} \right)}{1 + 1,08 \cdot 10^{-4} \cdot \frac{K_\phi}{K \cdot b \cdot a_{12}} \cdot \left( \frac{1}{K_{3,1}} + \frac{1}{K_{3,2}} \right)}. \quad (1.113)$$

При  $K_\phi=0,95$ ;  $K=1,5$  получаем

$$\frac{\Delta P_{об}}{Q} = 0,176 \cdot \frac{b \cdot \ell_0}{a_{12} \cdot \ell} \cdot \left[ 2 + 2,06 \cdot 10^{-4} \cdot \frac{1}{b \cdot d_{12}} \cdot \left( \frac{1}{K_{3,1}} - \frac{1}{K_{3,2}} \right) \right] \times \\ \times \frac{2,17}{1 + 0,684 \cdot 10^{-4} \cdot \frac{1}{b \cdot a_{12}} \cdot \left( \frac{1}{K_{3,1}} + \frac{1}{K_{3,2}} \right)} = 0,763 \cdot \frac{b \cdot \ell_0}{a_{12} \cdot \ell} \times \\ \times \left[ 1 + 1,03 \cdot 10^{-4} \cdot \frac{1}{b \cdot d_{12}} \cdot \left( \frac{1}{K_{3,1}} - \frac{1}{K_{3,2}} \right) \right] \cdot \frac{1}{1 + 0,684 \cdot 10^{-4} \cdot \frac{1}{b \cdot a_{12}} \cdot \left( \frac{1}{K_{3,1}} + \frac{1}{K_{3,2}} \right)}. \quad (1.114)$$

Как видно из (1.113), (1.114), относительная величина суммарных потерь мощности определяется в основном толщиной единичного проводника  $b$ , кратностью плотности тока по отношению к оптимальной  $K$ , размером зазора между обмотками  $a_{12}$  и его средним диаметром  $d_{12}$ , относительной величиной высоты обмотки  $l/l_0$  и коэффициентами заполнения обмоток.

Для уменьшения потерь необходимо уменьшать  $b$ , увеличивать  $a_{12}$ , увеличивать заполнение обмоток. Например, при  $b=1,6$  мм,  $a_{12}=0,3$  м;  $l/l=1,2$ ;  $d_{12}=1,3$  м;  $K_{3,1}=K_{3,2}=0,6$  относительные потери  $\Delta P_{об}/Q=0,00269$ . Увеличение

зазора до 0,4 м позволяет снизить потери до 0,00221  $Q$ , т.е. практически до уровня, достигнутого для фиксированных реакторов.

С учетом того обстоятельства, что номинальный режим работы УШРТ соответствует режиму холостого хода линии, крайне редкому, следует констатировать, что потери в УШРТ значительно меньше, чем в фиксированном реакторе, что иллюстрируется табл.1.3.

Таблица 1.3

$P / P_n$	0	0,2	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0
$I_p / I_{p,ном}$	1	0,94	0,84	0,75	0,64	0,51	0,36	0,19	0,01
$\Delta P / \Delta P_{ном}$	1	0,88	0,71	0,56	0,41	0,26	0,13	0,036	0,00
$(\Delta P / Q), \%$	0,269	0,240	0,19	0,16	0,11	0,070	0,035	0,010	0,00
	0,221	0,195	0,157	0,124	0,091	0,057	0,029	0,008	0,00

В первой строке таблицы приведены значения передаваемой по линии мощности, отнесенной к натуральной мощности линии. Во второй строке - соответствующие относительные значения тока УШРТ (по отношению к его номинальному току). В третьей строке - относительные значения потерь мощности (отнесенные к потерям при его номинальной мощности). В четвертой и пятой строках - потери мощности в реакторе, отнесенные к его номинальной мощности при  $\alpha_{12}=0,3$  м и  $\alpha_{12}=0,4$  м соответственно, выраженные в процентах.

Следует отметить, что в формулах и табл.1.3 приведены только потери в обмотках. Потери в стали зависят от ее объема и качества, а также от конструкции реактора. При этом следует иметь в виду, что в номинальном режиме работы УШРТ магнитный поток в стержнях магнитопровода отсутствует и соответственно потери мощности в них равны нулю.

Следует напомнить, что во всех последних формулах во множителе в круглых скобках первый член ( $K$ ) определяет основные потери, а второй ( $1/K$ ) добавочные потери. Этот множитель позволяет легко ориентироваться в выборе кратности плотности тока по отношению к оптимальной.

### 1.5. Управляемые реакторы со стержнем внутри обмотки

Увеличить отношение индуктивностей реактора при разомкнутой и замкнутой обмотке управления можно при наличии сердечника из электро-технической стали внутри обмотки управления (см.рис.1.12). В этом случае при замкнутой обмотке управления все расчетные соотношения, приведенные в §1.2, сохраняют силу. Однако, при разомкнутой обмотке ситуация существенно изменяется. Дело в том, что при наличии замкнутого магнитопровода, охватываемого сетевой обмоткой, сопротивление магнитному потоку в магнитопроводе резко снижается по сравнению со случаем отсутствия сердечника

$$R_{\mu} = \frac{\ell_{cm}}{\mu \cdot F_{cm}}, \quad (1.115)$$

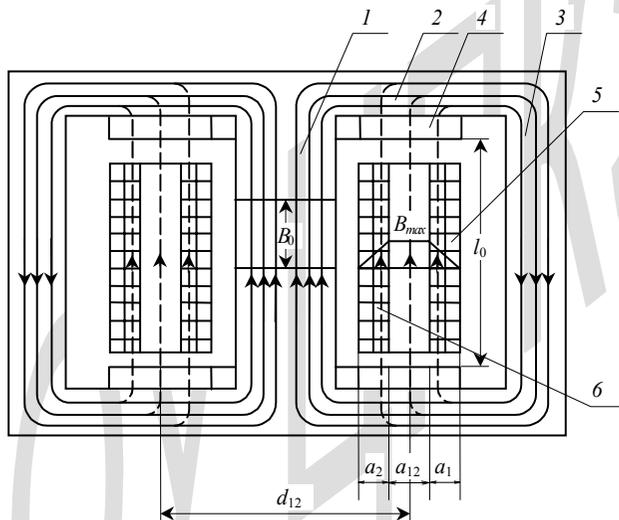


Рис. 1.12. Упрощенная схема расположения обмоток и магнитопровода УШРТ пофазного исполнения и пути замыкания магнитного потока при минимальном токе (сплошные линии) и при максимальном токе (штриховые линии): 1 – стержень, 2 – ярмо, 3 – боковое ярмо, 4 – магнитный шунт, 5 – сетевая обмотка, 6 – обмотка управления

где  $\ell_{cm}$  - длина пути магнитного потока в стали,  $\mu$  - магнитная проницаемость стали,  $F_{cm}$  - сечение стального сердечника.

Поскольку магнитная проницаемость стали в тысячи раз превышает магнитную постоянную вакуума, магнитное сопротивление магнитному по-

току в сердечнике настолько мало, что поток вне сердечника пренебрежимо мал по сравнению с потоком в сердечнике.

В этом случае практически весь магнитный поток охватывается всеми витками сетевой обмотки и вычисление индуктивного сопротивления реактора существенно облегчается.

Напишем уравнения для напряжения на сетевой обмотке реактора и магнитодвижущей силы, создаваемой током в обмотке

$$U_{\phi} = \frac{2\pi}{\sqrt{2}} \cdot f \cdot N_1 \cdot \Phi_o = \frac{2\pi}{\sqrt{2}} \cdot f \cdot N_1 \cdot B_o \cdot F_{cm}, \quad (1.116)$$

$$N_1 \cdot I_{1.мин} = \frac{\Phi_o}{\sqrt{2}} \cdot R_{\mu} = \frac{B_o \cdot F_{cm}}{\sqrt{2}} \cdot \frac{\ell_{cm}}{\mu \cdot F_{cm}} = \frac{B_o \cdot \ell_{cm}}{\sqrt{2} \cdot \mu}, \quad (1.117)$$

где  $\Phi_o$  - поток в магнитопроводе при разомкнутой обмотке управления,  $B_o$  - индукция в магнитопроводе,  $F_{cm}$  - сечение стержня,  $I_{1.мин}$  - минимальный ток реактора при разомкнутой ОУ.

Индуктивное сопротивление реактора в этом режиме максимально и равно

$$X_{макс} = \frac{U_{\phi}}{I_{1.мин}} = \frac{2\pi \cdot f \cdot \mu \cdot N_1^2 \cdot F_{cm}}{\ell_{cm}}. \quad (1.118)$$

Отношение максимальных индуктивных сопротивлений управляемых реакторов при наличии и отсутствии сердечника согласно (1.6), (1.118) равно

$$\frac{X_{макс}}{\omega \cdot L} = \frac{\mu}{\mu_o} \cdot \frac{4F_{cm}}{\pi \cdot d_1^2} \cdot \frac{\ell_o}{\ell_{cm}} \cdot \frac{1}{1 + \frac{4}{3} \cdot \frac{a_1}{d_1} \cdot \left(1 + \frac{a_1}{2d_1}\right)} = \frac{\mu}{\mu_o} \cdot \frac{F_{cm}}{F_{эф}} \cdot \frac{\ell_o}{\ell_{cm}}. \quad (1.119)$$

Как правило, сечение стали  $F_{cm}$  значительно меньше эффективного сечения магнитного потока  $F_{эф}$  реактора той же мощности без сердечника (примерно в 5 - 10 раз). Длина пути магнитного потока в стали  $\ell_{cm}$  примерно в 3 раза больше, чем между ярмами  $\ell_o$  при отсутствии сердечника ( $\ell_o/\ell_{cm} \approx 1/3$ ). Принимая  $\mu=3000\mu_o$ , получаем

$$\frac{X_{макс}}{\omega \cdot L} \approx 3000 \cdot \frac{1}{3} \cdot \frac{1}{5} = 200.$$

Таким образом, максимальное сопротивление реактора с сердечником примерно в 200 раз больше, чем без сердечника. Соответственно минимальный

ток реактора с сердечником примерно в 200 раз меньше, чем без сердечника при том же максимальном токе (при замкнутой обмотке управления). Поэтому если без сердечника ток реактора можно изменять в пределах 2-4 раз, то при наличии сердечника ток реактора можно изменять в 200 раз и более. При этом следует специально отметить, что сердечник не оказывает никакого влияния на режим работы реактора при максимальном токе, но позволяет понизить минимальный ток при разомкнутой обмотке управления. Точно также стальной сердечник неуправляемых реакторов обычно используется для понижения их мощности, которая была бы при том же числе витков и тех же размерах обмотки без сердечника. Однако, поскольку при сплошном сердечнике мощность реактора понизилась бы в 200 и более раз, сердечник выполняют с зазорами, то есть не сплошной. Устройство этих зазоров связано со многими дополнительными трудностями. Основной из них является повышенная вибрация реактора. Правильнее было бы отказаться от стержней внутри обмоток неуправляемых реакторов и выпускать их в виде, изображенном на рис.1.1. При этом значительно уменьшается расход стали.

Согласно формуле (1.116) магнитный поток в режиме холостого хода реактора

$$\Phi_0 = \frac{\sqrt{2} \cdot U_{\phi}}{2\pi \cdot f \cdot N_1} \quad (1.120)$$

Соответственно эффективное сечение стержня (находящегося внутри обмоток) должно быть равно

$$F_{ст} = \frac{\Phi_0}{B_0} = \frac{\sqrt{2} \cdot U_{\phi}}{2\pi \cdot f \cdot N_1 \cdot B_0} \quad (1.121)$$

где  $B_0$  - допустимой значение индукции в сердечнике.

Магнитный поток при замкнутой обмотке управления  $\Phi$  вытесняется из стержня в межобмоточное пространство и определяется формулой (1.48).

Отношение величин магнитных потоков  $\Phi_{\max}$  и  $\Phi_0$  согласно (1.48) и (1.120) равно

$$\begin{aligned} \frac{\Phi_{\max}}{\Phi_0} &= K_{\phi} = \frac{\mu_0 N_1^2 \cdot I_{НОМ} F_{ЭК.МИН} 2\pi \cdot f}{l_0 \cdot U_{\phi}} = \frac{\mu_0 \cdot N_1^2 \omega \cdot F_{ЭК.МИН}}{l_0 X_{НОМ}} = \\ &= \frac{\mu_0 \cdot N_1^2 \cdot F_{ЭК.МИН}}{l_0 \cdot L_{МИН}} = \frac{F_{ЭК.МИН}}{F_{\Phi.МИН}} \end{aligned}$$

$$= \frac{d_{12} \left( a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2} \right) + \frac{1}{2} (a_1 - a_2) \left( a_{12} + \frac{2(a_1 + a_2)}{3} \right)}{d_{12} \left( a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{3} \right) + \frac{1}{3} (a_1 - a_2) \left( a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2} \right)}, \quad (1.122)$$

где  $L_{\min}$  подставлено согласно (1.32), а  $F_{\text{эк.мин}}$  и  $F_{\text{эф.мин}}$  подставлены согласно (1.32а) и (1.48а).

Согласно (1.122) магнитный поток  $\Phi_{\text{макс}}$  при замкнутой обмотке управления значительно увеличивается по сравнению с  $\Phi_0$ . Поэтому сечение ярем, по которым замыкается полный поток реактора  $\Phi_{\text{макс}}$  должно быть увеличено по сравнению с сечением стержня. Соответственно эффективное сечение ярма, сшитованного со стержнем, при пофазном исполнении реактора с магнитопроводом броневого типа должно быть равно (рис. 1.12)

$$F_{\text{я}} = \frac{\Phi_{\text{макс}}}{2B_0} = \frac{K_{\Phi} \Phi_0}{2B_0} = \frac{K_{\Phi} U_{\Phi}}{\sqrt{2} \cdot 2\pi \cdot f \cdot N_1 B_0}. \quad (1.123)$$

Таким же должно быть и сечение боковых ярем, сшитованных с основными ярями.

При трехфазном исполнении реактора (рис. 1.13) сечение ярма, сшитованного со стержнем должно быть равно

$$F_{\text{я}} = 0,57 \frac{K_{\Phi} \Phi_0}{B_0} = \frac{0,806 \cdot K_{\Phi} U_{\Phi}}{2\pi \cdot f \cdot N_1 \cdot B_0} \quad (1.124)$$

и сечение боковых ярем, сшитованных с основными ярями

$$F_{\text{я}} = 0,43 \frac{K_{\Phi} \Phi_0}{B_0} = \frac{0,608 K_{\Phi} U_{\Phi}}{2\pi \cdot f \cdot N_1 \cdot B_0}. \quad (1.124а)$$

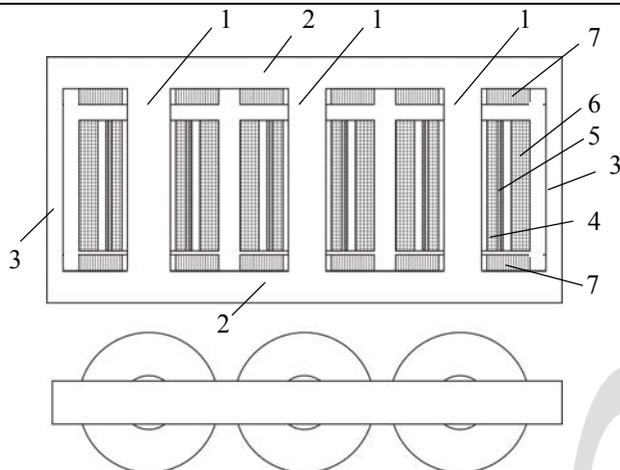


Рис.1.13. Конструктивная схема трехфазного управляемого шунтирующего реактора: 1 – стержни магнитопровода, 2 – ярма, 3 – боковые ярма, 4 – обмотка управления, 5 – компенсационная обмотка, 6 – сетевая обмотка, 7 – магнитные шунты

Диаметр окружности, описанной вокруг основного стержня, определяется соотношением

$$F_{cm} = \frac{\pi \cdot d_{cm}^2}{4} \cdot K_3, \quad (1.125)$$

где коэффициент заполнения площади круга  $K_3$  определяется изоляционными зазорами между листами стали ( $K_{3,1} \approx 0,95-0,97$ ) и неполным заполнением площади круга из-за принятой технологии сборки магнитопровода из нескольких пакетов разной ширины, но с одинаковой шириной всех листов одного пакета ( $K_{3,2} \approx 0,85-0,93$ ) [5, 8]. Тогда диаметр описанной окружности стержня

$$d_{cm} = 2 \sqrt{\frac{F_{cm}}{\pi \cdot K_3}} = 0,535 \cdot \sqrt{\frac{U_{\phi}}{f \cdot N_1 \cdot B_o \cdot k_3}}. \quad (1.126)$$

При этом толщина стержня  $d_{cm}$  несколько меньше и определяется расстоянием между наружными поверхностями крайних пакетов [5, 8].

При рассматриваемой конструкции ярма целесообразно выполнять его прямоугольным с высотой, равной

$$h_{я} = \frac{F_{я}}{a_{см} \cdot K_{3.1}}, \quad (1.127)$$

как и боковые ярма.

В режиме минимального тока реактора (при разомкнутой ОУ реактора) практически весь магнитный поток сосредоточен в магнитопроводе. Напротив, в режиме максимального тока магнитный поток в стержне (в стержнях при трехфазном исполнении) очень мал и определяется только обратным потоком, уравнивающим потокоцепление обмотки управления [6]. Основная часть магнитного потока сосредоточена в межобмоточном пространстве и в обмотках, также как и в случае управляемого реактора без стержня внутри обмотки (см. 1.2). Поэтому все соотношения, приведенные в 1.2 для режима короткого замыкания ОУ сохраняют силу и при наличии сердечника магнитопровода внутри обмоток. Аналогично определяется число витков из уравнения (1.32) с той лишь разницей, что диаметр  $d_{12}$  не может быть определен независимо от  $N_1$ . Действительно, диаметр стержня определяется формулой (1.126), и при этом средний диаметр зазора между СО и ОУ

$$d_{12} = d_{см} + 2\Delta_{из} + 2a_2 + a_{12},$$

где  $\Delta_{из}$  - толщина изоляции между ОУ и стержнем магнитопровода.

По выходе из области расположения обмоток часть магнитного потока попадает в ярмо в соответствии с площадью прикрываемого им пространства над обмотками. Эта часть потока, входящая в ярмо, равна (см.рис.1.14 и формулу (1.48))

$$\begin{aligned} \Phi_{пр} &= \Phi_{\max} \cdot \frac{2a_{см} \cdot \left( a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2} \right)}{\pi \cdot d_{12} \cdot \left( a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2} \right)} = \Phi_{\max} \cdot \frac{2a_{см}}{\pi \cdot d_{12}} = \\ &= \sqrt{2}\mu \cdot \frac{N_1 \cdot I_{1.\max}}{\ell_o} \cdot 2a_{см} \cdot \left( a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2} \right), \end{aligned} \quad (1.128)$$

где  $2a_{см} \cdot \left( a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2} \right)$  - часть эквивалентного сечения потока, прикрываемая ярмом.

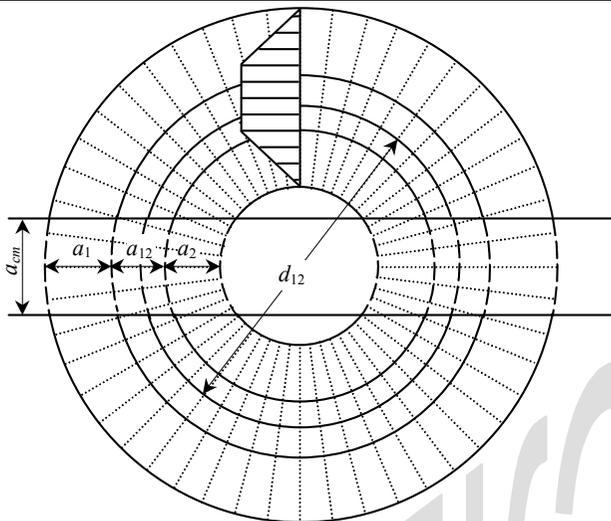


Рис.1.14. Распределение магнитного потока в пространстве по выходе из области расположения обмоток

Эта часть потока значительно меньше, чем поток  $\Phi_0$  в режиме минимального тока, определяемый формулой (1.120).

Остальная часть магнитного потока

$$\Phi_{кр} = \Phi_{\max} \cdot \left(1 - \frac{2a_{cm}}{\pi \cdot d_{12}}\right) = \sqrt{2}\mu \cdot \frac{N_1 \cdot I_{1.\max}}{\ell_o} \cdot \pi \cdot d_{12} \times \left(a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2}\right) \cdot \left(1 - \frac{2a_{cm}}{\pi \cdot d_{12}}\right) \quad (1.129)$$

направляется в конструктивные элементы реактора: стяжные балки ярем, крышка и стенки бака и др., индуцируя токи в них и соответственно дополнительные потери мощности, которые могут быть сравнимы с потерями мощности в обмотках реактора. Для предотвращения этих потерь необходимо собрать этот поток и направить в магнитопровод.

Уловить поток, выходящий из межобмоточного пространства и из обмоток можно с помощью магнитных кольцевых шунтов, прикрывающих сверху и снизу все поперечное сечение магнитного потока (см.рис.1.15), применяемых Запорожским трансформаторным заводом для уменьшения добавочных потерь в мощных трансформаторах. В этом случае магнитный поток, попадая в кольцевой шунт, направляется к ярму вдоль кольцевого шунта по четырем различ-

ным направлениям. Для облегчения перехода магнитного потока из кольцевых шунтов в ярма кольцевые шунты должны быть плотно прижаты к ярмам. Однако, во избежание создания короткозамкнутых контуров в ярмах и кольцевых шунтах для тока индукции необходимо обеспечить изоляцию между ярмами и шунтами (примерно 3 мм твердой изоляции: стеклоткань, пропитанная эпоксидной смолой).

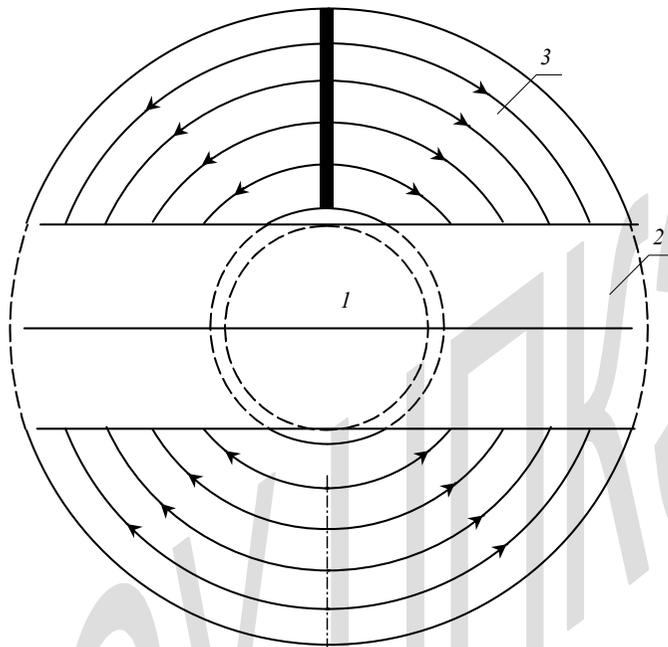


Рис. 1.15. Пути магнитного потока в кольцевом шунте к ярму:

1 - стержень, 2 - ярмо, 3 - кольцевой шунт

В соответствии с изложенным поперечное сечение кольцевых шунтов определяется полным потоком за вычетом части потока, непосредственно входящей в ярма, что соответствует потоку  $\Phi_{кр}$  согласно формуле (1.129), поделенному на четыре части

$$F_{к.ш} = \frac{1}{4} \cdot \frac{\Phi_{кр}}{B_o} = \frac{\sqrt{2}}{4} \cdot \frac{\mu_o}{B_o} \cdot \frac{N_1 \cdot I_{ном}}{\ell_o} \cdot \pi \cdot d_{12} \cdot \left( a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2} \right) \cdot \left( 1 - \frac{2a_{cm}}{\pi \cdot d_{12}} \right). \quad (1.130)$$

Наружный и внутренний диаметры шунта определяются соответственно наружным диаметром сетевой обмотки и внутренним диаметром обмотки управления. Поэтому ширина шунта равна

$$a_{к.ш.} = \frac{1}{2} \cdot (d_{1,н} - d_{2,вн}) = a_{12} + a_1 + a_2 . \quad (1.131)$$

И высота шунта с учетом неравномерности распределения магнитного потока по ширине шунта

$$h_{к.ш.} = \frac{F_{к.ш.}}{\left(a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2}\right) \cdot K_{3,1}} = \frac{\sqrt{2} \cdot \mu_0 \cdot N_1 \cdot I_{1,ном}}{4 \cdot B_o \cdot \ell_o \cdot K_{3,1}} \cdot \pi \cdot d_{12} \cdot \left(1 - \frac{2a_{см}}{\pi \cdot d_{12}}\right) . \quad (1.132)$$

Следует заметить, что кольцевой шунт в режиме минимального тока реактора полностью охватывает магнитный поток  $\Phi_0$ , сосредоточенный в стержне магнитопровода. Этот поток индуцирует э.д.с. в витках кольца и при большой толщине кольца (при большом числе витков кольца) может индуцироваться очень высокое напряжение, вполне достаточное для пробоя промежутка в масле между крайними витками кольца. Для исключения такой возможности в кольцевом шунте должен быть сделан поперечный разрез от внутреннего диаметра до внешнего. Тогда напряжения, индуцируемые в каждом витке шунта, не будут суммироваться. Чтобы кольцо не распрямилось при разрезании, его надо предварительно отжечь, пропитать клеевым составом и запечь при высокой температуре.

Особое внимание должно быть обращено на технологию резки шунта, поскольку есть опасность сильного разогрева разрезаемых листов стали и их сплавления с образованием сплошного оплавленного слоя на поверхностях разреза. При этом создается замкнутый контур для тока по слоям кольца (см.рис.1.16). В режиме максимального тока реактора, когда весь поток вытесняется из стержня этот контур пронизывается полным потоком, что вызывает появление тока в контуре. Этот ток вызывает дополнительные потери мощности, а также индуцирует поток вдоль оси кольца, выходящий наверх за пределы шунта и вызывающий добавочные потери в конструктивных элементах реактора (стяжные балки ярем, крышка и стенки бака и т.п.).

Для исключения этого явления резка шунта должна производиться абразивным диском (не металлическим) на небольшой скорости, чтобы исключить оплавление стали на поверхности разреза. При этом частички раскрошенной стали попадают между соседними слоями кольца, образуя проводящие мостики между ними. Удаление этих частичек производится путем химической обработки поверхности (травлением соляной кислотой), вызывающей коррозию этих частичек, после чего они легко удаляются. После такой очистки поверх-

ности ее следует тщательно промыть водой, высушить, протереть спиртом и покрыть слоем эпоксидной смолы для исключения возможности механического смыкания соседних слоев в процессе монтажа кольцевого шунта.

Установка кольцевых шунтов исключает возможность проникновения магнитного поля за толщину шунта и, соответственно, резко уменьшает добавочные потери в конструктивных элементах реактора.

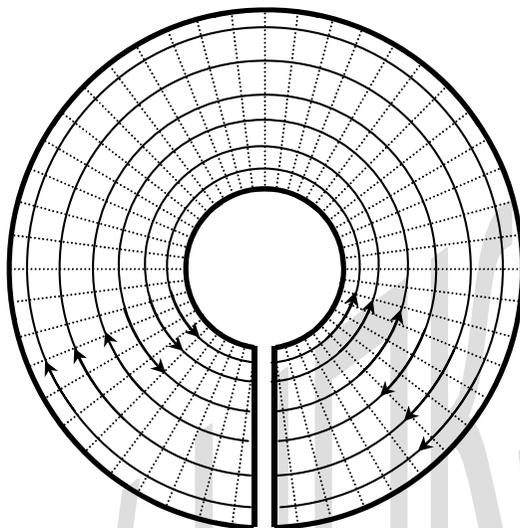
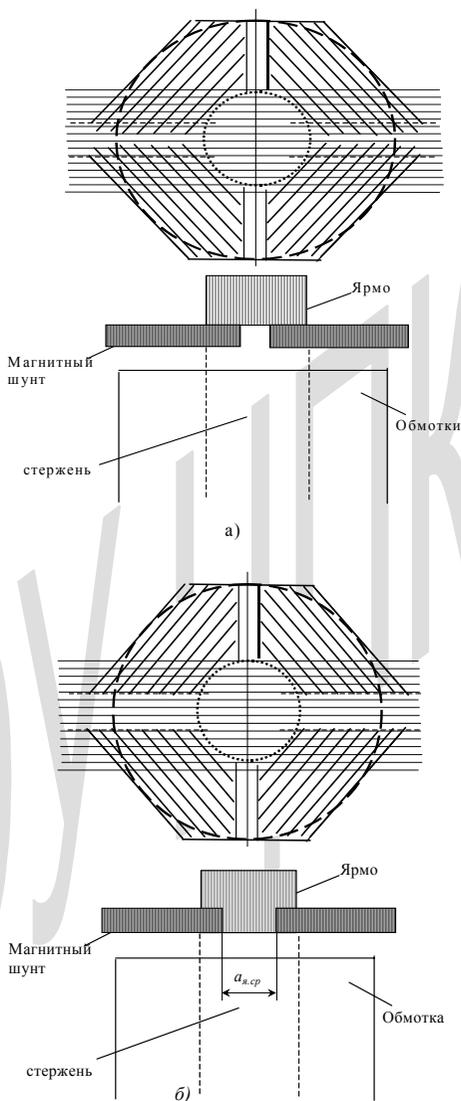


Рис.1.16. Контуры токов при сплавленных концах листов стали в процессе резки

Это очень важно, так как полный магнитный поток вне магнитопровода в режиме максимального тока может вызвать очень большие добавочные потери мощности.

Технологические сложности изготовления кольцевых шунтов могут быть полностью устранены при их замене секторными шунтами. Дело в том, что собираемый шунтами магнитный поток распространяется по четырем направлениям без какой-либо связи между этими четырьмя частями потока. Поэтому целесообразно каждую из соответствующих четырех частей магнитного шунта изготавливать из отдельных плоских пакетов листовой стали (см.рис. 1.17) При этом чрезвычайно упрощается технология изготовления магнитных шунтов: плоские пакеты листовой стали заливаются эпоксидным компаундом горячего отверждения и пристыковываются к ярам (рис.1.17, а). Высота магнитопровода может быть уменьшена на толщину шунтов, если

ярма во внутренней их части изготавливаются ступенчатой формы (рис.1.17, б, в), как это обычно принято в трансформаторостроении. В этом случае магнитные шунты разделяются на две или четыре отдельные части, пристыковываемые к ярмам с двух сторон. При этом просветы между двумя секторами магнитопровода с каждой из сторон от ярма



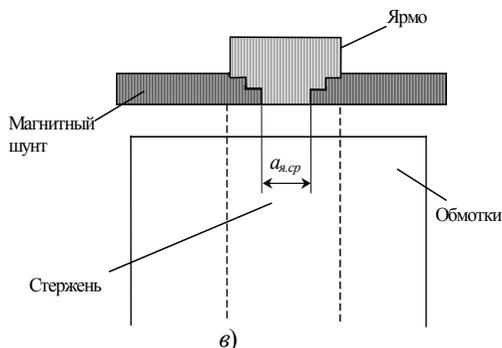


Рис.1.17. Секторный шунт: аналог кольцевому шунту (а), в одноступенчатом варианте стыковки с ярмом (б), в двухступенчатом варианте(в)

целесообразно использовать для выводов обмоток низшего напряжения (ОУ и КО), чтобы не увеличивать зазор между шунтами и обмотками при прокладке выводов в этом зазоре.

Полная ширина паза на ярме, в который вводятся магнитные шунты, должна быть достаточна для перехода магнитного потока, улавливаемого шунтами, в ярмо без насыщения стали в месте перехода магнитного потока из шунтов в ярмо и далее при его распространении вдоль ярма, поскольку переход магнитного потока из одной части ярма в другую невозможен (поперек шунта) невозможен. Поэтому ширина средней части ярма (ближайшей к обмоткам)  $a_{я,ср}$  должна соответствовать части магнитного потока, входящей из межобмоточного пространства непосредственно в ярмо (см. формулу (1.128))

$$a_{я,ср} = a_{СТ} \cdot \frac{2 \cdot a_{СТ}}{\pi \cdot d_{12}} = \frac{2 \cdot a_{СТ}^2}{\pi \cdot d_{12}}, \quad (1.132a)$$

а полная ширина каждой из боковых пазов ярма (одноступенчатого или двухступенчатого) равна

$$a_{я,кп} = \frac{1}{2} (a_{СТ} - a_{я,ср}) = \frac{a_{СТ}}{2} \left( 1 - \frac{2 \cdot a_{СТ}}{\pi \cdot d_{12}} \right). \quad (1.132б)$$

С учетом возможности использования секторных шунтов технология промышленного производства электромагнитной части реакторов такая же как и трансформаторов, что чрезвычайно существенно.

Важно отметить, что расход активных материалов (меди и стали) на создание УШР составляет около 1 кг на 1 квар мощности реактора, т.е. также как и у трансформаторов.

Принципиальным отличием УШР от трансформаторов является высокое индуктивное сопротивление УШР (около 100% вместо 10-15% у трансформаторов). Это исключает динамические воздействия большой силы на обмотки УШР, поскольку при замыкании ОУ тиристорным блоком или выключателем в обмотках протекает номинальный ток.

Второй особенностью УШР по отношению к трансформаторам и неуправляемым реакторам является отсутствие необходимости использования силового выключателя для присоединения УШР к сети, т.к. перед отключением или включением реактора всегда можно обеспечить нулевой ток через реактор и коммутировать его разъединителем.

Первый промышленный реактор трансформаторного типа (УШРТ) был изготовлен на трансформаторном заводе фирмы ВНЕЛ (Индия) в г. Бопал под руководством авторов настоящей книги [9]. Его основные параметры следующие:

- номинальное напряжение – 420 кВ;
- номинальная мощность – 50 Мвар;
- потери мощности при номинальном токе – 315 кВт;
- время отклика – 10 мсек;
- содержание высших гармонических – не более 2% от номинального тока.

Этот реактор был пущен в эксплуатацию на промежуточной подстанции линии 400 кВ в г.Итарси (см.рис.1.18) в начале ноября 2001 года и с тех пор исправно работает, уменьшив диапазон колебаний напряжения на линии и увеличив ее пропускную способность. При этом ежедневные коммутации УШРТ тиристорными блоками не вызывают перенапряжений на линии (см.рис.1.19.1) и даже заметного колебания тока в линии. При коммутации ОУ вакуумными выключателями, установленными параллельно тиристорным блокам во всех фазах ОУ УШРТ, также не наблюдается перенапряжений на линии, но при этом возникает аperiodическая составляющая в токе УШРТ, полностью затухающая за полсекунды (рис.1.19.2).

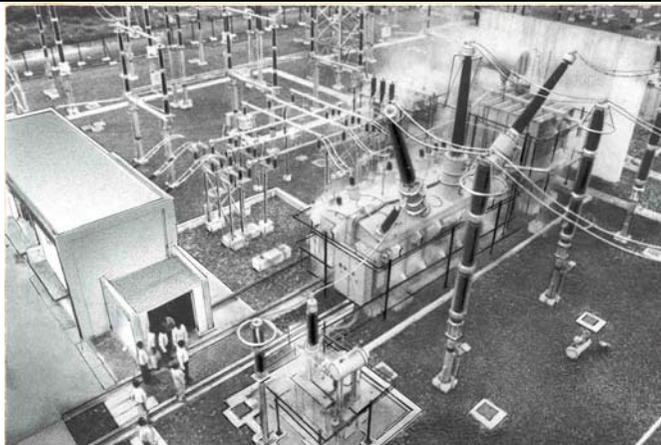
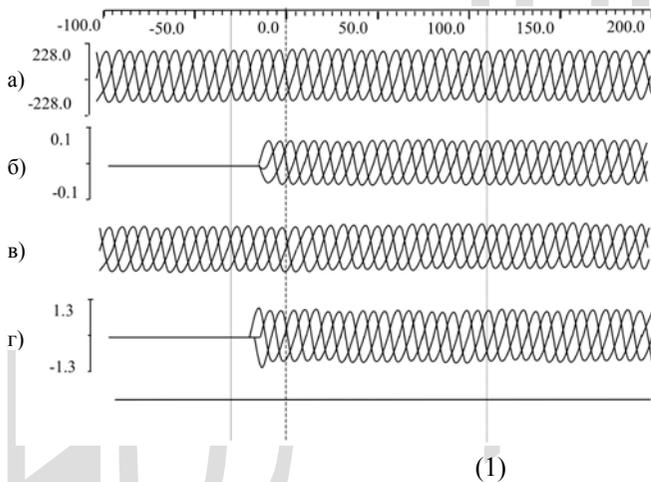
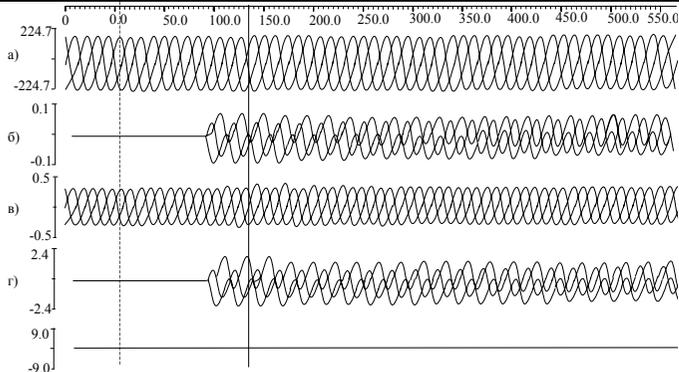


Рис. 1.18. Управляемый шунтирующий реактор 400 кВ, 50 Мвар на промежуточной подстанции линии 400 кВ (г.Итарси)





(2)

Рис.1.19. Осциллограммы напряжений и токов при коммутации ОУ тиристорными блоками (1) и вакуумными выключателями (2) а – напряжение на СО, б – ток в СО, в – ток в линии 400 кВ, г – ток в ОУ.

Это обстоятельство определяет возможность применения УШРТ с дискретным управлением с помощью выключателей на стороне низшего напряжения в тех случаях, когда плавное управление не требуется. При этом отпадает необходимость использования фильтров высших гармонических, поскольку в этом случае источник высших гармонических отсутствует.

## **1.6. Управляемые компенсаторы реактивной мощности двухстороннего действия**

Появление емкостного тока в сетевой обмотке УШРТ при разомкнутой ОУ, определяемого емкостной проводимостью фильтров пятой и седьмой гармоники при промышленной частоте (см § 1.3), подсказало возможность двухстороннего действия реактора при увеличении емкостей фильтров высших гармонических по сравнению с оптимальными по условиям демпфирования высших гармонических в сетевой обмотке реактора (см.рис.1.20).

Эксперименты на головном образце трехфазного УШРТ на напряжение 11 кВ, мощностью 2 Мвар полностью подтвердили эту возможность. В сетевой обмотке реактора протекал ток, опережающий по фазе напряжение на  $90^{\circ}$ , равный 25%, 50% и 100% его номинального индуктивного тока при подключении к компенсационной обмотке конденсаторов соответствующей емкости. При этом в качестве источника напряжения использовался синхронный генератор испытательной лаборатории трансформаторного завода. Протекание емкостного тока в сетевой обмотке УШРТ не вызвало каких-либо осложнений во всех указанных случаях. Поэтому можно рассматривать емкостный режим УШРТ как вполне реализуемый и произвести анализ этого режима, используя параметры короткого замыкания компенсатора согласно (1.75) [10]. При этом следует иметь в виду, что увеличенная толщина КО определяет приближенный характер этих соотношений.

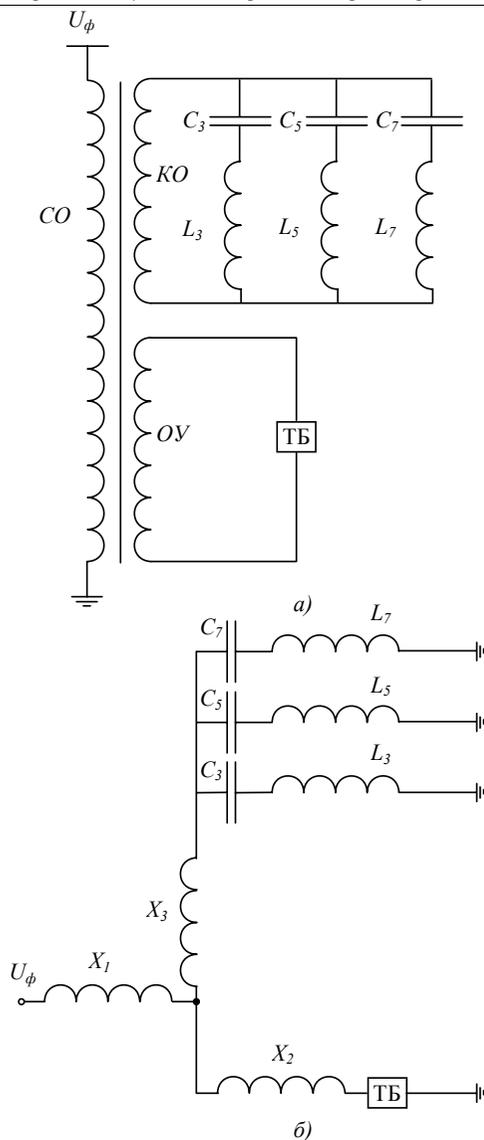


Рис.1.20 Принципиальная однолинейная схема (а) и эквивалентная схема (б) статического компенсатора реактивной мощности трансформаторного типа УШКТ

Поскольку при полностью открытых тиристорах реактивное сопротивление компенсатора определяется суммой реактивных сопротивлений ветви 1  $X_1 \approx \delta X_{12}$  и параллельного соединения  $X_2 = (1-\delta)X_{12}$  и  $X_3$  (емкостный характер, см. рис. 1.20, б), то минимальное реактивное сопротивление компенсатора в индуктивном режиме

$$\begin{aligned} X_{L_{\text{эк}}} &= X_1 + \frac{X_2 X_3}{X_2 + X_3} = \delta X_{12} + \frac{(1-\delta)X_{12}X_3}{(1-\delta)X_{12} + X_3} = \\ &= X_{12} \left[ \delta + \frac{1-\delta}{1 + \frac{X_{12}}{X_3}(1-\delta)} \right] > X_{12} \end{aligned} \quad (1.133)$$

больше, чем у УШРТ:

$$\begin{aligned} X_{L_{\text{экУШРТ}}} &= X_1 + \frac{X_2 X_{\phi.\text{эк}}}{X_2 + X_{\phi.\text{эк}}} = \delta X_{12} + \frac{(1-\delta)X_{12}X_{\phi.\text{эк}}}{(1-\delta)X_{12} + X_{\phi.\text{эк}}} = \\ &= X_{12} \left[ \delta + \frac{1-\delta}{1 + \frac{X_{12}}{X_{\phi.\text{эк}}}(1-\delta)} \right] \approx X_{12} \end{aligned} \quad (1.134)$$

Однако можно обеспечить такой же номинальный ток компенсатора, как и у управляемого реактора, снизив реактивные сопротивления  $X_{12}$ ,  $X_{13}$  и  $X_{23}$ , например путем уменьшения числа витков в обмотках или увеличения высоты окна магнитопровода.

Решение этой задачи можно провести в общем виде на основе двух уравнений, составленных для запертых и открытых тиристорov. Будем считать, что при закрытых тиристорах номинальный емкостный ток через сетевую обмотку реактора равен его номинальному току, тогда

$$I_C = \frac{U_{\phi}}{\delta X_{12} + X_C} = -\alpha \frac{U_{\phi}}{X_{L_{\text{ном}}}}, \quad (1.135)$$

где  $X_{L\text{ном}}$  – необходимое номинальное полное сопротивление компенсатора в индуктивном режиме,  $\alpha$  - требуемое соотношение между номинальными емкостным и индуктивным токами компенсатора.

Из этого уравнения получаем необходимое значение  $X_C$ :

$$X_C = \frac{1}{\alpha} (X_{L\text{ном}} + \alpha \delta X_{12}). \quad (1.136)$$

Теперь будем считать, что при полностью открытых тиристорах индуктивный ток через сетевую обмотку компенсатора равен его номинальному току:

$$I_L = \frac{U_\phi}{\delta X_{12} + \frac{(1-\delta)X_{12}X_C}{(1-\delta)X_{12} + X_C}} = \frac{U_\phi}{X_{L\text{ном}}}, \quad (1.137)$$

тогда из этого соотношения получаем:

$$X_{L\text{ном}} = \delta X_{12} + \frac{(1-\delta)X_{12}X_C}{(1-\delta)X_{12} + X_C}. \quad (1.138)$$

После перегруппировки и подстановки  $X_C$  из (1.136) получаем:

$$\alpha \delta^2 X_{12}^2 + X_{12} X_{L\text{ном}} (1 + \alpha - 2\alpha\delta) - X_{L\text{ном}}^2 = 0. \quad (1.139)$$

Решение этого уравнения:

$$X_{12} = X_{L\text{ном}} \frac{\sqrt{(1 + \alpha - 2\alpha\delta)^2 + 4\alpha\delta^2} - (1 + \alpha - 2\alpha\delta)}{2\alpha\delta^2}. \quad (1.140)$$

Отсюда следует, что для удовлетворения приведенных требований  $X_{12}$  должно быть меньше  $X_{L\text{ном}}$ . Подставляя полученное  $X_{12}$  в (8), получаем требуемое значение  $X_C$

$$\begin{aligned} X_C &= -X_{L\text{ном}} \left[ \frac{1}{\alpha} + \frac{\sqrt{(1 + \alpha - 2\alpha\delta)^2 + 4\alpha\delta^2} - (1 + \alpha - 2\alpha\delta)}{2\alpha\delta} \right] = \\ &= -\frac{X_{L\text{ном}}}{\alpha} \left[ 1 + \frac{\sqrt{(1 + \alpha - 2\alpha\delta)^2 + 4\alpha\delta^2} - (1 + \alpha - 2\alpha\delta)}{2\delta} \right]. \end{aligned} \quad (1.141)$$

В частности при равенстве номинальных токов в емкостном и индуктивном режимах ( $\alpha=1$ ):

$$\begin{aligned}
 X_{12} &= X_{Lном} \frac{\sqrt{4(1-\delta)^2 + 4\delta^2} - 2(1-\delta)}{2\delta^2} = \\
 &= X_{Lном} \frac{\sqrt{1-2\delta+2\delta^2} + \delta - 1}{\delta^2} = X_{Lном} \frac{\sqrt{1+2\delta \cdot (\delta-1)} + \delta - 1}{\delta^2}, \quad (1.142)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 X_C &= -X_{Lном} \frac{\delta + \sqrt{1+2\delta \cdot (\delta-1)} + \delta - 1}{\delta} = \\
 &= -X_{Lном} \frac{2\delta - 1 + \sqrt{1+2\delta \cdot (\delta-1)}}{\delta}. \quad (1.143)
 \end{aligned}$$

Например, при  $\delta=0,6$

$$X_{12} = X_{Lном} \frac{\sqrt{0,52} - 0,4}{0,36} = 0,891 X_{Lном}$$

и

$$X_C = -1,535 X_{Lном} = -1,72 X_{12}.$$

Поскольку  $\delta$  изменяется в диапазоне от 0,5 до 0,8, при любом значении  $\alpha$  номинальное индуктивное сопротивление  $X_{Lном} > X_{12}$ . Следовательно, собственное реактивное сопротивление компенсатора  $X_{12}$  (при разомкнутой КО без фильтров) меньше 100% в отличие от УШРТ (см рис. 1.21).

Это означает, что при том же номинальном индуктивном токе и при одинаковых размерах, определяющих  $X_{12}$  (высота окна магнитопровода, средний диаметр зазора между СО и ОУ, толщины СО и ОУ), число витков в обмотках компенсатора меньше, чем у УШРТ. Следовательно, у УШКТ (управляемый шунтирующий компенсатор трансформаторного типа) число витков меньше, чем у УШРТ той же мощности. При увеличении  $\delta$  отношение

числа витков  $\frac{X_{12}}{X_{Lном}}$  возрастает, при увеличении  $\alpha$  — уменьшается. Следовательно,

чем больше  $\alpha$ , тем меньше число витков в обмотках УШКТ по сравнению с УШРТ той же мощности.

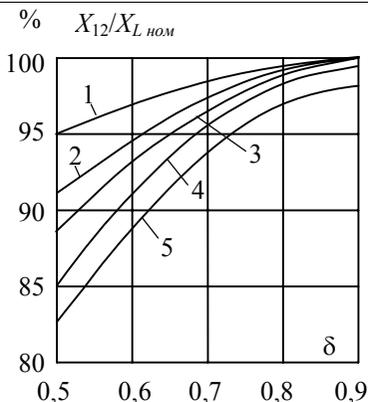


Рис. 1.21. Зависимости относительного значения реактивного сопротивления между обмотками СО и ОУ от относительного значения реактивного сопротивления между СО и КО  $\delta = X_{13} / X_{12}$  при различных соотношениях номинальных токов в режиме выдачи и потребления реактивной мощности: 1- $\alpha=0,2$ ; 2-0,4; 3-0,6; 4-0,8; 5-1,0

Уменьшение числа витков приводит к увеличению магнитного потока как при запертых тиристорах, так и при полностью открытых. Следовательно, у УШКТ активное сечение стали магнитопровода больше, чем у УШРТ той же мощности.

Далее определим необходимые емкости фильтров высших гармонических для обеспечения заданного отношения  $\alpha = I_{с.ном} / I_{1.ном}$  исходя из полученного значения  $X_c$  (см. (1.141)) и известных соотношений для фильтров. Согласно §1.3. эквивалентное реактивное сопротивление фильтров определяется соотношением

$$X_1 + X_{фр.эк} = -\frac{X_{L.ном}}{\alpha}$$

откуда с учетом (1.140)

$$\begin{aligned} X_{фр.эк} &= -X_1 - \frac{X_{L.ном}}{\alpha} = -\frac{X_{L.ном}}{\alpha} \left( \frac{\alpha X_1}{X_{L.ном}} + 1 \right) = -\frac{X_{L.ном}}{\alpha} \left( \frac{\alpha \delta X_{12}}{X_{L.ном}} + 1 \right) = \\ &= \frac{X_{L.ном}}{\alpha} \left[ 1 + \frac{\sqrt{(1 + \alpha - 2\alpha\delta)^2 + 4\alpha\delta^2} - (1 + \alpha - 2\alpha\delta)}{2\delta} \right]. \end{aligned}$$

(1.145)

Эквивалентное сопротивление фильтров на промышленной частоте  $X_{\text{ф.эк}}$  определяется сопротивлением всех установленных фильтров и с учетом (1.56) и (1.58) оно определяется соотношением

$$\frac{1}{X_{\text{фр.эк}}} = \sum_{k=3}^n \frac{1}{X_{\text{фр.к}}} = \sum_{k=3}^n \frac{\omega C_k k^2}{1 - k^2}$$

При наличии фильтров пятой и седьмой гармонической (третья гармоническая подавляется соединенными в треугольник компенсационных обмоток трех фаз) согласно (1.146) получаем

$$\frac{1}{X_{\text{фр.эк}}} = \omega \left( C_5 \frac{25}{24} + C_7 \frac{49}{48} \right) = \omega C_5 \left( 1,04 + \frac{C_7}{C_5} 1,02 \right) = 1,45 \omega C_5$$

откуда

$$C_5 = \frac{1}{1,45 \omega X_{\text{фр.эк}}} = \frac{\alpha}{1,45 \omega X_{L.\text{ном}} \left( \frac{\alpha \delta X_{12}}{X_{L.\text{ном}}} + 1 \right)}, \quad (1.147)$$

а  $C_7 = 0,4 C_5$ , где соотношение емкостей определены согласно таблице 1.1.

При комплектовании фильтров полученные величины емкостей необходимо привести к напряжению компенсационной обмотки.

Сумма емкостей фильтров (приведенных к СО)

$$C_{\text{фр}} = C_5 + C_7 = 1,4 C_5 = \frac{\alpha}{1,034 \omega X_{L.\text{ном}} \left( \frac{\alpha \delta X_{12}}{X_{L.\text{ном}}} + 1 \right)}. \quad (1.148)$$

Ток через все фильтры при разомкнутой обмотке управления (приведенный к СО)

$$I_{\text{фр}} = \frac{U_{\text{ф}}}{X_1 + X_{\text{фр.эк}}} = \frac{\alpha U_{\text{ф}}}{X_{L.\text{ном}}}. \quad (1.149)$$

Падение напряжения на емкостях фильтров (приведенное к СО) с учетом (1.140) равно

$$\begin{aligned} \Delta U_{c.фр} &= I_{фр} X_{c.фр} = \frac{I_{фр}}{\omega C_{фр}} = 1,034 \left( 1 + \frac{\alpha \delta X_{12}}{X_{L.ном}} \right) U_{\phi} = \\ &= 1,034 U_{\phi} \left[ 1 + \frac{\sqrt{(1 + \alpha - 2\alpha\delta)^2 + 4\alpha\delta^2} - (1 + \alpha - 2\alpha\delta)}{2\delta} \right] \end{aligned} \quad (1.150)$$

откуда следует, что напряжение на конденсаторах больше номинального, определяемого коэффициентом трансформации.

Мощность конденсаторов фильтров равна

$$\begin{aligned} Q_{c.фр} &= \omega C_{фр} \Delta U_{c.фр}^2 = \\ &= 1,034 \frac{\alpha U_{\phi}^2}{X_{L.ном}} \left[ 1 + \frac{\sqrt{(1 + \alpha - 2\alpha\delta)^2 + 4\alpha\delta^2} - (1 + \alpha - 2\alpha\delta)}{2\delta} \right]^2 \end{aligned} \quad (1.151)$$

Ее отношение к номинальной емкостной мощности УШКТ

$$Q_{c.УШКТ} = \alpha \frac{U_{\phi}^2}{X_{L.ном}}$$

равно

$$\frac{Q_{c.фр}}{Q_{c.УШКТ}} = 1,034 \left[ 1 + \frac{\sqrt{(1 + \alpha - 2\alpha\delta)^2 + 4\alpha\delta^2} - (1 + \alpha - 2\alpha\delta)}{2\delta} \right]^2. \quad (1.152)$$

Как видно, отношение  $Q_{c.фр}/Q_{c.УШКТ} > 1$ , что определяется тем, что часть емкости конденсаторов фильтров компенсируется индуктивностями фильтров и УШКТ. Причем с увеличением  $\alpha$  и  $\delta$  это отношение увеличивается (см. рис. 1.22). Отсюда следует, что для более эффективного использования конденсаторной мощности следует стремиться к уменьшению  $\delta$ , т.е. располагать КО как можно дальше от ОУ. Наиболее эффективно используется мощность конденсаторов при  $\alpha < 0,6$  и  $\delta < 0,7$ .

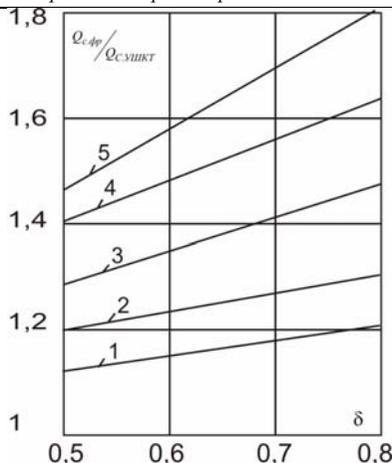


Рис.1.22. Зависимости суммарной мощности конденсаторов фильтров пятой и седьмой гармонических, отнесенной к номинальной емкости мощности УШКТ от относительной величины индуктивного сопротивления УШКТ между КО и ОУ  $\delta = X_{13} / X_{12}$  при различных значениях

$\alpha = Q_{С.УШКТ} / Q_{L.УШКТ}$ . Обозначения те же, что на рис. 1.21. КО трех фаз соединены в треугольник с одной заземленной вершиной.

Причем, сравнение формул (1.152) и (1.150) показывает, что это увеличение определяется увеличением напряжения на конденсаторах фильтров по сравнению с напряжением на КО, определяемой коэффициентом трансформации.

При использовании фильтра третьей гармонической (если компенсационные обмотки трех фаз по какой-либо причине нежелательно соединять в треугольник), числовые коэффициенты в вышеприведенных формулах видоизменяются при сохранении их структуры. Согласно (1.146)

$$\frac{1}{X_{фрэк}} = \omega \left( C_3 \frac{9}{8} + C_5 \frac{25}{24} + C_7 \frac{49}{48} \right) = \omega C_3 \left( 1125 + 1,04 \frac{C_5}{C_3} + 1,02 \frac{C_7}{C_5} \right) = 1,5\omega C_3$$

откуда

$$C_3 = \frac{1}{1,5\omega X_{фрэк}} = \frac{\alpha}{1,5\omega X_{L.ном} \left( 1 + \frac{\alpha \delta X_{12}}{X_{L.ном}} \right)},$$

а  $C_5 = 0,26C_3$  и  $C_7 = 0,105C_3$

Падение напряжения на емкостях фильтров согласно (1.150) равно

$$\Delta U_{c.фр} = I_{фр} X_{c.фр} = \frac{I_{фр}}{\omega C_{фр}} = 1,1 \left( 1 + \frac{\alpha \delta X_{12}}{X_{L.ном}} \right) U_{\phi} =$$

$$= 1,1 U_{\phi} \left[ 1 + \frac{\sqrt{(1 + \alpha - 2\alpha\delta)^2 + 4\alpha\delta^2} - (1 + \alpha - 2\alpha\delta)}{2\delta} \right].$$

И отношение мощности конденсаторов фильтров к номинальной емкостной мощности компенсатора

$$\frac{Q_{c.фр}}{Q_{C.УШКТ}} = 1,1 \left[ 1 + \frac{\sqrt{(1 + \alpha - 2\alpha\delta)^2 + 4\alpha\delta^2} - (1 + \alpha - 2\alpha\delta)}{2\delta} \right].$$

Соответствующие зависимости отношений  $Q_{c.фр} / Q_{C.УШКТ}$  приведены на рис.1.23

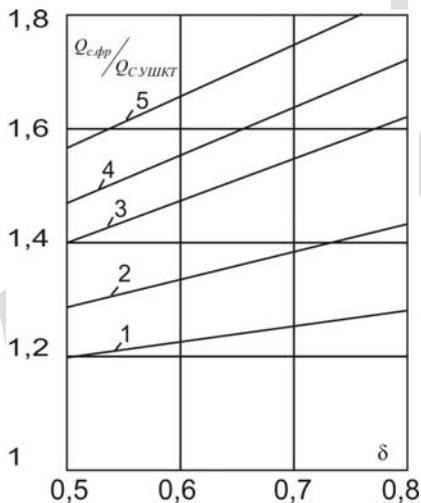


Рис.1.23. Зависимости суммарной мощности конденсаторов третьей, пятой и седьмой гармонических, отнесенных к номинальной емкостной мощности УШКТ, от относительной величины индуктивного сопротивления УШКТ между КО и ОУ  $\delta = X_{13} / X_{12}$  при различных значениях

$\alpha = Q_{C.УШКТ} / Q_{L.УШКТ}$ . Обозначения те же, что на рис. 1.21. КО трех фаз соединены в звезду с заземленной нейтралью.

Сравнение данных рис. 1.22. и 1.23. позволяют сделать вывод о нецелесообразности обеспечения емкостного режима компенсатора за счет увеличения емкости фильтра третьей гармонической. При необходимости использо-

вания фильтра третьей гармонической (нежелательно или недопустимо соединение компенсационных обмоток УШКТ в треугольник) его емкость целесообразно сохранить на уровне минимальной согласно табл.1.1, а необходимую емкость компенсатора обеспечивать за счет увеличения емкостей фильтров пятой и седьмой гармонических.

Повышение напряжения на компенсационной обмотке по сравнению с напряжением, определяемым коэффициентом трансформации, означает, что магнитный поток в стержне увеличивается по отношению к его величине при нулевом токе в обмотках *НН*. Для исключения возможности насыщения стали стержня необходимо увеличить активное сечение стержня пропорционально повышению напряжения. Увеличение сечения сердечника и соответственно его диаметра приводит к уменьшению числа витков в обмотках (см. формулу (1.32б)), поскольку при этом увеличивается средний диаметр зазора между обмотками *СО* и *ОУ*. Увеличение толщины компенсационной обмотки приводит к увеличению толщины зазора между обмотками *СО* и *ОУ*  $a_{12}$  что также приводит к уменьшению числа витков в обмотках. Уменьшение индуктивного сопротивления компенсатора для обеспечения номинального индуктивного тока при подключенном конденсаторе к *КО* согласно формуле (1.32б) также приводит к уменьшению числа витков в обмотках. В результате расход меди при увеличении  $\alpha$  изменяется незначительно, а расход стали в стержнях увеличивается пропорционально повышению напряжения на *КО*.

Что же касается *ОУ*, то при запертом тиристорном блоке ток в ветви 2 (рис. 1.20) равен нулю и напряжение на тиристорном блоке равно напряжению на *КО* (разумеется с учетом отношения числа витков *ОУ* и *КО*  $K_{T,2-3} = K_{T,1-3}/K_{T,1-2}$ ). Следовательно, при одинаковом числе витков *КО* и *ОУ* номинальное напряжение *ОУ* определяется формулой (1.150). При отличии числа витков *КО* и *ОУ* номинальное напряжение *ОУ*

$$U_{2ном} = \Delta U_{C доб} K_{T,2-3}. \quad (1.153)$$

Номинальное напряжение *ОУ* выбирается исходя из целесообразного (по технико-экономическим соображениям) тока через тиристоры  $I_{2ном}$ . Связь между номинальным током *ОУ* и напряжением на *СО* (см. рис.1.20) получим из (1.40) в виде

$$I_{2ном} X_2 = U_\phi - I_{Lном} X_1$$

или

$$\begin{aligned}
 I_{2ном} (1-\delta) X_{12} &= U_{\phi} - I_{Lном} \delta X_{12} = \\
 &= U_{\phi} \left[ 1 - \frac{\sqrt{(1+\alpha-2\alpha\delta)^2 + 4\alpha\delta^2} - (1+\alpha-2\alpha\delta)}{2\alpha\delta} \right] = \\
 &= U_{\phi} \frac{1+\alpha - \sqrt{(1+\alpha-2\alpha\delta)^2 + 4\alpha\delta^2}}{2\alpha\delta}, \quad (1.154)
 \end{aligned}$$

откуда

$$\begin{aligned}
 I_{2ном} &= \frac{U_{\phi}}{(1-\delta) X_{12}} \cdot \frac{1+\alpha - \sqrt{(1+\alpha-2\alpha\delta)^2 + 4\alpha\delta^2}}{2\alpha\delta} = \\
 &= \frac{\delta}{1-\delta} \frac{U_{\phi}}{X_{Lном}} \cdot \frac{1+\alpha - \sqrt{(1+\alpha-2\alpha\delta)^2 + 4\alpha\delta^2}}{\sqrt{(1+\alpha-2\alpha\delta)^2 + 4\alpha\delta^2} - (1+\alpha-2\alpha\delta)} = \\
 &= \frac{\delta}{1-\delta} I_{Lном} \cdot \frac{1+\alpha - \sqrt{(1+\alpha-2\alpha\delta)^2 + 4\alpha\delta^2}}{\sqrt{(1+\alpha-2\alpha\delta)^2 + 4\alpha\delta^2} - (1+\alpha-2\alpha\delta)}. \quad (1.155)
 \end{aligned}$$

Например, при  $\delta=0,5$  согласно (1.155)

$$\frac{I_{2ном}}{I_{Lном}} = \sqrt{1+\alpha}$$

Чем больше отношение емкостного и индуктивного номинальных токов  $\alpha$ , тем больше возрастает максимальный ток в ОУ относительно номинального индуктивного тока в СО (с учетом коэффициента трансформации)  $K_{T.1-2} = N_1/N_2$  (см. рис.1.24).

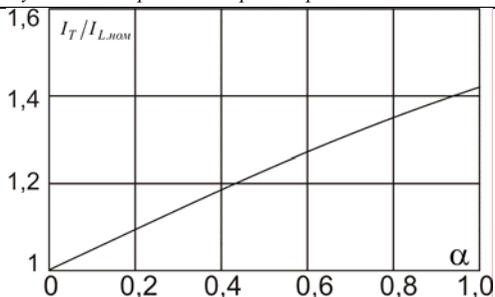


Рис. 1.24. Максимальный ток в ОУ в зависимости от  $\alpha$  при  $\delta=0,5$

Приравнявая номинальный ток ОУ выбранному номинальному току тиристорного блока  $I_{T.ном}$ , получаем необходимый коэффициент трансформации:

$$K_{T1-2} = \frac{I_{T.ном}}{I_{1.ном}} \cdot \frac{1-\delta}{\delta} \cdot \frac{\sqrt{(1+\alpha-2\alpha\delta)^2 + 4\alpha\delta^2} - (1+\alpha-2\alpha\delta)}{1+\alpha-\sqrt{(1+\alpha-2\alpha\delta)^2 + 4\alpha\delta^2}}, \quad (1.156)$$

откуда следует, что коэффициент трансформации УШКТ меньше, чем у УШРТ той же мощности и зависит от  $\alpha$  и  $\delta$ .

Таким образом, увеличение емкости конденсаторов фильтров позволяет существенно расширить диапазон регулирования тока компенсатора в сторону емкостного тока вплоть до  $\pm 100\%$  номинального тока УШРТ. При этом используется один тиристорный блок УШРТ, рассчитанный на максимальный ток в ОУ. Замыкание накоротко ОУ компенсатора в номинальном режиме обеспечивает незначительное снижение его номинального тока по сравнению с номинальным током УШРТ без добавочной емкости. Вместе с тем схема УШКТ обеспечивает достаточно высокую эффективность использования емкости фильтров, превращая реактор в статический тиристорный компенсатор. Существенно, что в этом случае все регулирование осуществляется на низкой стороне в ОУ, что обеспечивает относительно небольшую добавочную стоимость УШКР. Поскольку при запертых тиристорах через сетевую обмотку УШКР протекает номинальный емкостный ток  $I_{C.ном} = -\alpha I_{L.ном}$ , для его уменьшения необходимо обеспечить открытие ти-

ристоров на некоторую часть полупериода промышленной частоты. При определенном угле горения тиристоров индуктивный ток сравнивается с емкостным и ток сетевой обмотки достигает нуля. При дальнейшем увеличении угла горения тиристоров ток становится индуктивным и возрастает вплоть до номинального при угле горения тиристоров  $180^\circ$  (при полном открытии тиристоров). При нулевом токе через сетевую обмотку эквивалентные сопротивления ветвей 2 и 3 трехлучевой схемы УШКТ одинаковы. Следовательно, эквивалентное сопротивление тиристорной ветви при этом (см. (1.136) и (1.140)):

$$\begin{aligned} X_{2эк} &= -X_C = \frac{1}{\alpha} (X_{Lном} + \alpha\delta X_{12}) = \\ &= \frac{1}{2} X_{Lном} \left( 1 + \frac{\sqrt{(1+\alpha-2\alpha\delta)^2 + 4\alpha\delta^2} - (1+\alpha-2\alpha\delta)}{2\delta} \right) = \\ &= \frac{X_{Lном}}{2\delta\alpha} \left[ 2\delta + \sqrt{(1+\alpha-2\alpha\delta)^2 + 4\alpha\delta^2} - (1+\alpha-2\alpha\delta) \right]. \end{aligned} \quad (1.157)$$

Поскольку при нулевом токе в сетевой обмотке компенсатора падение напряжения на индуктивном сопротивлении  $X_1 = \delta X_{12}$  равно нулю, все напряжение приложено к двум другим ветвям схемы рис.1.20. Следовательно, ток в тиристорной ветви при этом равен

$$I_{2.0} = \frac{U_\phi}{X_{2эк}} = \frac{2\alpha\delta U_\phi}{X_{Lном}} \frac{1}{2\delta + \sqrt{(1+\alpha-2\alpha\delta)^2 + 4\alpha\delta^2} - (1+\alpha-2\alpha\delta)}. \quad (1.158)$$

И соответственно относительное значение тока в тиристорной ветви при нулевом токе в СО с учетом (1.155)

$$\begin{aligned} \frac{I_{2.0}}{I_{2ном}} &= 2\alpha(1-\delta) \frac{\sqrt{(1+\alpha-2\alpha\delta)^2 + 4\alpha\delta^2} - (1+\alpha-2\alpha\delta)}{1+\alpha - \sqrt{(1+\alpha-2\alpha\delta)^2 + 4\alpha\delta^2}} \times \\ &\times \frac{1}{2\delta + \sqrt{(1+\alpha-2\alpha\delta)^2 + 4\alpha\delta^2} - (1+\alpha-2\alpha\delta)}. \end{aligned} \quad (1.159)$$

Как видно, относительное значение тока в тиристорной ветви при переходе тока УШКТ через нуль определяется только двумя переменными:  $\alpha$  и  $\delta$ . Однако расчеты показали, что отношение  $I_2/I_{2ном}$  при  $I_1 = 0$  не зависит

от  $\delta$ , а его зависимость от  $\alpha$  приведена на рис.1.25, которая аппроксимируется функцией (с погрешностью не более 2%)

$$I_2/I_{2,ном} = 0,91\alpha e^{-0,6\alpha} . \quad (1.160)$$

$$I_{2,0}/I_{2,ном}$$

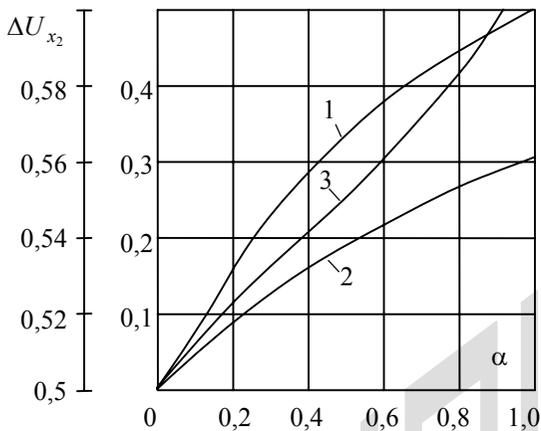


Рис.1.25. Зависимости от  $\alpha$  относительного значения тока через тиристорный блок при переходе тока в сетевой обмотке через нуль (кривые 1,2) при номинальном фазном напряжении (кривая 1) и при напряжении на ОУ при полностью открытых тиристорах (кривая 2), а также относительного значения этого напряжения (кривая 3)

По относительному значению тока можно определить углы зажигания и соответственно углы горения тиристоров при переходе тока УШКТ через нуль по соответствующей характеристике тиристоров (см. рис.1.26) Однако следует иметь в виду, что характеристика рис. 1.26 получена при неизменном напряжении и неизменном индуктивном сопротивлении, включенном последовательно с тиристорами. В случае УШКТ индуктивное сопротивление  $(1-\delta)X_{12}$  сохраняется неизменным при любом токе через тиристоры, а напряжение при увеличении тока увеличивается вплоть до фазного напряжения при равенстве реактивных сопротивлений индуктивной и емкостной ветвей. Поэтому в характеристику рис.1.25 необходимо ввести поправку, приводящую ее к переменному напряжению.

В номинальном индуктивном режиме УШКТ ток через сопротивление  $X_2 = (1 - \delta)X_{12}$  определяется формулой (1.155), откуда падение напряжения на этом индуктивном сопротивлении

$$\begin{aligned} \Delta U_{X_2} &= L_{2\text{ном}} X_{12} (1 - \delta) = \\ &= \frac{U_\phi}{2\alpha\delta} \left[ 1 + \alpha - \sqrt{(1 + \alpha - 2\alpha\delta)^2 + 4\alpha\delta^2} \right] \end{aligned} \quad (1.161)$$

и, следовательно, отношение  $\Delta U_{X_2}/U_\phi$  изменяется при изменении  $\alpha$  (см.рис.1.25), однако это изменение незначительно - всего в пределах 18%.

На рис. 1.25 показана зависимость  $\frac{I_{2.0}}{I_{2.\text{ном}}} = f(\alpha)$ , приведенная к номинальному напряжению на ОУ (при полностью открытых тиристорах), путем умножения данных кривой  $I$  на соответствующее отношение  $\Delta U_{X_2}/U_\phi$  (кривая 3). Эта зависимость хорошо аппроксимируется формулой

$$\frac{I_2}{I_{2\text{ном}}} = 0,43\alpha e^{-0,46\alpha}. \quad (1.162)$$

Эта последняя зависимость в сочетании с кривой рис.1.26 позволяет определить зависимость углов зажигания тиристорov при переходе тока сетевой обмотки через нуль  $\varphi_3$  от значения  $\alpha$  :

$\alpha$	0,043	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
$\varphi_3$	168°	155°	143°	135°	131,4°	129°
$\varphi_{\text{гор}}$	24°	50°	74°	90°	97,2°	102°

Таким образом, с увеличением  $\alpha$  угол зажигания тиристорov при переходе тока УШКТ через нуль уменьшается, соответственно увеличивается угол горения тиристорov.

Полученные данные позволяют перейти к определению угловых характеристик УШКТ: зависимости тока УШКТ от угла зажигания тиристорov.

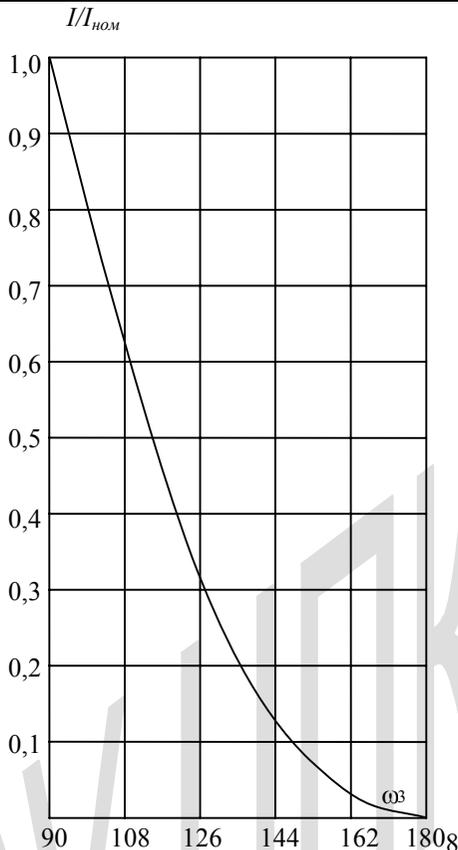


Рис. 1.26. Относительное значение тока через тиристорный блок в зависимости от угла зажигания тиристор.

Введем в приведенные ранее формулы УШКТ относительное значение реактивного сопротивления тиристорной ветви  $K$  УШКТ, принимая за базисное значение реактивного сопротивления при переходе тока УШКТ через нуль:

$$X_{2эк} = -KX_C = \frac{K}{\alpha} (X_{Lном} + \alpha \delta X_{12}) \quad (1.163)$$

Тогда эквивалентное сопротивление УШКТ при любом значении  $K$  получим в виде

$$\begin{aligned}
X_{\text{эк}} &= \delta X_{12} + \frac{X_{2\text{эк}} X_C}{X_{2\text{эк}} + X_C} = \delta X_{12} + \frac{(-KX_C)X_C}{-KX_C + X_C} = \\
&= \delta X_{12} + \frac{KX_C}{K-1} = \delta X_{12} - \frac{K}{(K-1)\alpha} (X_{L_{\text{ном}}} + \alpha \delta X_{12}) = \\
&= -\delta X_{12} \frac{1}{K-1} - \frac{KX_{L_{\text{ном}}}}{(K-1)\alpha} = \frac{KX_{L_{\text{ном}}} + \alpha \delta X_{12}}{(1-K)\alpha} = \\
&= X_{L_{\text{ном}}} \frac{2K\delta \sqrt{(1+\alpha-2\alpha\delta)^2 + 4\alpha\delta^2} - (1+a-2a\delta)}{2(1-K)\alpha\delta}. \quad (1.164)
\end{aligned}$$

Следовательно, отношение тока УШКТ к номинальному индуктивному току при любом значении  $K$

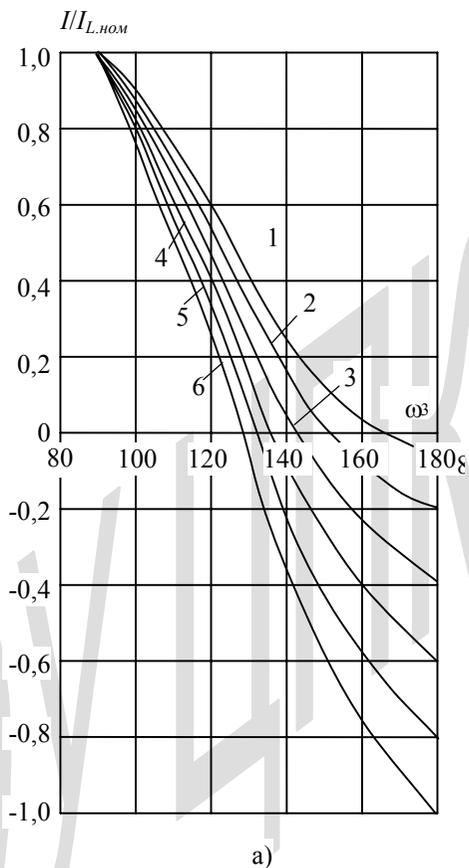
$$\frac{I_{(K)}}{I_{L_{\text{ном}}}} = \frac{X_{L_{\text{ном}}}}{X_{\text{эк}}} = \frac{2(1-K)\alpha\delta}{2\delta K + \sqrt{(1+\alpha-2\alpha\delta)^2 + 4\alpha\delta^2} - (1+a-2a\delta)}. \quad (1.165)$$

Учитывая, что значение  $\delta$  не влияет на относительное значение тока, считаем его равным минимальному значению  $\delta = 0,5$ . Тогда соотношение (1.165) существенно упрощается:

$$\frac{I_{(K)}}{I_{L_{\text{ном}}}} = \frac{(1-K)\alpha}{K + \sqrt{1+\alpha} - 1}. \quad (1.166)$$

**Порядок расчета по формуле (1.166).** По кривой рис.1.25 определяем относительное значение тока тиристора, соответствующее переходу тока сетевой обмотки УШКТ через нуль. Например, при  $\alpha = 1$  согласно вышеизложенному  $\varphi_3 = 129^\circ$  и соответствующее значение  $\frac{I_2}{I_{2_{\text{ном}}}} = 0,3$ . Если эквивалентное сопротивление тиристорной ветви при неизменном напряжении уменьшается вдвое ( $K = 0,5$ ), относительное значение тока через тиристоры будет равным  $0,3; 0,5 = 0,6$ . Соответствующий угол зажигания тиристоров согласно кривой рис.1.26 равен  $110^\circ$ . По формуле (1.166) определяем относительное значение тока УШКТ  $I(0,5)/I_{\text{ном}} = 0,55$ , следовательно, при  $\alpha = 1$  этому отношению соответствует угол  $\varphi_3 = 110^\circ$ . Таким образом может быть построена вся зависимость от  $I_{L_{\text{ном}}}$  до  $I_{C_{\text{ном}}}$  (см. рис.1.27). Как видно из

рис.1.27а зависимости  $I/I_{ном}$  сдвигаются в сторону больших углов зажигания при уменьшении  $\alpha$ . Более наглядны зависимости  $I/I_{L,ном}$  от углов горения тиристоров (рис.1,27б). В этом случае при уменьшении  $\alpha$  кривые сдвигаются в сторону меньших углов горения тиристоров.



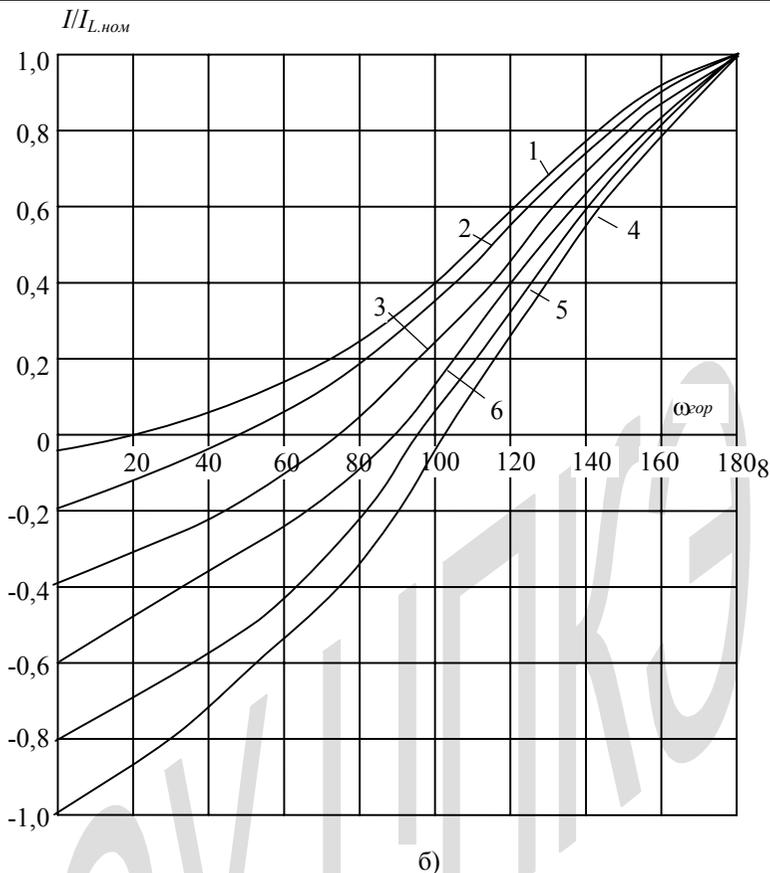


Рис.1.27. Зависимости относительного значения тока УШКТ от угла зажигания тиристоров (а) и от угла горения тиристоров (б):

1 -  $\alpha=0,043$ ; 2 - 0,2; 3 - 0,4; 4 - 0,6; 5 - 0,8; 6 - 1,0.

Следует заметить, что эквивалентная схема предлагаемого статического компенсатора реактивной мощности аналогична схеме СТК, предложенной в [12]. Принципиальным отличием предлагаемого УШКТ является непосредственное подключение тиристорного ключа и конденсатора к обмоткам трансформатора (см. рис. 1.20а) без дополнительных реакторов, как на схеме рис. 3 из [12]. При этом индуктивные элементы предлагаемого компенсатора определяются электромагнитной связью обмоток трансформатора, исключая необходимость использования дополнительных реакторов.

Поскольку две низковольтные обмотки ( $OU$  и  $KO$ ) находятся на относительно небольшом расстоянии (по сравнению с расстоянием до  $CO$ ), причем  $KO$  находится между  $OU$  и  $CO$ , при полностью открытом тиристорном ключе ( $OU$  короткозамкнута) напряжение на  $KO$  мало, что определяет незначительное влияние конденсаторной батареи в цепи  $KO$  на номинальный индуктивный ток реактора. Напротив, при запертом тиристорном ключе ( $OU$  разомкнута) влияние индуктивности трансформатора на емкостной ток в  $CO$  минимально, поскольку  $X_3 \approx 0$ , а  $X_2 = \infty$  (с учетом ключа).

Преимуществом предлагаемого компенсатора является возможность его непосредственного подключения к сети высокого напряжения (без использования трансформатора, как в СТК), в том числе и непосредственно к линии электропередачи без выключателя на высокой стороне для обеспечения ограничения перенапряжений при коммутации линии. Таким образом, предлагаемое устройство является универсальным компенсатором избыточной реактивной мощности в электрических сетях при минимальных затратах на его изготовление и установку (трансформатор, тиристорный ключ, конденсаторная батарея).

Выполненные исследования переходных характеристик УШКТ при одинаковых значениях индуктивного и емкостного токов ( $\alpha = 1$ ) на математической модели с помощью магнитоэлектрических схем замещения показали, что наличие конденсаторов большой мощности в схеме УШКТ практически не влияет на быстроедействие компенсатора трансформаторного типа [13] (рис.1.19).

**Примечание.** В 1.6 угол зажигания тиристорov отсчитывается от момента перехода напряжения через нуль, а не тока, как во всех остальных разделах; поэтому в этом параграфе цифровые значения угла зажигания на  $90^\circ$  больше.

### 1.7. Управляемые шунтирующие реакторы (компенсаторы) с разнесенными обмотками

При больших напряжениях и больших мощностях управляемых реакторов они не вписываются в транспортные габариты по высоте и по ширине даже при пофазном исполнении. В этом случае целесообразно разделять обмотки на две равные части, помещая их вокруг разных стержней (см. рис.1.28). При этом обмотки должны быть намотаны на стержни таким образом, чтобы они создавали магнитный поток, замыкающийся по магнитопроводу в одном и том же направлении, как показано на рис.1.28. В этом случае каждая обмотка рассчитана на половину рабочего напряжения: одна часть обмотки на напряжение  $0-0,5 U_{\phi.H}$ , а вторая на напряжение  $0,5 U_{\phi.H} - U_{\phi.H}$ . Соединенные последовательно вместе эти разделенные обмотки работают под номинальным напряжением. Соответственно число их витков определяется формулой (1.40) с учетом увеличенных расстояний от торцов обмоток до ярем, поскольку в отличие от рассмотренного в § 1.2 случая торцевые части обмоток находятся не под нулевым потенциалом, а под напряжением половины обмотки или по напряжением  $0,5 U_{ном}$ . Поэтому высота окна магнитопровода УШРТ с разнесенными обмотками больше высоты окна магнитопровода с одинарными обмотками при той же высоте каждой из обмоток. Кроме того, расстояние  $\ell_0$  в формуле (1.40) включает в себя удвоенную высоту окна магнитопровода и потому значительно больше, чем при одинарных обмотках. И тем не менее общая высота магнитопровода УШРТ с разнесенными обмотками оказывается значительно меньшей, чем при одинарных обмотках (не разнесенных). Увеличение числа витков обмоток приводит к уменьшению сечения и соответственно диаметра магнитопровода. И это весьма существенно, т.к. сечение ярем при разнесенных обмотках больше, чем у однофазных УШРТ с магнитопроводом броневого типа (см. рис.1.12).

Вывод высокого напряжения целесообразно обеспечивать с ее середины для уменьшения расстояния между высоковольтной частью обмотки и яремом, а вывод противоположного конца обмотки (соединенного с концами обмоток других фаз и заземляемого наглухо либо через дугогасящий реактор в случае резонансно-заземленной нейтрали) целесообразно обеспечивать с краев другой части сетевой обмотки для уменьшения расстояния между двумя частями сетевой обмотки.

Разделение обмоток УШРТ на две равные части позволяет значительно уменьшить их высоту и наружный диаметр. В связи с этим создание УШРТ с разнесенными обмотками требуемой мощности на ультравысокие напряже-

ния оказывается вполне возможным, тогда как создание УШРТ с одинарными обмотками на ультравысокие напряжения (1000 кВ и выше) с габаритами, определяемыми правилами транспортировки, нереально.

Особенностью УШРТ с разнесенными обмотками является необходимость продления ярем до краев высоковольтных обмоток для обеспечения улавливания магнитного потока по выходе из межобмоточного пространства, а также для обеспечения крепления магнитных шунтов над обмотками (и под ними) согласно одному из вариантов рис.1.17.

В связи с изложенным общая длина ярем равна удвоенному наружному диаметру сетевой обмотки плюс изоляционное расстояние между двумя частями сетевой обмотки  $a_{11}$ :

$$l_{я} = 2d_{1.H} + a_{11} = 2(d_{12} + a_{12} + 2a_1) + a_{11}, \quad (1.167)$$

а объем ярем равен:

$$\begin{aligned} V_{я} &\approx 2F_{CT} \cdot K_{\Phi} [l_{я} - 0,5(d_{1.H} - d_{CT})] = \\ &= 2F_{CT} \cdot K_{\Phi} [1,5(d_{12} + a_{12} + 2a_1) + a_{11} - 0,5d_{CT}] \end{aligned} \quad (1.168)$$

С учетом объема стержней:

$$V_{CT} = 2F_{CT} \ell_0 \quad (1.169)$$

и объема магнитных шунтов со средним диаметром  $d_{ш.ср} = d_{12} + a_1 - a_2$  (см. § 1.5), прикрывающих все четыре торца обмоток, по которым магнитный поток протекает в четырех различных направлениях,-

$$\begin{aligned} V_{ш} &\approx 4F_{ш} d_{ш.ср} = 4 \cdot 0,25F_{CT} K_{\Phi} \left( 1 - \frac{2a_{CT}}{\pi(d_{12} + a_1 - a_2)} \right) (d_{12} + a_1 - a_2) = \\ &= F_{CT} K_{\Phi} \left( d_{12} + a_1 - a_2 - \frac{2}{\pi} a_{CT} \right). \end{aligned} \quad (1.170)$$

получаем общий объем стали магнитопровода УШРТ с разнесенными обмотками (УШРТР):

$$\begin{aligned} \Sigma V_{CT} &= 2F_{CT} \left\{ \ell_0 + K_{\Phi} [1,5(d_{12} + a_1 - a_2) + a_{11} - \right. \\ &\quad \left. - 0,5d_{CT} + 0,5 \left( d_{12} + a_1 - a_2 - \frac{2}{\pi} a_{CT} \right) \right\} = \\ &= 2F_{CT} \left\{ \ell_0 + K_{\Phi} \left[ 2(d_{12} + a_1 - a_2) + a_{11} - 0,5d_{CT} - \frac{a_{CT}}{\pi} \right] \right\}. \end{aligned} \quad (1.171)$$

Отсутствие боковых ярем управляемого реактора с разнесенными обмотками обеспечивает значительную экономию стали и определяет ограничение длины магнитопровода и соответственно длины бака УШРТР

## Глава 2. Применение управляемых реакторов в электрических сетях

### 2.1. Управляемые шунтирующие реакторы на электропередачах сверхвысокого напряжения

Управляемый шунтирующий реактор представляет собой двухобмоточный трансформатор с напряжением короткого замыкания, равным фазному напряжению (см. §1.5). Его первичная (сетевая) обмотка постоянно подключена к линии, а нейтраль заземлена. Вторичная обмотка замкнута управляющим блоком. При применении в управляющем блоке тиристоров с регулируемыми углами зажигания предусматривается третья (компенсационная) обмотка КО, располагаемая между сетевой обмоткой (СО) и обмоткой управления (ОУ). Эта обмотка предназначена для подавления высших гармонических в токе реактора. Для подавления 3, 5 и 7 гармоник к КО подключены фильтры (см.рис.2.1). В зависимости от угла зажигания тиристоров (от нуля до  $90^0$ ) ток в обмотке управления изменяется от номинального до нуля, а в сетевой обмотке от номинального индуктивного тока до емкостного тока, обусловленного фильтрами высших гармонических.

Такой реактор трансформаторного типа (УШРТ) безинерционный. Путем быстрого изменения угла зажигания тиристоров его ток можно изменять за полпериода промышленной частоты во всем диапазоне регулирования (например, от нуля до номинального тока).

Потери мощности в таком реакторе такие же, как в трансформаторе той же мощности. Содержание высших гармонических в токе сетевой обмотки не превышает 2% от номинального тока во всем диапазоне его регулирования.

Такие характеристики УШРТ позволяют подключать их непосредственно к линиям электропередачи. В нормальных режимах работы линий они обеспечивают компенсацию избыточной зарядной мощности линий, автоматически следя за режимом работы электропередачи. В аварийных режимах (разрыв электропередачи, короткое замыкание на линии и т.п.) они быстро изменяют ток до необходимой величины, обеспечивая ограничение внутренних перенапряжений, быстрое погасание дуги короткого замыкания и т.п.

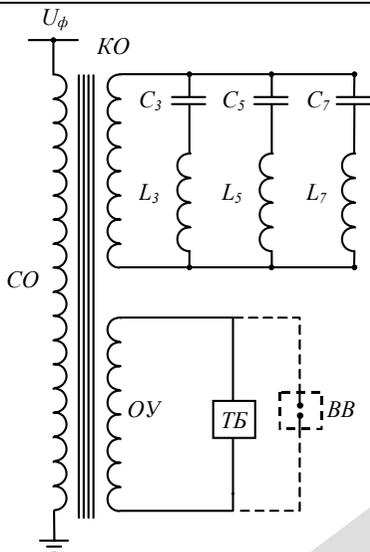


Рис.2.1. Принципиальная схема силовой части управляемого шунтирующего реактора трансформаторного типа: CO – сетевая обмотка, OU – обмотка управления, KO – компенсационная обмотка, ТБ – тиристорный блок управления, ВВ – вакуумный выключатель

Для полной компенсации избыточной зарядной мощности линии номинальный ток реактора должен быть равен зарядному току ненагруженной линии

$$I_{P.HOM} = I_H \cdot \lambda, \quad (2.1)$$

где  $I_H$  - натуральный ток линии

$$I_H = \frac{U_{\Phi.HOM}}{Z_B}, \quad (2.2)$$

$U_{\Phi.HOM}$  - номинальное фазовое напряжение,  $Z_B$  - волновое сопротивление линии,  $\lambda$  - волновая длина линии,

$$\lambda = \frac{\omega \cdot l}{v}, \quad (2.3)$$

где  $\omega$  - угловая частота,  $l$  - длина линии или участка линии, избыточная реактивная мощности которого компенсируется реактором,  $v$  - скорость распространения электромагнитной волны вдоль линии.

Избыточный реактивный ток линии изменяется в зависимости от тока нагрузки  $I$  согласно соотношению

$$I_{P,ИЗБ} = I_H \cdot \lambda \cdot \left[ 1 - \left( \frac{I}{I_H} \right)^2 \right]. \quad (2.4)$$

Более точные формулы для  $I_{P,ИЗБ}$  приведены в [14].

Соответственно должен изменяться ток реактора, обеспечивающий компенсацию  $I_{P,ИЗБ}$ . Поэтому система управления реактором должна обеспечивать измерение тока нагрузки в линии (с помощью трансформатора тока), вычисление необходимого тока реактора по формуле (2.4) или более точной, измерение тока в сетевой обмотке реактора с помощью трансформатора тока, сравнение вычисленного и измеренного токов и выработку сигнала на изменение угла зажигания тиристоров в зависимости от знака разности вычисленного и измеренного токов реактора. При положительном значении этой разности угол зажигания тиристоров должен уменьшаться (чтобы обеспечить увеличение тока), при отрицательном значении этой разности - увеличиваться. Согласно формуле (2.1) при передаче мощности, близкой к натуральной, ток в сетевой обмотке реактора должен быть близким к нулю. Однако, для обеспечения устойчивости работы электропередачи необходимо иметь некоторый запас по регулированию тока. При передаче по линии натуральной мощности такой запас обеспечивается емкостным током через сетевую обмотку реактора, обусловленным фильтрами высших гармонических (см. §1.6). Поэтому нет никаких проблем обеспечения устойчивой передачи мощности вплоть до натуральной мощности линии.

На холостом ходу линии ее зарядный ток максимален и равен произведению  $I_H \cdot \lambda$ . Поэтому при внезапном сбросе нагрузки на линии (например, при разрыве электропередачи) необходимо обеспечить быстрое увеличение мощности реактора вплоть до номинальной, чтобы предотвратить повышение напряжения на линии сверх допустимого значения. С этой целью система управления реактора должна получать сигнал на отключение линейных выключателей и без задержки вырабатывать сигнал на увеличение мощности реактора до номинального значения. Поскольку время отключения выключа-

теля составляет несколько периодов промышленной частоты, ток через УШРТ достигает номинального значения до момента отключения линии.

Аналогично для включения линии под напряжение необходимо подать сигнал на систему управления УШРТ одновременно с сигналом на привод выключателя. В этом случае при появлении напряжения на линии ток через сетевую обмотку УШРТ будет равен номинальному току. Следует отметить трудность обеспечения синхронизирующего устройства УШРТ в этом случае, поскольку перед включением выключателя на линии напряжение отсутствует.

Для исключения возможных ошибок целесообразно параллельно тиристорному блоку управления устанавливать вакуумный выключатель, замыкающий накоротко обмотку управления УШРТ по сигналу на включение линейного выключателя. После включения линии с обеих сторон проблема синхронизации тиристорной системы управления отпадает и вакуумный выключатель должен быть немедленно отключен для обеспечения возможности регулирования тока реактора.

Вакуумный выключатель, параллельный тиристорному блоку, необходим и на случай повреждения тиристоров или управляющей цепи. В этом случае аварийная защита должна подать сигнал на включение вакуумного выключателя независимо от режима работы линии.

УШРТ имеет еще одну существенную особенность. Поскольку его напряжение короткого замыкания близко к 100% , любые замыкания в обмотке управления реактора не могут увеличить его ток свыше номинального. Поэтому не требуется силового выключателя для аварийного отключения УШРТ. Его аварийное отключение можно обеспечить выключателем нагрузки, а в неповрежденном состоянии - разъединителем, поскольку при отсутствии тока в ОУ ток в сетевой обмотке составляет доли процента ( $\approx 0,5\%$ ) от номинального тока. Следовательно, для профилактического отключения УШРТ необходимо обесточить ОУ реактора, для чего следует предусмотреть возможность подачи специального сигнала на закрытие тиристоров (на увеличение угла их зажигания до  $90^\circ$ ). Естественно при повреждении высоковольтной обмотки УШРТ (например, замыкании части витков) ток через оставшуюся часть СО может увеличиться сверх номинального значения. Однако это крайне редкое явление должно рассматриваться как авария на линии, требующая ее отключения линейным выключателем.

Во всех остальных случаях работы релейной защиты реактора необходимо предусмотреть немедленное обесточивание ОУ (увеличением угла зажигания тиристоров до  $90^\circ$ ) и подачу аварийного сигнала (светового и звукового) для дежурного оператора.

На случай сбоев в канале управления УШРТ по току в линии необходимо предусмотреть страховочный канал управления по напряжению. При повышении напряжения сверх допустимого этот канал должен послать сигнал на уменьшение угла зажигания тиристоров до нуля (на увеличение тока реактора до номинального значения).

Применение УШРТ позволяет существенно улучшить всю систему регулирования напряжения в электрических сетях. Рассмотрим схему выдачи мощности от электростанции в электрическую сеть через линию электропередачи с волновой длиной  $\lambda$  (Рис.2.2а). Отношение синхронного индуктивного сопротивления генераторов  $X_S$  к волновому сопротивлению линии электропередачи  $Z_B$  составляет  $X_S/Z_B = 1 \div 2$ . При таких значениях синхронного сопротивления  $X_S$  чрезвычайно сложной является проблема регулирования напряжения на зажимах генераторов. Действительно, согласно [14] после преобразования волновых уравнений применительно к линиям сверхвысокого напряжения получаем соотношения для напряжения и тока в начале линии (при пренебрежении ее активным сопротивлением):

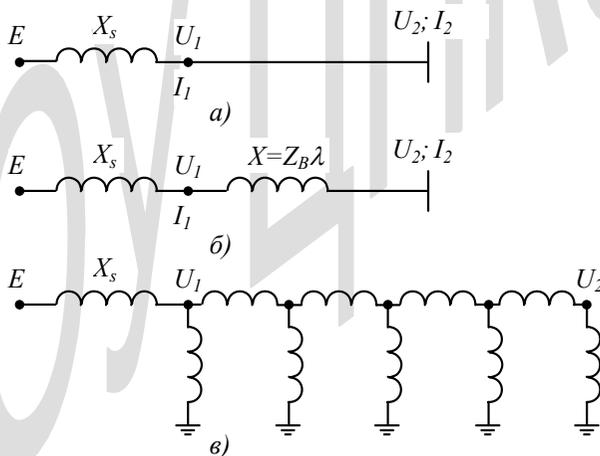


Рис.2.2. Эквивалентная схема электропередачи

$$\dot{U}_1 = \dot{U}_2 \cdot \cos \lambda + j \dot{I}_2 Z_B \cdot \sin \lambda = U_2 \left[ \cos \lambda + \frac{P}{P_H} \operatorname{tg} \varphi \cdot \sin \lambda + j \frac{P}{P_H} \sin \lambda \right], \quad (2.5)$$

$$\begin{aligned} \dot{I}_1 &= \dot{I}_2 \cdot \cos \lambda + j \frac{\dot{U}_2}{Z_B} \sin \lambda = \frac{U_2}{Z_B} \left[ \frac{P}{P_H} (1 - j \operatorname{tg} \varphi) \cdot \cos \lambda + j \sin \lambda \right] = \\ &= \frac{U_2}{Z_H} \left[ \frac{P}{P_H} \cos \lambda + j \left( \sin \lambda - \frac{P}{P_H} \operatorname{tg} \varphi \cdot \cos \lambda \right) \right], \end{aligned} \quad (2.6)$$

где вектор напряжения в конце линии совмещен с осью вещественных, а ток в конце линии принят равным

$$\dot{I}_2 = \frac{U_2}{Z_B} \cdot \frac{P}{P_H} \cdot (1 - j \operatorname{tg} \varphi), \quad (2.7)$$

$Z_B$  и  $\lambda$  - волновое сопротивление и волновая длина линии,  $P_H$  - ее натуральная мощность,  $P$  - передаваемая по линии мощность.

Модуль напряжения в начале линии равен согласно (2.5)

$$U_1 = U_2 \cdot \sqrt{\left( \cos \lambda + \frac{P}{P_H} \operatorname{tg} \varphi \cdot \sin \lambda \right)^2 + \left( \frac{P}{P_H} \right)^2 \cdot \sin^2 \lambda}. \quad (2.8)$$

Э.д.с.  $E$  за синхронным индуктивным сопротивлением источника напряжения  $X_S$

$$\begin{aligned} \dot{E} &= \dot{U}_1 + j \cdot \dot{I}_1 \cdot X_S = U_2 \cdot \left\{ \left[ \cos \lambda + \frac{P}{P_H} \operatorname{tg} \varphi \cdot \sin \lambda + j \cdot \frac{P}{P_H} \cdot \sin \lambda \right] + \right. \\ &+ j \cdot \alpha \cdot \left. \left[ \frac{P}{P_H} \cdot \cos \lambda + j \cdot \left( \sin \lambda - \frac{P}{P_H} \operatorname{tg} \varphi \cdot \cos \lambda \right) \right] \right\} = \\ &= U_2 \left[ \cos \lambda + \frac{P}{P_H} \operatorname{tg} \varphi \cdot \sin \lambda - \alpha \left( \sin \lambda - \frac{P}{P_H} \operatorname{tg} \varphi \cdot \cos \lambda \right) + j \frac{P}{P_H} (\sin \lambda + \alpha \cos \lambda) \right], \end{aligned} \quad (2.9)$$

где введено обозначение  $X_S = \alpha Z_B$ .

Модуль вектора  $\dot{E}$  равен

$$E = U_2 \sqrt{\left[ \cos \lambda + \frac{P}{P_H} \operatorname{tg} \varphi \sin \lambda - \alpha \left( \sin \lambda - \frac{P}{P_H} \operatorname{tg} \varphi \cos \lambda \right) \right]^2 + \left( \frac{P}{P_H} \right)^2 (\sin \lambda + \alpha \cos \lambda)^2}. \quad (2.10)$$

При передаче натуральной мощности ( $P = P_H$ ,  $\cos \varphi = 1$ ) и пренебреже-

нии активным сопротивлением линии напряжения по концам линии согласно (2.8) одинаковы

$$U_1 = U_2 \cdot \sqrt{\cos^2 \lambda + \sin^2 \lambda} = U_2 .$$

При  $P=P_H$  и  $\cos \varphi < 1$  напряжение в начале линии больше, чем в конце линии:  $U_1 > U_2$ .

Напротив в режиме холостого хода ( $P=0$ ) согласно (2.8)

$$U_1 = U_2 \cdot \cos \lambda ,$$

что определяет повышение напряжения в конце линии  $U_2$  по отношению к напряжению в начале линии:

$\lambda$ , рад	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,8	1,0
$U_2/U_1$	1,005	1,02	1,047	1,086	1,14	1,21	1,43	1,85

Из этих данных следует, что при типовой длине линий до 300-400 км ( $\lambda \approx 0,3-0,4$  рад) напряжение в конце линии превышает напряжение в начале линии в допустимых пределах (на линиях 400 кВ и выше допускается повышение напряжения на 5%, на линиях 330 кВ - на 10%, на линиях 110-220 кВ - на 15%). Тем не менее в условиях эксплуатации напряжение на линиях может повышаться значительно больше. Определяется это повышением условиями работы генераторов на станциях.

В режиме холостого хода линий согласно (2.8) и (2.10) отношение модулей э.д.с. генераторов и напряжения в начале линии равно

$$\frac{E}{U_1} = \frac{\cos \lambda - \alpha \cdot \sin \lambda}{\cos \lambda} = 1 - \alpha \cdot \operatorname{tg} \lambda . \quad (2.11)$$

Как видно, в режиме холостого хода  $E < U_1$ , причем при увеличении  $\alpha$  и  $\lambda$  отношение  $E/U_1$  уменьшается (см.табл.2.1).

Таблица 2.1

$\alpha$	$\lambda$ , рад						
	0,1	0,2	0,3	0,4	0,6	0,8	1,0
	$E/U_1$						
0,5	0,95	0,90	0,845	0,79	0,61	0,485	0,22
1,0	0,90	0,80	0,69	0,58	0,32	-	-
1,5	0,85	0,70	0,54	0,37	-	-	-
2,0	0,80	0,59	0,38	0,15	-	-	-

Как видно, э.д.с.  $E$  в режиме холостого хода может быть значительно меньше напряжения на зажимах генераторов. Известно, однако, что режим работы генераторов с пониженной э.д.с. (с недовозбуждением  $E < U_1$ ) чрезвычайно неблагоприятен, поскольку при этом возникают большие магнитные потоки рассеяния, вызывающие разогрев лобовых частей обмоток и быстрое старение изоляции, а также разрушение стали статора. В связи с этим отношение  $E/U_1$ , как правило ограничивается ( $E/U_1 \geq 0,85$ ), а для атомных электростанций - еще более жестко ( $E/U_1 \geq 1$ ). Практически это обеспечивается тем, что при достижении предельного значения  $E/U_1$  (0,85 или 1) регулятор генератора отключается и перестает поддерживать напряжение на зажимах генераторов  $U_1$ . При фиксированном токе возбуждения значение э.д.с.  $E$  фиксировано, а напряжение на зажимах генераторов увеличивается в соответствии с данными табл.2.1. Например, при  $\lambda=0,3$  рад,  $\alpha=1,5$  отношение  $E/U_1=0,54$ . С учетом допустимости отношения  $(E/U_1)_{\text{доп}}=0,85$  напряжение на зажимах генераторов

$$U_1 = \frac{E}{0,54} = \frac{0,85U_{\text{НОМ}}}{0,54} = 1,57U_{\text{НОМ}} .$$

Это напряжение трансформируется на высокую сторону. Такое повышение напряжения недопустимо в электрических сетях. Для его ограничения на линиях устанавливаются шунтирующие реакторы.

При наличии шунтирующих реакторов волновые уравнения линий видоизменяются.

Принимая шунтирующую компенсацию емкости линии реакторами равномерно распределенной вдоль линии получаем эквивалентную емкость на единицу длины линии

$$C_3 = C \cdot \left( 1 - \frac{Q_p}{P_H \cdot \lambda} \right) = C \cdot (1 - \beta) , \quad (2.12)$$

где  $\beta$  - степень компенсации зарядной мощности линии реакторами

Поскольку в этом случае (без распределенной продольной емкостной компенсации) индуктивность линии сохраняется неизменной, ее эквивалентное волновое сопротивление равно

$$Z_3 = \sqrt{\frac{L}{C_3}} = \sqrt{\frac{L}{C \cdot (1 - \beta)}} = Z_6 \cdot \frac{1}{\sqrt{1 - \beta}} , \quad (2.13)$$

а эквивалентная волновая длина линии

$$\lambda_3 = \omega \cdot \sqrt{L \cdot C_3} \cdot \ell = \omega \cdot \sqrt{L \cdot C} \cdot \sqrt{1 - \beta} \cdot \ell = \lambda \cdot \sqrt{1 - \beta} . \quad (2.14)$$

В частном случае 100%-ой компенсации зарядной мощности линии  $\beta=1$   $Z_3=\infty$  и  $\lambda_3=0$ . Это означает, что линия полностью теряет свои волновые свойства и ее эквивалентная схема при любой длине принимает вид, изображенный на рис.2.2,б, где

$$X = \omega \cdot L \cdot \ell = \frac{\omega \cdot \ell}{v} \cdot Z_6 = \lambda \cdot Z_6 . \quad (2.15)$$

В другом частном случае 100%-ой компенсации только избыточной зарядной мощности линии согласно формуле (2.4) мощность реакторов изменяется согласно соотношению

$$\frac{Q_p}{P_H \cdot \lambda} = 1 - \left( \frac{P}{P_H} \right)^2 \quad (2.16)$$

и

$$C_3 = \left( \frac{P}{P_H} \right)^2 \cdot C . \quad (2.17)$$

При этом

$$Z_3 = Z_6 \cdot \frac{P_H}{P} ; \quad \lambda_3 = \lambda \cdot \frac{P}{P_H} . \quad (2.18)$$

Согласно эквивалентной схеме рис.2.2,б и в соответствии с уравнениями (2.5), (2.6) и формулой (2.15) при 100%-ной компенсации зарядной мощности линии

$$\begin{aligned} \dot{I}_1 = \dot{I}_2 &= \frac{U_2}{Z_6} \cdot \frac{P}{P_n} \cdot (1 - j \cdot \operatorname{tg}\varphi) \\ \dot{U}_1 &= U_2 + j \cdot \dot{I}_2 \cdot X = U_2 + j \cdot \frac{U_2}{Z_6} \cdot (1 - j \cdot \operatorname{tg}\varphi) \cdot \lambda \cdot Z_6 = \\ &= U_2 \cdot \left[ \left( 1 + \lambda \cdot \frac{P}{P_n} \cdot \operatorname{tg}\varphi \right) + j\lambda \frac{P}{P_n} \right], \end{aligned} \quad (2.19)$$

откуда

$$U_1 = U_2 \cdot \sqrt{\left( 1 + \lambda \cdot \frac{P}{P_n} \cdot \operatorname{tg}\varphi \right)^2 + \lambda^2 \cdot \left( \frac{P}{P_n} \right)^2} = U_2 \cdot \sqrt{1 + 2\lambda \cdot \frac{P}{P_n} \cdot \operatorname{tg}\varphi + \frac{\lambda^2}{\cos^2 \varphi} \cdot \left( \frac{P}{P_n} \right)^2}. \quad (2.20)$$

Э.д.с. за синхронной реактивностью генератора

$$\begin{aligned} \dot{E}_1 &= \dot{U}_1 + j \cdot \dot{I}_1 \cdot X_S = U_2 + j \cdot \dot{I}_2 \cdot (X_S + X) = U_2 + j \cdot \dot{I}_2 \cdot (\alpha + \lambda) \cdot Z_6 = \\ &= U_2 \cdot \left[ 1 + (\alpha + \lambda) \cdot \frac{P}{P_n} \cdot \operatorname{tg}\varphi + j \cdot (\alpha + \lambda) \cdot \frac{P}{P_n} \right], \end{aligned}$$

откуда

$$E_1 = U_2 \cdot \sqrt{1 + 2(\alpha + \lambda) \cdot \frac{P}{P_n} \cdot \operatorname{tg}\varphi + \frac{(\alpha + \lambda)^2}{\cos^2 \varphi} \cdot \left( \frac{P}{P_n} \right)^2}. \quad (2.21)$$

Отношение  $E/U_1$  согласно (2.20) и (2.21) равно

$$\frac{E}{U_1} = \sqrt{\frac{1 + 2(\alpha + \lambda) \cdot \frac{P}{P_n} \cdot \operatorname{tg}\varphi + \frac{(\alpha + \lambda)^2}{\cos^2 \varphi} \cdot \left( \frac{P}{P_n} \right)^2}{1 + 2\lambda \cdot \frac{P}{P_n} \cdot \operatorname{tg}\varphi + \frac{\lambda^2}{\cos^2 \varphi} \cdot \left( \frac{P}{P_n} \right)^2}}. \quad (2.22)$$

В этом случае ( $\beta=1$ ) при любой передаваемой мощности и любой длине линии отношение  $E/U_1 \geq 1$ , а в режиме холостого хода линии ( $P/P_n=0$ )  $E/U_1=1$  независимо от длины линии. Таким образом, при  $\beta=1$  обеспечиваются приемлемые условия работы генераторов во всем возможном диапазоне передачи электрической энергии (см. рис.2.3).

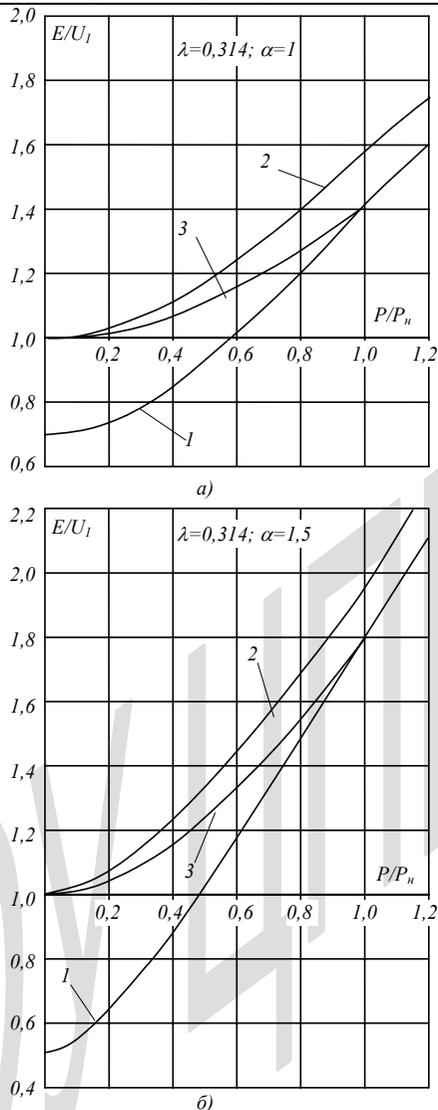


Рис. 2.3. Зависимости отношения  $E/U_1$  от отношения  $P/P_n$  для генераторов с синхронным индуктивным сопротивлением  $X_S=Z_B$  (а) и  $X_S=1,5Z_B$  (б), работающих на линию длиной 300 км ( $f=50$  Гц): 1 - без ШПР, 2 - с ФШПР, обеспечивающими 100%-ную компенсацию зарядной мощности линии, 3 - с УШРТ такой же номинальной мощности

Однако наличие шунтирующих реакторов на линии ограничивает их пропускную способность. Действительно, формула (2.20) позволяет определить предельное отношение передаваемой мощности к натуральной при заданном допустимом перепаде напряжения вдоль линии  $U_1/U_2$  и  $\beta=1$

$$\left(\frac{P}{P_n}\right)_{ШР.пред} = \frac{\cos\varphi}{\lambda} \cdot \left[ \sqrt{\left(\frac{U_1}{U_2}\right)^2 - \cos^2\varphi} - \sin\varphi \right], \quad (2.23)$$

тогда как при отсутствии шунтирующих реакторов на линии согласно (2.8)

$$\left(\frac{P}{P_n}\right)_{пред} = \frac{\cos\varphi}{\sin\lambda} \cdot \left[ \sqrt{\left(\frac{U_1}{U_2}\right)^2 - \cos^2\lambda \cdot \cos^2\varphi} - \cos\lambda \sin\varphi \right]. \quad (2.24)$$

Разность предельных отношений  $P/P_n$  при отсутствии ШР и при 100%-ой компенсации зарядной мощности линии ( $\beta=1$ )

$$\begin{aligned} \left(\frac{P}{P_n}\right)_{пред} - \left(\frac{P}{P_n}\right)_{ШР.пред} &= \cos\varphi \cdot \left[ \frac{1}{\sin\lambda} \cdot \sqrt{\left(\frac{U_1}{U_2}\right)^2 - \cos^2\lambda \cdot \cos^2\varphi} - \right. \\ &\left. - \frac{1}{\lambda} \cdot \sqrt{\left(\frac{U_1}{U_2}\right)^2 - \cos^2\varphi} + \sin\varphi \cdot (1 - \cos\lambda) \right]. \end{aligned} \quad (2.25)$$

Как видно, разность предельных отношений  $P/P_n$  при отсутствии ШР и при  $Q_p=P_n \cdot \lambda$  тем больше, чем больше угол  $\varphi$  сдвига тока относительно напряжения в конце линии. В частности при передаче чисто активной мощности ( $\varphi=0$ )

$$\left(\frac{P}{P_n}\right)_{пред} - \left(\frac{P}{P_n}\right)_{ШР.пред} = \frac{1}{\sin\lambda} \cdot \sqrt{\left(\frac{U_1}{U_2}\right)^2 - \cos^2\lambda} - \frac{1}{\lambda} \cdot \sqrt{\left(\frac{U_1}{U_2}\right)^2} - 1. \quad (2.26)$$

Для линий длиной 300-400 км эта разность весьма существенна (см. рис.2.4). Так, например, при длине линии 300 км ( $\lambda=0,314$  рад при  $f=50$  Гц) разность предельных отношений  $P/P_n$  при отсутствии ШР и при  $Q_p=P_n \cdot \lambda$  при  $\varphi=0$  составляет 28%, тогда как при длине линии 500 км ( $\lambda=0,523$  рад) эта разность составляет 50%. При наличии реактивной нагрузки эта разность еще больше.

По этой причине, как правило, на линиях ограниченной длины (до 300-400 км) устанавливают ШР, мощность которых значительно меньше зарядной мощности линии, но обеспечивает приемлемое для генераторов отношение  $E/U_1$ .

Необходимая степень компенсации зарядной мощности линии при заданном отношении  $E/U_1$  может быть определена из волновых уравнений (2.5), (2.6) при подстановке в них эквивалентных параметров (2.13), (2.14)

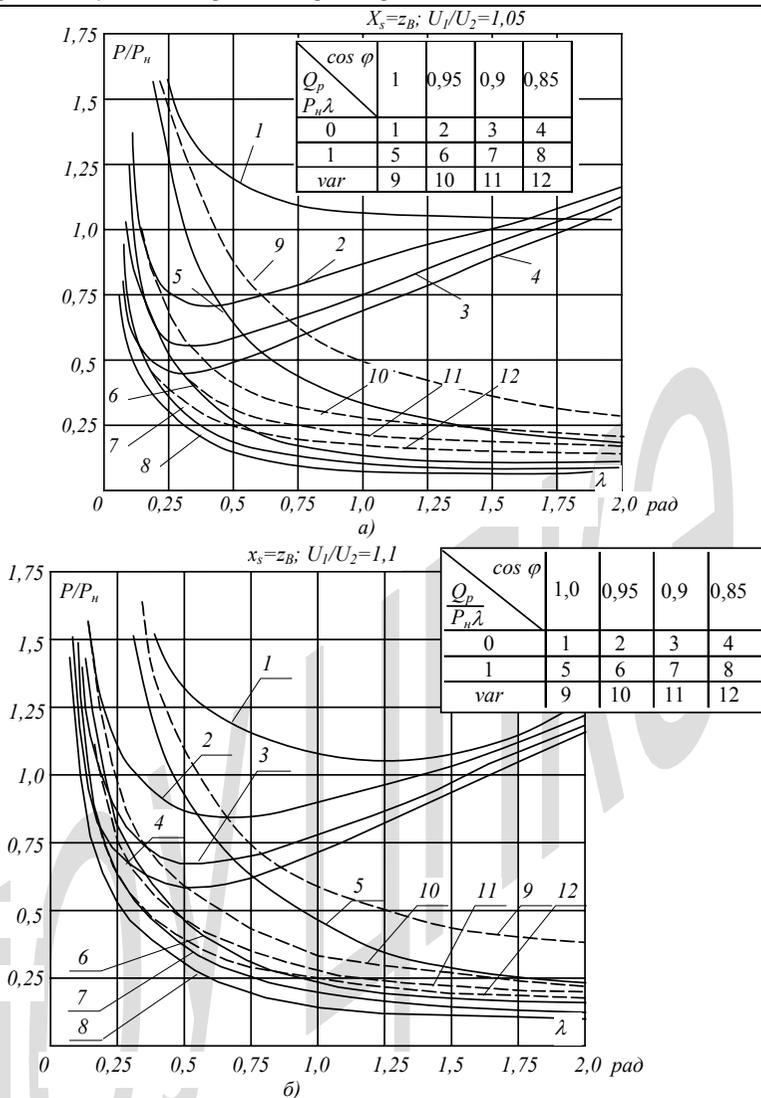


Рис.2.4. Зависимости предельного отношения передаваемой мощности к натуральной от волновой длины линии при  $\alpha=1$  и различной степени компенсации зарядной мощности линий  $Q_p/P_n \lambda=0$  (кривые 1-4),  $Q_p/P_n \lambda=1$  (кривые 5-8),  $Q_p/P_n \lambda=var$  (обеспечивающие отношение  $E/U_1=0,85$  при  $P=0$  (кривые 9-12), при различных значениях  $\cos \varphi=1$  (кривые 1, 5 и 9)  $\cos \varphi=0,95$  (кривые 2, 6 и 10),  $\cos \varphi=0,9$  (кривые 3, 7 и 11),  $\cos \varphi=0,85$  (кривые 4, 8 и 12) и при различных допустимых перепадах напряжения вдоль линии:  $U_1/U_2=1,05$ (а) и  $U_1/U_2=1,1$  (б)

$$\begin{aligned} \dot{U}_1 &= U_2 \cdot \left[ \cos(\lambda \cdot \sqrt{1-\beta}) + \frac{P}{P_n} \cdot \frac{\operatorname{tg}\varphi}{\sqrt{1-\beta}} \cdot \sin(\lambda \cdot \sqrt{1-\beta}) + j \cdot \frac{P}{P_n} \cdot \frac{\sin(\lambda \cdot \sqrt{1-\beta})}{\sqrt{1-\beta}} \right] \\ U_1 &= U_2 \cdot \sqrt{\left( \cos(\lambda \cdot \sqrt{1-\beta}) + \frac{P}{P_n} \cdot \frac{\operatorname{tg}\varphi}{\sqrt{1-\beta}} \cdot \sin(\lambda \cdot \sqrt{1-\beta}) \right)^2 + \left( \frac{P}{P_n} \right)^2 \cdot \frac{\sin^2(\lambda \cdot \sqrt{1-\beta})}{(1-\beta)^2}} \end{aligned} \quad (2.27)$$

$$\begin{aligned} \dot{I}_1 &= \frac{U_2}{Z_g} \cdot \left[ \frac{P}{P_n} \cdot \cos(\lambda \cdot \sqrt{1-\beta}) + j \cdot \left( \alpha \cdot \sqrt{1-\beta} \cdot \sin(\lambda \cdot \sqrt{1-\beta}) - \frac{P}{P_n} \cdot \operatorname{tg}(\lambda \cdot \sqrt{1-\beta}) \right) \right] \\ \dot{E}_1 &= U_2 \cdot \left[ \cos(\lambda \cdot \sqrt{1-\beta}) - \alpha \cdot \sqrt{1-\beta} \cdot \sin(\lambda \cdot \sqrt{1-\beta}) + \right. \\ &+ \frac{P}{P_n} \cdot \operatorname{tg}\varphi \cdot \left( \frac{\sin(\lambda \cdot \sqrt{1-\beta})}{\sqrt{1-\beta}} - \alpha \cdot \cos(\lambda \cdot \sqrt{1-\beta}) \right) + \\ &+ j \cdot \frac{P}{P_n} \cdot \left. \left( \frac{\sin(\lambda \cdot \sqrt{1-\beta})}{\sqrt{1-\beta}} + \alpha \cdot \cos(\lambda \cdot \sqrt{1-\beta}) \right) \right] \end{aligned} \quad (2.28) \quad \text{В}$$

режиме холостого хода линии ( $P=0$ )

$$E = U_2 \cdot (\cos \lambda \cdot \sqrt{1-\beta} - \alpha \cdot \sqrt{1-\beta} \cdot \sin \lambda \cdot \sqrt{1-\beta}). \quad (2.29)$$

Следовательно, согласно (2.27), (2.29) в режиме холостого хода линии отношение

$$\frac{E}{U_1} = 1 - \alpha \cdot \sqrt{1-\beta} \cdot \operatorname{tg}(\lambda \sqrt{1-\beta}), \quad (2.30)$$

откуда необходимая степень компенсации зарядной мощности линии

$$\beta = 1 - \frac{\operatorname{ctg}^2(\lambda \sqrt{1-\beta})}{\alpha^2} \cdot \left( 1 - \frac{E}{U_1} \right)^2. \quad (2.31)$$

Из последнего соотношения следует, что независимо от волновой длины линии  $\lambda$  и относительной величины синхронного индуктивного сопротивления генераторов  $\alpha$  при минимально допустимом отношении  $E/U_1=1$  необходимая степень компенсации зарядной мощности линии  $\beta=1$ .

При допустимом отношении  $E/U_1 < 1$  может быть допущена степень компенсации  $\beta < 1$ , зависящая от волновой длины линии  $\lambda$  и от  $\alpha$  (см. рис.2.5). Как видно, необходимая степень компенсации зарядной мощности линии

шунтирующими реакторами для обеспечения приемлемых условий работы генераторов при  $E/U_1 < 1$  быстро увеличивается при увеличении длины линии. Так, например, при допустимом отношении  $E/U_1 = 0,85$  при  $\lambda = 0,4$  рад и  $\alpha = 1$  допустимая степень компенсации  $\beta = 0,635$ . Увеличение  $\alpha$  до 2 приводит к необходимости увеличить  $\beta$  до 0,81.

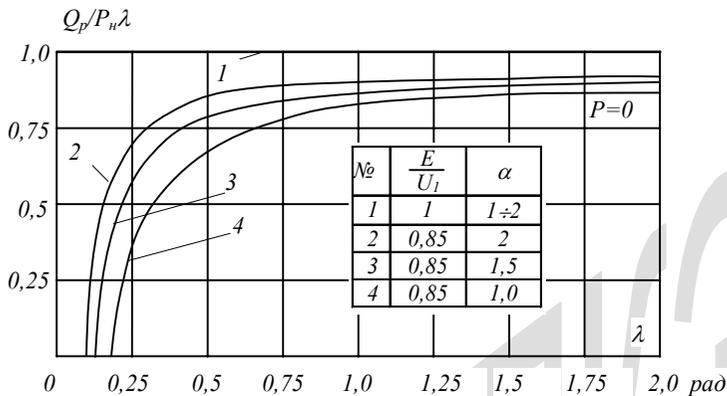


Рис.2.5. Зависимости от волновой длины линий  $\lambda$  необходимой степени компенсации их зарядной мощности для обеспечения заданного отношения  $E/U_1$  на холостом ходу линий:  $E/U_1 = 1$  (1),  $E/U_1 = 0,85$  (кривые 2-4), при различных относительных величинах импеданса источника напряжения  $\alpha = 1$  (4);  $\alpha = 1,5$  (3);  $\alpha = 2$  (2).

Снижение степени компенсации зарядной мощности линии шунтирующими реакторами по отношению к 100%-ой приводит к повышению предельной передаваемой мощности по условию ограничения перепада напряжения. Согласно формуле (2.27) относительная величина предельной передаваемой мощности равна

$$\left(\frac{P}{P_n}\right)'_{ШР.пред} = \frac{\sqrt{1-\beta} \cdot \cos \varphi}{\sin(\lambda \cdot \sqrt{1-\beta})} \times \left[ \sqrt{\left(\frac{U_1}{U_2}\right)^2 - \cos^2(\lambda \cdot \sqrt{1-\beta}) \cdot \cos^2 \varphi - \cos(\lambda \cdot \sqrt{1-\beta}) \cdot \sin \varphi} \right]. \quad (2.32)$$

Подставляя в последнюю формулу значения  $\beta$ , вычисленные по формуле (2.31), можно получить зависимости предельных передаваемых мощностей в этом случае от волновой длины линии (см. рис.2.4). Они проходят

несколько выше, чем при 100%-ой компенсации зарядной мощности линии шунтирующими реакторами, но все же пропускная способность линий значительно ниже естественной пропускной способности при отсутствии шунтирующих реакторов, особенно при больших длинных линиях ( $\lambda > 0,25$  рад).

Совершенно иные условия складываются при использовании управляемых шунтирующих реакторов, мощность которых регулируется в зависимости от режима работы электропередачи согласно соотношению (2.16). В этом случае при холостом ходе обеспечивается 100%-ная компенсация зарядной мощности линии ( $Q_p = P_n \cdot \lambda$ ) и генераторы электростанций освобождены от необходимости потребления реактивной мощности линий, а при передаче натуральной мощности ( $P = P_n$ ) мощность реакторов равна нулю, что исключает возможность снижения пропускной способности линии из-за наличия шунтирующих реакторов.

При наличии управляемых шунтирующих реакторов с законом регулирования  $\beta = \frac{Q_p}{P_n \cdot \lambda} = 1 - \left( \frac{P}{P_n} \right)^2$  эквивалентные параметры линии определяются соотношениями (2.18) и согласно (2.27), (2.28) формулы для напряжения в начале линии и э.д.с. за синхронным индуктивным сопротивлением генераторов принимают вид

$$U_1 = U_2 \sqrt{\left( \cos\left(\frac{P}{P_n} \lambda\right) + \operatorname{tg} \varphi \cdot \sin\left(\frac{P}{P_n} \lambda\right) \right)^2 + \sin^2\left(\frac{P}{P_n} \lambda\right)}, \quad (2.33)$$

$$E = U_2 \cdot \left\{ \left[ \cos\left(\frac{P}{P_n} \lambda\right) - \alpha \cdot \frac{P}{P_n} \cdot \sin\left(\frac{P}{P_n} \lambda\right) + \operatorname{tg} \varphi \cdot \left( \sin\left(\frac{P}{P_n} \lambda\right) - \alpha \cdot \frac{P}{P_n} \cdot \cos\left(\frac{P}{P_n} \lambda\right) \right) \right]^2 + \left[ \sin\left(\frac{P}{P_n} \lambda\right) + \alpha \cdot \frac{P}{P_n} \cdot \cos\left(\frac{P}{P_n} \lambda\right) \right]^2 \right\}^{1/2}. \quad (2.34)$$

При чисто активной нагрузке ( $\operatorname{tg} \varphi = 0$ ) эти формулы определяют следующие значения  $U_1$  и  $E$

$$U_1 = U_2 \cdot \sqrt{\cos^2\left(\frac{P}{P_n} \lambda\right) + \sin^2\left(\frac{P}{P_n} \lambda\right)} = U_2, \quad (2.35)$$

$$E = U_2 \cdot \sqrt{1 + \left( \alpha \cdot \frac{P}{P_n} \right)^2}, \quad (2.36)$$

а отношение (минимальное при  $\operatorname{tg} \varphi = 0$ )

$$\frac{E}{U_1} = U_2 \cdot \sqrt{1 + \left( \alpha \cdot \frac{P}{P_n} \right)^2}. \quad (2.37)$$

Из этих соотношений следует, что при передаче чисто активной мощности в этом случае при любой передаваемой мощности  $0 \leq P \leq P_n$  линии работают без перепада напряжения (без учета сопротивления линии), а отношение  $E/U_1 \geq 1$ . Причем отношение  $E/U_1$  не зависит от длины линии, а только от относительной величины синхронного индуктивного сопротивления  $\alpha$  и отношения  $P/P_n$ . При использовании же ФШР (шунтирующих реакторов с фиксированными параметрами) такой же мощности ( $Q_p = P_n \lambda$ ) согласно (2.22) это отношение равно

$$\frac{E}{U_1} = \sqrt{\frac{1 + (\alpha + \lambda)^2 \cdot \left( \frac{P}{P_n} \right)^2}{1 + \lambda^2 \cdot \left( \frac{P}{P_n} \right)^2}}. \quad (2.38)$$

Сравнение формул (2.37) и (2.38) показывает, что при наличии ФШР отношение  $E/U_1$  при  $P > 0$  больше, чем при УШРТ, и изменяется при увеличении длины линий.

Результаты вычислений зависимостей  $E/U_1 = f(P/P_n)$  по формуле (2.37) приведены на рис.2.3. Как видно, при наличии УШРТ диапазон изменения отношения  $E/U_1$  резко ограничивается и составляет всего 41% при изменении от ношения  $P/P_n$  в пределах  $0 \leq P/P_n \leq 1$  вместо 57% при использовании ФШР.

Таким образом, установка УШРТ на линии позволяет обеспечить постоянство напряжения на зажимах генераторов во всем диапазоне регулирования выдаваемой мощности от холостого хода до номинальной нагрузки. При этом значительно (на 25%) уменьшаются потери мощности в обмотке

возбуждения генераторов в режимах малых нагрузок и может быть уменьшен расход меди в обмотке статора из-за значительного уменьшения реактивного тока при больших нагрузках.

Стабилизация напряжения на зажимах генераторов обеспечивает стабилизацию напряжения на примыкающей к станции линии (линиях) на уровне номинального напряжения, что определяет возможность глубокого ограничения коммутационных перенапряжений на линиях (см. §2.2).

При отсутствии УШРТ повышение пропускной способности линий электропередачи с ФШР обеспечивается продольной емкостной компенсацией индуктивного сопротивления линии. При 100%-ной компенсации зарядной мощности линия полностью теряет свои волновые свойства. При этом уравнение напряжений на линии при наличии продольной емкостной компенсации принимает вид

$$\dot{U}_1 = U_2 + \dot{I}_2 \cdot R + j \cdot \dot{I}_2 \cdot Z \cdot \lambda \cdot (1 - \eta_c), \quad (2.39)$$

где  $\eta_c = \frac{X_c}{X} = \frac{X_c}{\lambda \cdot Z}$ .

Отношение напряжений на концах линии при передаче чисто активной мощности  $\left( \dot{I}_2 = \frac{U_2}{Z} \cdot \frac{P}{P_n} \right)$  равно

$$\frac{U_1}{U_2} = \sqrt{\left(1 + \frac{R}{Z} \cdot \frac{P}{P_n}\right)^2 + \left(\lambda \cdot \frac{P}{P_n}\right)^2 \cdot (1 - \eta_c)^2} \approx \sqrt{1 + \left(\lambda \frac{P}{P_n}\right)^2 \cdot (1 - \eta_c)^2 + 2 \frac{R}{Z} \left(\frac{P}{P_n}\right)}. \quad (2.40)$$

Необходимая степень продольной емкостной компенсации для передачи заданной мощности согласно (2.40)

$$\eta_c = 1 - \frac{1}{\lambda} \cdot \frac{P_n}{P} \sqrt{\left(\frac{U_1}{U_2}\right)^2 - \left(1 + \frac{R}{Z} \cdot \frac{P}{P_n}\right)^2}. \quad (2.41)$$

Как видно из формулы (2.41), при увеличении отношения  $P/P_n$  и волновой длины линии  $\lambda$  необходимая степень продольной емкостной компенсации увеличивается (см. рис. 2.6). При малых длинах линий для передачи на-

туральной мощности продольная компенсация не требуется. При больших длинах линий требуется 100%-ная компенсация, после чего передача натуральной мощности невозможна.

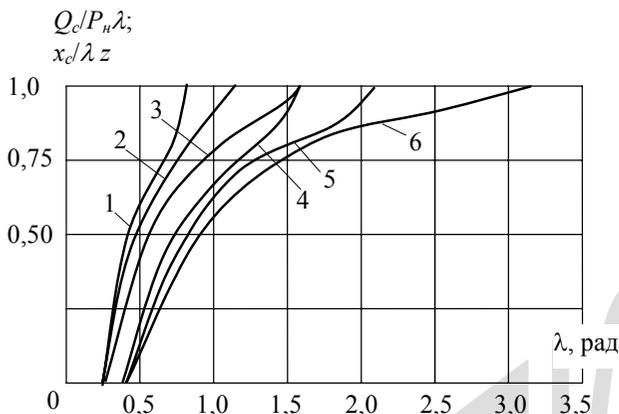


Рис. 2.6. Зависимости от волновой длины линий необходимой степени продольной компенсации для передачи натуральной мощности при заданных перепадах напряжения  $U_1/U_2=1,05$  (кривые 1-3) и 1,10 (кривые 4-6) для разных классов напряжения: 500 кВ (кривые 1 и 4), 800 (кривые 2 и 5), 1200 кВ (кривые 3 и 6)

Уравнение (2.40) позволяет получить зависимость предельного отношения передаваемой мощности к натуральной  $(P/P_H)_{np}$  от длины линии при заданном допустимом перепаде напряжения  $U_1/U_2$  :

$$\left(\frac{P}{P_H}\right)_{np} = \frac{-\frac{R}{Z} + \sqrt{\frac{R^2}{Z^2} + \left[\left(\frac{U_1}{U_2}\right)_{доп}^2 - 1\right] \cdot \left[\frac{R^2}{Z^2} + \lambda^2(1 - \eta_c)^2\right]}}{\lambda^2(1 - \eta_c)^2 + \frac{R^2}{Z^2}}. \quad (2.42)$$

Результаты вычислений по этой формуле при отношении

$$\frac{R}{Z} = \frac{\rho \cdot \ell}{Z \cdot F_a} = \frac{\rho \cdot \ell \cdot I_H \cdot J}{U_2 \cdot I_H} = \frac{\rho \cdot \ell \cdot J}{U_2}$$

для линии класса 500 кВ при  $\rho = 28,3$  Ом·мм<sup>2</sup>/км,  $J = 0,8$  А/мм<sup>2</sup> и  $(U_1/U_2)_{доп} = 1,05$  приведены на рис.2.7 вместе с данными [15] для такой же

линии при использовании УШРТ в диапазоне изменения параметра  $\beta$  от 0 до -1. Как видно, при одинаковой мощности компенсирующих устройств эффективность продольной емкостной компенсации значительно ниже, причем с увеличением длины линии это различие возрастает.

На рис.2.8 приведена зависимость критической длины линии от степени компенсации ее реактивной мощности, при которой эффективность обоих видов компенсации одинакова для линий 500 кВ. При большей длине линий ( $\ell > \ell_{кр}$ ) более эффективна компенсация с помощью УШРТ; при  $\ell < \ell_{кр}$  более эффективна компенсация с помощью УПК.

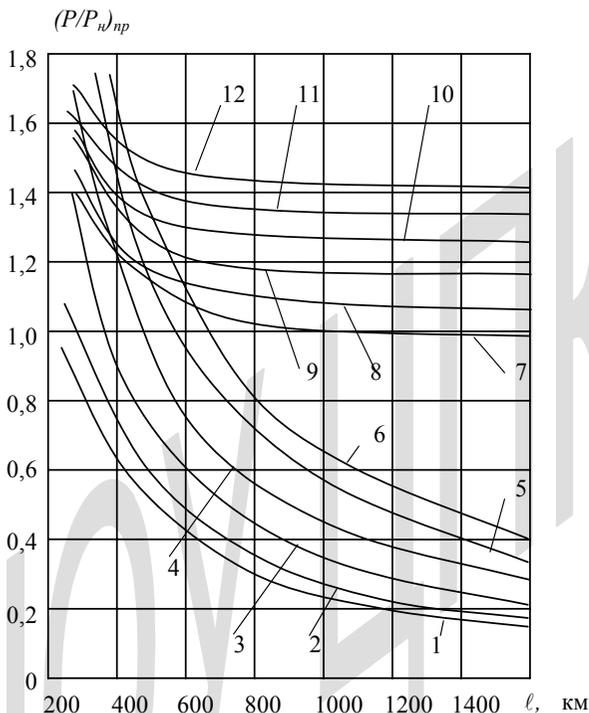


Рис.2.7. Зависимости отношения предельной передаваемой мощности к натуральной мощности линий класса 500 кВ от их длины при 100%-ной компенсации их зарядной мощности ( $\beta = 1$ ) и различных значениях  $\eta_c = 0$  (кривая 1); 0,2 (кривая 2); 0,4 (кривая 3); 0,6 (кривая 4); 0,8 (кривая 5); 1,0 (кривая 6) и при  $\eta_c = 0$  и различных значениях  $\beta = 0$  (кривая 7); -0,2 (кривая 8); -0,4 (кривая 9); -0,6 (кривая 10); -0,8 (кривая 11); -1,0 (кривая 12) при частоте  $f = 50$  Гц

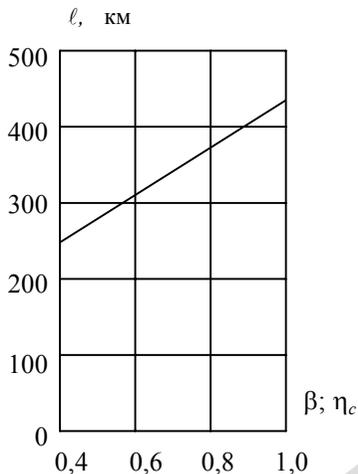


Рис.2.8. Зависимость критической длины линии 500 кВ от степени компенсации  $\beta$  ( $\eta_c$ )

Следует отметить, что комбинированное применение УШРТ с диапазоном регулирования  $0 \leq \beta \leq 1$  и УПК значительно повышает эффективность использования УПК. Действительно, в этом случае в режиме холостого хода линии  $\beta=1$  и напряжение вдоль линии не изменяется ( $U_1/U_2=1$ ). При увеличении передаваемой мощности параметр  $\beta$  уменьшается до нуля, и предельная передаваемая мощность определяется соотношением, полученным из уравнения (2.40) при подстановке отношения

$$\frac{R}{Z} = \frac{\rho \cdot J \cdot \ell}{U_2} \cdot \frac{P}{P_H},$$

$$\left( \frac{P}{P_H} \right)_{\text{пр}} = \frac{1}{\sqrt{1-\eta_c} \cdot \sin \lambda \sqrt{1-\eta_c}} \times \sqrt{\left( \frac{U_1}{U_2} \right)_{\text{доп}}^2 - \cos^2 \lambda \sqrt{1-\eta_c} - \frac{\rho \cdot J \cdot \ell}{U_2} \cdot \left( 1 + \frac{\sin 2\lambda \sqrt{1-\eta_c}}{2\lambda \sqrt{1-\eta_c}} \right)}. \quad (2.43)$$

Результаты вычислений по этой формуле для линий класса 500 кВ приведены на рис.2.9. Сравнение полученных зависимостей  $(P/P_H)_{\text{пр}} = f(\ell)$  с аналогичными зависимостями рис.2.7 показывает, что в последнем слу-

чае предельная передаваемая мощность больше, чем в обоих случаях, соответствующих рис.2.7. Тем не менее можно говорить о преимуществе использования УШРТ в диапазоне регулирования  $-1 \leq \beta \leq 1$ , поскольку в этом случае батареи конденсаторов располагаются на потенциале земли, а не под номинальным напряжением линии, и через конденсаторы не протекает ток нагрузки линии.

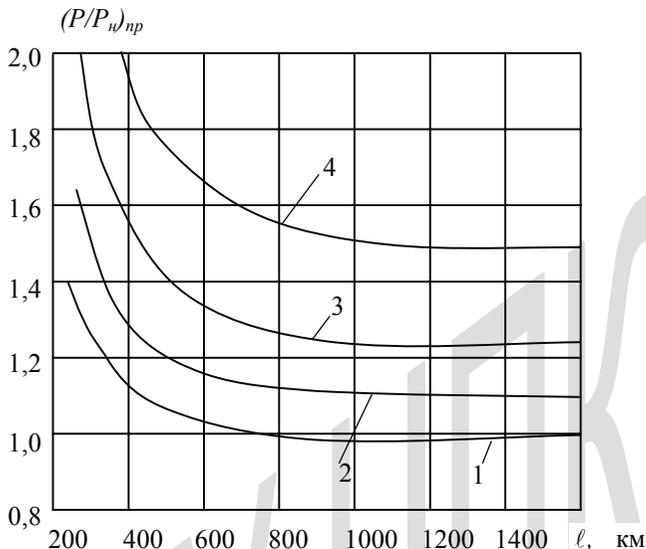


Рис.2.9. Зависимости  $(P/P_H)_{нр}$  от длины линии класса класса 500 кВ при  $\beta = 0$  и различных значениях  $\eta_c = 0$  (кривая 1); 0,2 (кривая 2); 0,4 (кривая 3); 0,6 (кривая 4) при частоте  $f = 50$  Гц

Необходимо отметить, что при выводе формулы (2.43) предполагалось равномерное распределение УПК вдоль линии. В действительности УПК сосредоточены в отдельных пунктах. Поэтому следует выяснить необходимое их количество  $n$ , исходя из ограничения перепада напряжения на них. Перепад напряжения на УПК можно определить исходя из уравнения

$$\begin{aligned} \dot{U}_2 &= \dot{U}_1 + j \cdot X_C \cdot \frac{1}{n} = \dot{U}_1 - j \cdot \dot{I}_H \cdot \frac{P}{P_H} \cdot \eta_c \cdot X_L \cdot \frac{1}{n} = \\ &= \dot{U}_1 - j \cdot \dot{I}_H \cdot \frac{P}{P_H} \cdot \eta_c \cdot Z \cdot \lambda \cdot \frac{1}{n} = \dot{U}_1 \cdot \left( 1 - j \cdot \frac{1}{n} \cdot \eta_c \cdot \lambda \cdot \frac{P}{P_H} \right), \end{aligned} \quad (2.44)$$

откуда при передаче чисто активной мощности и при совмещении вектора  $U_1$  с осью вещественных получаем

$$\left(\frac{U_2}{U_1}\right)_{\text{доп}}^2 = 1 + \left(\eta_c \cdot \lambda \cdot \frac{P}{P_H} \cdot \frac{1}{n}\right)^2$$

или

$$n = \frac{\eta_c \cdot \lambda \cdot \frac{P}{P_H}}{\sqrt{\left(\frac{U_2}{U_1}\right)_{\text{доп}}^2 - 1}}. \quad (2.45)$$

$$\text{При } \left(\frac{U_2}{U_1}\right)_{\text{доп}} = 1,05$$

$$n = 3,1 \cdot \eta_c \cdot \lambda \cdot \frac{P}{P_H}. \quad (2.46)$$

Результаты расчетов по этой формуле при  $(P/P_H)_{\text{пр}}$  согласно рис.2.9 при  $\eta_c=0,6$  приведены в табл.2.2 при частоте  $f = 50$  Гц.

В четвертой строке таблицы приведены расчетные значения необходимого количества УПК, а в пятой – реальное их количество с учетом их целочисленности. Как видно, минимальное количество УПК быстро увеличивается при увеличении длины линии. При этом удельное количество УПК (на единицу волновой длины линий  $n/\lambda$ ) сохраняется практически неизменным при  $\lambda > 0,42$  рад. Необходимое большое количество УПК также является недостатком такого способа повышения пропускной способности длинных линий электропередачи.

Таблица 2.2

$\ell$ , км	400	600	800	1000	1200	1500
$\lambda$ , рад	0,42	0,63	0,84	1,05	1,256	1,57
$(P/P_H)_{\text{пр}}$	1,97	1,65	1,55	1,51	1,5	1,5
$n_{\text{р}}$	1,54	1,94	2,44	3,0	3,5	4,5
$n$	2	2	3	3	4	5
$n/\lambda$ , 1/рад	4,76	3,2	3,6	2,86	3,2	3,2

## 2.2. Ограничение коммутационных перенапряжений на линиях электропередачи

Физические основы ограничения коммутационных перенапряжений с помощью быстродействующих управляемых шунтирующих реакторов могут быть пояснены на примере анализа переходного процесса включения линии (участка линии), замещенной Т-схемой (рис. 2.10). Для упрощения выкладок пренебрежем активным сопротивлением линии. В этом случае операторное сопротивление цепи  $\left( L_{\text{Л}} = \frac{1}{2} \cdot L \cdot l \right)$

$$Z(p) = p(L_C + L_{\text{Л}}) + \frac{p \cdot L_P}{1 + p^2 \cdot L_P \cdot C_{\text{Л}}} \quad (2.47)$$

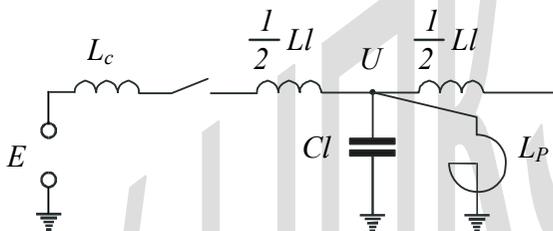


Рис.2.8. Эквивалентная Т-схема коммутируемой линии:  $L_C$  – предвключенная индуктивность системы,  $L$  – рабочая индуктивность единицы длины фазы линии,  $C$  – рабочая емкость единицы длины фазы линии,  $L_P$  – индуктивность реактора.

Представим напряжение на конденсаторе  $C_{\text{Л}}=C \cdot l$  в операторной форме при подключении линии к источнику ЭДС промышленной частоты.

$$U_C(p) = \frac{e(p)}{Z(p)} \cdot \frac{p \cdot L_P}{1 + p^2 \cdot L_P \cdot C_{\text{Л}}} = \frac{e(p)}{p \cdot (L_C + L_{\text{Л}}) + \frac{p \cdot L_P}{1 + p^2 \cdot L_P \cdot C_{\text{Л}}}} \times$$

$$\begin{aligned} & \times \frac{p \cdot L_P}{1 + p^2 \cdot L_P \cdot C_L} = \frac{1}{(L_C + L_L) \cdot C_L} \cdot \frac{e(p)}{p^2 + \frac{1}{C_L} \cdot \left( \frac{1}{L_P} + \frac{1}{L_C + L_L} \right)} = \\ & = \frac{E_m}{(L_C + L_L) \cdot C_L} \cdot \frac{p}{p^2 + \omega^2} \cdot \frac{1}{p^2 + \frac{1}{C_L} \cdot \left( \frac{1}{L_P} + \frac{1}{L_C + L_L} \right)}, \end{aligned} \quad (2.48)$$

где принято, что включение линии производится в момент максимума ЭДС (наиболее тяжелый случай) и соответственно

$$e(t) = E_m \cdot \cos \omega t; \quad e(p) = E_m \frac{p^2}{p^2 + \omega^2}. \quad (2.49)$$

Переходя от изображения к оригиналу, получаем напряжение на линии

$$u(t) = \frac{E_m}{1 + \frac{L_C + L_L}{L_P} - \omega^2 \cdot (L_C + L_L) \cdot C_L} \cdot \left[ \cos \omega t - \cos \sqrt{\frac{L_C + L_L + L_P}{L_P \cdot (L_C + L_L) \cdot C_L}} \cdot t \right]. \quad (2.50)$$

Как видно из последней формулы, на вынужденную составляющую напряжения промышленной частоты  $\omega$  накладывается переходная составляющая с угловой частотой

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{L_C + L_L + L_P}{L_P \cdot (L_C + L_L) \cdot C_L}}. \quad (2.51)$$

и с той же амплитудой, что и вынужденная составляющая.

Наибольшее напряжение на линии получается при совпадении максимумов вынужденной и переходной составляющих, когда (без учета затухания переходной составляющей) разность в квадратных скобках равна двум.

Таким образом, уровень коммутационных перенапряжений на линиях электропередачи определяется вынужденной составляющей перенапряжений.

Наибольшие величины вынужденной составляющей перенапряжений соответствуют режиму холостого хода ( $P=0$ ) линии, соединенной с источником напряжения одним концом. В этом режиме распределение напряжения вдоль линии зависит от степени компенсации шунтирующими реакторами зарядной мощности линии (см. формулу (2.27) и рис.2.11). При 100%-ной компенсации зарядной мощности линии напряжение на холостом ходу всей

линии одинаково. При недокомпенсации, связанной с применением шунтирующих реакторов с фиксированными параметрами (ФШР) вынужденное напряжение в конце линии увеличивается при увеличении длины линии.

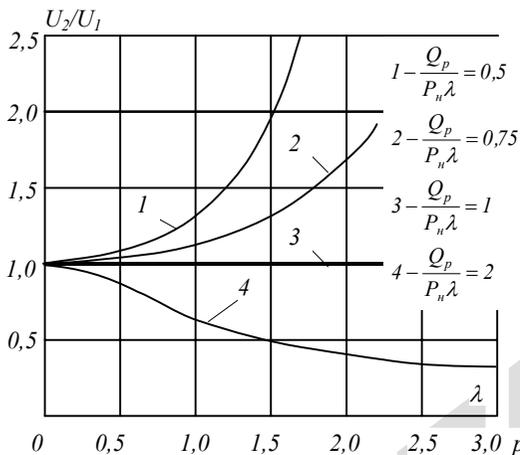


Рис.2.11. Зависимости от волновой длины линий  $\lambda$  отношения  $U_2/U_1$  при  $P=0$  и различной степени компенсации зарядной мощности линий  $\beta=0,5$  (кривая 1),  $\beta=0,5$  (кривая 2)  $\beta=1$  (кривая 3) и  $\beta=2$  (кривая 4)

Как показано в §2.1, при использовании управляемых шунтирующих реакторов трансформаторного типа 100%-ная компенсация зарядной мощности линии может быть обеспечена без ущерба для пропускной способности линии. Действительно, быстрдействие УШРТ позволяет увеличить ток реактора от необходимого значения (в том числе и от нулевого тока) до номинального за пол-периода напряжения промышленной частоты. При этом использование сигнала автоматического управления выключателями позволяет обеспечить 100%-ную компенсацию зарядной мощности линии до завершения процесса включения или отключения выключателя. Поэтому номинальная мощность УШРТ должна соответствовать зарядной мощности линии ( $Q_{p,ном} = P_H \lambda$ ), и соответственно номинальный ток УШРТ – зарядному току линии ( $I_{p,ном} = I_H \lambda$ ). Для обеспечения более глубокого ограничения перенапряжений ток УШРТ в процессе коммутации может быть увеличен по сравнению с зарядным током линии. При этом напряжение на свободном конце линии будет меньше, чем в месте подключения к источнику напряжения. Расчет распределения напряжения при перекомпенсации ее зарядной мощности может быть произведен согласно цепочечной схеме рис.2.2,в. В этом случае

эквивалентное индуктивное сопротивление подключенных к промежуточным точкам линии реакторов определяется соотношением

$$X_{p.э} = \frac{U_{\phi}}{I \cdot \lambda \cdot \left( \frac{Q_p}{P_H \cdot \lambda} - 1 \right)} = \frac{Z_B}{\lambda} \cdot \frac{1}{\frac{Q_p}{P_H \cdot \lambda} - 1}, \quad (2.52)$$

где  $\lambda$  - волновая длина участка линии,  $Z_B$  - его волновое сопротивление,  $Q_p$  - полная мощность реакторов на участке линии.

Наличие компенсационной обмотки в УШРТ, расположенной между обмоткой управления и сетевой обмоткой позволяет кратковременно (на время коммутации линии) увеличить перекомпенсацию линии до полутора - двукратной. В этом случае согласно (2.52) эквивалентное сопротивление реакторов в схеме рис.2.2,в составит

$$X_p = (1 \div 2) \cdot \frac{Z_B}{\lambda}. \quad (2.53)$$

При этом напряжение на свободном конце длинной линии ( $\lambda > 1,2$  рад) в процессе коммутации с учетом переходной составляющей не превысит номинального напряжения.

Результаты вычислений согласно схеме рис.2.2, в приведены на рис.2.12. Как видно, при 100%-ной компенсации зарядной мощности линии при любой длине линии и при любом индуктивном сопротивлении источника напряжение в начале линии равно э.д.с. за переходным индуктивным сопротивлением источника и поддерживается регулятором генератора на уровне номинального напряжения. При перекомпенсации зарядной мощности линии ( $Q_p > P_H \lambda$ ) напряжение в начале линии меньше э.д.с., что определяет возможность его снижения по отношению к номинальному напряжению.

Ограничение вынужденной составляющей коммутационных перенапряжений до уровня номинального напряжения или менее приводит к ограничению и переходной составляющей перенапряжений а также обеспечивает возможность более эффективного использования нелинейных ограничителей перенапряжений для ограничения переходной составляющей перенапряжений.

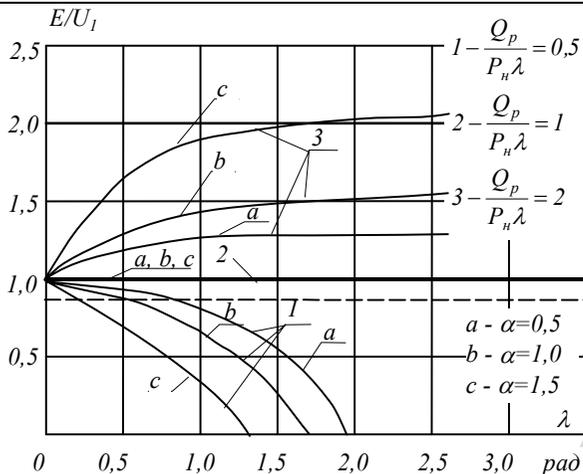


Рис.2.12. Зависимости от волновой длины линий  $\lambda$  отношения  $E/U_1$  при  $P=0$  и различной степени компенсации зарядной мощности линий  $\beta=0,5$  (кривые 1),  $\beta=1$  (кривые 2) и  $\beta=2$  (кривые 3) при различной величине индуктивного сопротивления источника напряжения:  $\alpha=0,5$  (a);  $\alpha=1$  (b);  $\alpha=1,5$  (c)

При некоторых коммутациях линий (например, при АПВ) максимальные перенапряжения могут превосходить двойную амплитуду вынужденной составляющей напряжения из-за увеличения переходной составляющей вследствие влияния остаточного напряжения на линии.

При известных параметрах УШРТ можно произвести анализ условий развития перенапряжений в этих условиях. Ток в линии обрывается при его переходе через нуль. При этом напряжение на линии максимально. Далее оно уменьшается в колебательном режиме с декрементом затухания, определяемом эквивалентными индуктивностью и активным сопротивлением колебательного контура

$$\delta = \frac{R_{\text{экв}}}{2L_{\text{экв}}} = \frac{1}{T}, \quad (2.54)$$

где  $T$  - постоянная времени затухания колебательного процесса.

Если к моменту повторного включения напряжение на линии сохранится, то имеется опасность увеличения максимума перенапряжений свыше двойной амплитуды вынужденной составляющей перенапряжений. Поэтому необходимо произвести оценку времени затухания колебательного процесса на отключенной линии. При этом будем исходить из наиболее опасного слу-

чая, когда шунтирующие реакторы расположены по обеим концам коммутируемого участка линии (рис. 2.13, а).

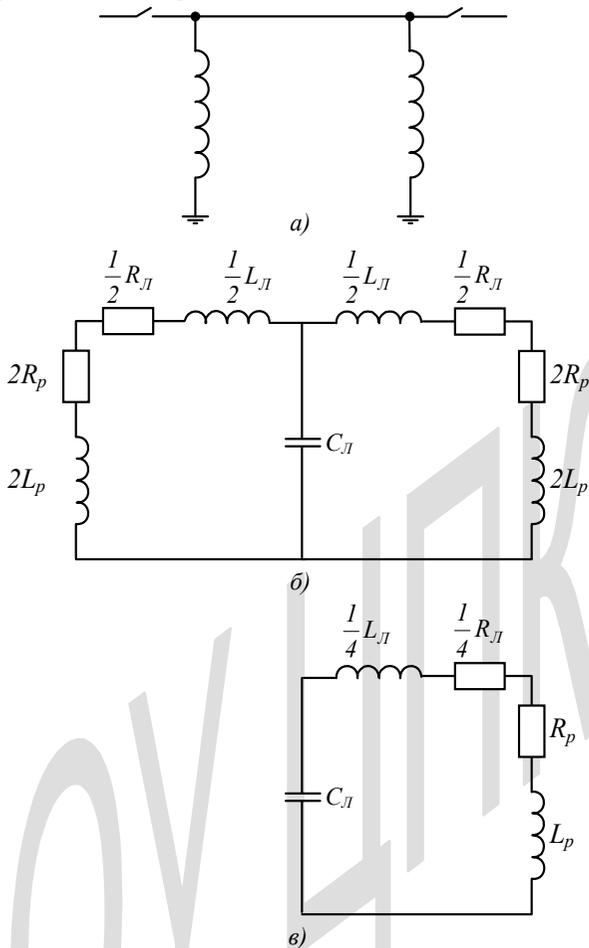


Рис.2.13. Однолинейная схема коммутируемого участка линии (а), его эквивалентная Т-схема (б) и расчетная схема (в)

Эквивалентное активное сопротивление и эквивалентная индуктивность колебательного контура могут быть оценены из следующих соображений.

Индуктивность линии на единицу ее длины

$$L = \frac{Z_B}{v}, \quad (2.55)$$

где  $v$  - скорость распространения электромагнитной волны вдоль линии. Следовательно, эквивалентная индуктивность линии длиной  $l$  равна (см. рис.2.13, в)

$$L_{Л.э\text{кв}} = \frac{1}{4} \cdot \frac{Z_B \cdot \ell}{v}. \quad (2.56)$$

При 100%-ной компенсации зарядной мощности линии выполняется соотношение

$$\omega L_{P.НОМ} = \frac{1}{\omega C_{Л}} = \frac{1}{\omega C} \ell = \frac{Z_B \cdot v}{\omega \ell}, \quad (2.57)$$

где  $L_{P.НОМ}$  - индуктивность реактора в номинальном режиме,  $C_{Л} = C \ell$  - емкость фазы линии,  $C$  - погонная емкость линии.

Следовательно,

$$L_{P.НОМ} = \frac{Z_B \cdot v}{\omega^2 \cdot \ell} \quad (2.58)$$

и суммарная эквивалентная индуктивность колебательного контура

$$L_{\text{э\text{кв}}} = L_{Л.э\text{кв}} + L_{P.НОМ} = \frac{Z_B \cdot \ell}{v} \cdot \left[ \frac{1}{4} + \left( \frac{v}{\omega \ell} \right)^2 \right] = \frac{Z_B \cdot \ell}{v} \cdot \left( \frac{1}{4} + \frac{1}{\lambda^2} \right). \quad (2.59)$$

Эквивалентное активное сопротивление линии согласно рис.2.13, в равно

$$R_{Л.э\text{кв}} = \frac{1}{4} \cdot \frac{\rho \cdot \ell}{F_a} = \frac{1}{4} \cdot \frac{\rho \cdot \ell \cdot J}{I_H} = \frac{1}{4} \cdot \frac{\rho \cdot \ell \cdot J \cdot Z_B}{U_{\Phi}}, \quad (2.60)$$

где  $\rho$  - удельное сопротивление проводов,  $F_a$  - их активное сечение,  $I_H$  - натуральный ток линии,  $J$  - плотность тока в проводах.

Активное сопротивление реактора  $R_p$  можно определить по данным о потерях мощности в нем в номинальном режиме

$$\begin{aligned} \Delta P_{P.НОМ} &= I_{P.НОМ}^2 \cdot R_p = (I_H \cdot \lambda)^2 \cdot R_p = \frac{1}{3} \xi \cdot Q_{P.НОМ} = \\ &= \frac{1}{3} \xi \cdot P_H \lambda = \xi \cdot \frac{U_{\Phi}^2}{Z_B} \lambda = \left( \frac{U_{\Phi}}{Z_B} \lambda \right)^2 \cdot R_p, \end{aligned}$$

где  $\xi$  - отношение потерь мощности в реакторе к его номинальной мощности.

Следовательно, активное сопротивление реактора

$$R_p = \xi \cdot \frac{Z_B}{\lambda} = \frac{\xi \cdot Z_B \cdot v}{\omega \cdot \ell} \quad (2.61)$$

Суммарное активное сопротивление колебательного контура

$$R_{\text{экв}} = R_{\text{Л.экв}} + R_p = Z_B \cdot \frac{v}{\ell} \cdot \left( \frac{\xi}{\omega} + \frac{1}{4} \cdot \frac{\rho \cdot \ell^2 \cdot J}{v \cdot U_\phi} \right) \quad (2.62)$$

В результате с учетом (2.54), (2.59), (2.62) получаем

$$T = 2 \left( \frac{\ell}{v} \right)^2 \cdot \frac{0,25 + \frac{1}{\lambda^2}}{\frac{\xi}{\omega} + 0,25 \cdot \frac{\rho \cdot \ell^2 \cdot J}{v \cdot U_\phi}} = \frac{2}{\omega} \cdot \frac{1 + 0,25 \cdot \lambda^2}{\xi + 0,25 \cdot \frac{\rho \cdot \lambda \cdot \ell \cdot J}{U_\phi}} \approx \frac{2}{\omega \xi} \quad (2.63)$$

Например, для линии класса 500 кВ длиной 600 км (максимально допустимое расстояние между соседними реакторами) при плотности тока  $J = 0,8 \text{ А/мм}^2$  и  $\xi = 0,005$

$$T = \frac{2}{314} \cdot \frac{1 + 0,25 \cdot 0,628^2}{0,005 + 0,25 \cdot \frac{28,3 \cdot 0,628 \cdot 600 \cdot 0,8}{300 \cdot 10^3}} \approx 0,58 \text{ с}.$$

За время, равное двум постоянным времени затухания колебательного процесса, напряжение на линии уменьшается до  $0,135U_\phi$  и практически не влияет на максимальную величину перенапряжений. Поэтому оптимальное время паузы ОАПВ составляет  $t_{\text{ОАПВ}} \approx 1,2 \text{ с}$ , что допустимо по условию обеспечения устойчивости электропередачи.

Однако, при трехфазном АПВ такая длительность паузы недопустима. Поэтому при трехфазном АПВ максимальные перенапряжения могут быть значительно больше двойной амплитуды вынужденной составляющей. Однако, это увеличение перенапряжений происходит за счет переходной составляющей, которая может быть ограничена нелинейными ограничителями перенапряжений [16].

Таким образом, применение управляемых реакторов позволяет обеспечить глубокое ограничение коммутационных перенапряжений в электрических сетях.

### 2.3. Обеспечение гашения дуги однофазного короткого замыкания в сетях с глухозаземленной нейтралью

При однофазном коротком замыкании на линиях в сетях с глухозаземленной нейтралью возникающая электрическая дуга не погасает после отключения поврежденной фазы с двух сторон из-за продолжающегося протекания тока, достаточного для обеспечения теплового баланса. Подпитка дуги осуществляется благодаря электромагнитным связям трех фаз линии. Большая часть тока подпитки обеспечивается электростатическими связями (см.рис.2.14). При глухом заземлении нейтрали трансформаторов в системе векторная диаграмма напряжений и токов имеет вид, изображенный на рис.2.15. Емкостной ток, подтекающий к месту короткого замыкания от неповрежденных фаз может быть вычислен в результате решения системы потенциальных уравнений

$$\left. \begin{aligned} \dot{U}_1 &= U_\Phi \cdot \left( \frac{1}{2} + j \frac{\sqrt{3}}{2} \right) = \alpha_{11} \cdot \dot{q}_1 + \alpha_{12} \cdot \dot{q}_2 + \alpha_{13} \cdot \dot{q}_3; \\ \dot{U}_2 &= U_\Phi \cdot \left( \frac{1}{2} - j \frac{\sqrt{3}}{2} \right) = \alpha_{21} \cdot \dot{q}_1 + \alpha_{22} \cdot \dot{q}_2 + \alpha_{23} \cdot \dot{q}_3; \\ \dot{U}_3 &= 0 = \alpha_{31} \cdot \dot{q}_1 + \alpha_{32} \cdot \dot{q}_2 + \alpha_{33} \cdot \dot{q}_3 \end{aligned} \right\} \quad (2.55)$$

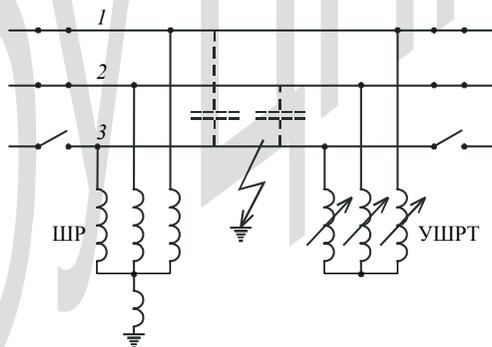


Рис.2.14. Принципиальная схема подключения к линии неуправляемого (ШР) и управляемого (УШРТ) реакторов.

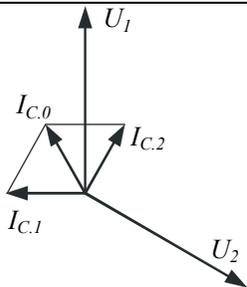


Рис.2.15. Векторная диаграмма напряжения и емкостных токов подпитки дуги короткого замыкания.

Из этой системы определяем погонный заряд заземленной фазы 3 с учетом равенства всех собственных и всех взаимных потенциальных коэффициентов транспонированной линии

$$q_3 = U_\Phi \frac{\alpha_{12}^2 - \alpha_{11} \cdot \alpha_{12}}{\alpha_{11}^3 + 2\alpha_{12}^3 - 3\alpha_{11} \cdot \alpha_{12}^2} = U_\Phi \frac{\alpha_{12} \cdot (\alpha_{12} - \alpha_{11})}{\alpha_{11} \cdot (\alpha_{11}^2 - \alpha_{12}^2) + 2\alpha_{12}^2 \cdot (\alpha_{12} - \alpha_{11})} =$$

$$= -U_\Phi \frac{\alpha_{12}}{(\alpha_{11} - \alpha_{12}) \cdot (\alpha_{11} + 2\alpha_{12})}. \quad (2.65)$$

Из этого равенства определяем погонную емкость заземленной фазы относительно двух неповрежденных фаз

$$C_0 = \frac{q_3}{U_\Phi} = \frac{\alpha_{12}}{(\alpha_{11} - \alpha_{12}) \cdot (\alpha_{11} + 2\alpha_{12})}. \quad (2.66)$$

При равенстве высот над землей всех фаз собственные и средний взаимный потенциальные коэффициенты имеют вид

$$\alpha_{11} = \frac{1}{2\pi\epsilon_0} \cdot \ln \frac{2H_3}{r_3} \quad (2.67)$$

$$\bar{\alpha}_{12} = \frac{1}{2\pi\epsilon_0} \cdot \ln 3 \sqrt[3]{1 + \left(\frac{2H_3}{D_0}\right)^2} \cdot \sqrt{1 + \left(\frac{H_3}{D_0}\right)^2}, \quad (2.68)$$

где  $H_3$  - эквивалентная высота провода над землей с учетом его провеса;  $D_o$  - расстояние между осями соседних фаз;  $r_3$  - эквивалентный радиус расщепленной фазы

$$r_3 = \sqrt[n]{n \cdot r_o \cdot r_p^{n-1}}. \quad (2.69)$$

$n$  - число проводов в фазе,  $r_o$  - радиус провода,  $r_p$  - радиус расщепления фазы.

Соответственно согласно (2.66)

$$C = \frac{2\pi\epsilon_o \cdot \ln^3 \left[ 1 + \left( \frac{2H_3}{D_o} \right)^2 \right] \cdot \sqrt{1 + \left( \frac{H_3}{D_o} \right)^2}}{\ln \left[ \frac{\sqrt[3]{2D_o}}{r_3} \cdot \frac{1}{\sqrt[3]{1 + \left( \frac{D_o}{2H_3} \right)^2} \cdot \sqrt{1 + \left( \frac{D_o}{H_3} \right)^2}} \right] \cdot \left\{ \ln \frac{2H_3}{r_3} \left[ 1 + \left( \frac{2H_3}{D_o} \right)^2 \right] \cdot \sqrt{1 + \left( \frac{H_3}{D_o} \right)^2} \right\}^{\frac{2}{3}}} \cdot \left. \right\} \\ = \frac{1}{3} C_{раб} \cdot \frac{\ln \left[ 1 + \left( \frac{2H_3}{D_o} \right)^2 \right] \cdot \sqrt{1 + \left( \frac{H_3}{D_o} \right)^2}}{\ln \frac{2H_3}{r_3} \left\{ \left[ 1 + \left( \frac{2H_3}{D_o} \right)^2 \right] \cdot \sqrt{1 + \left( \frac{H_3}{D_o} \right)^2} \right\}^{\frac{2}{3}}}} \quad (2.70)$$

где  $C_{раб}$  - средняя рабочая емкость трехфазной линии в симметричном режиме.

При треугольном расположении проводов

$$\alpha_{11} = \frac{1}{2\pi\epsilon_o} \cdot \ln \frac{2\bar{H}_3}{r_3} \quad (2.71)$$

$$\bar{\alpha}_{12} = \frac{1}{2\pi\epsilon_o} \cdot \ln \frac{2\bar{H}_3}{\sqrt[3]{2D_o} \cdot \sqrt{1 - \left( \frac{\Delta H}{D_o} \right)^2}}, \quad (2.72)$$

где  $\overline{H}_3$  - среднегеометрическая эквивалентная высота провода над землей;  $\Delta H$  - разность высот средней и крайних фаз;  $D_0$  - расстояние между соседними фазами.

Соответственно согласно (2.66)

$$C_0 = \frac{2\pi\epsilon_0 \ln \frac{2\overline{H}_3}{\sqrt[3]{2D_0} \cdot \sqrt[6]{1 - \left(\frac{\Delta H}{D_0}\right)^2}}{\ln \left[ \frac{\sqrt[3]{2D_0}}{r_s} \cdot \sqrt[6]{1 - \left(\frac{\Delta H}{D_0}\right)^2} \right] \cdot \ln \frac{2\overline{H}_3}{r_s} \left( \frac{2\overline{H}_3}{\sqrt[3]{2D_0}} \right)^2 \cdot \frac{1}{\sqrt[3]{1 - \left(\frac{\Delta H}{D_0}\right)^2}}} =$$

$$= C_{\text{раб}} \cdot \frac{\ln \frac{2\overline{H}_3}{\sqrt[3]{2D_0} \cdot \sqrt[6]{1 - \left(\frac{\Delta H}{D_0}\right)^2}}}{\ln \frac{2\overline{H}_3}{r_s} \left( \frac{2\overline{H}_3}{\sqrt[3]{2D_0}} \right)^2 \cdot \frac{1}{\sqrt[3]{1 - \left(\frac{\Delta H}{D_0}\right)^2}}} = \frac{1}{3} C_{\text{раб}} \cdot \frac{\ln \frac{2\overline{H}_3}{\sqrt[3]{2D_0} \cdot \sqrt[6]{1 - \left(\frac{\Delta H}{D_0}\right)^2}}}{\ln \frac{2\overline{H}_3}{\sqrt[3]{1,6r_s D_0}} \cdot \frac{1}{\sqrt[6]{1 - \left(\frac{\Delta H}{D_0}\right)^2}}}$$
(2.73)

Полученные соотношения позволяют сделать вывод о том, что емкость поврежденной фазы линии относительно неповрежденных значительно меньше рабочей емкости линии соответствующей конструкции.

В соответствии с изложенным емкостной ток в точке короткого замыкания равен

$$I_{C,0} = U_{\phi} \cdot \omega \cdot C_0 \cdot \ell, \quad (2.74)$$

где  $\ell$  - длина участка линии, емкостной ток которого должен быть скомпенсирован реактором.

При глухом заземлении нейтрали реактора скомпенсировать этот емкостной ток можно только путем установки дополнительных компенсирующих устройств. Если же нейтраль УШРТ изолировать, то оказывается возможным обеспечить полную компенсацию емкостного тока короткого замыкания. Действительно, при коротком замыкании одной из фаз линии (например, фазы 3) электрическая схема УШРТ имеет вид, изображенный на рис.2.16, а. Преобразуем трехлучевую звезду в треугольник (рис.2.16, б) с сопротивлением сторон

$$\left. \begin{aligned} X_{10} &= X_1 + X_3 + \frac{X_1 X_3}{X_2} \\ X_{20} &= X_2 + X_3 + \frac{X_2 X_3}{X_1} \end{aligned} \right\} \quad (2.75)$$

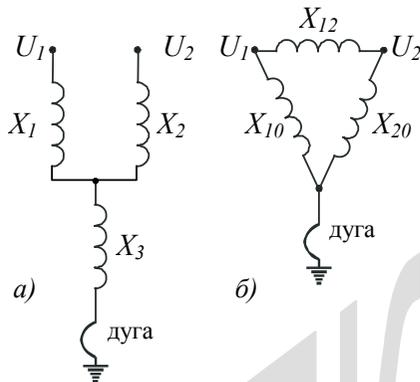


Рис.2.16. Эквивалентные схемы УШРТ с изолированной нейтралью: звезда (а) и треугольник (б).

В том случае, когда сопротивления неповрежденных фаз УШРТ одинаковы  $X_1=X_2$ , сопротивления сторон эквивалентного треугольника также одинаковы

$$X_{10} = X_{20} = X_1 + 2X_3 \quad (2.76)$$

Тогда и токи на землю обеих неповрежденных фаз одинаковы и равны

$$I_{10} = I_{20} = \frac{\dot{U}_\Phi}{X_1 + 2X_3} \quad (2.77)$$

Однако, согласно векторной диаграмме (см.рис.2.17) эти токи сдвинуты один относительно другого на  $120^\circ$ . Поэтому результирующий ток УШРТ на землю равен

$$I_0 = 2I_{10} \cos 60^\circ = \frac{U_\Phi}{X_1 + 2X_3} \quad (2.78)$$

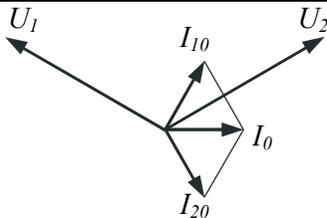


Рис.2.17. Векторная диаграмма напряжений и токов в УШРТ в режиме однофазного к.з. на линии.

Для компенсации емкостного тока короткого замыкания ток  $I_0$  должен быть равен току  $I_{C.0}$ . Приравнявая эти токи согласно (2.74), (2.78) получаем уравнение для определения необходимых сопротивлений фаз реактора

$$X_1 + 2X_3 = X_{C.0} = \frac{I}{\omega \cdot C_0 \cdot \ell}, \quad (2.79)$$

откуда

$$X_1 = X_{C.0} - 2X_3. \quad (2.80)$$

Если сопротивления всех трех фаз УШРТ одинаковы  $X_1 = X_2 = X_3$ , согласно (2.79)

$$X_3 = \frac{1}{3} X_{C.0} = \frac{I}{3\omega \cdot C_0 \cdot \ell}. \quad (2.81)$$

Поскольку емкостное сопротивление  $X_{C.0}$  значительно (в несколько раз) больше, чем емкостное сопротивление фазы в симметричном режиме работы линии  $X_C$ , равное номинальному сопротивлению УШРТ  $X_{I,\min} = X_{3,\min}$ , обеспечить выполнение условия (2.81) всегда возможно.

Суммарный ток на землю через реактор  $I_0$  протекает через сопротивление  $X_3$ . Поэтому напряжение на нейтрали при горении дуги согласно (2.78), (2.80) в общем случае равно

$$U_N = I_0 X_3 = U_\Phi \cdot \frac{X_3}{X_{C.0}}, \quad (2.82)$$

то есть зависит от отношения  $X_3 / X_{C.0}$ . В частности при равенстве сопротивлений всех фаз УШРТ согласно (2.81)

$$U_N = \frac{1}{3} U_\Phi. \quad (2.83)$$

Таким образом, для обеспечения гашения дуги однофазного короткого замыкания на землю в случае равенства сопротивлений всех фаз линии нейтраль УШРТ должна быть изолирована на  $0,33U_{\phi}$ . Это значительно ухудшает характеристики УШРТ, так как требует увеличения расстояния между торцами обмоток и ярами. Поэтому более целесообразно при возникновении однофазного к.з. обеспечивать уменьшение индуктивного сопротивления соответствующей фазы реактора  $X_3$  до минимального, соответствующего номинальному режиму работы УШРТ. Сопротивление фаз УШРТ, подключенных к неповрежденным фазам должно быть отрегулировано согласно формуле (2.81). Поскольку  $X_{C,0}$  больше  $X_{3,мин}$  в несколько раз в этом случае напряжение нейтрали будет значительно меньше, чем согласно формуле (2.83).

$$U_N = U_{\phi} \cdot \frac{X_{3,мин}}{X_{C,0}}. \quad (2.84)$$

В программе управления тиристорным блоком должна быть предусмотрена команда на изменение сопротивления всех фаз реактора до значения, определяемого соотношением (2.80) при резком уменьшении напряжения одной из фаз и при поступлении команды на отключение линейного выключателя. В этом случае емкостной ток короткого замыкания будет компенсирован с момента отключения линии, что обеспечит быстрое погасание дуги и, соответственно, успешное ОАПВ за минимальное время.

После погасания дуги отключенная фаза оказывается изолированной от земли. При этом эквивалентная схема линии изменяется (см. рис. 2.18), поскольку необходимо учесть емкость отключенной фазы относительно земли, которая до погасания дуги была зашунтирована ею.

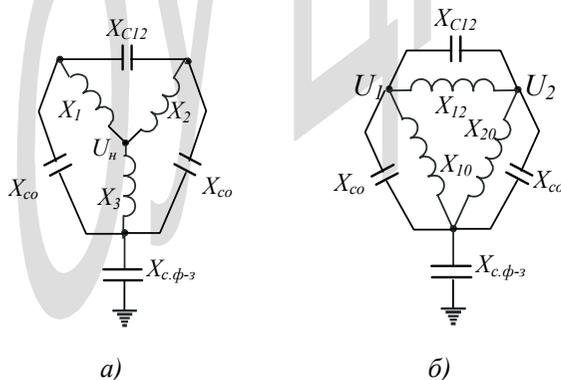


Рис. 2.18. Эквивалентные схемы линии с УШРТ после погасания дуги к.з.

Поскольку соотношение параметров УШР и линии не изменилось, ток через емкость  $C_{\text{ф.з}}$  (сопротивление  $X_{\text{с.ф.з}}$ ) равен нулю, как и через дугу к.з. Поэтому напряжение на этой емкости также равно нулю, как и при наличии дуги к.з. В результате при наличии дуги и после ее погасания напряжение на нейтрали УШР одинаково и определяется формулой (2.84).

После включения линии напряжение на фазе восстанавливается, а напряжение нейтрали уменьшается до нуля.

Следует иметь в виду, однако, что напряжение на нейтрали возникает на очень короткое время, пока не погаснет дуга короткого замыкания или в случае непреходящего короткого замыкания - до повторного отключения выключателя.

Кроме того, короткие замыкания на линиях происходят чрезвычайно редко. Поэтому напряжение на нейтрали в процессе к.з. следует рассматривать как внутреннее перенапряжение и выбирать изоляцию нейтрали исходя из допустимого воздействия внутренних перенапряжений.

Таким образом, УШРТ обеспечивают компенсацию избыточных зарядных токов во всех возможных режимах работы линий СВН без использования каких-либо дополнительных устройств и мероприятий.

## 2.4. Обеспечение гашения дуги короткого замыкания в сетях с изолированной нейтралью

Опыт эксплуатации воздушных линий электропередачи показал, что большинство коротких замыканий на них - однофазные (до 90% в сетях 6, 10 и 35 кВ). Поэтому во многих странах, в том числе и в России, эти сети выполняются с изолированной нейтралью. В этом случае однофазное короткое замыкание не вызывает перерыва электроснабжения потребителей, линейные напряжения не изменяются, хотя фазные напряжения изменяются значительно: напряжение поврежденной фазы равно нулю, а напряжения двух других фаз равны линейным напряжениям (см.рис.2.19).

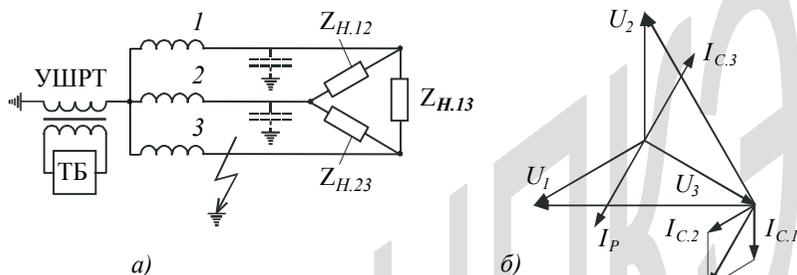


Рис.2.19. Схема подключения УШРТ к нейтрали трансформатора в сети с изолированной нейтралью (а) и векторная диаграмма напряжений и токов в этой схеме (б);  $Z_n$  – комплексное сопротивление нагрузки

В принципе такая ситуация может поддерживаться долго, пока по какой-либо причине короткое замыкание не ликвидируется. Однако, при отсутствии металлического контакта в месте короткого замыкания возникает электрическая дуга, подпитываемая неповрежденными фазами. Действительно, в нормальном симметричном режиме емкостные токи, обусловленные рабочими емкостями фаз линии, образуют симметричную звезду и взаимно компенсируются в нейтрали трансформатора. В режиме однофазного короткого замыкания симметрия нарушается (рис.2.19, б). Емкостные токи неповрежденных фаз относительно земли можно найти в результате решения системы потенциальных уравнений (см.рис.2.19, а)

$$\left. \begin{aligned} \dot{U}_1 &= U_\phi \cdot \left( \frac{3}{2} + j \frac{\sqrt{3}}{2} \right) = \alpha_{11} \cdot \dot{q}_1 + \alpha_{12} \cdot \dot{q}_2 + \alpha_{13} \cdot \dot{q}_3; \\ \dot{U}_2 &= U_\phi \cdot \left( \frac{3}{2} - j \frac{\sqrt{3}}{2} \right) = \alpha_{21} \cdot \dot{q}_1 + \alpha_{22} \cdot \dot{q}_2 + \alpha_{23} \cdot \dot{q}_3; \\ \dot{U}_3 &= 0 = \alpha_{31} \cdot \dot{q}_1 + \alpha_{32} \cdot \dot{q}_2 + \alpha_{33} \cdot \dot{q}_3. \end{aligned} \right\} \quad (2.85)$$

Из этой системы определяем погонные заряды неповрежденных фаз, принимая равными все собственные ( $\alpha_{11} = \alpha_{22} = \alpha_{33}$ ) и все взаимные ( $\alpha_{12} = \alpha_{23} = \alpha_{13}$ ) потенциальные коэффициенты для транспонированной линии

$$\dot{q}_1 = U_\phi \cdot \frac{\left( \frac{3}{2} + j \frac{\sqrt{3}}{2} \right) \cdot \alpha_{11}^2 - \alpha_{11} \cdot \alpha_{12} \cdot \left( \frac{3}{2} - j \frac{\sqrt{3}}{2} \right) - j \cdot \sqrt{3} \cdot \alpha_{12}^2}{(\alpha_{11} - \alpha_{12})^2 \cdot (\alpha_{11} + 2 \cdot \alpha_{12})} \quad (2.86)$$

$$\dot{q}_2 = U_\phi \cdot \frac{\left( \frac{3}{2} - j \frac{\sqrt{3}}{2} \right) \cdot \alpha_{11}^2 - \alpha_{11} \cdot \alpha_{12} \cdot \left( \frac{3}{2} + j \frac{\sqrt{3}}{2} \right) + j \cdot \sqrt{3} \cdot \alpha_{12}^2}{(\alpha_{11} - \alpha_{12})^2 \cdot (\alpha_{11} + 2 \cdot \alpha_{12})} \quad (2.87)$$

$$\dot{q}_3 = - \frac{\alpha_{12} \cdot U_\phi}{(\alpha_{11} - \alpha_{12}) \cdot (\alpha_{11} + 2\alpha_{12})} \quad (2.88)$$

Соответственно емкостные токи в неповрежденных фазах

$$\dot{I}_1 = j \cdot \omega \cdot \dot{q}_1 \ell; \quad \dot{I}_2 = j \cdot \omega \cdot \dot{q}_2 \ell \quad (2.89)$$

и в поврежденной фазе

$$\dot{I}_3 = j \cdot \omega \cdot \dot{q}_3 \ell \quad (2.90)$$

Все эти токи суммируются в месте к.з.

$$\dot{I}_g = \dot{I}_1 + \dot{I}_2 + \dot{I}_3 = \frac{3 \cdot \omega \cdot U_\phi \cdot (\alpha_{11} + \alpha_{12}) \cdot \ell}{(\alpha_{11} - \alpha_{12}) \cdot (\alpha_{11} + 2 \cdot \alpha_{12})} = \frac{3 \cdot \omega \cdot U_\phi \ell}{\alpha_{11} + 2 \cdot \alpha_{12}} = 3 \cdot \omega \cdot C_0 \ell, \quad (2.91)$$

где средняя погонная емкость одной фазы

$$C_0 = \frac{1}{\alpha_{11} + 2\alpha_{12}} \quad (2.92)$$

Для транспонированной линии с одиночными проводами средний собственный потенциальный коэффициент равен

$$\alpha_{11} = \frac{1}{2\pi\epsilon_0} \ln \frac{2\bar{H}_3}{r_0}; \quad (2.93)$$

где  $\bar{H}_3$  - среднегеометрическое расстояние до земли трех фаз,  $r_0$  – радиус проводов.

Средний взаимный потенциальный коэффициент равен

$$\alpha_{12} = \frac{1}{2\pi\epsilon_0} \cdot \ln \sqrt{1 + \left(\frac{2\bar{H}_3}{\bar{D}}\right)^2} \quad (2.94)$$

где  $\bar{D}$  - среднегеометрическое расстояние между фазами.

Следовательно, согласно (2.92), (2.93), (2.94)

$$C_0 = \frac{2\pi\epsilon_0}{\ln \frac{2\bar{H}_3}{r_0} \cdot \ln \left[ 1 + \left(\frac{2\bar{H}_3}{\bar{D}}\right)^2 \right]} \approx \frac{2\pi\epsilon_0}{3 \ln \frac{2\bar{H}_3}{\sqrt[3]{r_0 \bar{D}^2}}}, \quad (2.95)$$

причем последнее преобразование справедливо при  $\left(\frac{2\bar{H}_3}{\bar{D}}\right)^2 \gg 1$ . В этом

случае емкостный ток подпитки дуги к.з.

$$I_g = \frac{2\pi\epsilon_0 \omega U_\phi \ell}{\ln \frac{2\bar{H}_3}{\sqrt[3]{r_0 \bar{D}^2}}} = \frac{0,0175 \cdot U_\phi \ell}{\ln \frac{2\bar{H}_3}{\sqrt[3]{r_0 \bar{D}^2}}}, \quad (2.96)$$

где длина линии  $\ell$  в км, напряжение  $U_\phi$  в кВ.

Следует иметь в виду, что от одного трансформатора высокого напряжения питается, как правило, не одна линия, а несколько линий. Поскольку однофазное к.з. на одной линии приводит к заземлению одной фазы питающего трансформатора, все подсоединенные к нему линии оказываются в одинаковых условиях. Поэтому под длиной линии  $\ell$  следует понимать длину всех линий, подключенных к трансформатору.

Например, при десяти подключенных к трансформатору линиях 35 кВ длиной по 25 км в формул (2.96) следует подставить  $\ell=250$  км. При  $\bar{H}_3 = 11$  Ом,  $r_0=0,8$  см и  $\bar{D} = 3,8$  м получаем

$$I_g = \frac{0,0175 \cdot 35 \cdot 250}{\sqrt{3} \cdot \ln \frac{2 \cdot 11}{\sqrt[3]{0,0008 \cdot 3,8^2}}} = 23,2 \text{ A.}$$

При таком токе дуга погаснуть не может, поэтому этот ток необходимо компенсировать. Для компенсации емкостного тока подпитки дуги достаточно включить в нейтраль трансформатора реактор, через который при номинальном фазном напряжении (при заземлении одной фазы на нейтрали трансформатора напряжение увеличивается до номинального фазного) протекал бы индуктивный ток, в точности равный  $I_g$  согласно (2.91), (2.96). В этом случае ток через дугу протекать не будет и дуга погаснет.

В реальных сетях невозможно спрогнозировать заранее ток замыкания на землю и подключить к нейтрали трансформатора реактор с необходимым индуктивным сопротивлением для компенсации емкостного тока.

В связи с этим обычно периодически измеряют суммарную емкость сети, подсоединенной к трансформатору через его нейтраль, и заранее настраивают реактор на нужное индуктивное сопротивление. Эта операция требует определенного усложнения эксплуатации сетей и связана с опасностью резонансного повышения напряжения нейтрали, которое может быть очень высоким. Поэтому более рационально поддерживать индуктивное сопротивление дугогасящего реактора значительно большим, чем необходимо при коротком замыкании на линии, а в момент короткого замыкания быстро его настроить на необходимую величину индуктивного сопротивления. Очевидно что для этой цели требуется быстродействующий реактор, индуктивное сопротивление которого можно изменить за один полупериод напряжения промышленной частоты. Таким свойством обладает только управляемый реактор трансформаторного типа.

В сетях 6-10 кВ часто используются трансформаторы с изолированной нейтралью, но без вывода нейтрали из бака трансформатора. В этом случае на подстанции устанавливается дополнительный так называемый заземляющий трансформатор с отдельным выводом для изолированной нейтрали. В этом случае управляемый дугогасящий реактор подключается к нейтрали заземляющего трансформатора.

В этом случае измеряемые фазные напряжения используются только для индикации короткого замыкания на соответствующей фазе, а также для синхронизации управляющих импульсов. Измеряемый ток в каждой фазе каждой отходящей линии используется для индикации момента перехода тока через нуль и интервалов времени между двумя переходами тока через нуль (длительности полупериода тока). При коротком замыкании одной из фаз одной из линий микроконтроллер запоминает момент перехода тока поврежденной фазы

через нуль перед к.з.  $t_0$  и затем с установленной непосредственно перед к.з. периодичностью повторяет  $t_0$ . Одновременно производится измерение момента перехода через нуль тока в поврежденной фазе  $t_{к.з.}$ . В соответствии с вышеизложенным при отсутствии реактора  $t_{к.з.} < t_0$  под влиянием емкостного тока через поврежденную фазу. Поэтому разность времени  $t_0 - t_{к.з.}$  положительна. При такой разности микроконтроллер посылает команду на увеличение тока УШРТ. При этом предполагается, что индуктивное сопротивление заземляющего трансформатора выбрано таким образом, что оно компенсирует среднее значение возможного емкостного тока через место к.з. (среднего из максимального и минимального значения тока к.з.).

Это увеличение тока через УШРТ происходит до тех пор, пока разность  $t_0 - t_{к.з.}$  не достигнет нулевого значения, т. е. пока емкостной ток подпитки не будет полностью компенсирован УШРТ.

Схема управления УШРТ в этом случае приведена на рис.2.20.

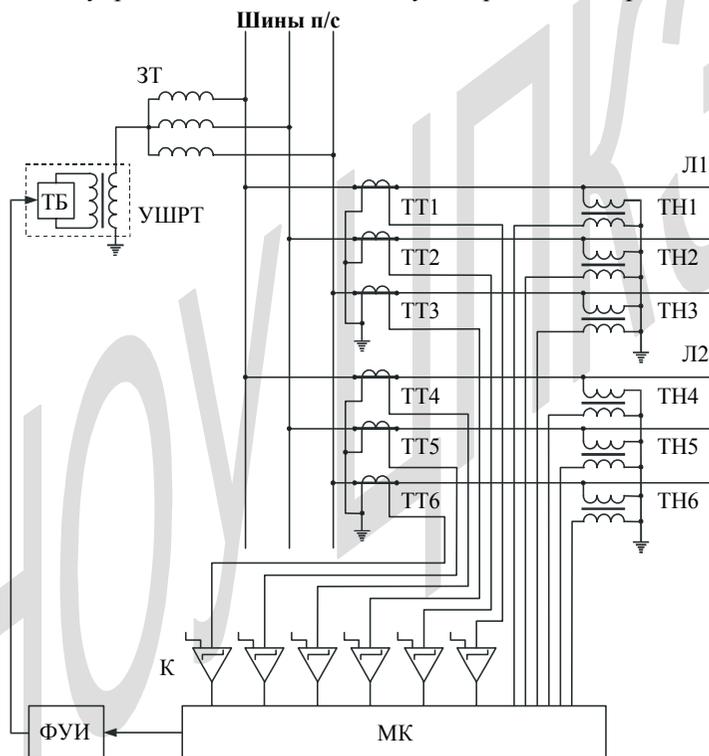


Рис.2.20. Схема управления УШРТ при его подключении к нейтрали заземляющего трансформатора: Л1 и Л2 – отходящие от шин подстанции линии.

Вместо заземляющего трансформатора с УШРТ в нейтрали можно использовать трехфазный УШРТ, присоединенный непосредственно к шинам подстанции (рис.2.21.).

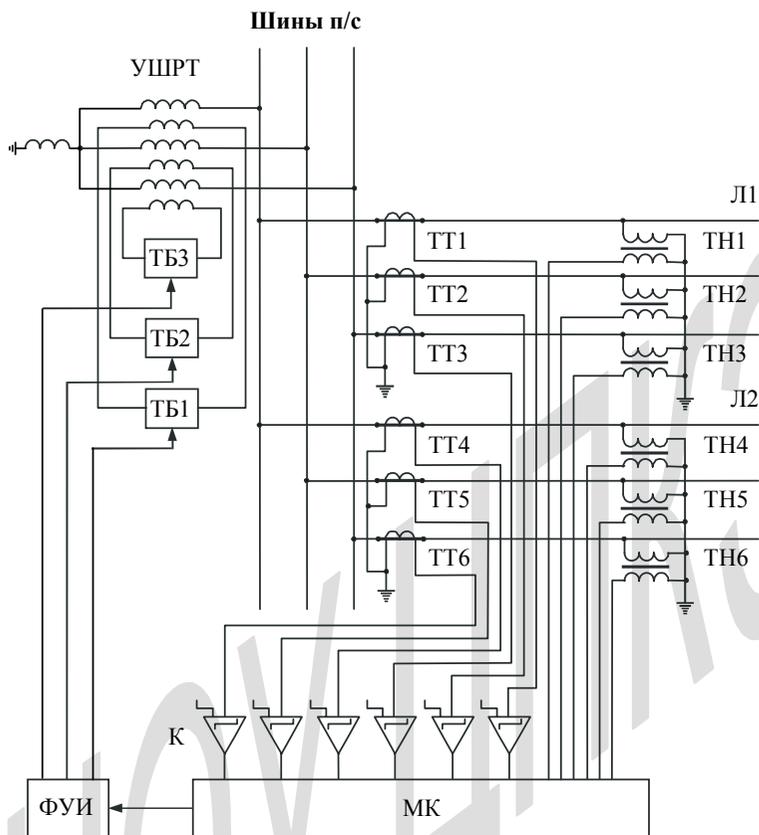


Рис.2.21. Схема управления УШРТ при его подключении непосредственно на шины подстанции.

Его нейтраль заземляется через индуктивную катушку с фиксированными параметрами, соответствующими средним условиям гашения дуги в сети. В этом случае при возникновении короткого замыкания на одной из фаз линий система управления выдает команду на увеличение тока УШРТ до номинального (грубая настройка УШРТ). После этого тонкая настройка реактора производится по измеренной разности моментов перехода через нуль тока в поврежденной фазе до и после возникновения к.з., аналогично предыдущим

му случаю. При этом поврежденная фаза идентифицируется также по разности моментов перехода через нуль тока, которая для поврежденной фазы наибольшая, поскольку емкостный ток со всех линий, подсоединенных к шинам подстанции, подтекает к месту к.з.

При использовании трехфазного УШРТ обеспечивается также компенсация избыточной зарядной мощности системы, питаемой от шин подстанции, и тем самым – жесткая стабилизация напряжения на шинах подстанции в нормальных режимах ее эксплуатации.

Следовательно, применение УШРТ позволяет решать две отдельные задачи: стабилизация напряжения в нормальных режимах и гашение дуги однофазного к.з..

## 2.5. Ограничение токов короткого замыкания в электрических сетях

Безинерционность УШРТ позволяет использовать его для ограничения тока короткого замыкания в электрических сетях. При этом существенно облегчаются условия работы основного электроэнергетического оборудования: выключателей, разъединителей, трансформаторов, генераторов и др.

Управляемый реактор включается последовательно в цепь между источником напряжения и линией (линиями) электропередачи, где может произойти короткое замыкание (рис.2.22). При этом требуется, чтобы в нормальном режиме работы электрической сети падение напряжения на реакторе не превышало определенной величины

$$\Delta U_{P, \text{ДОП}} = \alpha U_{\Phi} . \quad (2.97)$$

Обычно принимается  $\alpha \leq 0,05$ .

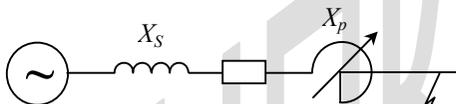


Рис.2.22 Однолинейная эквивалентная схема электропередачи с управляемым токоограничивающим реактором

Следовательно допустимое сопротивление реактора в нормальном режиме

$$X_P = \frac{\Delta U_{P, \text{ДОП}}}{I_{\text{НОМ}}} = \alpha \frac{U_{\Phi}}{I_{\text{НОМ}}} . \quad (2.98)$$

Например, при номинальном токе  $I_{\text{НОМ}}=2000$  А в сети 10 кВ

$$X_P \leq 0,05 \frac{10 \cdot 10^3}{\sqrt{3} \cdot 2 \cdot 10^3} = 0,144 \text{ Ом.}$$

С другой стороны, при коротком замыкании на линии ток короткого замыкания должен быть ограничен заданной величиной. При наличии реактора наибольший ток к.з. равен

$$I_{\text{к.з.}P_{\text{макс}}} = \frac{U_{\Phi}}{X_S + X_P} , \quad (2.99)$$

откуда необходимое сопротивление реактора

$$X_P = \frac{U_\Phi}{I_{к.з.Р_{\max}}} - X_S . \quad (2.100)$$

Например, в сети 10 кВ при допустимом токе к.з.  $I_{к.з.ДОП}=10$  кА и при  $X_S=0,24$  Ома

$$X_P = \frac{10 \cdot 10^3}{\sqrt{3} \cdot 10 \cdot 10^3} - 0,24 = 0,36 \text{ Ом},$$

что в 2,5 раза больше допустимого сопротивления реактора в нормальном режиме. Поэтому в подобных случаях целесообразно применение управляемых реакторов. Реакторы должны быть быстродействующими, чтобы после получения сигнала от релейной защиты в следующем полупериоде ток был ограничен до требуемой величины. Такому требованию удовлетворяют управляемые реакторы трансформаторного типа.

Для обеспечения изменения индуктивного сопротивления реактора в 2,5 раза целесообразно применить принцип регулирования без магнитного сердечника (см. §1.2).

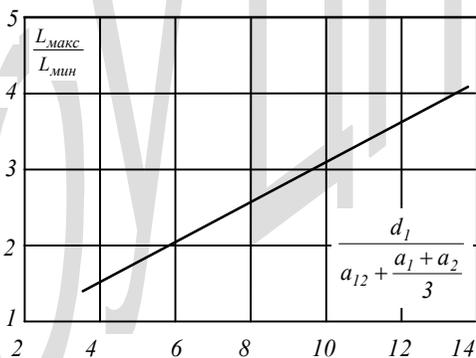


Рис.2.23. Зависимость отношения максимальной и минимальной индуктивностей управляемого токоограничивающего реактора без стержня магнитопровода от отношения внутреннего диаметра сетевой обмотки к эквивалентной ширине магнитного потока при короткозамкнутой обмотке управления

На рис. 2.23 приведена зависимость отношения  $L_{\max}/L_{\min}$  согласно формуле (1.33) применительно к указанному выше примеру:  $L_{\min}=1,155$  мГн;  $I_{НОМ}=2000$  А;  $I_{к.з.ДОГ}=10$  кА; при этом для оценки геометрических параметров согласно (1.33), (1.39) принято:  $J=2$  А/мм<sup>2</sup>,  $l_{об}=0,25$  м;  $l_o=0,3$  м;  $\kappa_{из}=1,3$ ;  $\kappa_{зап}=0,8$ ;  $a_{12}=0,03$  м.

Как видно, отношению  $L_{\max}/L_{\min}=2,5$  соответствует отношение  $d_1/\left(a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{3}\right) = 7,8$ . При этом  $d_1=0,9$  м;  $a_1=a_2=0,12$  м; число витков  $N_1=19$ ; сечение провода обмотки  $F_1=1000$  мм<sup>2</sup>; суммарная масса меди  $G_m=924$  кг (на фазу).

При коротком замыкании магнитный поток под воздействием тока к.з.  $I_{к.з.р}=10$  кА согласно (1.48) достигает  $\Phi_{к.з.}=1,032$  Вб. При этом необходимое сечение ярма согласно (1.50)  $F_{я}=1,032/(2 \cdot 1,9)=0,272$  м<sup>2</sup>, а необходимая высота ярма согласно (1.52)  $h_{я}=0,23$  м. Суммарная масса стали с учетом двух основных и боковых ярем, замыкающих ярма, составляет  $G_{ст}=6,1$  т (на фазу).

Активное сопротивление реактора  $r=0,0022$  Ома, при этом потери в реакторе  $\Delta P=3I^2r=26,67$  кВт составляют 0,07% от передаваемой мощности.

Подобного типа токоограничивающий реактор может быть создан на любое номинальное напряжение электропередачи. Однако, в том случае, когда без магнитного сердечника не может быть обеспечено необходимое изменение индуктивности в режиме к.з. следует применить управляемый реактор с магнитным стержнем внутри обмоток (см. §1.5). В этом случае число витков реактора выбирается по номинальному режиму работы реактора с учетом требуемой в номинальном режиме индуктивности, а индуктивность реактора в режиме к.з. подбирается путем регулирования угла зажигания тиристорov, поскольку она может быть увеличена на два порядка.

Другим возможным вариантом использования УШРТ для ограничения тока короткого замыкания является резонансное токоограничивающее устройство.

Токоограничивающее устройство (ТОУ) на основе УШРТ представляет собой параллельное соединение конденсатора и управляемого реактора (рис.2.24). Это устройство включается последовательно в цепь, в которой предполагается ограничить ток к.з., например, в отходящий от подстанции фидер, питающий потребителя. При этом в нормальном режиме работы сети

УШРТ работает в режиме холостого хода и его индуктивное сопротивление на два порядка превосходит реактивное сопротивление конденсатора. Ток протекает в основном через конденсатор, в связи с чем обеспечивается некоторая компенсация индуктивного сопротивления сети  $X_N$  и увеличивается ее пропускная способность. Падение напряжения на конденсаторе  $\Delta U_C$  ограничивается условиями работы сети - например, 5% от номинального напряжения. Соответственно выбирается емкость конденсатора.

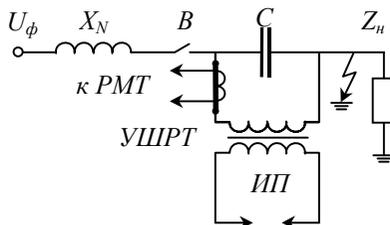


Рис.2.24. Однолинейная схема устройства ограничения короткого замыкания на основе УШРТ: В – выключатель,  $X_N$  – предвключенное сопротивление сети,  $Z_n$  – сопротивление нагрузки, ИП – искровой промежуток, РМТ – реле максимального тока.

При максимальном токе нормального режима в цепи  $I_{Н.М}$  и допустимом падении напряжения на конденсаторе

$$\Delta U_{C, \text{доп}} = \alpha U_{\Phi}, \quad (2.101)$$

необходимое сопротивление конденсатора

$$X_C = -\frac{\Delta U_{C, \text{доп}}}{I_{Н.М.}} = -\alpha \cdot \frac{U_{\Phi}}{I_{Н.М.}}, \quad (2.102)$$

откуда необходимая емкость конденсатора

$$C = \frac{1}{\omega \cdot X_C} = \frac{I_{Н.М.}}{\omega \cdot \Delta U_{\text{доп}}} = \frac{I_{Н.М.}}{\alpha \cdot \omega \cdot U_{\Phi}}. \quad (2.103)$$

Для сетей сверхвысокого напряжения при установке ТОУ в расщелку линии аналогично продольной емкостной компенсации максимальный ток нормального режима ограничен натуральным током линии. При этом согласно (2.102)

$$X_C = -\alpha \cdot \frac{U_{\Phi}}{I_H} = -\alpha \cdot Z_B, \quad (2.104)$$

где  $Z_B$  – волновое сопротивление линии.

При возникновении короткого замыкания в сети ток через конденсатор резко возрастает. Возрастает и падение напряжения на нем. Соответственно возрастает напряжение на обеих обмотках УШРТ до тех пор, пока не произойдет пробой искрового промежутка в цепи обмотки управления. При этом в случае относительно малых токов короткого замыкания искровой промежуток не должен пробиваться. Лишь при достижении опасных значений тока должен произойти пробой искрового промежутка (например, при увеличении напряжения на конденсаторе до  $0,25U_\phi$ ). После пробоя искрового промежутка УШРТ переходит в номинальный режим работы с минимальным индуктивным сопротивлением  $X_{L.H}$ . Эквивалентное реактивное сопротивление ТОО становится равным

$$X_\Sigma = \frac{X_{L.H} \cdot X_C}{X_{L.H} + X_C}. \quad (2.105)$$

Если  $X_{L.H} = -X_C$  эквивалентное сопротивление ТОО  $X_\Sigma = \infty$  и ток через ТОО не проходит. Однако, при этом падение напряжения на ТОО достигает фазного напряжения линии  $U_\phi$ , а ток в контуре достигает значения

$$I_{\text{ТОО.макс}} = \frac{U_\phi}{X_C} = \frac{I_{H.M.}}{\alpha}, \quad (2.106)$$

и, например, при  $\alpha = 0,05$  превосходит ток нормального режима в 20 раз. Для снижения напряжения на ТОО и, соответственно, тока в нем можно подобрать  $X_{L.H} < X_C$ . При этом эквивалентное сопротивление ТОО может принимать любое значение от  $\infty$  до 0 (см. рис.2.25).

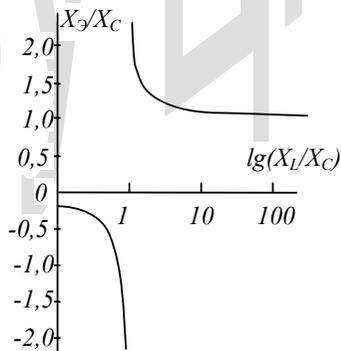


Рис.2.25. Зависимость эквивалентного сопротивления ТОО от отношения индуктивного и емкостного сопротивлений его ветвей

В этом случае сквозной ток через ТОО определяется суммой сопротивлений ТОО и включенного последовательно сопротивления сети  $X_N$ . При этом ток короткого замыкания равен

$$I_{к.з.ОГ} = \frac{U_{\Phi}}{X_N + \frac{X_{LH} \cdot X_C}{X_{LH} + X_C}} = \frac{U_{\Phi} \cdot (X_{LH} + X_C)}{X_{LH} \cdot (X_N + X_C) + X_N \cdot X_C}, \quad (2.107)$$

тогда как без ТОО он был бы равен

$$I_{к.з.} = \frac{U_{\Phi}}{X_N}, \quad (2.108)$$

где  $X_N$  - сопротивление короткого замыкания сети.

Отношение этих токов

$$\beta = \frac{I_{к.з.ОГ}}{I_{к.з.}} = \frac{X_N}{X_N + \frac{X_{LH} \cdot X_C}{X_{LH} + X_C}} = \frac{I}{I + \frac{X_{LH}}{X_N} \cdot \frac{X_C}{X_{LH} + X_C}}. \quad (2.109)$$

Например, при  $X_N = -X_C$  и  $X_{LH} = -0,5X_C$

$$\beta = \frac{1}{1 + 0,5 \cdot 2} = 0,5,$$

то есть ток короткого замыкания ограничивается вдвое, а падение напряжения на ТОО

$$\Delta U_C = I_{к.з.ОГ} \cdot X_{\mathcal{E}} = \frac{U_{\Phi}}{X_N + \frac{X_{LH} \cdot X_C}{X_{LH} + X_C}} \cdot \frac{X_{LH} \cdot X_C}{X_{LH} + X_C} = \frac{U_{\Phi}}{1 + \frac{X_N}{X_{LH}} \cdot \left(1 + \frac{X_{LH}}{X_C}\right)} \quad (2.110)$$

будет равно

$$\Delta U_C = \frac{U_{\Phi}}{1 + 2 \cdot (1 - 0,5)} = 0,5U_{\Phi}.$$

Чем больше отношение  $X_{LH}/X_C$ , тем больше ограничивается ток короткого замыкания и тем больше падение напряжения на ТОО (см. табл.2.3).

Таблица 2.3

$X_{L,H}/X_C$	-0,5	-0,6	-0,7	-0,8	-0,9	-1
$\beta$	0,5	0,4	0,3	0,2	0,1	0
$\Delta U_C/U_\phi$	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0
$U_{C,НОМ}/U_\phi$	0,1	0,12	0,14	0,16	0,18	0,2
$I_{МАКС}/I_{МН}$	10	12	14	16	18	20

Существенное ограничение тока короткого замыкания в сети не должно оказывать влияния на работу релейной защиты, дающей команду на отключение поврежденной фазы линии. Для обеспечения надежной работы релейной защиты измерение тока следует производить не в основной цепи, а в цепи присоединения УШРТ к конденсатору (см. рис.2.24). Согласно пятой строке табл.2.3 в этом контуре ток возрастает в режиме к.з. в несколько раз по сравнению с током нормального режима, что и обеспечивает надежную работу максимального токового реле.

Отключение поврежденной линии (фазы линии) линейным выключателем приводит к потере связи ТООУ с источником напряжения. Падение напряжения на ТООУ быстро уменьшается (из-за большого сопротивления обмоток УШРТ), что приводит к погасанию дуги в искровом промежутке. В результате сопротивление УШРТ увеличивается на два порядка и ТООУ оказывается подготовленным к работе в нормальном режиме. При этом воздействие повышенного напряжения на ТООУ и, соответственно, повышенного тока ограничено временем работы выключателя, включая выдержку времени релейной защиты. Это время для современных устройств автоматики и современных выключателей не превышает 100 мс.

Таким образом может быть обеспечена любая необходимая степень ограничения тока короткого замыкания в распределительной сети. При этом следует иметь в виду, что номинальное напряжение конденсатора и реактора должно быть значительно меньше наибольшего напряжения на ТООУ. Действительно, известно, что косинусные конденсаторы обычного исполнения допускают кратковременное четырехкратное повышение напряжения, а при специальном исполнении – до пятикратного. Следовательно, номинальное напряжение конденсатора  $U_{C,НОМ}$  может быть в пять раз ниже максимального (см. табл.2.3).

Для изоляции УШРТ повышение напряжения в режиме к.з. следует рассматривать как весьма редкое коммутационное перенапряжение. Следовательно, для определения номинального напряжения изоляции реактора надо поделить максимальное напряжение на ТОУ на расчетную кратность  $K_{П,Р}$  внутренних перенапряжений для электроустановок рассматриваемого класса.

$U_{НОМ}$ , кВ	3, 6, 10	35	110-220	330	500	750
$K_{П,Р}$	4	3,5	3	2,7	2,5	2,1

Кратковременное резкое увеличение тока в реакторе в режиме к.з. не может вызвать значительного перегрева обмоток. Поэтому может быть допущена плотность тока в обмотках реактора до  $100 \text{ А/мм}^2$ , что обеспечивает относительно небольшой расход проводникового материала (меди, алюминия).

Увеличение тока в контуре  $L-C$  ТОУ в режиме к.з. по сравнению с номинальным режимом соответствует увеличению напряжения на ТОУ и согласно (2.102), (2.110) равно

$$\frac{I_{\max}}{I_{Н.М}} = \frac{I}{\alpha \cdot \left[ I + \frac{X_N}{X_{L.H}} \cdot \left( I + \frac{X_{L.H}}{X_C} \right) \right]} \quad (2.111)$$

При указанных выше данных для питающей линии и при  $\alpha = 0,05$  отношение  $I_{\max}/I_{Н.М}$  приведено в табл.2.2. Например, при  $X_{L.H}/X_C = -0,5$  сечение проводов алюминиевой обмотки может быть в 10 раз меньше сечения провода линии, поскольку ток в режиме к.з. увеличивается в 10 раз, а допустимая плотность тока в 100 раз больше, чем в номинальном режиме.

Такие ТОУ в виде параллельного соединения батареи конденсаторов и УШРТ могут применяться и для ограничения токов короткого замыкания в энергосистеме в целом. Для этой цели ТОУ следует устанавливать в месте наибольшего тока к.з., разделяя в аварийном режиме систему на две электрически несвязанные или слабо связанные части (см. рис.2.26).

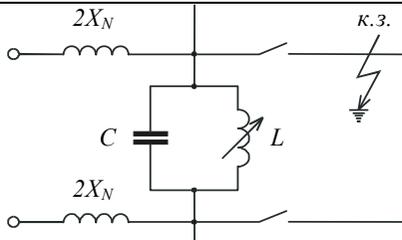


Рис.2.26. Простейшая схема включения ТОУ в сеть для автоматического ослабления связи ее двух частей.

В этом случае эквивалентное сопротивление сети в месте короткого замыкания равно

$$X_{N,\text{Э}} = \frac{2X_N(2X_N + X_{\text{Э}})}{2X_N + 2X_N + X_{\text{Э}}} = 2X_N \cdot \frac{2X_N + X_{\text{Э}}}{4X_N + X_{\text{Э}}}. \quad (2.112)$$

При этом ток короткого замыкания в системе с ТОУ равен

$$I_{\text{к.з.ОГ}} = \frac{U_{\Phi}}{2X_N} \cdot \frac{4X_N + X_{\text{Э}}}{2X_N + X_{\text{Э}}} = \beta \cdot I_{\text{к.з.}}, \quad (2.113)$$

где

$$\beta = \frac{1}{2} \cdot \frac{4X_N + X_{\text{Э}}}{2X_N + X_{\text{Э}}}. \quad (2.114)$$

Разрешая уравнение (2.114) относительно эквивалентного сопротивления ТОУ получаем

$$X_{\text{Э}} = 4X_N \cdot \frac{1 - \beta}{2\beta - 1}. \quad (2.115)$$

Формула (2.115) позволяет получить необходимое эквивалентное сопротивление ТОУ при любом требуемом токоограничении  $\beta$ .

Приравнявая формулы (2.105) и (2.115)

$$4X_N \cdot \frac{1 - \beta}{2\beta - 1} = \frac{X_{L,\text{НОМ}} \cdot X_C}{X_{L,\text{НОМ}} + X_C} = \frac{\alpha \cdot Z_B \cdot X_{L,\text{НОМ}}}{X_{L,\text{НОМ}} - \alpha \cdot Z_B},$$

получаем необходимое сопротивление реактора в номинальном режиме

$$X_{L,\text{НОМ}} = \frac{4X_N \cdot (1 - \beta) \cdot X_C}{(2\beta - 1) \cdot X_C - 4X_N \cdot (1 - \beta)} = Z_B \cdot \frac{4X_N \cdot \alpha \cdot (1 - \beta)}{4X_N \cdot (1 - \beta) + \alpha \cdot Z_B \cdot (2\beta - 1)}. \quad (2.116)$$

Из формулы (2.116) следует, что при  $\beta = 1$  (ток к.з. не ограничивается)  $X_L = 0$ ; при  $\beta = 0,5$

$$X_L = -X_C = \alpha \cdot Z_B .$$

Соответственно отношение абсолютных значений индуктивного и емкостного сопротивлений ТОО в режиме к.з. равно

$$\left| \frac{X_L}{X_C} \right| = \frac{I}{I + \frac{\alpha \cdot Z_B}{4X_N} \cdot \frac{2\beta - 1}{1 - \beta}} . \quad (2.117)$$

Сквозной ток через ТОО получим делением фазного напряжения на сумму сопротивлений части системы и эквивалентного сопротивления ТОО

$$I_{TOY} = \frac{U_\Phi}{2X_N + X_\Sigma} = \frac{U_\Phi}{2X_N + 4X_N \cdot \frac{1 - \beta}{2\beta - 1}} = \frac{U_\Phi}{2X_N} \cdot (2\beta - 1) . \quad (2.118)$$

При  $\beta = 1$  ток через ТОО равен половине тока короткого замыкания системы, а при  $\beta = 0,5$  ток  $I_{TOY} = 0$ .

Напряжение на ТОО согласно (2.105), (2.118) равно

$$\Delta U_{TOY} = I_{TOY} \cdot X_\Sigma = 2U_\Phi \cdot (1 - \beta) . \quad (2.119)$$

Относительная величина падения напряжения на ТОО

$$\frac{\Delta U_{TOY}}{U_\Phi} = 2 \cdot (1 - \beta) . \quad (2.120)$$

Следовательно, при  $\beta = 1$   $\Delta U_{TOY} = 0$ , а при  $\beta = 0,5$   $\Delta U_{TOY} = U_\Phi$ .

С учетом кратковременности повышения напряжения на ТОО (не более 100 мс) номинальное напряжение конденсаторов может быть в 4÷5 раз меньше

$$U_{СНОМ} = 0,4U_\Phi \cdot (1 - \beta) . \quad (2.121)$$

Ток в контуре  $L$ - $C$  в режиме к.з. определяется напряжением на ТОО и сопротивлением параллельных ветвей. Следовательно

$$I_L = \frac{\Delta U_{TOY}}{X_L} = \frac{2U_\Phi}{4X_N \cdot \alpha \cdot Z_B} \cdot [4X_N \cdot (1 - \beta) + \alpha \cdot Z_B \cdot (2\beta - 1)] . \quad (2.122)$$

При  $\beta = 0,5$

$$I_L = \frac{U_\Phi}{\alpha \cdot Z_B} = \frac{1}{\alpha} I_H$$

и следовательно в  $1/\alpha$  раз превосходит натуральный ток линии или максимальный ток нагрузки в нормальном режиме работы линии. Изменение тока через реактор при  $0,5 \leq \beta \leq 1$  приведено в табл.2.3 вместе с другими параметрами при  $X_N = -X_C$  и  $\alpha = 0,05$ .

Таблица 2.4

$\beta$	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0
$X_L/X_C$	-1,0	-0,89	-0,75	-0,57	-0,33	0
$\Delta U_{TOY}/U_\Phi$	1,0	0,8	0,6	0,4	0,2	0
$U_{C.НОМ}/U_\Phi$	0,2	0,16	0,12	0,08	0,04	0
$I_l/I_H$	20	18	16	14	12	10

Сравнение табл.2.3 и 2.4 показывает, что в последнем случае возможный диапазон ограничения токов к.з. вдвое меньше, чем в первом случае.

Полученные соотношения могут быть обобщены на случай установки произвольного числа  $n$  токоограничивающих устройств в энергосистеме (рис.2.27). При этом необходимое эквивалентное сопротивление каждого ТОО для обеспечения заданной степени ограничения тока к.з. в энергосистеме

$$X_{\mathcal{E}} = (n+1)^2 \cdot X_N \cdot \frac{1-\beta}{(n+1) \cdot \beta - 1}. \quad (2.123)$$

Необходимое отношение сопротивлений параллельных ветвей

$$\left| \frac{X_L}{X_C} \right| = \frac{1}{1 - \frac{\alpha \cdot Z_B}{X_N} \cdot \frac{1 - (n+1) \cdot \beta}{(n+1)^2 \cdot (1-\beta)}}. \quad (2.124)$$

Ток через ТОО в режиме к.з.

$$I_{TOY} = \frac{U_\Phi}{n \cdot X_N} \cdot \left( \beta - \frac{1}{n+1} \right). \quad (1.125)$$

Напряжение на ТОО в режиме к.з.

$$\Delta U_{TOY} = I_{TOY} \cdot X_{\mathcal{E}} = \frac{n+1}{n} \cdot U_\Phi \cdot (1-\beta). \quad (2.116)$$

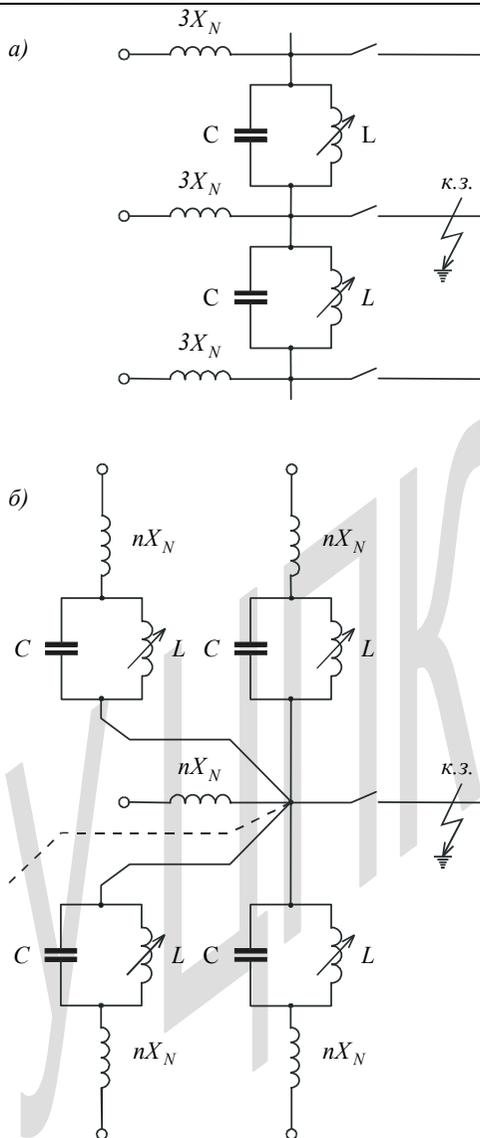


Рис.2.27. Расчетная схема включения двух ТОН в сеть (а) и нескольких  $n$  ТОН (б).

Отношение максимального падения напряжения на ТОО к фазному напряжению  $\Delta U_{\text{ТОО}}/U_{\text{Ф}}$  уменьшается при увеличении числа ТОО в сети и при уменьшении степени ограничения тока к.з. (см. рис.2.28).

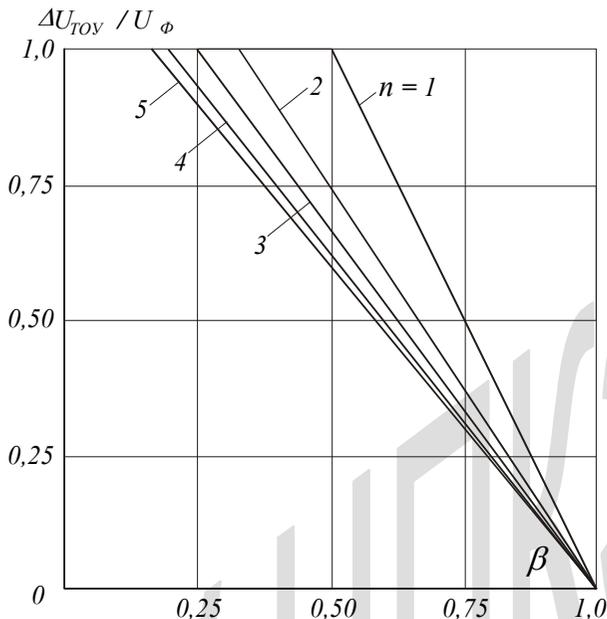


Рис.2.28. Зависимости максимального падения напряжения на ТОО, отнесенного к фазному напряжению сети, от степени ограничения тока к.з. при различном числе ТОО в сети.

При заданном отношении максимального падения напряжения на ТОО к номинальному фазному напряжению сети связь между степенью ограничения тока к.з. в сети и числом ТОО согласно (2.126) определяется соотношением

$$\beta = 1 - \left( \frac{\Delta U_{\text{ТОО}}}{U_{\text{Ф}}} \right)_{\text{доп}} \cdot \frac{n}{n+1}. \quad (2.127)$$

Результаты расчетов по формуле (2.117) приведены на рис.2.29. Как видно, чем больше допустимое отношение  $\Delta U_{\text{ТОО}}/U_{\text{Ф}}$ , тем более глубокое ограничение тока короткого замыкания может быть достигнуто.

Ток через реактор в режиме к.з.

$$I_L = \frac{\Delta U_{\text{ТОУ}}}{X_L} = \frac{n+1}{n} \cdot \frac{U_{\Phi}}{\alpha \cdot Z_B} \cdot (1-\beta) \cdot \left[ 1 - \frac{\alpha \cdot Z_B}{X_N} \cdot \frac{1-(n+1) \cdot \beta}{(n+1)^2 \cdot (1-\beta)} \right] =$$

$$= \frac{U_{\Phi}}{n} \cdot \left[ \frac{(n+1)}{\alpha \cdot Z_B} \cdot (1-\beta) - \frac{1}{X_N} \cdot \frac{1-(n+1) \cdot \beta}{(n+1)} \right]. \quad (1.128)$$

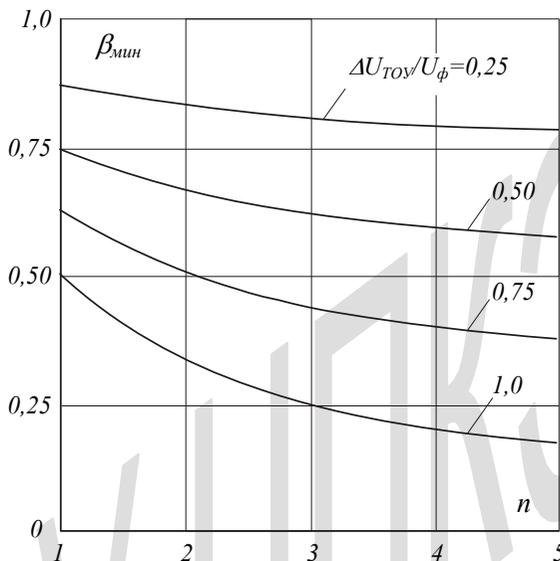


Рис. 2.29. Зависимости степени ограничения тока к.з. в сети от числа установленных ТОУ при различных допустимых отношениях  $\frac{\Delta U_{\text{ТОУ}}}{U_{\Phi}}$ .

С учетом допустимости пятикратного повышения напряжения на конденсаторе в кратковременном режиме к.з. необходимое номинальное напряжение конденсаторной батареи

$$U_{\text{С.НОМ}} = 0,2 \Delta U_{\text{ТОУ}} = 0,2 U_{\Phi} \cdot \frac{n+1}{n} \cdot (1-\beta). \quad (2.129)$$

Отношение номинального напряжения конденсаторной батареи к максимальному падению напряжения на ней в номинальном режиме равно

$$\frac{U_{\text{С.НОМ}}}{\alpha \cdot U_{\Phi}} = \frac{0,2}{\alpha} \cdot \frac{n+1}{n} \cdot (1-\beta). \quad (2.130)$$

Это соотношение определяет простую связь между степенью ограничения тока к.з. в сети и относительной величиной номинального напряжения конденсаторной батареи

$$\beta = 1 - 5 \cdot \left( \frac{U_{с.НОМ}}{U_{\Phi}} \right) \cdot \frac{n}{n+1}. \quad (2.131)$$

Результаты расчетов по этой формуле приведены на рис.2.30.

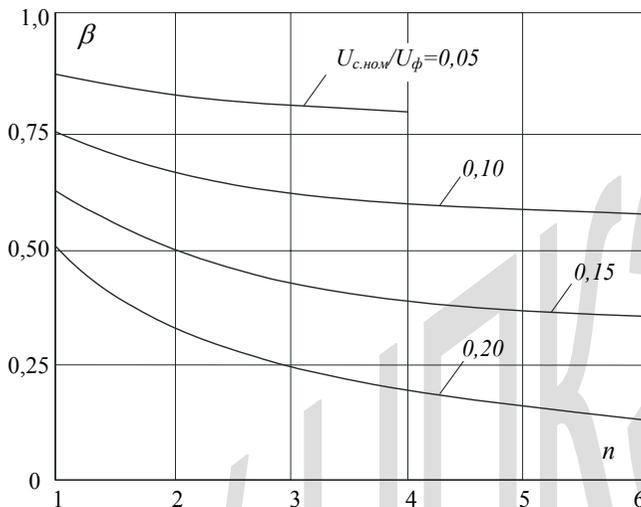


Рис.2.30. Зависимости степени ограничения тока к. з. в сети от числа установленных ТОУ при различных отношениях

$$\frac{U_{с.ном}}{U_{\Phi}} = 0,05; 0,10; 0,15 \text{ и } 0,20.$$

Выполненные расчеты переходных процессов в сети при наличии ТОУ согласно рис.2.27 подтвердили эффективность ограничения токов к.з. при помощи ТОУ при тех конструктивных параметрах УШРТ, которые определяются условиями его работы.

## 2.6. Регулируемый фазосдвигающий трансформатор

Во многих случаях в электрических сетях приходится разрешать проблему распределения потоков мощности по параллельным линиям с различными индуктивными сопротивлениями, определяемыми либо различной протяженностью линий с одинаковыми параметрами (рис.2.31), либо различием параметров линий, либо обеими причинами вместе. Так, например, при параллельном соединении линий электропередачи 220 и 500 кВ линия с более низким напряжением принимает на себя большие

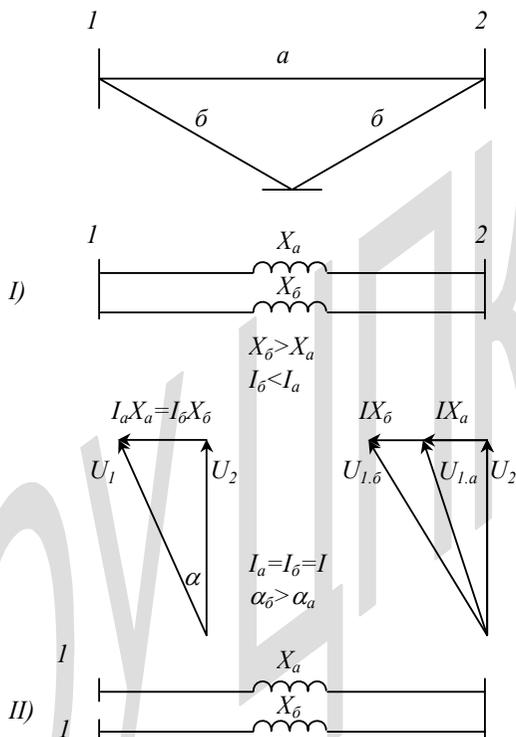


Рис.2.31. Параллельные линии с различными индуктивными сопротивлениями: I - при наличии связи по обоим концам линий; II - при наличии связи на одном конце: однолинейные схемы линий и соответствующие векторные диаграммы напряжений.

нагрузки, т.к. на параллельной линии 500 кВ происходит двойная трансформация напряжения и, следовательно, включается дополнительное индуктивное сопротивление. Если бы такие линии работали независимо (случай II), то при одина-

ковом токе (приведенном к одному напряжению) сдвиги фаз напряжений по концам линий были бы различны ( $\psi_e > \psi_a$ ). В случае примыкания обеих линий к одинаковым пунктам системы (случай I) различие сдвига фаз компенсируется различием тока в линии ( $I_a > I_e$ ). Выровнять сдвиги фаз напряжений и соответственно токи в параллельных линиях можно с помощью фазосдвигающих трансформаторов. В электрических сетях применяются различного типа фазосдвигающие трансформаторы. Ниже рассматривается регулируемый фазосдвигающий трансформатор, электрическая схема которого аналогична УШРТ.

Сетевые обмотки такого трансформатора включаются в рассечку линии с меньшим индуктивным сопротивлением (см.рис.2.32) и работают под потенциалом фаз линии без соединения между собой.

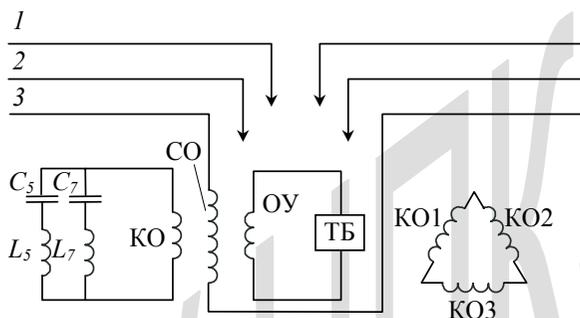


Рис.2.32. Схема включения фазосдвигающего трансформатора (ФСТ): CO – сетевая обмотка ФСТ; KO – компенсационная обмотка; OU – обмотка управления;  $C_5$ - $L_5$ ,  $C_7$ - $L_7$  – фильтры пятой и седьмой гармоник; ТБ – тиристорный блок

Обмотки управления фазосдвигающего трансформатора соединяются в звезду с заземленной нейтралью, т.е. работают независимо. Они замыкаются тиристорными блоками. Компенсационная обмотка предназначена для подавления высших гармонических в токе трансформатора, создаваемых при работе тиристоров.

Такой трансформатор представляет собой регулируемое индуктивное сопротивление, включенное в рассечку линии. Вектор падения напряжения на нем от активного тока нагрузки перпендикулярен вектору фазового напряжения линии (см.рис.2.31).

В режиме короткого замыкания ОУ (полностью проводящие тиристорные блоки) напряжение первичной обмотки трансформатора минимально и определяется напряжением короткого замыкания трансформатора. Чем меньше на-

пряжение короткого замыкания, тем меньше минимальное фазосдвигающее напряжение.

При запертых тиристорах напряжение на обмотке управления соответствует номинальному напряжению. Соответственно на сетевой обмотке поддерживается номинальное напряжение, и трансформатор представляет собой индуктивную катушку с довольно большим сопротивлением и соответственно с повышенным падением напряжения. Для уменьшения индуктивного сопротивления трансформатора при запертых тиристорах необходимо обеспечить разрыв основного стержня магнитопровода. Длина воздушного промежутка магнитопровода приблизительно равна длине окна магнитопровода, уменьшенной в отношении минимального и номинального напряжения трансформатора (см.ниже).

Номинальное напряжение трансформатора ограничивается допустимым перепадом напряжения на нем. Так если напряжение на входе и выходе ФСТ обозначить  $U_1$  и  $U_2$  соответственно, то номинальное напряжение трансформатора определится соотношением

$$U_1 = \sqrt{U_2^2 + U_{Т.НОМ}^2} , \quad (2.132)$$

откуда

$$U_{Т.НОМ} = U_1 \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{U_2}{U_1}\right)_{ДОП}^2} . \quad (2.133)$$

При ограничении  $U_1/U_2=1,05$

$$U_{Т.НОМ} = 0,32U_1 ,$$

т.е. номинальное напряжение фазосдвигающего трансформатора при этом составляет примерно треть напряжения сети. В этом случае максимальный угол сдвига  $\psi$ , который может обеспечить ФСТ, определяется соотношением

$$tg\psi_{max} = \frac{U_{Т.НОМ}}{U_2} = 0,32 \cdot 1,05 = 0,336 ,$$

откуда  $\psi_{max}=18,6^0$ .

Минимальный угол сдвига

$$tg\psi_{min} = \frac{U_{Т.к.з} \%}{100\%} \cdot \frac{U_{Т.НОМ}}{U_2} \cong 0,336 \cdot \frac{U_{Т.НОМ} \%}{100\%} . \quad (2.134)$$

Например, при  $U_{Т.к.з.}=10\%$

$$\operatorname{tg}\psi_{\min} = 0,0336$$

$$\psi_{\min} = 1,92^\circ .$$

Если допустим больший перепад напряжения, например  $(U_2/U_1)_{\text{доп}}=1,10$

$$U_{Т.НОМ} \cong 0,46U_1$$

$$\operatorname{tg}\psi_{\max} = 0,506; \psi_{\max} \cong 26,8^\circ$$

и при  $U_{Т.к.з.} = 10\%$

$$\operatorname{tg}\psi_{\min} = 0,051; \psi_{\min} = 2,9^\circ .$$

Как видно, увеличение номинального напряжения ФСТ на 5% приводит к значительному увеличению максимального угла сдвига: с  $18,6^\circ$  до  $26,8^\circ$ .

Ограничение номинального напряжения ФСТ весьма существенно для ограничения его влияния на ток в линии, определяемый нагрузкой. Поэтому далее будем исходить из 5-20% уровня перепада напряжения на ФСТ.

Параметры ФСТ можно выбрать исходя из двух крайних режимов его работы: при номинальном и при минимальном напряжениях, - предполагая, что в обоих случаях ток нагрузки и, соответственно, через ФСТ не меняется и равен номинальному току. Номинальный ток  $I_{НОМ}$  удобно определить через натуральный ток линии  $I_H$ , т.к. для линий СВН натуральный ток является оптимальным

$$I_{НОМ} = k \cdot I_H .$$

Тогда индуктивное сопротивление ФСТ (при короткозамкнутой обмотке управления)

$$X_{\min} = \frac{U_{к.з.}\%}{100\%} \cdot \frac{U_{НОМ}}{I_{НОМ}} = \frac{0,32}{k} \cdot \frac{U_{к.з.}\%}{100\%} \cdot Z_B . \quad (2.135)$$

Соответственно для той же линии 220 кВ при  $k=1$  и  $U_{к.з.}\%=10\%$

$$X_{\min} = 0,32 \cdot 0,1 \cdot 400 = 12,3 \text{ Ом}$$

и при  $k=1,25$

$$X_{\min} = \frac{0,32}{1,25} \cdot 0,1 \cdot 400 = 10,24 \text{ Ом} .$$

Полученные значения  $X_{НОМ}$  и  $X_{МИН}$  ФСТ позволяют определить параметры ФСТ. Действительно, в номинальном режиме (при разомкнутой обмотке управления) параметры ФСТ могут быть рассчитаны по формулам, полученным для неуправляемых реакторов с зазорами в магнитопроводе

$$X_{НОМ} = \frac{2\pi \cdot f \cdot \mu_0 \cdot N_1^2 \cdot F_{ЭК.1}}{\ell_3} = \frac{0,32}{k} \cdot Z_B, \quad (2.136)$$

где  $N_1$  - число витков сетевой обмотки,  $F_{ЭК.1}$  - эквивалентное сечение магнитного потока, сцепляющегося с сетевой обмоткой,  $\ell_3$  - суммарная длина зазоров в стержне магнитопровода [14].

При короткозамкнутой обмотке управления индуктивное сопротивление ФСТ может быть рассчитано по формуле для управляемого реактора трансформаторного типа [14]

$$X_{МИН} = \frac{2\pi \cdot f \cdot \mu_0 \cdot N_1^2 \cdot F_{ЭК.2}}{\ell_0} = \frac{0,32}{k} \cdot \frac{U_{к.з.}\%}{100\%} \cdot Z_B, \quad (2.137)$$

где  $F_{ЭК.2}$  - эквивалентное сечение магнитного потока, сцепляющегося с сетевой обмоткой при короткозамкнутой обмотке управления,  $\ell_0$  - высота окна магнитопровода (высота обмотки плюс изоляционные расстояния до ярем).

Отношение  $X_{НОМ} / X_{МИН}$  позволяет определить необходимое отношение длины зазоров  $\ell_0 / \ell_3$

$$\frac{X_{НОМ}}{X_{МИН}} = \frac{F_{ЭК.1}}{F_{ЭК.2}} \cdot \frac{\ell_0}{\ell_3} = \frac{100\%}{U_{к.з.}\%}. \quad (2.138)$$

Следовательно необходимое отношение зазоров

$$\frac{\ell_3}{\ell_0} = \frac{F_{ЭК.1}}{F_{ЭК.2}} \cdot \frac{U_{к.з.}\%}{100\%}. \quad (2.139)$$

Если  $F_{ЭК.1} \approx F_{ЭК.2}$  необходимая длина зазоров в стержне магнитопровода меньше высоты окна магнитопровода в соответствии с величиной  $U_{к.з.}\%$ : при  $U_{к.з.}\% = 10\%$   $\ell_3 = 0,1\ell_0$ , что может быть обеспечено без больших технологических трудностей.

Необходимое число витков ФСТ может быть определено по формуле (2.137) для  $X_{мин}$  одновременно с оптимизацией конструкции ФСТ, а необходимая длина зазоров в основном стержне магнитопровода из формулы (2.136) для  $X_{НОМ}$  при известном числе витков  $N_1$ .

Естественно, что при токе в линии, меньшем номинального, угол сдвига фазы напряжения будет меньше номинального, что и требуется по режиму передачи электроэнергии.

Управление ФСТ может быть обеспечено по заданному соотношению потоков мощности по параллельным линиям. Если поток мощности по линии с меньшим продольным сопротивлением увеличивается сверх заданного соотношения система управления уменьшает угол горения тиристоров в ФСТ и таким образом обеспечивает заданное соотношение токов в линиях.

Необходимо отметить, что индуктивное сопротивление ФСТ значительно меньше сопротивления нагрузки в любом режиме работы ФСТ. Однако, это сопротивление резко изменяется при неполных углах зажигания тиристоров, что приводит к появлению высших гармонических в токе линии. Чтобы подавить наибольшую третью гармоническую достаточно соединить компенсационные обмотки всех фаз в треугольник. Для подавления пятой и седьмой гармоник необходимо подключить к каждой фазе компенсационной обмотки фильтры, состоящие из последовательного соединения конденсатора и нерегулируемой индуктивности, настроенные на соответствующую частоту. При этом паузы тока в обмотке управления не будут повторяться в сетевой обмотке. Напротив, в сетевой обмотке ток будет практически синусоидальным, а паузы тока в обмотке управления приведут к изменению среднего сопротивления ФСТ: чем больше паузы тока в ОУ, тем больше сопротивление ФСТ.

## 2.7. Регулирование мощности конденсаторных батарей в электрических сетях и особенности их эксплуатации

Для компенсации индуктивной нагрузки на крупных промышленных предприятиях применяются конденсаторные батареи. Сложность их использования определяется значительным изменением нагрузки предприятия, в том числе индуктивной, в течение суток, что требует регулирования мощности конденсаторных батарей. В настоящее время наиболее распространен простой способ регулирования, когда батарея разделяется на несколько (например, четыре) частей, подключаемых к сети отдельно с помощью выключателей. Очевидно, что такая ступенчатая система регулирования мощности конденсаторных батарей исключает точную компенсацию индуктивной нагрузки. Применение для этих целей статических тиристорных компенсаторов (СТК) позволяет решить проблему точной компенсации индуктивной нагрузки предприятия, но очень дорого и требует установки фильтров высших гармонических, генерируемых СТК.

Значительно дешевле и эффективнее использование УШРТ параллельно конденсаторной батарее (рис.2.33). Автоматическое управление УШРТ в каждой фазе по сдвигу фаз напряжения и тока в месте установки компенсирующего устройства со стороны питающей сети позволяет непрерывно обеспечивать нулевой сдвиг фаз тока и напряжения и, следовательно, обеспечивать максимальный коэффициент мощности  $\cos\varphi=1$ . Соответственно уменьшаются ток и потери мощности в питающей сети. Мощность УШРТ выбирается исходя из необходимой глубины регулирования мощности конденсаторной батареи (КБ). Например, если необходимо обеспечить регулирование мощности КБ от 100% до 50% ее номинальной мощности, номинальная мощность УШРТ должна составлять 50% от мощности КБ. При необходимости регулирования мощности КБ от 100% до 25% мощность УШРТ должна составлять 75% от мощности КБ. Иными словами мощность УШРТ должна быть равна разности номинальной мощности КБ и необходимой ее минимальной мощности. Пофазная система управления УШРТ в этом случае приведена на рис.2.33. Угол сдвига фаз тока и напряжения измеряется микропроцессором по моментам перехода через нуль тока и напряжения, определяемым с помощью компараторов. При отставании тока от напряжения микроконтроллер (МК) выдает команду на уменьшение тока УШРТ. Напротив, при опережающем токе МК подает команду на увеличение тока УШРТ.

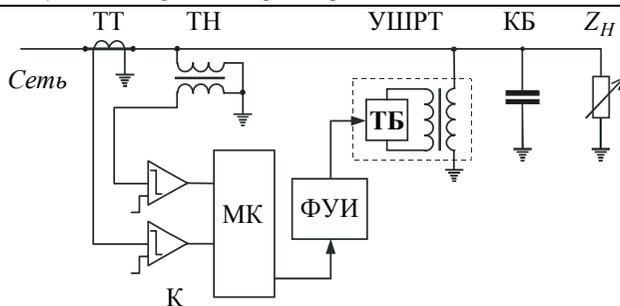
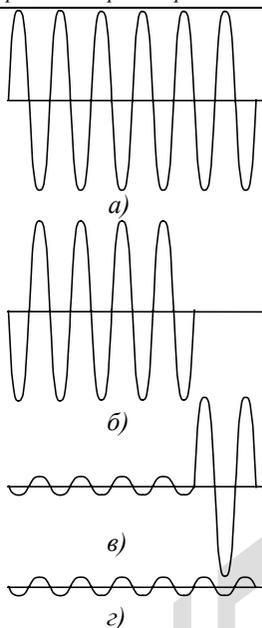


Рис.2.33. Однолинейная схема управления УШРТ для регулирования мощности конденсаторной батареи КБ;  $Z_H$  - переменная нагрузка, ТТ – трансформатор тока, ТН – трансформатор напряжения, МК – микроконтроллер, ФУИ – формирователь управляющих импульсов.

Быстродействие УШРТ позволяет следить не только за плавно изменяющейся нагрузкой, но и за быстропеременной. Так, например, асинхронный двигатель прокатного стана в режиме реверса потребляет в  $5 \div 7$  раз больший ток, чем в нормальном режиме проката. Причем этот ток практически полностью индуктивный. Для предотвращения резких посадок напряжения во всей сети цеха (завода) при таких бросках тока устанавливается мощная конденсаторная батарея, ток через которую равен или больше броска тока при реверсе прокатного стана.

В результате сеть оказывается нечувствительной к броску тока при реверсе. Но в нормальном режиме проката емкость батареи оказывается избыточной, и сеть нагружается этим избыточным током КБ. Для компенсации этого тока может быть использован УШРТ, регулируемый согласно схеме рис.2.33, либо от программы управления прокатным станом, задающей моменты реверса асинхронного двигателя. В этом случае в нормальном режиме проката УШРТ компенсирует избыточный ток КБ, а в режиме реверса привода ток через УШРТ резко уменьшается до величины тока холостого хода (примерно в 100 раз). В результате индуктивная нагрузка на сеть от привода прокатного стана все время сохраняется неизменной на уровне тока реверса. Она полностью компенсирует ток КБ, и потребляемый из сети ток оказывается равным току нормального режима проката (см.рис.2.34).



*Рис.2.34. Иллюстрация эффективности УШРТ при компенсации резко переменных нагрузок: а – ток конденсаторной батареи, б – ток реактора, в – ток асинхронного двигателя, г – ток потребляемый из сети*

Такая система регулирования позволяет значительно уменьшить сечение питающей электропроводки (как правило, кабелей) и использовать более легкие аппараты в питающей сети (выключатели, разъединители и т.п.), что позволяет получить значительную экономию от установки УШРТ.

## Глава 3. Система управления реакторами трансформаторного типа

### 3.1. Особенности требований к СУ УШРТ для линий электропередачи

Особенности управления реакторами в различных случаях их применения изложены в Главе 2. Настоящая глава посвящена детальному описанию структуры схем управления и методики выбора параметров их элементов и прежде всего тиристоров.

Как следует из §2.1 наиболее сложная система управления требуется для реакторов, устанавливаемых на линиях электропередачи. Система управления каждого реактора должна реагировать на изменение параметров передачи (напряжение, ток) в месте установки реактора. Это особенно важно в случае множества реакторов вдоль линий электропередачи, когда нечеткое срабатывание одного реактора может иметь нежелательные последствия для электропередачи в целом. Поэтому необходимо выбрать такой главный параметр, который однозначно определяет ток реактора. Таким параметром независимо от режима работы передачи и длины линии является ток в линии, причем независимо от его направления. Связь между током в линии и напряжением однозначна и определяется соотношением (2.7).

Связь между напряжением и током реактора неоднозначна при любой длине линии. Например, при изменении нагрузки обычно стараются поддерживать неизменным напряжение у потребителя на уровне номинального напряжения. Для этого увеличивается напряжение на генерирующем конце линии. Это означает, что при использовании напряжения в качестве параметра реагирования системы управления реактор в конце линии не будет изменять ток, а реактор в начале линии будет увеличивать ток, тогда как при увеличении нагрузки ток реактора должен уменьшаться (см. §2.1). Таким образом система управления будет вырабатывать ложные команды, а реактор будет не улучшать условия работы системы, а ухудшать. Поэтому необходимо полностью исключить связь между режимами напряжения в системе и током реактора.

Для длинных линий ситуация с напряжением еще больше осложняется. Например, для линии с электрической длиной  $\lambda=\pi$  (половина длины электро-

магнитной волны) напряжение во всех точках линии увеличивается при увеличении передаваемой мощности. Тем не менее, как и при относительно коротких длинах линий при увеличении передаваемой мощности необходимо уменьшать мощность шунтирующих реакторов. Это означает, что производная напряжения на линии по передаваемой мощности имеет разные знаки в зависимости от режима передачи (длины потока электроэнергии), а производная реактивной мощности по передаваемой мощности имеет всегда один знак - отрицательный.

Рассмотрим линию электропередачи с волновой длиной  $\lambda$  и с передаваемой мощностью  $P$ , изменяющейся в пределах  $0 \leq P \leq P_H$ . Без учета активного сопротивления линии распределение напряжения вдоль нее может быть вычислено по формуле (2.8)

$$\frac{U_x}{U_2} = \sqrt{\left[ \cos \lambda_x + \frac{Q_2}{P_H} \cdot \sin \lambda_x \right]^2 + \left( \frac{P}{P_H} \right)^2 \sin^2 \lambda_x}, \quad (3.1)$$

где  $U_2$  - напряжение в конце линии;  $Q_2$  - потребляемая реактивная мощность в конце линии;  $\lambda_x$  - текущая волновая координата линии.

Для того чтобы при любой передаваемой по линии мощности обеспечить равенство напряжений в начале и в конце линии, потребляемая в конце линии реактивная мощность должна быть равна [14]

$$\frac{Q_2}{P_H} = \frac{1}{\sin \lambda} \cdot \left[ \sqrt{1 - \left( \frac{P}{P_H} \right)^2 \sin^2 \lambda} - \cos \lambda \right]. \quad (3.2)$$

Подставляя это выражение для  $Q_2$  в формулу (3.1), получаем распределение напряжения вдоль линии при фиксированных и одинаковых значениях напряжения на ее концах, обеспечиваемых примыкающими энергосистемами:

$$U_x^* = \frac{U_x}{U_2} = \sqrt{\cos \lambda_x + \frac{\sin \lambda_x}{\sin \lambda} \cdot \left[ \sqrt{1 - \left( \frac{P}{P_H} \right)^2 \sin^2 \lambda} - \cos \lambda \right]^2 + \left( \frac{P}{P_H} \right)^2 \sin^2 \lambda_x}. \quad (3.3)$$

При указанных условиях проанализируем характер изменения напряжения вдоль линии при изменении передаваемой мощности. Производная от относительной величины напряжения по относительной величине передаваемой мощности равна

$$\frac{d(U_x / U_2)}{d(P / P_H)} = \frac{dU_x^*}{dP^*} = \frac{P}{P_H} \cdot \frac{\sin \lambda_x \cdot \sin(\lambda_x - \lambda)}{U_x^* \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{P}{P_H}\right)^2} \sin^2 \lambda} . \quad (3.4)$$

Результаты вычислений по формуле (3.4) приведены на рис.3.1 и 3.2. Как видно, производная напряжения по передаваемой мощности для линий с волновой длиной  $\lambda \leq \pi/2$  всегда имеет отрицательный знак, но значительно изменяется при изменении передаваемой мощности и длины линии. Важно отметить, что при изменении волновой длины линии  $\lambda$  от  $\pi/4$  до  $\pi/2$  смещается вдоль линии максимум производной  $dU_x^*/dP^*$ . При  $\lambda = \pi/4$  он соответствует  $\lambda_x = \pi/8$ , а при  $\lambda = \pi/2$  максимум  $dU_x^*/dP^*$  достигается при  $\lambda_x = \pi/4$  (см.рис.3.1). При этом максимум производной  $dU_x^*/dP^*$  во втором случае увеличивается примерно вдвое при тех же значениях передаваемой мощности.

Если изменение передаваемой мощности можно учесть путем измерения передаваемой мощности в точке подключения управляемого реактора, то для учета изменения длины потока мощности (которая может изменяться при отключении и подключении тех или иных участков линии, при изменении нагрузок и регулировании станций) необходимы сведения о работе системы в целом. Это означает, что при установке управляемого реактора в промежуточной точке линии необходима перенастройка его регулятора в зависимости от режима работы энергосистемы, то есть необходимо снабдить реактор адаптивной системой регулирования, обрабатывающей информацию по всей системе.

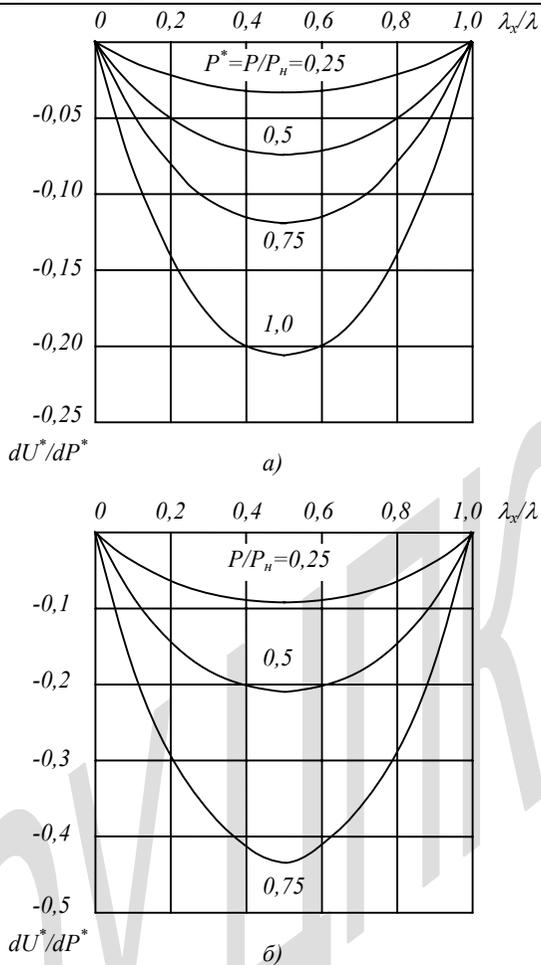


Рис.3.1. Распределение вдоль линии производной напряжения по передаваемой мощности при различных относительных ее значениях  $P^*$  и волновой длине линии  $\lambda = \pi/4$  (а) и  $\lambda = \pi/2$  (б)

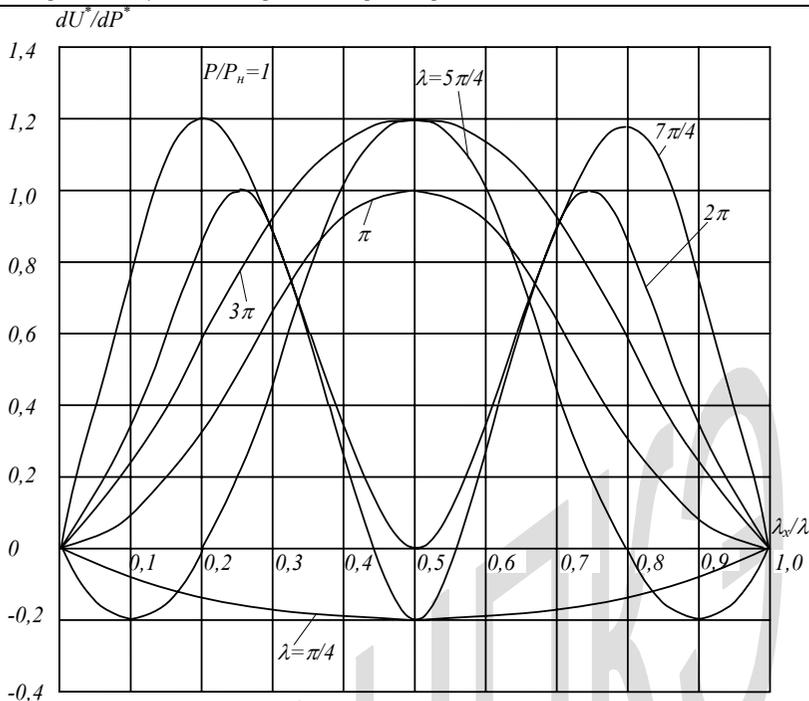


Рис. 3.2. Распределение вдоль линии производной напряжения по передаваемой мощности при различных волновых длинах электропередачи  $\lambda$  (вычисления выполнены по формуле (3.4))

Еще более неблагоприятна ситуация для сверхдальних электропередач (рис.3.2). В этом случае производная напряжения по передаваемой мощности изменяется не только по абсолютной величине, но и по знаку в зависимости от удаленности отправной системы от приемной.

При передаче по линии мощности, близкой к натуральной, мощность управляемых реакторов близка к нулю. При этом реакция линии на изменение передаваемой мощности практически такая же, как при отсутствии реакторов. Поэтому тенденцию изменения напряжения вдоль длинных линий можно проследить с помощью формул (3.3) и (3.4).

Результаты расчетов по формуле (3.4) при  $P \approx P_H$  приведены на рис.3.2. Если при  $\lambda \leq \pi/2$  производная  $dU_x^*/dP^*$  всюду отрицательна, то при  $\pi/2 \leq \lambda \leq \pi$  она всюду положительна. При  $\lambda > \pi$  производная  $dU_x^*/dP^*$  имеет разные знаки вдоль линии. Резко изменяются и абсолютные величины производной

вдоль линии при изменении дальности электропередачи. При этом производная  $dU_x^*/dP^*$  равна нулю при  $\sin\lambda_x=0$  ( $\lambda_x=0; \pi; 2\pi\dots$ ) и при  $\sin(\lambda_x-\lambda)=0$  ( $\lambda_x=0; \pi; 2\pi$ ).

Положение максимумов и минимумов производной можно определить из условия

$$\frac{d}{d\lambda_x} \left( \frac{dU_x^*}{dP^*} \right) = -\frac{P}{P_H} \cdot \frac{I}{\sqrt{1 - \left(\frac{P}{P_H}\right)^2 \sin^2 \lambda}} \times$$

$$\times \left\{ \frac{\sin(\lambda - 2\lambda_x)}{U_x^*} - \frac{\sin \lambda_x \cdot \sin[\lambda - \lambda_x]}{U_x^{*2} \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{P}{P_H}\right)^2 \sin^2 \lambda}} \cdot \left( \frac{dU_x^*}{d\lambda_x} \right) \right\} = 0.$$

Согласно формуле (3.3) производная

$$\frac{dU_x^*}{d\lambda_x} = \frac{2}{U_x^*} \cdot \frac{\sin(\lambda - 2\lambda_x)}{\sin^2 \lambda} \cdot \left[ \sqrt{1 - \left(\frac{P}{P_H}\right)^2 \sin^2 \lambda} - \cos \lambda \right]. \quad (3.5)$$

Поэтому окончательно получаем

$$\frac{d}{d\lambda_x} \left( \frac{dU_x^*}{dP^*} \right) = -\frac{P}{P_H} \cdot \frac{\sin(\lambda - 2\lambda_x)}{U_x^* \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{P}{P_H}\right)^2 \sin^2 \lambda}} \times$$

$$\times \left\{ 1 + \frac{2}{U_x^{*2}} \cdot \left[ \sin \lambda_x \cdot \sin(\lambda - \lambda_x) \cdot \left[ \sqrt{1 - \left(\frac{P}{P_H}\right)^2 \sin^2 \lambda} - \cos \lambda \right] \right] \right\} = 0. \quad (3.6)$$

Из формулы (3.6) следует, что положение экстремумов определяется соотношением

$$\sin(\lambda - 2\lambda_x) = 0$$

или

$$\lambda - 2\lambda_x = 0; \pi; 2\pi\dots,$$

откуда

$$\lambda_{x.экстр} = \frac{\lambda}{2}; \quad \lambda_{x.экстр} = \frac{\lambda - \pi}{2}; \quad \lambda_{x.экстр} = \frac{\lambda - 2\pi}{2}; \dots$$

Приведенные данные свидетельствуют о чрезвычайной сложности регулирования управляемых шунтирующих реакторов (УШР) в промежуточных точках линии по отклонению напряжения, особенно в тех местах, где напряжение вообще не изменяется (производная от напряжения равна нулю).

Значительно более эффективным является регулирование УШР по изменению передаваемой мощности. Действительно, при наличии распределенных вдоль линии УШР, когда напряжение на участках линии между пунктами установки реакторов изменяется незначительно, избыточная реактивная мощность  $i$ -го участка линии  $Q_i$ , которая должна быть компенсирована УШР, равна

$$Q_i = P_{Hi} \cdot \lambda_i \cdot \left[ 1 - \left( \frac{P_i}{P_{Hi}} \right)^2 \right], \quad (3.7)$$

где  $P_{Hi}$  - натуральная мощность  $i$ -го участка линии;  $\lambda_i$  - его волновая длина;  $P_i$  - передаваемая по нему мощность.

Полагая, что установлены два одинаковых реактора по обоим концам участка, находим мощность одного УШР:

$$Q_p = \frac{1}{2} P_{Hi} \cdot \lambda_i \cdot \left[ 1 - \left( \frac{P_i}{P_{Hi}} \right)^2 \right]. \quad (3.8)$$

Производная мощности реактора по передаваемой мощности

$$\frac{dQ_2^*}{dP^*} = \frac{d(Q_2 / P_{Hi})}{d(P_i / P_{Hi})} = -\lambda_i \cdot \left( \frac{P_i}{P_{Hi}} \right). \quad (3.9)$$

Как следует из формулы (3.9), знак производной не зависит от суммарной длины электропередачи и всегда отрицателен. При этом абсолютное значение производной пропорционально передаваемой мощности. Создать такой регулятор достаточно просто. Причем такой регулятор может работать независимо от режима работы системы в целом, а лишь на основе измерения передаваемой мощности (или тока) в месте установки УШР.

Комбинация УШР с такого типа регулятором полностью решает проблему обеспечения устойчивости работы дальних электропередач. Разумеется, при этом необходимо регулирование возбуждения генераторов по концам

линии для поддержания напряжения на заданном уровне. Эти регуляторы должны иметь настройку по отклонению напряжения.

Более точное выражение для производной  $dQ_2^*/dP_i^*$  может быть получено по формуле (3.2), где вместо волновой длины линии  $\lambda$  подставлена волновая длина участка линии  $\lambda_i \leq 0,2\pi$ . В этом случае учитывается изменение напряжения вдоль компенсируемого участка линии. Из формулы (3.2) получаем

$$\frac{d(Q_2 / P_{Hi})}{d(P_i / P_{Hi})} = - \left( \frac{P_i}{P_{Hi}} \right) \cdot \frac{\sin \lambda_i}{\sqrt{1 - \left( \frac{P_i}{P_{Hi}} \right)^2 \sin^2 \lambda_i}}. \quad (3.10)$$

Как видно, в этом случае вместо множителя  $\lambda_i$  при отношении  $P_i/P_{Hi}$  имеем член

$$\frac{\sin \lambda_i}{\sqrt{1 - \left( \frac{P_i}{P_{Hi}} \right)^2 \sin^2 \lambda_i}}.$$

При  $P_i \approx P_{Hi}$  этот множитель равен  $\operatorname{tg} \lambda_i$  и, следовательно, в этом случае

$$\frac{dQ_x^*}{dP^*} = - \frac{P_i}{P_{Hi}} \cdot \operatorname{tg} \lambda_i. \quad (3.11)$$

При ограничении  $\lambda_i \leq 0,2\pi$  максимальное различие этих множителей во всем возможном диапазоне изменения  $P_i/P_{Hi} \leq 1$  достигает 15%. Поэтому для регулирования УШР целесообразно использовать более точные формулы (3.8) и (3.10).

Нетрудно показать, что при таком регулировании УШР (и при обеспечении постоянства напряжения в начале линии путем регулирования возбуждения генераторов) напряжение в месте подключения УШР поддерживается неизменным, что исключает необходимость дополнительного регулирования по отклонению напряжения. Действительно, формула (3.2) получена из условия равенства напряжений по концам участка линии. Поэтому при регулировании мощности УШР в зависимости от передаваемой мощности согласно формуле (3.2) в начале и в конце участков линии автоматически обеспечивается стабильность напряжения в месте подсоединения реакторов. Естественно, аналогичное регулирование УШР необходимо обеспечить вдоль всей линии на всех последовательных участках.

Стабилизация напряжения во всех пунктах установки реакторов позволяет заменить управление реактором по мощности (3.8) на управление по току

$$I_p = \frac{1}{2} I_{n,i} \lambda_i \left[ 1 - \left( \frac{I}{I_{n,i}} \right)^2 \right], \quad (3.12)$$

где  $I_{n,i}$  – натуральный ток участка линии, а  $I$  – ток на этом участке.

Управление УШРТ (УШКТ) возможно также по углу  $\omega$  сдвига фаз напряжения и тока в линии. Этот угол может быть измерен в результате индикации моментов перехода через нуль напряжения на линии и тока в ней (в месте установки УШКТ) с помощью компараторов во входных каналах напряжения и тока линии измерительно-логической части системы управления ИЛЧ СУ (см. рис.3.3). При опережении тока в линии ИЛЧ вырабатывает команду на увеличение индуктивного тока компенсатора (на уменьшение угла зажигания тиристорov), пока угол  $\omega$  не достигнет нуля. Напротив, при запаздывающем токе в линии ИЛЧ вырабатывает команду на уменьшение индуктивного тока компенсатора (на увеличение угла зажигания тиристорov) вплоть до нуля и - при необходимости – до соответствующей величины емкостного тока компенсатора (см. рис.1.27 а), пока угол  $\omega$  не достигнет нуля. В результате полностью исключается протекание реактивного тока по линии.

Управление по углу сдвига по фазе тока по отношению к напряжению  $\omega$  более совершенно, чем по величине тока в линии, поскольку измерение угла  $\omega$  в течение одного полупериода промышленной частоты проще, чем величины тока, а также позволяет учесть характер нагрузки (ее коэффициент мощности). При этом обеспечивается более жесткая стабилизация напряжения на линии.

### 3.2. Структурная схема системы управления УШРТ

Изложенный в гл.1 и гл.2 материал показывает возможности применения УШРТ для реализации самых разнообразных функций: от глубокого ограничения перенапряжений и токов короткого замыкания до компенсации реактивной мощности в электрических сетях. В каждом конкретном применении заданный алгоритм работы реактора обеспечивается собственной системой управления и защиты (СУЗ), что видно из рис. 2.18÷2.20. Тем не менее все они имеют аналогичную структурную схему, которая может быть рассмотрена на примере СУЗ реактора, предназначенного для регулирования реактивной мощности в электрических сетях (рис. 3.3).

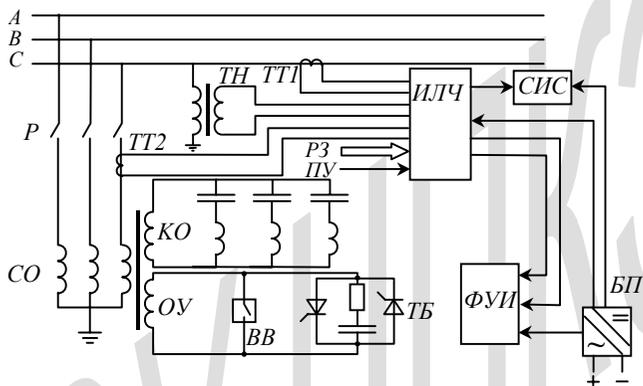


Рис.3.3. Система управления УШРТ: СО – сетевая обмотка УШРТ, ОУ – обмотка управления, КО – компенсационная обмотка, P – разьединитель, TH – трансформатор напряжения, TT – трансформатор тока, ИЛЧ – измерительно-логическая часть, СИС – система индикации и сигнализации, ФУИ – формирователь управляющих импульсов, БП – блок питания, ВВ – вакуумный выключатель, ТБ – тиристорный блок, PЗ – сигнал релейной защиты, ПУ – сигналы с пультa управления.

Учитывая аналогию построения СУЗ для каждой фазы реактора, на рисунке приведена схема только одной фазы. Она включает в себя собственно УШРТ с двумя вторичными обмотками в каждой фазе, блок входных трансформаторов, предназначенных соответственно для измерения тока в линии TT1, тока в реакторе TT2 и напряжения линии TH; измерительно-логическую часть (ИЛЧ); формирователь управляющих импульсов для тиристоров (ФУИ) и систему индикации и сигнализации (СИС) режима работы реактора.

Сетевые обмотки (СО) УШРТ подключаются к линии разъединителем Р. Одна из вторичных обмоток реактора КО (компенсационная) замкнута на фильтры высших гармонических составляющих: третьей, пятой и седьмой гармоник. При использовании КО для форсировки мощности реактора с целью ограничения коммутационных перенапряжений (см §2.2) параллельно с фильтрами должен быть подключен вакуумный выключатель ВВ2. В управляющую обмотку ОУ включены вакуумный выключатель ВВ1 и тиристорный блок ТБ с элементами защиты от коммутационных перенапряжений. В данном случае такими элементами являются RC-цепи, но могут быть подключены ограничители перенапряжений на основе оксидно-цинковых варисторов (ОПН) или комбинированная цепь из ОПН и RC-цепей.

Измерительно-логическая часть СУЗ предназначена для реализации режимов работы УШРТ, описанных выше. Кроме сигналов, поступающих от измерительных трансформаторов, на вход ИЛЧ подаются сигналы от релейной защиты (РЗ) и пульта управления (ПУ). С помощью ПУ обеспечивается возможность перевода СУЗ в режим директивного или автоматического управления реактором.

Режим директивного управления является приоритетным и позволяет по команде с клавиатуры или от удаленной системы более высокого уровня устанавливать текущий режим работы реактора, режим холостого хода или потребления максимальной реактивной мощности.

В упрощенном виде структура ИЛЧ в трехфазном исполнении приведена на рис. 3.4. Она состоит из следующих модулей:

- блока входных (промежуточных) трансформаторов БВТ,
- трех измерительно-управляющих блоков ИУБ (по одному на фазу),
- центрального микроконтроллера ЦМК,
- блока питания БП.

Измерительно-управляющий блок каждой фазы предназначен для согласования сигналов, поступающих от промежуточных трансформаторов тока и напряжения с микропроцессорной частью управляющего блока. В этом блоке входными устройствами являются три идентичных по структуре аналоговых измерительных канала для измерения соответственно напряжения линии  $U_L$ , тока линии  $I_L$  и тока реактора  $I_P$ . Каждый из каналов содержит масштабирующий преобразователь ток-напряжение, фильтр нижних частот, схе-

му смещения нуля, устройство защиты входов аналого-цифрового преобразователя АЦП процессора от перенапряжений. Все эти устройства выполняются на основе операционных усилителей [17, 18].

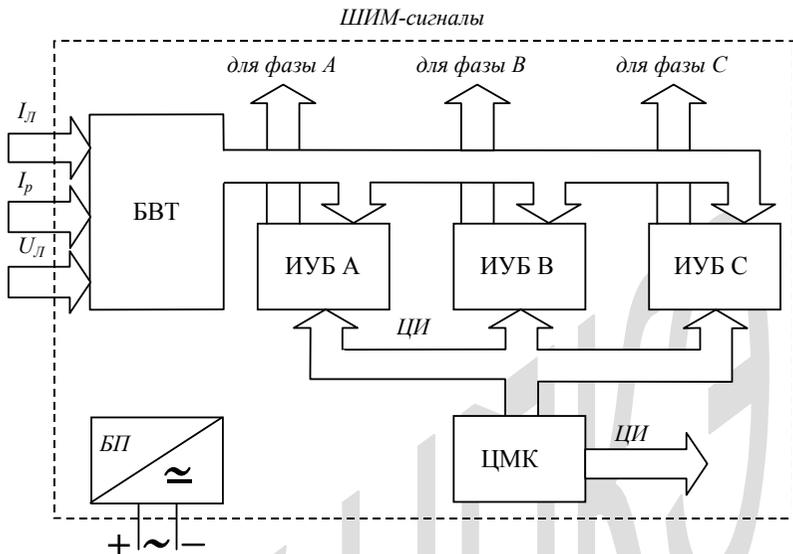


Рис.3.4. Структурная схема ИЛЧ системы управления

Цифровая часть ИУБ может быть выполнена на базе различных типов микропроцессоров. Выбор конкретного типа определяется требованиями к объему оперативной и постоянной памяти, быстродействию, числу портов для связи с отдельными микропроцессорными блоками и с внешними устройствами: клавиатурой, устройствами индикации и сигнализации, системой высшего уровня управления. Для реализации СУЗ реакторов, приведенных на рис. 2.19, 2.20, 2.23 и рис.3.3, наилучшим образом подходит микропроцессор семейства MCS-196 Intel 80C196KR. Микропроцессоры этого типа имеют трехадресную архитектуру, расширенную систему команд и операций, развитые средства связи с внешними устройствами. Блок процессоров событий микропроцессора позволяет сформировать широтно-импульсные сигналы (ШИМ-сигналы) на десяти выходах одновременно.

Центральный микропроцессор содержит индикатор, отображающий текущую мощность реактора; клавиши, с помощью которых осуществляется

переключение режима управления (местное/дистанционное) и режима регулирования реактора (ручное/автоматическое); интерфейсные разъемы (ИР) типа RS-232, RS-485 для связи с системой управления высшего порядка.

Связь между блоками осуществляется при помощи кросс-платы, которая содержит шины питания для каждого модуля, шину цифрового интерфейса (ЦИ) для связи ИУБ фаз с центральным микроконтроллером и шины входных-выходных сигналов.

Блок формирователя управляющих импульсов и блок СИС (рис.3.3) осуществляют соответственно генерирование управляющих импульсов для тиристоров ТБ с заданными параметрами (см. §3.3) и индикацию (световую и звуковую) режимов работы УШРТ и исправности работы блоков СУЗ.

Блок питания рассчитан на возможность питания системы управления как от четырехпроводной промышленной сети 50 Гц напряжением 380/220 В, так и от источника оперативного питания постоянного тока напряжением 220 В.

Независимо от назначения УШРТ принцип действия информационно-измерительной части СУЗ остается неизменным, так как любой алгоритм регулирования задается программным способом. Это является существенным преимуществом цифрового исполнения ИЛЧ по отношению к аналоговым вариантам.

В автоматическом режиме работы ИЛЧ выполняет следующие функции.

- Измерение подлежащих контролю величин. Для СУЗ (рис. 3.3) таковыми являются действующие значения тока в линии и реакторе (рис. 3.4), действующее значение напряжения линии. Измерения проводятся независимо для каждой фазы. Учитывая высокие требования к быстродействию УШРТ, средние значения величин вычисляются за полпериода по результатам измерений через каждые 27 мкс.
- Определение угла сдвига фаз между током и напряжением линии (угол  $\varphi$  на рис.3.5).

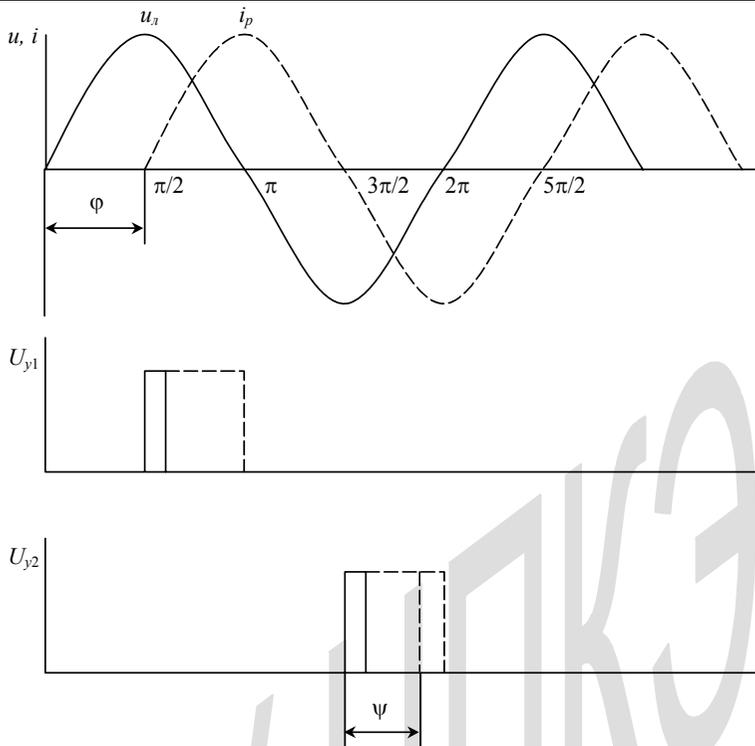


Рис.3.5. Временная диаграмма работы СУЗ реактора

- Ввод уставок по току, напряжению, а также сигналов от термодатчиков, размещенных в УШРТ и тиристорных блоках СУЗ, от газового реле, релейной защиты линии.
- Индикацию измеряемых величин.
- Вычисление рассогласования между заданными уставками и текущими значениями измеряемых величин.
- По результатам выявленного рассогласования вычисление по заданному алгоритму угла задержки включения тиристорov по отношению к переходу напряжения линии через нулевые значения.
- генерацию командных ШИМ-сигналов с заданной длительностью и передачу их на формирователи управляющих импульсов;
- синхронизацию ШИМ-сигналов с напряжением линии;

- контроль очередности выдачи ШИМ-сигналов и включения встречно-параллельно соединенных тиристоров в ТБ;
- прием команд от центрального контроллера и передачу данных в центральный контроллер по его запросу;
- диагностику функционирования модулей ИЛЧ;
- быстрый перевод реактора в режим холостого хода (выключаются тиристоры) при поступлении аварийных сигналов от датчиков температуры и газового реле и, наоборот, в режим номинальной мощности при поступлении команды на включение линейного выключателя (§2.1), в том числе при АПВ.

В режим номинальной мощности реактор должен переводиться также при выходе из строя тиристоров в одной из встречно-параллельно включенных ветвей ТБ. В этом случае ИЛЧ обеспечивает генерирование ШИМ-сигналов для тиристоров другой ветви ТБ без задержки времени ( $\psi=0$ ) и выдает сигнал на включение вакуумного выключателя, шунтирующего ТБ (ВВ1 на рис.3.3).

Если СУЗ запрограммирована на форсировку мощности реактора с целью ограничения коммутационных перенапряжений при включении линии выключателем (см. §2.2), ИЛЧ системы управления по сигналу от релейной защиты выдает сигнал на включение вакуумного выключателя ВВ2, шунтирующего компенсационную обмотку.

Следует отметить, что зона возможного регулирования угла включения тиристоров ограничивается значениями  $\pi/2 \leq \psi < \pi$  (на рис.3.5 отмечена пунктиром). При этом действующее значение первой гармоники тока в реакторе определяется зависимостью [19]

$$I_L = \frac{\sqrt{2}}{\pi} I_{max} (\psi - \pi + \pi \sin 2\psi), \quad (3.13)$$

где  $I_m = U_m / \omega L$ ,  $U_m$  - амплитуда приложенного напряжения. Из этого выражения следует, что при изменении угла  $\alpha$  по отношению к переходу тока через нуль от 0 до  $\pi/2$ , ток первой гармоники изменяется от  $I_m$  до нуля. Увеличение угла  $\alpha$  сверх  $\pi/2$  приведет к несимметричности работы тиристоров, подмагничиванию магнитопровода реактора и к потере синхронизации управления. Очевидно, что такой режим управления должен быть исключен. Поэтому ИЛЧ системы управления должна автоматически ограничивать длительность ШИМ-сигналов при достижении  $\psi$  углом значений, близких к  $\pi/2$ .

### 3.3. Формирование управляющих импульсов

Формирователи управляющих импульсов представляют собой самостоятельный узел СУЗ реактора. Они могут быть относительно простыми, если СУЗ предназначена для управления реакторами мощностью до 3 МВА на фазу. Напряжение, при котором работают тиристорные блоки СУЗ, не превышает в этом случае 1000 В, а, следовательно, не возникает серьезных затруднений и в обеспечении необходимой электрической прочности изоляции между управляющими и силовыми цепями ТБ.

В качестве примера на рис.3.6 приведена принципиальная схема канала ФУИ (для одного тиристора), выполненного на основе транзистора VT. В коллекторную цепь VT включен разъединительный импульсный трансформатор Т с двумя вторичными обмотками. На базу транзистора VT (точки 1 и 2 на рис.3.6) от ИЛЧ через резистор R4 подается серия прямоугольных импульсов с частотой повторения  $f=10$  кГц и регулируемой длительностью (рис.3.7, а). Мощность этих импульсов зависит от элементной базы ИЛЧ. При использовании в качестве выходных элементов ИЛЧ интегральных усилителей (типа КР140УД и др.) она составляет десятки милливатт, что недостаточно для включения мощных тиристоров при наличии в цепи управления разделительных трансформаторов.

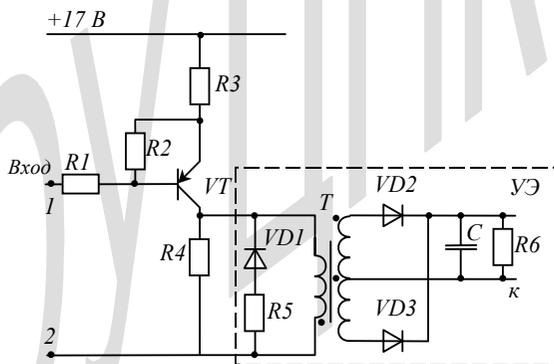


Рис.3.6. Транзисторный усилитель-формирователь управляющих импульсов

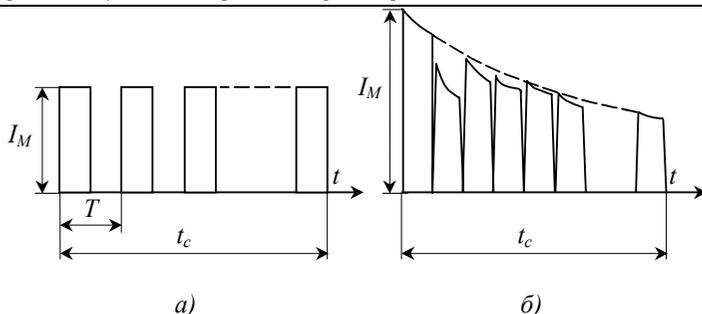


Рис.3.7. Серия входных (а) и выходных (б) импульсов транзисторного формирователя

Усиленные до требуемой мощности в схеме рис. 3.6 входные сигналы окончательного формирования (рис. 3.7, б) подаются на управляющий электрод УЭ и катод К тиристора. Конденсатор С и резистор R6, подсоединенные параллельно управляющей цепи тиристора, снижают вероятность включения его от помех. В большинстве случаев достаточно, чтобы ФУИ обеспечивали генерирование управляющих импульсов с параметрами: амплитуда тока управления  $I_m=(1\div 2)$  А, длительность фронта импульса  $t_{\phi}=(0,5\div 1)$  мкс, длительность единичного импульса в серии  $t_H=T/2=50$  мкс, длительность серии импульсов  $t_c=(0,1\div 2)$  мс.

Заметим, что усиленные управляющие импульсы не повторяют по форме входные сигналы и, кроме того, они следуют без пауз. Это осуществляется суммированием напряжений, наводимых на двух вторичных обмотках импульсного трансформатора.

При соединении начал и концов обмоток, как показано на рис.3.6, открытие транзистора VT входным сигналом обеспечивает наведение в обмотке 1 положительного по отношению к диоду VD2 напряжения, и оно подается на управляющий электрод УЭ тиристора. В течение паузы между входными сигнальными импульсами транзистор закрыт. Запасенная в трансформаторе к моменту закрытия VT энергия рассеивается через цепь R5-VD1. Наводимый при этом в обмотке 2 положительный импульс напряжения по отношению к диоду VD1 поступает на управляющую цепь тиристора. Одновременно с

этим цепь R5-VD1 защищает транзистор VT от перенапряжений, возникающих при резком обрыве тока в момент его закрытия.

Существенная форсировка по амплитуде управляющих импульсов в начале серии объясняется тем, что за время между сериями импульсов, следующих через 20 мс, магнитопровод трансформатора размагничивается до меньших значений остаточной индукции, чем при переманчивании в процессе передачи серии импульсов. Форсировка управляющих импульсов благоприятно влияет на динамические характеристики тиристоров при их включении.

Следует отметить, что импульсный трансформатор является одним из ключевых элементов формирователя импульсов. Для практической реализации указанных выше параметров управляющих импульсов он должен удовлетворять требованиям [20]:

- расчетная мощность должна соответствовать мощности управляющей цепи силового тиристора; для тиристоров на средний ток свыше 500 А при импульсном управлении она составляет 5÷15 Вт;
- для обеспечения большой скорости нарастания напряжения импульса индуктивность рассеяния трансформатора должна быть минимальной (<20 мкГ);
- магнитопровод трансформатора должен иметь минимальные потери на вихревые токи;
- напряжение холостого хода и ток короткого замыкания должны находиться в пределах  $U_c=20$  В,  $I_{к.з.}=2$  А;
- одноминутное испытательное напряжение изоляции между первичной и вторичными обмотками должно быть не менее 3 кВ.

Опыт эксплуатации различных управляющих устройств показывает, что лучшими характеристиками обладают импульсные трансформаторы с разрезными витыми сердечниками из пермоллоя и с тороидальными ферритовыми сердечниками.

С увеличением мощности реактора требования к СУЗ и, в частности к ФУИ, повышаются. Более сложным становится обеспечение надлежащей изоляции между силовыми блоками и управляющими цепями и, вместе с тем, удовлетворение требований к параметрам формируемых управляющих им-

пульсов. Дополнительно необходимо обеспечить строго одновременное поступление импульсов на управляющие электроды тиристорov, находящихся на разном удалении от ФУИ.

Известны различные технические решения по созданию ФУИ с использованием оптоэлектронных приборов, фототиристорov, радиоимпульсных каналов управления и др. [20]. Однако наиболее широкое применение для управления тиристорными блоками с номинальным напряжением до 35 кВ находят кабельно-трансформаторные формирователи импульсов. По возможности удовлетворения перечисленным выше требованиями они сравнимы со световыми формирователями. В то же время кабельно-трансформаторные ФУИ содержат значительно меньше элементов, более устойчивы к воздействиям окружающей среды и помехам, обладают высокой надежностью.

В приведенном на рис.3.8 кабельно-трансформаторном ФУИ задающий генератор импульсов собран по схеме симметричного триггера с емкостной искусственной коммутацией тиристорov. Изолирующие трансформаторы  $T_1 \div T_n$  подключены к обоим плечам триггера посредством двух кабелей или одного кабеля с двумя токоведущими жилами, которые являются встречно включенными первичными обмотками трансформаторов  $T$ . В исходном состоянии схемы оба тиристора  $VS1$  и  $VS2$  закрыты, конденсатор  $C2$  не заряжен, а конденсатор  $C1$  заряжен до напряжения источника питания. При поступлении на один из тиристорov, например  $VS1$ , командного сигнала от ИЛЧ триггер срабатывает. При этом конденсатор  $C1$  начинает разряжаться через ограничивающий резистор  $R1$  на включенные в цепь тиристора  $VS1$  первичные обмотки трансформаторov и одновременно заряжается коммутирующий конденсатор  $C2$  с указанной на рис.3.8 полярностью. По истечении времени, достаточного для установления напряжения на конденсаторе  $C2$ , выдается сигнал на включение тиристора  $VS2$ . В результате тиристор  $VS1$  оказывается под обратным напряжением и запирается, а ток разрядки конденсаторov  $C1$  и  $C2$  протекает по первичным обмоткам трансформаторov, включенным в анодную цепь тиристора  $VS2$ . Таким образом, поочередно включаются тиристоры  $VS1$  и  $VS2$  и, следовательно, изменяется направление тока в первичной цепи трансформаторov. На вторичных обмотках трансформаторov индуцируются разнополярные импульсы, которые после выпрямле-

ния подаются на управляющие электроды  $R_G$ . Если в процессе работы триггера конденсатор  $C$  не подзаряжается (отключен от источника питания), то амплитуда импульсов на выходе формирователя уменьшается, как показано на рис.3.9. Параметры генерируемой серии можно менять посредством изменения емкости конденсатора  $C1$  и  $C2$ , сопротивления резисторов  $R1$  и  $R2$  или напряжения зарядки конденсатора  $C1$ .

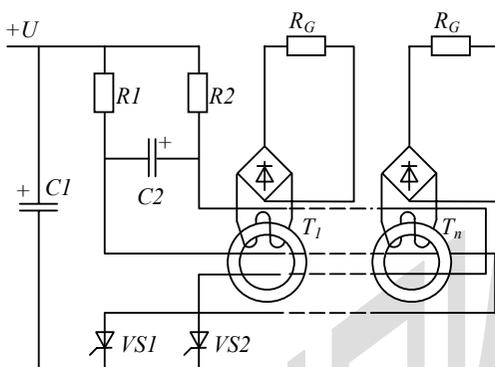


Рис.3.8. Кабельно-трансформаторная система формирования и распределения управляющих импульсов

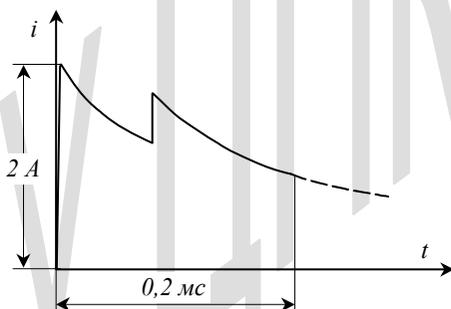


Рис.3.9. Управляющий импульс на выходе ФУИ рис.3.8

Важно, чтобы число импульсов в серии было четным и срабатывание схемы начиналось с включения одного и того же тиристора. В этом случае перемагничивание сердечников трансформаторов протекает по полному циклу и формируемые импульсы имеют идентичные параметры.

### 3.4. Силовые тиристорные блоки в системах управления УШРТ

Схемное и конструктивное исполнение тиристорных блоков СУЗ реакторов определяется такими факторами, как номинальный ток, номинальное напряжение, режим нагрузки током (длительный, кратковременный), степень защиты, доступность отдельных узлов для обслуживания и ремонта. Параметры по току и напряжению, а также условия эксплуатации и степень защиты влияют на выбор типа силовых полупроводниковых приборов (СПП), определяют их число и, следовательно, выделяющуюся в блоке мощность. Очевидно, что для обеспечения нормальной работы ТБ необходимо применять систему охлаждения, которая обеспечивает более интенсивный теплоотвод при минимальных затратах на ее создание и габаритах.

При пофазном регулировании мощности УШРТ (рис.3.3) тиристоры в блоке соединяются встречно-параллельно и, следовательно, каждый из них нагружен половиной тока, протекающего в обмотке управления реактора. Средняя мощность потерь в тиристоре в этом случае определяется по формуле

$$P_{CP} = U_{(TO)} \cdot I_{CP} + k_{\phi}^2 \cdot I_{cp}^2 \cdot r_T, \quad (3.14)$$

где  $U_{(TO)}$  - пороговое напряжение и  $r_T$  - дифференциальное сопротивление тиристора (они являются параметрами вольт-амперной характеристики используемого тиристора и приводятся в справочных материалах);  $I_{CP}$  - средний ток через тиристор;  $k_{\phi}$  - коэффициент формы тока, равный отношению действующего значения тока через тиристор к среднему.

Для малых углов управления тиристорами ( $\psi < \pi/6$ , см. рис.3.5) эти значения могут быть рассчитаны по тем же формулам, которые справедливы для активной нагрузки [17]

$$I_{cp} = \frac{\sqrt{2} \cdot I_{OY}}{2\pi} \cdot (1 + \cos \psi), \quad (3.15)$$

$$I_T = \frac{I_{OY}}{2\sqrt{\pi}} \cdot [2(\pi - \psi) + \sin 2\psi]^{\frac{1}{2}}, \quad (3.16)$$

где  $I_{OY}$  - действующее значение тока в обмотке управления,  $I_T$  - действующее значение тока в тиристоре.

При максимальных значениях  $I_{CP}$  и  $I_T$ , что соответствует номинальному режиму работы реактора ( $\psi=0$ ),

$$k_{\Phi} = \frac{I_T}{I_{CP}} = \frac{\pi}{2} = 1,57 ,$$

а соотношение между действующим током в ОУ и средним током в тиристоре согласно выражению (3.13) равно

$$I_{CP} = \frac{\sqrt{2}}{\pi} \cdot I_{OY} = 0,45 I_{OY} . \quad (3.17)$$

Заметим, что максимально допустимый средний ток для каждого типа СПП приводятся в справочных материалах [22] и указываются в маркировке на корпусе прибора. Например, в маркировке Т253-1000 число 1000 обозначает максимально допустимый средний ток в амперах. Однако надо иметь в виду, что он определяется экспериментально при заданных условиях охлаждения (типовой охладитель, скорость охлаждающего воздуха 12 м/с или 5 л/мин при водяном охлаждении, температура охлаждающей среды 40<sup>0</sup>С). В реальных условиях работы такие условия обеспечить, как правило, не удается. Поэтому максимально допустимый средний ток оказывается меньше указанного в маркировке. Конкретное его значение может быть рассчитано по формуле

$$I_{cp,m} = \frac{\sqrt{U_{(TO)}^2 + 4k_{\Phi}^2 \cdot r_T \cdot \frac{T_{jm} - T_a}{R_t}} - U_{(TO)}}{2k_{\Phi}^2 \cdot r_T} , \quad (3.18)$$

где  $T_{jm}$  - максимально допустимая температура полупроводниковой структуры прибора,  $T_a$  - температура охлаждающей среды,  $R_t$  - установившееся тепловое сопротивление тиристора в сборе с охладителем между полупроводниковой структурой и охлаждающей средой.

Сравнение рассчитанного по (3.16) тока с реально протекающим через тиристор согласно (3.15) позволяет сделать вывод о возможности эксплуатации ТБ. При необходимости повышения нагрузочной способности ТБ тиристоры в нем заменяются на более мощные или повышается интенсивность охлаждения за счет применения других способов охлаждения.

К настоящему времени отечественной и зарубежной промышленностью освоен выпуск широкой номенклатуры диодов, тиристоров, полевых транзисторов и модулей, в которых используются эти приборы в различных сочетаниях. Для низкочастотных СПП (до 400 Гц) достигнутый уровень параметров по среднему току и максимальному (амплитудному) напряжению составляет

соответственно  $I_{cp}=2500\div5000$  А и  $U_m=4500\div6000$  В. Для силовых полевых транзисторов и модулей на их основе эти параметры несколько ниже ( $I_{cp}=1500\div2000$  А,  $U_m=1000\div1500$  В), но они способны работать при частоте до сотен кГц. Такое развитие полупроводниковой техники позволяет создавать СУЗ для реакторов большой и сверхбольшой мощности, вплоть до сотен мегаватт.

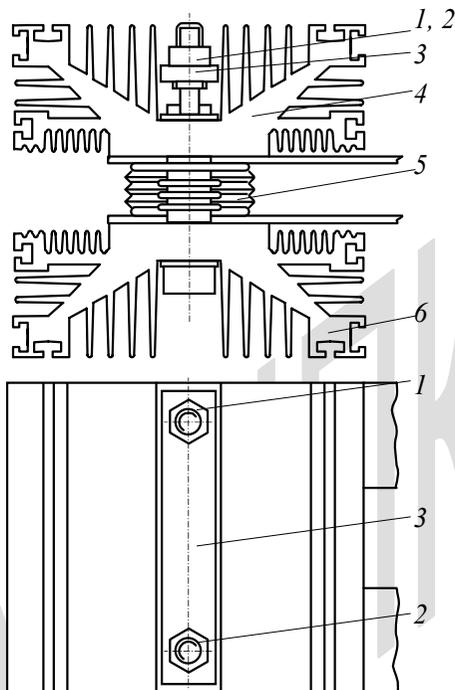


Рис.3.10. Тиристор таблеточного исполнения в сборе с охладителем

В СУЗ реакторов средней и большой мощности тиристорные блоки содержат не более двух последовательно соединенных тиристоров или силовых транзисторов на фазу в каждой ветви. Основной сборочной единицей при этом является прибор или модуль, сочлененные с типовым охладителем. На рис.3.10 показана конструкция сборки тиристора таблеточного исполнения с охладителями, предназначенными для воздушного охлаждения. Тиристор 5 в сборке крепится между двумя алюминиевыми охладителями 4 и 6 с помощью изолированных болтов 1 и 2. Необходимое усилие сжатия ( $20\div30$  кН для тиристоров на токи свыше 1000 А) обеспечивается пружинящей стальной тра-

версой 3. Для того, чтобы усилия сжатия равномерно распределялись по контактным поверхностям тиристора между ним и траверсой 4 размещается изолятор со стальным вкладышем с полусферической поверхностью. Контроль усилий прижатия осуществляется с помощью специальных индикаторов.

Аналогичное прижимное устройство используется для сборки СПП таблеточной формы с односторонним воздушным охладителем и с жидкостными охладителями (рис.3.11). В качестве охлаждающей жидкости чаще всего используется вода, реже масло. В конструкции таблеточный тиристор 2 размещается между двумя полыми охладителями 1 и 3. Проточное охлаждение водой непосредственно из водопровода или после деионизации осуществляется через штуцеры 4 и 5.

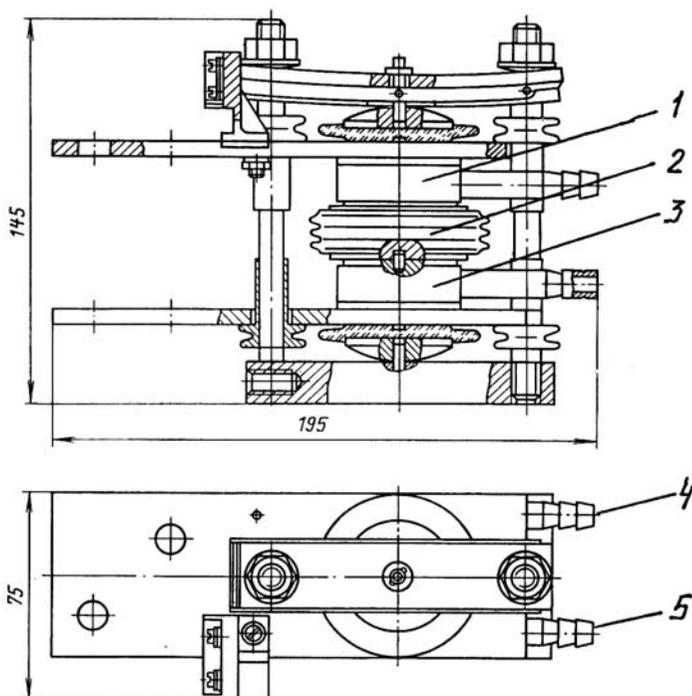


Рис.3.11. Сборка тиристора с водяными охладителями

Воздушные охладители в основном изготавливаются из алюминия или сплавов на основе алюминия. Медные охладители используются только в силовых блоках, которые предназначены для работы в агрессивных средах, в

условиях повышенной влажности и при водяном охлаждении. При использовании алюминиевых охладителей электрохимическая разность потенциалов между охладителем и корпусом прибора, выполненного из меди, составляет 1,8 В. Под влиянием влажности среды это приводит к появлению гальванических пар между контактируемыми поверхностями, что вызывает коррозию алюминия и резкое ухудшение электрического и теплового контакта.

Для устранения этого явления контактные поверхности покрываются защитным слоем никеля и серебра. Повышению надежности сборки способствует также смазка контактируемых поверхностей техническим вазелином или прокладка между ними оловянистой фольги.

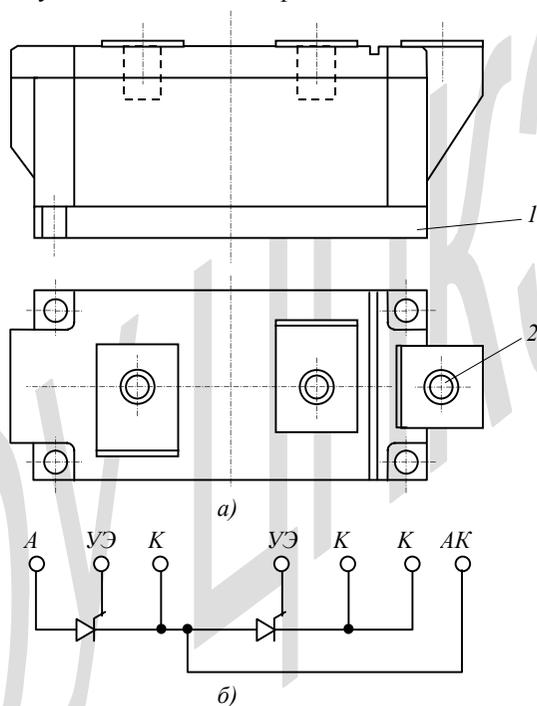


Рис.3.12. Тиристорный модуль (а) и его электрическая схема (б)

Конструкция модуля из двух тиристоров показана на рис.3.12, а. Корпус модуля выполнен с плоским основанием из теплостойкой изоляции. На верхней плоскости корпуса размещены токоотводящие контакты 2 с резьбовыми отверстиями. Основание модуля выполнено из материала с высокой теплопроводностью и электрической прочностью (до 5 кВ). Для сборки с охлади-

телями по углам корпуса расположены отверстия под винты. Из приведенной на рис.3.12, б электрической схемы модуля видно, что внешними соединениями тиристоры могут быть включены встречно-параллельно. Аналогичную конструкцию имеют модули с биполярными и полевыми транзисторами [19].

Последующее объединение тиристорных сборок или модулей в блоки зависит от требований к исполнению и применяемому способу охлаждения. Для СУЗ средней и большой мощности чаще всего ТБ размещаются в шкафах, разработанных для полупроводниковых преобразователей. Шкафы изготавливаются из листового металла с помощью сварки или резьбовых креплений. Размеры и форма шкафов стандартизированы. Ряд рекомендуемых размеров предусматривает изменение ширины шкафа от 400 до 1400 мм, глубины от 600 до 1200 мм и высоты от 800 до 2200 мм. В зависимости от исполнения ТБ и требований к их обслуживанию шкафы изготавливаются с одной передней дверью (одностороннее обслуживание) или с двумя дверями - спереди и сзади - при двухстороннем обслуживании.

На рис.3.13 показан шкаф с вертикальным расположением тиристоров и естественным охлаждением [20]. Из него видно, что часть объема шкафа занята охладителями, которые при естественной конвекции должны иметь большие размеры. Охлаждающий воздух в этом блоке плохо используется из-за наличия относительно больших зазоров между охладителями. Нагрузочная способность тиристоров при таком охлаждении не превышает 25% от максимально допустимого среднего тока. Суммарная мощность тепловых потерь, которая может быть отведена в окружающее пространство, ограничивается 10÷12 киловаттами.

Более интенсивный теплоотвод обеспечивается при использовании принудительного охлаждения ТБ. Компановка шкафа при этом существенно изменяется по сравнению с компановкой при естественном теплообмене. Весь тиристорный блок в этом случае расчленяется на отдельные блок-модули, являющиеся законченными унифицированными функциональными узлами. В каждом блок-модуле (рис.3.14) тиристоры с охладителями с помощью изоляционных деталей 1 прикреплены к листовому металлическому кожуху 2, который совместно с электроизоляционной панелью 3 образуют вентиляционный канал. На установленных в блок-модуле кронштейнах 4 размещены защитные RC-цепи и элементы цепи управления.

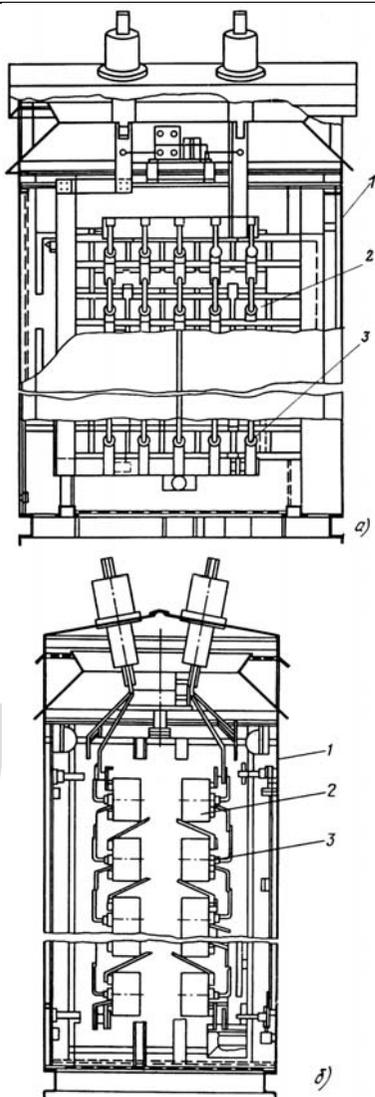


Рис.3.13. Общий вид шкафа с тиристорами с естественным охлаждением тиристоров: а – вид спереди; б – вид сбоку (1 – корпус шкафа; 2 – охладители; 3 – тиристоры)

При установке блок-модулей в шкаф можно, изменяя их количество и способы соединения между собой, реализовать различные варианты силовых схем. Конструктивно блок-модули могут выполняться как с силовыми втычными разъемами, так и предназначенными для разъемного болтового сочле-

нения. При последовательном размещении блок-модулей по высоте вентиляционные каналы их образуют воздуховод, через который с помощью вентилятора продувается охлаждающий воздух.

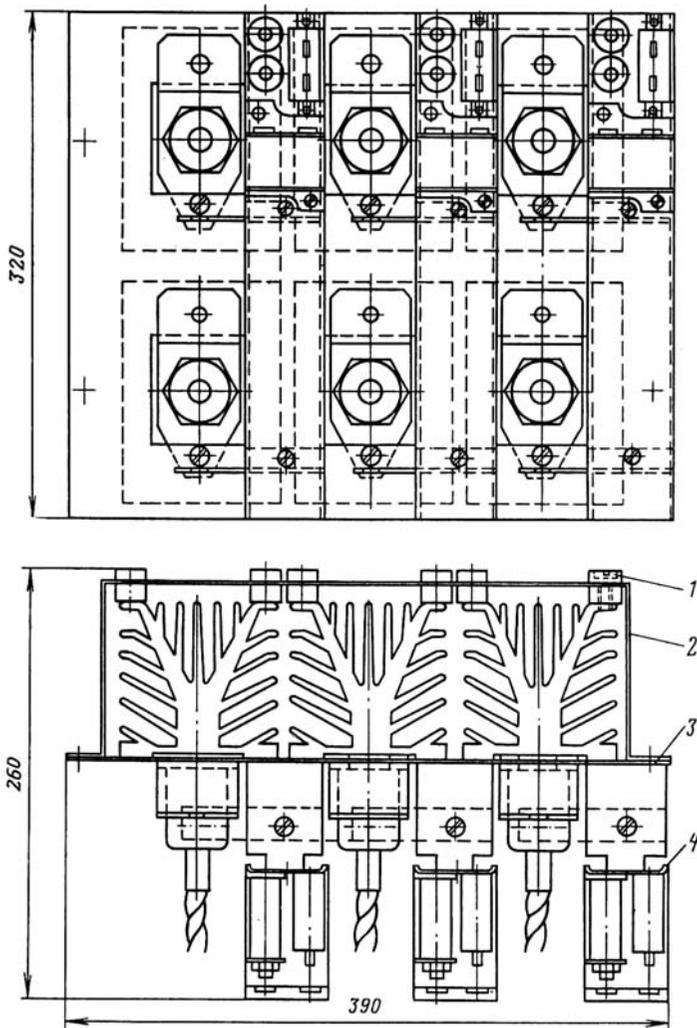


Рис. 3.14. Тиристорный блок-модуль с вентиляционным каналом

С увеличением рассеиваемой мощности в одном тиристоре силового блока до 1 кВт и более и одновременном увеличении общего количества тиристороз воздушное охлаждение становится малоэффективным. Поэтому необходим переход на жидкостное охлаждение. В качестве хладогентов чаще всего используются дистиллированная вода или трансформаторное масло. Жидкости имеют гораздо бо́льшие теплоемкость и теплопроводность, чем воздух. Поэтому они могут отвести больше тепла. Принципы использования жидкостного и испарительного охлаждения и конструктивные решения, используемые в ТБ СУЗ аналогичны применяемым в преобразовательной технике и подробно рассмотрены в [20]. Следует отметить, что применение водяного охлаждения связано с решением таких проблем, как конденсация влаги на трубах, отложение накипи, снижение прочности изоляции. При проточном охлаждении с замкнутой системой теплообмена появляется необходимость в крупногабаритных теплообменниках, насосах, устройствах очистки и деонизации воды. Все это препятствует широкому применению водяных систем охлаждения. Оправданным можно считать применение их для СУЗ реакторов в случае, если в месте установки УШРТ водяные системы уже используются для охлаждения другого оборудования.

Одним из самых эффективных способов отвода тепла является испарительное охлаждение. Оно осуществляется путем использования большой теплоты испарения жидкости с помощью тепловых труб. Охладители, в которых реализуется принцип действия тепловой трубы, выпускаются промышленностью на мощность от десятков ватт до 3500 Вт. На рис.3.15 показана простая конструкция блока, в котором тиристоры сочленены с испарительными охладителями. Несущая конструкция блока - сварная рама 1, на которой с помощью стоек 2 закрепляется предварительно собранный блок тиристоров 6 с охладителями 5. Тиристоры и охладители стягиваются с помощью стальных упругих балок 3 и 13 и изолированных шпилек 8. Для обеспечения равномерного распределения силы сжатия по площади контактных поверхностей тиристоров нажатие упругой балки 13 на изолятор 12 осуществляется через металлический вкладыш с полусферической выпуклостью. Три пары встречно-параллельно соединенных тиристороз разделены двумя карболитовыми изоляторами 7 и 9. Изолятор 4 отделяет охладитель 5 от опорной балки 3. Консольные части тепловых труб скрепляются между собой планкой из теплостойкого изоляционного материала 14 с помощью винтов 15. Встречно-параллельное соединение тиристороз осуществляется медными шинами 10 и 11. Три независимые тиристорные сборки могут быть ис-

пользованы в качестве полюсов трехполюсного аппарата, они могут быть объединены на параллельную или последовательную работу. При использовании в блок-модуле тиристоров на средний ток  $I_{cp}=1000$  А и охладителей типа Т1615 каждая пара встречно-параллельно соединенных тиристоров способна работать при номинальном токе в ОУ реактора, равном 2,5 кА.

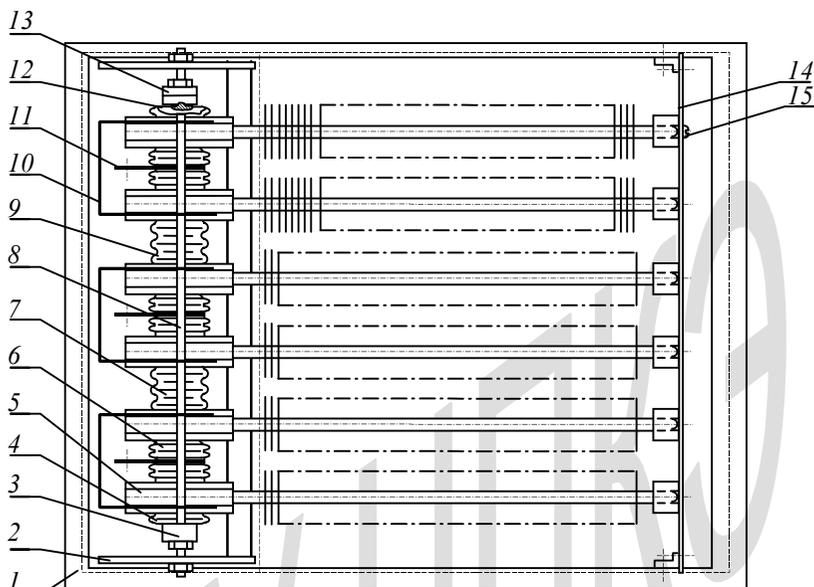


Рис.3.15. Тиристорный модуль с испарительными охладителями

Принципиальные отличия от рассмотренных ТБ имеют блоки СУЗ реакторов, которые обеспечивают быстрое гашение дуги короткого замыкания в сетях и изолированной нейтралью. В §2.3 отмечалось, что в этом случае включение реактора в работу происходит только в аварийных режимах. Все остальное время УШРТ находится в режиме холостого хода. Тиристоры при этом выключены и, следовательно, температура их нагрева равна температуре окружающей среды. При возникновении аварийной ситуации ТБ включаются только на время гашения дуги, которое не превышает 100 мс. При такой длительности нагрузки тиристора током выделяющееся в его структуре тепло не распространяется за пределы корпуса. Поэтому отпадает необходимость не только в создании специальной системы охлаждения, но и в оснащении тиристоров охладителями. Это дает возможность значительно уменьшить габариты ТБ, упростить его конструкцию. В частности, для создания блок-

модуля, электрическая схема которого идентична приведенному на рис.3.15 ТБ, из конструкции последнего достаточно использовать только сжимающее устройство (шпильки, балки и изолятор с вкладышем), разделительные изоляторы и соединительные шинопроводы. В результате конструкция ТБ будет представлять собой столб из сжатых с заданным усилием тиристоров с токопроводящими шинами и разделительными изоляторами. Очевидно, что это обуславливает резкое снижение стоимости ТБ.

Кроме того известно [21], что за счет большой теплоемкости прилегающих к полупроводниковой структуре элементов конструкции СПП (массивное медное основание и вольфрамовый диск) они способны выдерживать значительные кратковременные перегрузки по току без превышения максимально допустимой температуры нагрева. Для иллюстрации на рис.3.16 приведены осциллограммы, отражающие результаты экспериментальных исследований процесса нагрева тиристора при воздействии одного (рис.3.16, а) и десяти импульсов тока (рис.3.16, б) длительностью 10 мс. Из них видно, что в интервале пауз между импульсами тока температура нагрева полупроводниковой структуры (огibaющая высокочастотных колебаний напряжения на осциллограммах) снижается более чем на 80% от достигнутой за время воздействия импульса тока. Поэтому приращение температуры от импульса к импульсу происходит медленно, что и определяет допустимость значительных перегрузок по току (см. рис. 3.17).

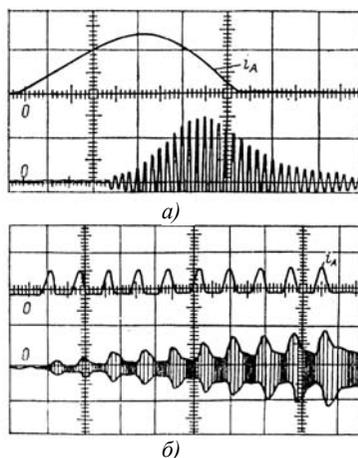


Рис.3.16. Осциллограммы тока и напряжения, отражающие изменение температуры нагрева при импульсной нагрузке током (цена одного деления по току — 1000 А, по напряжению — 1 В, по времени — 2 мс на осциллограмме (а) и 20 мс (б))

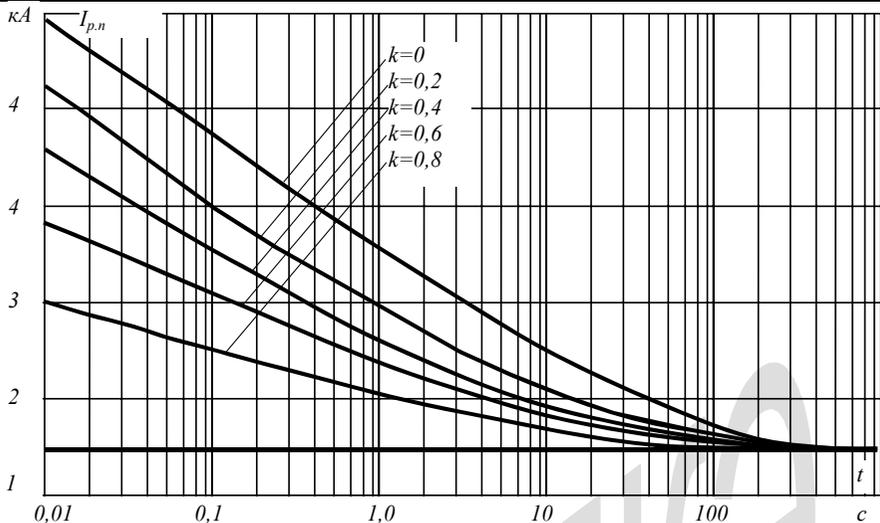


Рис.3.17. Зависимость максимально допустимой амплитуды тока рабочей перегрузки  $I_{p.n.}$  от длительности  $t$  при различных значениях тока предварительной нагрузки для тиристора Т143-500 ( $k$  - отношение тока предварительной нагрузки к предельному току)

Например, для тиристора на средний ток 500 А при начальной температуре корпуса  $40^{\circ}\text{C}$  допустимая амплитуда тока рабочей перегрузки длительностью 100 мс равна 4,5 кА. В среднем тиристоры в течение указанной длительности допускают 5-6 кратную перегрузку по току без ухудшения характеристик.

Следовательно, ТБ СУЗ могут быть выполнены на основе тиристоров, средний ток которых значительно меньше номинального тока в обмотке управления реактора. Это позволяет упростить конструкции тиристорных блоков и снизить их стоимость и СУЗ реактора в целом.

### 3.5. Эксплуатация систем управления УШРТ

Одним из показателей качества электронных систем управления (ЭСУ), как и любого другого оборудования, является надежность. Она определяется многими факторами, в том числе в значительной степени и принятыми техническими решениями на этапе разработки и конструирования аппарата. В обобщенном виде влияние этих факторов можно представить в виде взаимосвязи надежности и составляющих стоимости аппарата (рис.3.18) [20]. Из этой зависимости видно, что повышение надежности влечет за собой увеличение стоимости разработки и изготовления. В то же время, чем надежнее оборудование, тем меньше расходы на его обслуживание и ремонт, в которые включаются и потери от простоев. Результирующая составляющих цены имеет минимум, которому соответствует экономический оптимум надежности (ЭН). На практике для оборудования с высокими требованиями к надежности различными мероприятиями обеспечивается смещение вправо от минимума цены.

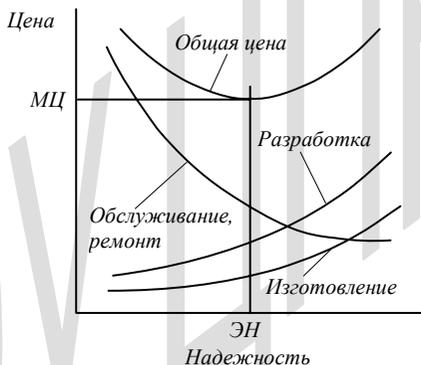


Рис.3.18. Зависимость между надежностью и составляющими цены оборудования

Учитывая ярко выраженную взаимосвязь надежности ЭСУ с условиями эксплуатации, важным представляется строгое соблюдение технических условий (ТУ) в отношении их монтажа, эксплуатации и хранения. Содержание требований ТУ зависит от назначения ЭСУ и выполняемых ею функций.

Эксплуатация сложных по структуре и выполняемым функциям ЭСУ требует повышенной квалификации обслуживающего персонала. Необходимыми становятся познания принципиальной схемы силовой части ЭСУ (ТБ,

рис.3.3), представления об устройстве и функционировании ИЛЧ и формирователей управляющих импульсов, а также о надежности отдельных комплектующих изделий.

В частности известно, что наибольшей надежностью в ТБ отличаются силовые полупроводниковые приборы. Средняя наработка на отказ для диодов и тиристоров составляет  $(8 \div 10) \cdot 10^6$  ч [22]. Однако использование в силовых блоках электролитических конденсаторов, проволочных резисторов и большого числа соединений пайкой снижает результирующую наработку на отказ на 2-3 порядка. Это объясняется тем, что средняя наработка их на отказ составляет  $0,67 \cdot 10^6$  ч,  $2,5 \cdot 10^6$  ч и  $0,5 \cdot 10^6$  ч соответственно. Наличие данных о надежности комплектующих позволяет грамотно разработать алгоритм поиска неисправностей в аппарате при отказах, сократить среднюю продолжительность ремонта. Быстрый поиск неисправности может быть реализован с помощью встроенной системы диагностики.

Большое влияние на надежность ЭСУ при эксплуатации оказывают температура окружающей среды и ее колебания, условия охлаждения. При воздушном охлаждении ТБ температура охлаждающего воздуха в любом месте шкафа не должна превышать  $50^{\circ}\text{C}$ .

Тиристорный блок с принудительным воздушным охлаждением должен снабжаться датчиками контроля работы системы охлаждения. В качестве таковых могут использоваться биметаллические или позисторные датчики температуры. Для обеспечения быстрого отключения ТБ при выходе из строя вентилятора на его выходе следует установить анемометр с датчиком-выключателем. При применении жидкостного охлаждения важно иметь хорошие датчики температуры, датчики уровня жидкости и скорости ее протекания через охладители.

Значительное отклонение температуры окружающей среды от стандартных (принятых при разработке) в сторону увеличения, требует снижения нагрузки элементов ТБ по току и напряжению. Обеспечение надлежащей эксплуатационной надежности может быть достигнуто посредством резервирования отдельных узлов или блоков. Резервирование может осуществляться двумя способами. Первый способ заключается в том, что комплект резерва не нагружается при нормальной работе. Автоматическое включение резервной

части ЭСУ обеспечивается только в случае отказа базовых узлов. Второй способ предполагает параллельную работу базовых и резервных комплектов, чем обеспечиваются облегченные условия работы обоих комплектов. В аварийных режимах всю нагрузку воспринимает на себя исправный комплект, а неисправный в это время ремонтируется.

В ЭСУ с естественным воздушным охлаждением важно исключить конденсацию влаги при колебаниях температуры окружающей среды. Частично и полностью защищенные оболочками ЭСУ должны быть снабжены устройствами вентиляции.

В сложных ЭСУ (рис.3.3) используется многофункциональная микропроцессорная система ИЛЧ. Современные технологии изготовления микроэлектронных устройств позволяют создавать различные управляющие устройства очень высокой надежности. Однако не исключаются полностью отказы и в них, в том числе из-за неправильного согласования работы ИЛЧ с режимами работы коммутируемых цепей. Для предупреждения аварийных ситуаций в работе тиристорных блоков необходимо предусмотреть следующее.

1. Если по каким-либо причинам тиристоры одного плеча ТБ не включаются (обрыв в цепи управления, пропуск управляющих импульсов из-за помех, преждевременное поступление управляющих импульсов из-за сбоев в системе синхронизации и др.) возникает режим однополупериодного выпрямления тока в обмотке управления. При использовании ЭСУ для управления УШРТ это приводит к подмагничиванию магнитопровода, к полной потере синхронизации управления, резкому увеличению тока через ТБ и аварийному режиму работы реактора. Для исключения такой ситуации ИЛЧ должна контролировать очередность включения тиристоров во встречно-параллельно включенных плечах ТБ. При пропуске включения тиристоров в одном из плеч ИЛЧ должна блокировать поступление управляющих импульсов на тиристоры другого плеча.
2. Для исключения подмагничивания магнитопровода реактора управляющие импульсы должны подаваться на встречно-параллельные тиристоры строго симметрично относительно перехода напряжения (тока) через нуль.

3. При первом включении реактора, а также при АПВ ИЛЧ должна обеспечить выдачу сигналов на включение тиристоров в момент времени, соответствующий переходу тока через нуль в установившемся режиме. Для этого необходимо предварительно определить фазовый сдвиг тока по отношению к напряжению (см.рис.3.5).

Аналогичные предварительные исследования различных ситуаций в работе СУЗ должны проводиться и для других применений, что позволит исключить снижение надежности из-за неправильной их эксплуатации.

Сборка и испытания СУЗ, как правило, осуществляются у изготовителя. Только крупногабаритные СУЗ, состоящие из нескольких шкафов или блоков (при использовании системы жидкостного охлаждения), комплектуются и испытываются во время опытной эксплуатации у заказчика. Однако и в этом случае отдельные функциональные части СУЗ проходят проверку на стендах изготовителя. Результаты испытаний оформляются официальным протоколом.

СУЗ малой и средней мощности монтируются непосредственно на месте их использования и вводятся в эксплуатацию в соответствии с инструкциями, разработанными изготовителем и требованиями нормативных документов.

Одним из важнейших требований является защита от опасного прикосновения. В зависимости от степени защиты СУЗ могут быть изготовлены в открытом, полужакрытом и закрытом исполнении [20]. При открытом исполнении системы управления не имеют защитной оболочки, и они должны иметь ограждение. СУЗ в полужакрытом исполнении не имеют защитной оболочки со стороны силовых электрических токопроводов, обычно сверху или сзади. Поэтому они тоже должны устанавливаться в помещениях или на площадках, где обеспечивается защита ограждением. При закрытом исполнении (шкаф, бак) незащищенным остается только днище ТБ, через которое прокладываются силовые и контрольные кабели, а также поступают охлаждающие воздух или вода. Двери шкафа в таком исполнении должны снабжаться запирающими устройствами и блокировками, отключающими напряжение при их открывании.

Для обеспечения защиты от опасного прикосновения к частям, нормально не находящимся под напряжением, они должны быть надежно соеди-

нены с защитным контуром резьбовым соединением. Критерием качества электрического соединения является электрическое сопротивление, которое должно быть не более 0,1 Ом. Сечение соединительных проводников зависит от сечения силовых токопроводов, но оно не может быть менее 4 мм.

Размещение СУЗ должно быть таким, чтобы доступ к ней соответствовал исполнению и требованиям документации. Необходимо также обеспечить охлаждение и климатические условия, соответствующие степени защиты. При несоответствии температуры окружающей среды или высоты над уровнем моря, которая не должна превышать 1000 м, параметры по току и напряжению должны быть снижены по согласованию с исполнителем.

Управляющие, сигнальные и контролирующие цепи необходимо подводить к СУЗ отдельно от силовых цепей. С целью исключения влияния внешних помех эти цепи следует взаимно экранировать и размещать в металлических трубах.

После выполнения монтажа системы управления проводят измерение сопротивления заземляющих цепей. Перед включением силовых цепей обязательно проверяют функционирование цепей управления, контроля и сигнализации, источников питания вспомогательных цепей, системы охлаждения. При водяном проточном охлаждении аппарата следует убедиться в отсутствии протечек воды в местах соединения шлангов со штуцерами охладителя.

Первое включение СУЗ проводят при нагрузке, которая обеспечивает протекание тока через тиристоры, достаточного для удержания их во включенном состоянии (холостой ход). В этом режиме с помощью осциллографа контролируют устойчивую работу СУЗ, наличие и величину коммутационных перенапряжений, распределение восстанавливающегося напряжения по последовательно соединенным тиристорам, токи утечки тиристоров и другие параметры, которые в процессе эксплуатации системы управления могут служить исходными данными для диагностики ее состояния. Если все подлежащие контролю характеристики СУЗ согласуются с ожидаемыми, переходят к следующему этапу испытаний - проверке характеристик и параметров СУЗ во всем диапазоне изменения тока и напряжения, предусмотренном при проектировании. При этих режимах контролируют температуру наиболее нагруженных в тепловом отношении элементах ТБ (как правило, таковыми являются силовые полупроводниковые приборы), температуру воздуха или жидкости на выходе системы охлаждения. Измерение коммутационных перена-

пряжений следует проводить при различных температурах нагрева СПП: комнатной и максимально допустимой, а если есть технические возможности, то и при минимально допустимой.

Для выявления степени искажения формы напряжения в сети из-за того, что регулирование мощности реактора осуществляется посредством изменения угла включения тиристорov, необходимо произвести измерение высших гармонических. В соответствии с нормативными документами промышленное электрооборудование может быть введено в эксплуатацию, если измененные значения напряжений высших гармонических и искажения напряжения менее предельно допустимых для данной электрической сети. В частности, для сетей высокого напряжения значения третьей, пятой и седьмой гармоник не должны превышать 3%, а значение коэффициента искажения формы напряжения - 4%.

Обслуживание СУЗ реактора в период эксплуатации характеризуется пониженной трудоемкостью. Если СУЗ разработана с достаточным запасом перегрузочной способности по току и напряжению, оборудована надежной защитой, устройством диагностики и наглядной сигнализацией, она редко отказывает в работе. Текущее обслуживание системы управления заключается в контроле электрических и тепловых параметров ТБ, а также периодической чистке фильтров, контроле нормальной работы вентиляторов, насосов, правильности функционирования ИЛЧ и сигнализации. При работе аппарата в условиях повышенной пыльности необходимо регулярно чистить наиболее ответственные места в ТБ: изоляторы СПП, выводы импульсных трансформаторов в управляющих цепях, элементы защиты от перенапряжений. Не реже, чем через полгода необходимо проверять и доводить до нормального затягивания все резьбовые соединения и сочленения СПП с охладителями (см.рис.3.10-3.12). По всем операциям обслуживания и контроля параметров должны вестись записи в специальном журнале. По ним можно судить об ухудшении характеристик системы управления и своевременно принятым мерами предупредить возникновение неисправности.

Кроме текущего обслуживания СУЗ должны подвергаться ревизии. Плановые ревизии выполняются в сроки, определенные нормативными документами. Их целью является контроль эксплуатационной надежности. Во

время ревизии производится осмотр и измерения, по результатам которых составляется акт ревизии. В акте отражается выявленное фактическое состояние системы управления в отношении безопасности и надежности эксплуатации, которое сравнивается с результатами ее испытаний перед введением в эксплуатацию. Результаты ревизии являются основанием для принятия решения о возможности дальнейшей эксплуатации системы управления.

## **Заключение**

Широкие возможности использования управляемых и шунтирующих реакторов в электрических сетях всех уровней напряжения определяют целесообразность обсуждения их эксплуатационных характеристик.

Надежность работы УШРТ подтверждается опытом эксплуатации трансформаторов во всем мире, поскольку конструкция УШРТ мало отличается от конструкции трансформаторов. Основные повреждения трансформаторов в эксплуатации связаны с огромными динамическими усилиями, возникающими при коротких замыканиях в электрических сетях, а также с повреждениями регуляторов под нагрузкой. Обе эти причины аварийности трансформаторов не имеют отношения к УШРТ по той причине, что его номинальный ток соответствует короткому замыканию обмотки управления при номинальном напряжении УШРТ. Это в свою очередь обеспечивается высоким импедансом рассеяния УШРТ, равным 100%, тогда как силовые трансформаторы имеют импеданс от 5 до 15%. Поэтому УШРТ не подвергается воздействию больших динамических нагрузок и это обстоятельство выгодно отличает УШРТ от трансформаторов.

Возможность плавного регулирования импеданса УШРТ исключает необходимость использования механического регулирования его характеристик, что также выгодно отличает УШРТ от трансформаторов.

Вытеснение магнитного потока из стержней магнитопровода не может снизить надежность работы УШРТ, поскольку приняты необходимые конструктивные меры для улавливания потока рассеяния и направления его в магнитопровод. Эти конструктивные изменения не могут повлиять на надежность работы УШРТ.

Следовательно, по этому показателю электромагнитная часть УШРТ должна значительно превосходить трансформаторы.

Что касается электронной части системы управления, то для гарантии работоспособности УШРТ предусмотрено шунтирование обмотки управления вакуумным выключателем на случай повреждения силового блока, а также дублирование каналов управления микроконтроллера. Это означает, что при повреждении тиристоров блока управления УШРТ переводится в

режим дискретного управления. После ремонта или замены поврежденного тиристорного блока вакуумный выключатель выводится из работы оператором. Такая система защиты обеспечивает высокую надежность работы и управляющего устройства.

Следует отметить также, что быстрое регулирование тока через реактор обеспечивает ограничение коммутационных перенапряжений на нем и соответственно высокую надежность работы его изоляции.

Таким образом, управляемый шунтирующий реактор (компенсатор) трансформаторного типа представляет собой универсальное средство компенсации избыточной реактивной мощности в электрических сетях, позволяющее повысить пропускную способность линии электропередачи, уменьшить потери мощности в них, ограничить коммутационные перенапряжения, ограничить токи короткого замыкания, обеспечить быстрое гашение дуги однофазного короткого замыкания в сетях с заземленной и с изолированной нейтралью. Широкое распространение этого аппарата в энергосистемах позволит значительно повысить надежность электроснабжения и повысить технико-экономические показатели энергосистем.

Что же касается фазосдвигающего трансформатора, то для него характерны все проблемы современных трансформаторов, связанные с воздействием токов короткого замыкания и, соответственно, с большими электродинамическими усилиями. Однако, применение устройств ограничения токов короткого замыкания позволяет значительно облегчить условия работы и ФСТ.

**Литература**

1. Srinivasan K., Desrochers G.E., Desrosiers C. Static compensator loss estimation from digital measurements of voltages and current. IEEE Trans. on PAS-102, 1983, N3.
2. Соколов С.Е., Брянцев А.М. Управляемый реактор с пространственным магнитопроводом. Известия вузов. Энергетика. 1987, N10.
3. Соколов С.Е., Борисов Г.О., Гусев А.П., Заславская Т.Б. Управляемые ферромагнитные реакторы и их использование для управления режимами протяженных ЛЭП. Новосибирск: ВО "Наука", 1993. - 229 с.
4. Управляемые реакторы. - Электротехника (спец.выпуск), 1991, N2.
5. Тихомиров П.М. Расчет трансформаторов. Энергоатомиздат, 1986.
6. Александров Г.Н. К методике расчета управляемых шунтирующих реакторов трансформаторного типа. Электричество, 1998, N4.
7. Кучинский Г.С., Кизеветтер В.Е., Пинталь Ю.С. Изоляция установок высокого напряжения. М., Энергоатомиздат, 1987.
8. Электротехнический справочник. Т.2. Энергоатомиздат, 1986.
9. Александров Г.Н. Быстродействующий управляемый реактор трансформаторного типа 420 кВ, 50 Мвар пущен в эксплуатацию. Электричество, 2002, №3, стр.64-66.
10. Александров Г.Н. Статический тиристорный компенсатор на основе управляемого шунтирующего реактора трансформаторного типа. Электричество, 2003, №2, стр.38-46.
11. Александров Г.Н. Особенности магнитного поля трансформаторов под нагрузкой. – Электричество, 2003, №5, стр.19-26.
12. Азарьев Д.И., Белоусов И.В. Повышение пропускной способности электропередач сверхвысокого напряжения с помощью реверсивных статических компенсаторов. – Электричество, 1982, №4.
13. Александров Г.Н., Шакиров М.А. Исследование переходных режимов работы управляемого шунтирующего компенсатора трансформаторного типа с помощью магнитоэлектрических схем замещения. Электричество, 2005, №6, стр.20-32.
14. Александров Г.Н. Передача электрической энергии переменным током. М., Знак, 1998.
15. Александров Г.Н. Эффективность применения управляемых компенсаторов реактивной мощности на линиях электропередачи. – Известия Академии Наук. Энергетика, 2003, №2, стр.90-97.

16. Александров Г.Н. Ограничение перенапряжений в электрических сетях. Учебное пособие. Издание Центра подготовки кадров РАО «ЕЭС России» (СЗФ АО «ГВЦ Энергетики»), 2003 г.
17. Ванин В.К., Павлов Г.М. Релейная защита на элементах вычислительной техники. Л., Энергоатомиздат, 1991.
18. Александров Г.Н., Лунин В.П. Сильноточные электронные аппараты в системе управления шунтирующих реакторов трансформаторного типа// Научно-технические ведомости СПбГТУ. 1997, №4(10), с.44-48.
19. Электрические и электронные аппараты: Учебник для вузов / Под редакцией Ю.К. Розанова. М., Энергоатомиздат, 1998.
20. Славик И. Конструирование силовых полупроводниковых преобразователей: Пер. с чешск. М., Энергоатомиздат, 1989.
21. Кукеков Г.А., Васерина К.Н., Лунин В.П. Полупроводниковые электрические аппараты. Учебное пособие для вузов. Л., Энергоатомиздат, 1991.
22. Силовые полупроводниковые приборы: Справочник /О.Г.Чебовский, Л.Г.Моисеев, Р.П.Недошивин. М., Энергоатомиздат, 1985.

Г.Н.Александров, В.П.Луин

## **Управляемые реакторы**

Учебное пособие

Издание Центра подготовки кадров энергетики,  
194223, Санкт-Петербург, а/я 44.  
Тираж 1000 экз., 2005 г.