

Г.Н. Александров

Ограничение перенапряжений в электрических сетях

Учебное пособие



Центр подготовки кадров энергетики

Г.Н. Александров

**Ограничение перенапряжений
в электрических сетях**

Учебное пособие

**Санкт-Петербург
2003**

Александров Г.Н. Ограничение перенапряжений в электрических сетях. Учебное пособие. Издание Центра подготовки кадров, 2003 г.

Настоящее учебное пособие предназначено для специалистов в области координации изоляции, исследования и разработки средств ограничения внутренних и грозовых перенапряжений в электрических сетях, их конструирования и производства, а также для работников служб изоляции, отвечающих за установку и эксплуатацию ограничителей перенапряжений и обеспечивающих надежную работу изоляции высоковольтного оборудования.

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

Введение	4
ГЛАВА 1. ТЕХНИЧЕСКИЕ ТРЕБОВАНИЯ К УСТРОЙСТВАМ ОГРАНИЧЕНИЯ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЙ В ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЯХ	6
1.1. Природа временных перенапряжений в электрических сетях.....	6
1.2. Природа коммутационных перенапряжений на линиях электропередачи	19
1.3. Оценка необходимых параметров защитных устройств при внутренних перенапряжениях	31
1.4. Особенности работы ограничителей перенапряжений в сетях с изолированной нейтралью	43
1.5. Оценка необходимых параметров защитных устройств при грозовых перенапряжениях	56
ГЛАВА 2. УПРАВЛЯЕМЫЕ БЫСТРОДЕЙСТВУЮЩИЕ КОМПЕНСАТОРЫ РЕАКТИВНОЙ МОЩНОСТИ ТРАНСФОРМАТОРНОГО ТИПА	70
2.1 Общие соображения	70
2.2 Схемы и конструктивные особенности управляемых статических компенсаторов реактивной мощности трансформаторного типа.....	75
2.3. Конструктивное исполнение и методика расчета приямных магнитных шунтов.....	97
2.4. Фильтры высших гармонических УШРТ	103
ГЛАВА 3. НЕЛИНЕЙНЫЕ ОГРАНИЧИТЕЛИ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЙ	118
3.1. Общая характеристика ОПН и выбор варисторов	118
3.2 Конструктивные особенности ОПН.....	128
3.3 Механические характеристики ОПН в полимерных корпусах..	145
3.4. Выравнивание распределения напряжения вдоль ограничителей перенапряжений.....	153
3.5. Повышение надежности работы ОПН при увлажнении поверхности крыши.....	173
Заключение.....	181
Литература	190

ВВЕДЕНИЕ

Ограничение грозовых и коммутационных перенапряжений является одной из основных задач электроэнергетики, поскольку это позволяет значительно облегчить условия работы изоляции и во многих случаях сократить изоляцию, когда она определяется перенапряжениями. Действительно изоляция в электрических сетях определяется воздействием рабочего напряжения и перенапряжений. Естественно изоляция в первую очередь определяется условием надежной работы при воздействии рабочего напряжения. В идеальном случае, к которому следует стремиться, перенапряжения должны быть ограничены до такого уровня, при котором они не оказывали бы влияния на изоляцию – ее размеры и качество. Это стремление и определяет актуальность работ по ограничению перенапряжений.

Наиболее длительные временные перенапряжения определяются в основном недостаточной компенсацией зарядной мощности линий электропередачи. Некомпенсированный зарядный ток линии вызывает дополнительное падение напряжения на синхронном индуктивном сопротивлении генераторов (и индуктивном сопротивлении трансформаторов), складывающееся с напряжением на линии, что и вызывает повышение напряжения промышленной частоты. Исключить появление временных перенапряжений в настоящее время невозможно, поскольку при требуемой 100%-ной компенсации зарядной мощности линий при их малых нагрузках резко ограничивается их пропускная способность. Поэтому обычно допускается лишь 60-70%-ная компенсация зарядной мощности линий. Недостаточная компенсация избыточной реактивной мощности линий электропередачи (воздушных и кабельных) определяет возможность возникновения весьма опасного вида перенапряжений: феррорезонансных перенапряжений. В этом случае условия резонанса возникают вследствие повышения напряжения промышленной частоты на генераторах, трансформаторах, автотрансформаторах или реакторах, когда их магнитопроводы насыщаются увеличенным магнитным потоком, что приводит к изменению их динамической индуктивности в широких пределах в течение каждого полупериода промышленной частоты. Наличие некомпенсированной

емкости в электрической сети обеспечивает наличие колебательных контуров, в которых возбуждаются колебания напряжения как промышленной, так и повышенной частоты.

100%-ная компенсация избыточной реактивной мощности линий электропередачи исключает возможность повышения напряжения промышленной частоты и, соответственно, возможность появления феррорезонансных перенапряжений.

Неполная компенсация избыточной реактивной мощности линий определяет и повышенную вынужденную составляющую коммутационных перенапряжений. При 100%-ной компенсации она была бы на уровне наибольшего рабочего напряжения, а при существующих условиях достигает 1,3-1,4.

Ограничить вынужденную составляющую перенапряжений можно только с помощью управляемых быстродействующих реакторов, которым посвящена отдельная глава книги.

Что же касается переходной составляющей коммутационных перенапряжений, то, с одной стороны, она снижается при ограничении вынужденной составляющей, а с другой стороны, снижение вынужденной составляющей позволяет обеспечить более глубокое ограничение переходной составляющей с помощью ограничителей перенапряжений.

Единственным средством ограничения грозовых перенапряжений является нелинейный ограничитель перенапряжений (ОПН), заменивший в последнее время разрядники. Соответственно, отдельная глава книги посвящена ОПН.

ГЛАВА 1. ТЕХНИЧЕСКИЕ ТРЕБОВАНИЯ К УСТРОЙСТВАМ ОГРАНИЧЕНИЯ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЙ В ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЯХ

1.1. Природа временных перенапряжений в электрических сетях

Перенапряжениями называются всякие повышения напряжения сверх наибольшего рабочего напряжения. Различаются длительные (временные) перенапряжения промышленной и повышенной частоты и кратковременные, коммутационные перенапряжения.

Временные перенапряжения возникают, как правило, из-за наличия избыточной реактивной мощности в электрических сетях. Рассмотрим простейшую схему электропередачи (рис.1.1), содержащую источник напряжения промышленной частоты с его синхронным сопротивлением X_s , линию электропередачи произвольной длины ℓ и приемную энергосистему, имитируемую нагрузкой S , отнесенной к натуральной мощности линии

$$P_n = \frac{U_{\text{ном}}^2}{Z} = \frac{3U_{\text{ф.н}}^2}{Z}, \quad (1.1)$$

где $U_{\text{ном}}$ – номинальное линейное напряжение линии, $U_{\text{ф.н}}$ – ее номинальное фазовое напряжение, Z – ее волновое сопротивление

$$Z = \sqrt{\frac{L_0}{C_0}}, \quad (1.2)$$

L_0 и C_0 – индуктивность и емкость линии на единицу ее длины (прямой последовательности).

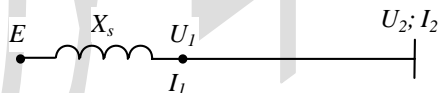


Рис.1.1 Простейшая однолинейная схема электропередачи: X_s – синхронное индуктивное сопротивление системы U_1 и U_2 – напряжения на отправном и приемном конце линии, E – э.д.с. источника напряжения.

Согласно схеме рис.1.1 э.д.с. источника напряжения равна

$$\dot{E} = \dot{U}_1 + jX_s \dot{I}_1, \quad (1.3)$$

где \dot{U}_1 и \dot{I}_1 - напряжение и ток в начале линии.

Связь между напряжением и током в начале длинной линии с напряжением и током в конце линии при чисто активной нагрузке определяется волновыми уравнениями

$$\dot{U}_1 = U_2 \cos \lambda + j I_2 Z \sin \lambda = U_2 \left(\cos \lambda + j \frac{P}{P_n} \frac{U_{\phi.n}}{U_2} \sin \lambda \right); \quad (1.4)$$

$$\dot{I}_1 = I_2 \cos \lambda + j \frac{U_2}{Z} \sin \lambda = \frac{U_2}{Z} \left(\frac{P}{P_n} \frac{U_{\phi.n}}{U_2} \cos \lambda + j \sin \lambda \right); \quad (1.5)$$

где вектор напряжения на приемном конце линии совмещен с осью вещественных, $\lambda = \omega \cdot \ell / v$ – волновая длина линии, а ток в линии подставляем в виде

$$I_2 = \frac{U_{\phi.n}}{Z} \frac{P}{P_n}. \quad (1.6)$$

При этом э.д.с. за синхронной индуктивностью системы X_S согласно (1.3) равна

$$\begin{aligned} \dot{E} &= U_2 \left[\cos \lambda + j \frac{U_{\phi.n}}{U_2} \frac{P}{P_n} \sin \lambda + j \frac{X_S}{Z} \left(\frac{P}{P_n} \frac{U_{\phi.n}}{U_2} \cos \lambda + j \sin \lambda \right) \right] = \\ &= U_2 \left[(\cos \lambda - \alpha \sin \lambda) + j U_{\phi.n} \frac{P}{P_n} (\sin \lambda + \alpha \cos \lambda) \right], \end{aligned} \quad (1.7)$$

где обозначено $\alpha = X_S / Z$.

Модуль E равен

$$E = \sqrt{U_2^2 (\cos \lambda - \alpha \sin \lambda)^2 + U_{\phi.n}^2 \left(\frac{P}{P_n} \right)^2 (\sin \lambda + \alpha \cos \lambda)^2}. \quad (1.8)$$

Согласно (1.4) модуль U_1 равен

$$U_1^2 = U_2^2 \cos^2 \lambda + U_{\phi.n}^2 \left(\frac{P}{P_n} \right)^2 \sin^2 \lambda, \quad (1.9)$$

откуда

$$U_2 = \sqrt{\frac{U_1^2 - U_{\phi.n}^2 \left(\frac{P}{P_n} \right)^2 \sin^2 \lambda}{\cos^2 \lambda}}. \quad (1.10)$$

Подставляя U_2 согласно (1.10) в (1.8), получаем

$$\begin{aligned} E = & \left\{ \left[U_1^2 - U_{\phi.n}^2 \left(\frac{P}{P_n} \right)^2 \sin^2 \lambda \right] (1 - \alpha \cdot \operatorname{tg} \lambda)^2 + \right. \\ & \left. + U_{\phi.n}^2 \left(\frac{P}{P_n} \right)^2 (\sin \lambda + \alpha \cos \lambda)^2 \right\}^{1/2} = \\ = & \left\{ U_1^2 (1 - \alpha \cdot \operatorname{tg} \lambda)^2 + U_{\phi.n}^2 \left(\frac{P}{P_n} \right)^2 \alpha [\alpha (1 - \operatorname{tg}^2 \lambda) + 2 \operatorname{tg} \lambda] \right\}^{1/2}. \end{aligned} \quad (1.11)$$

При малых нагрузках линии ($P < P_n$) согласно формуле (1.10) напряжение в конце линии U_2 повышается по отношению к напряжению в ее начале U_1 . Поэтому в этом режиме с помощью регулятора возбуждения генераторов снижают напряжение в начале линии до номинального, и при анализе режима малых нагрузок можно принять $U_1 = U_{\phi.n}$. При этом модуль E равен

$$E = U_{\phi.n} \sqrt{(1 - \alpha \cdot \operatorname{tg} \lambda)^2 + \left(\frac{P}{P_n} \right)^2 \alpha [\alpha (1 - \operatorname{tg}^2 \lambda) + 2 \operatorname{tg} \lambda]}. \quad (1.12)$$

Из этой формулы видно, что модуль э.д.с. E уменьшается при уменьшении отношения P/P_n . Необходимо отметить, что по достижении э.д.с. генераторов E величины напряжения на их зажимах наступают весьма неблагоприятный режим работы, когда магнитный поток пронизывает лобовые части обмоток статора, вызывая их разогрев и преждевременное разрушение. Поэтому на атомных электростанциях, где к генераторам предъявляются повышенные требования по надежности, не допускается снижение э.д.с. меньше напряжения на их зажимах, а на прочих станциях допускают снижение надежности работы генераторов, принимая в качестве нижнего предела $E = 0.85 U_{\phi.n}$.

Соотношение (1.12) позволяет определить, при каком отношении передаваемой мощности к натуральной мощности линии достигается предельная величина $E = \kappa U_{\text{ф.н}}$ ($\kappa=1$ или $\kappa=0,85$)

$$\left(\frac{P}{P_n} \right)_{\text{кр}} = \sqrt{\frac{\kappa^2 - (1 - \alpha \cdot \text{tg} \lambda)^2}{\alpha [\alpha (1 - \text{tg}^2 \lambda) + 2 \text{tg} \lambda]}}. \quad (1.13)$$

В частности, при $\kappa=1$

$$\left(\frac{P}{P_n} \right)_{\text{кр}} = \sqrt{\frac{\text{tg} \lambda (2 - \alpha \cdot \text{tg} \lambda)}{\alpha (1 - \text{tg}^2 \lambda) + 2 \text{tg} \lambda}}. \quad (1.14)$$

Результаты вычислений по этим формулам приведены на рис.1.2. Как видно, критическое отношение P/P_n для линий достаточно распространенной длины вполне соответствует реальным режимам нагрузки линий электропередачи. Поэтому вопрос об обеспечении режимов работы линий меньше критического актуален.

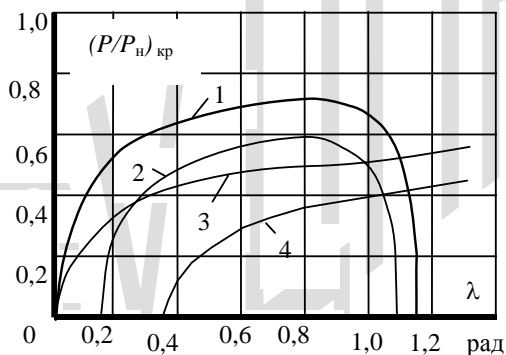


Рис.1.2. Зависимости критических отношений P/P_n от волновой длины линий при отсутствии компенсации их зарядной мощности ($\beta=0$; кривые 1, 2) и при частичной ее компенсации ($\beta=0,6$; кривые 3, 4) при относительной величине синхронной индуктивности системы $\alpha=1$ и двух значениях минимальной э.д.с. $E=U_{\text{ф.н}}$ (кривые 1 и 3) и $E=0,85U_{\text{ф.н}}$ (кривые 2 и 4)

После достижения критического значения $E = \kappa U_{\text{ф.н}}$ регулирование тока возбуждение прекращается и э.д.с. E сохраняется неизмен-

ной, т.е. напряжение на зажимах генераторов больше не поддерживается равным $U_{\text{ф.н}}$. Уравнение (1.11) позволяет проследить за последующим изменением напряжения в начале линии U_1 (при $E = \kappa U_{\text{ф.н}}$)

$$\frac{U_1}{U_{\text{ф.н}}} = \frac{\sqrt{\kappa^2 - \alpha \left(\frac{P}{P_{\text{н}}} \right)^2 [\alpha (1 - tg^2 \lambda) + 2tg \lambda]}}{1 - \alpha tg \lambda}. \quad (1.15)$$

Результаты расчетов по формуле (1.15) приведены на рис.1.3, из которых следует, что напряжение в начале линии может достигать совершенно неприемлемых величин. По этой причине на линиях устанавливаются шунтирующие реакторы для компенсации избыточной реактивной мощности линий. При наличии шунтирующих реакторов волновые параметры линий изменяются.

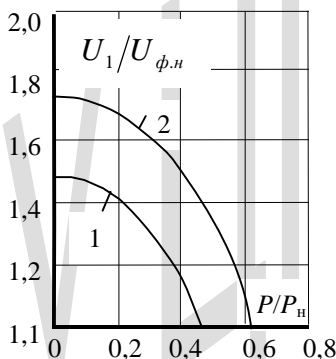


Рис.1.3. Зависимости отношения $U_1/U_{\text{ф.н}}$ от отношения $P/P_{\text{н}}$ при уменьшении отношения $P/P_{\text{н}}$ меньше критического при $\lambda = 0,4$ рад и допустимой величине э.д.с. $E = 0,85 U_{\text{ф.н}}$ (кривая 1) и $E = U_{\text{ф.н}}$ (кривая 2)

Эквивалентные параметры линий с шунтирующими реакторами определяются соотношениями [1]

$$\left. \begin{aligned} C_{0,Э} &= C_0(1 - \beta); \\ L_{0,Э} &= L_0; \\ Z_{Э} &= \sqrt{\frac{L_{0,Э}}{C_{0,Э}}} = \sqrt{\frac{L_0}{C_0(1 - \beta)}} = \sqrt{\frac{L_0}{C_0}} \frac{1}{\sqrt{1 - \beta}} = Z \frac{1}{\sqrt{1 - \beta}}; \\ \lambda_{Э} &= \omega \sqrt{L_{0,Э} C_{0,Э}} \cdot \ell = \omega \sqrt{L_0 C_0} \sqrt{1 - \beta} \cdot \ell = \lambda \sqrt{1 - \beta}; \\ P_{H,Э} &= \frac{3U_{\phi}^2}{Z_{Э}} = \frac{3U_{\phi}^2}{Z} \sqrt{1 - \beta} = P_{Э} \sqrt{1 - \beta}; \end{aligned} \right\}, \quad (1.16)$$

где C_0 ; L_0 ; Z ; λ ; P_n – параметры некомпенсированной линии, $\beta = Q_p / P_n \lambda$ – степень компенсации зарядной мощности линии.

С учетом соотношений (1.16) волновые уравнения линии принимают вид

$$\begin{aligned} \dot{U}_1 &= U_2 \cos \lambda \sqrt{1 - \beta} + jI_2 Z \frac{\sin \lambda \sqrt{1 - \beta}}{\sqrt{1 - \beta}} = \\ &= U_2 \cos \lambda \sqrt{1 - \beta} + jU_{\phi, n} \frac{P}{P_n} \frac{\sin \lambda \sqrt{1 - \beta}}{\sqrt{1 - \beta}}, \end{aligned} \quad (1.17)$$

$$\begin{aligned} \dot{I}_1 &= I_2 \cos \lambda \sqrt{1 - \beta} + j \frac{U_2}{Z} \sqrt{1 - \beta} \sin \lambda \sqrt{1 - \beta} = \\ &= \frac{1}{Z} \left[U_{\phi, n} \frac{P}{P_n} \cos \lambda \sqrt{1 - \beta} + jU_2 \sqrt{1 - \beta} \sin \lambda \sqrt{1 - \beta} \right]. \end{aligned} \quad (1.18)$$

Соответственно э.д.с. E согласно (1.3)

$$\begin{aligned}
E &= U_2 \cos \lambda \sqrt{1-\beta} + jU_{\phi.n} \frac{P}{P_n} \frac{\sin \lambda \sqrt{1-\beta}}{\sqrt{1-\beta}} + \\
&+ jx_s \frac{1}{Z} \left[U_{\phi.n} \frac{P}{P_n} \cos \lambda \sqrt{1-\beta} + jU_2 \sqrt{1-\beta} \sin \lambda \sqrt{1-\beta} \right] = \\
&= U_2 \left(\cos \lambda \sqrt{1-\beta} - \alpha \sqrt{1-\beta} \sin \lambda \sqrt{1-\beta} \right) + \\
&+ jU_{\phi.n} \frac{P}{P_n} \left(\frac{\sin \lambda \sqrt{1-\beta}}{\sqrt{1-\beta}} + \alpha \cos \lambda \sqrt{1-\beta} \right),
\end{aligned} \tag{1.19}$$

откуда модуль E

$$\begin{aligned}
E &= \left\{ U_2^2 (\cos \lambda \sqrt{1-\beta} - \alpha \sqrt{1-\beta} \sin \lambda \sqrt{1-\beta})^2 + \right. \\
&+ U_{\phi.n}^2 \left(\frac{P}{P_n} \right)^2 \left(\frac{\sin \lambda \sqrt{1-\beta}}{\sqrt{1-\beta}} + \alpha \cos \lambda \sqrt{1-\beta} \right)^2 \left. \right\}^{1/2},
\end{aligned} \tag{1.20}$$

а из (1.17) находим модуль напряжения U_1

$$U_1 = \sqrt{U_2^2 \cos^2 \lambda \sqrt{1-\beta} + U_{\phi.n}^2 \left(\frac{P}{P_n} \right)^2 \frac{\sin^2 \lambda \sqrt{1-\beta}}{1-\beta}}. \tag{1.21}$$

Определяя U_2 через U_1

$$U_2 = \frac{\sqrt{U_1^2 - U_{\phi.n}^2 \left(\frac{P}{P_n} \right)^2 \frac{\sin^2 \lambda \sqrt{1-\beta}}{1-\beta}}}{\cos \lambda \sqrt{1-\beta}} \tag{1.22}$$

и подставляя U_2 в (1.20) получаем модуль э.д.с.

$$\begin{aligned}
E = & \left\{ \left[U_1^2 - U_{\phi.n}^2 \left(\frac{P}{P_n} \right)^2 \frac{\sin^2 \lambda \sqrt{1-\beta}}{1-\beta} \right] (1 - \alpha \sqrt{1-\beta} \cdot \operatorname{tg} \lambda \sqrt{1-\beta})^2 + \right. \\
& \left. + U_{\phi.n}^2 \left(\frac{P}{P_n} \right)^2 \alpha \left(\frac{\sin \lambda \sqrt{1-\beta}}{\sqrt{1-\beta}} + \alpha \cos \lambda \sqrt{1-\beta} \right)^2 \right\}^{1/2} = \\
= & \left\{ U_1^2 (1 - \alpha \sqrt{1-\beta} \cdot \operatorname{tg} \lambda \sqrt{1-\beta})^2 + \right. \\
& \left. + U_{\phi.n}^2 \left(\frac{P}{P_n} \right)^2 \cdot \alpha \left[\frac{2}{\sqrt{1-\beta}} \operatorname{tg} \lambda \sqrt{1-\beta} + \alpha (1 - \operatorname{tg}^2 \lambda \sqrt{1-\beta}) \right] \right\}^{1/2}. \quad (1.23)
\end{aligned}$$

В предельном случае $\beta=1$ получаем

$$E = \sqrt{U_1^2 + U_{\phi.n}^2 \left(\frac{P}{P_n} \right)^2 \alpha (2\lambda + \alpha)}, \quad (1.24)$$

откуда при $P=0$ э.д.с. $E=U_1$. Это означает, что при любой длине линии и любом индуктивном сопротивлении системы $X_s=\alpha Z$ э.д.с. $E \geq U_1$, что определяет чрезвычайно благоприятные условия работы генераторов. Однако, при $\beta=1$ пропускная способность линии значительно меньше ее натуральной мощности при длинах линии более 300 км [1]. Поэтому в энергосистемах такая степень компенсации не допускается.

Как правило в электрических сетях допускается степень компенсации зарядной мощности линий около 60%. В этом случае согласно (1.23)

$$\begin{aligned}
E = & \left\{ U_1^2 (1 - 0.632 \alpha \cdot \operatorname{tg} 0.632 \lambda)^2 + U_{\phi.n}^2 \left(\frac{P}{P_n} \right)^2 \alpha \times \right. \\
& \left. \times [3,16 \operatorname{tg} 0,632 \lambda + \alpha (1 - \operatorname{tg}^2 0.632 \lambda)] \right\}^{1/2} \quad (1.25)
\end{aligned}$$

и при $U_1=U_{\phi.n}$; $E=\kappa U_{\phi.n}$ ($\kappa=1$; $\kappa=0,85$);

$$\left(\frac{P}{P_n}\right)_{кр} = \sqrt{\frac{\kappa^2 - (1 - 0.632 \cdot \alpha \cdot \operatorname{tg} 0.632 \lambda)^2}{\alpha [1 - \operatorname{tg}^2 0.632 \lambda] + 3.16 \operatorname{tg} 0.632 \lambda}}. \quad (1.26)$$

Результаты расчетов по этой формуле приведены также на рис.1.2. Как видно, в этом случае характер зависимости существенно изменяется:

При $\lambda < 1$ рад критические отношения P/P_n значительно меньше, чем при отсутствии компенсации зарядной мощности линий, а при относительно малых длинах линий ($\lambda \leq 0,15$ рад при $\kappa=1$ и $\lambda \leq 0,37$ рад при $\kappa=0,85$) критическое отношение $P/P_n=0$. Это означает, что при таких длинах линий проблем с повышением напряжения на линиях нет.

Формула (1.23) позволяет получить зависимость необходимой степени компенсации зарядной мощности линии от волновой длины линии, когда отсутствует возможность повышения напряжения на отправном конце линии сверх номинального. Полагая $E=\kappa U_{ф.н}$; $U_1=U_{ф.н}$; $P/P_n=0$, получаем

$$\lambda_{кр} = \frac{1}{\sqrt{1-\beta}} \operatorname{arctg} \frac{1-\kappa}{\alpha \sqrt{1-\beta}}. \quad (1.27)$$

Из последней формулы следует, что для исключения возможности повышения напряжения при малых нагрузках при $\kappa=1$ ($E_n \geq U_{ф.н}$) при любой длине линии необходима 100%-ная компенсация зарядной мощности линии, а при $\kappa=0,85$ ($E_n \geq 0,85 U_{ф.н}$) необходимая степень компенсации зарядной мощности линии быстро увеличивается при относительно малых длинах линии, достигая 60% при $\lambda=0,375$ рад (при частоте 50 Гц длина линии 358 км, при частоте 60 Гц – длина линии ~ 300 км) и далее увеличивается медленнее, достигая 80% при $\lambda=0,725$ рад и 90% при $\lambda=1,4$ рад (см. рис.1.4).

Перевод длины линии из радиан в километры. Один проворот ротор осуществляет за 1 с, при этом угол составит 2π рад. Так как

за 1 с свет проходит расстояние $\ell = 300000$ км, то за один проворот ротора свет пройдет

$$2\pi = \frac{300000}{50} = 6000 \text{ км}$$

Следовательно, $1 \text{ рад} = \frac{6000}{2\pi} = 955 \text{ км}$.

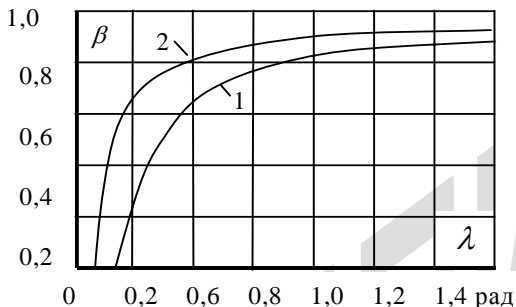


Рис.1.4. Зависимости необходимой степени компенсации зарядной мощности линий от их волновой длины при допустимой минимальной величине э.д.с. $E=0,85U_n$ и при двух значениях $\alpha=1$ (кривая 1) и $\alpha=2$ (кривая 2)

Однако в большой энергосистеме обеспечить точное соответствие требуемой степени компенсации зарядной мощности линий во всех режимах работы системы невозможно. И кроме того, высокая степень компенсации зарядной мощности линий приводит к ограничению их пропускной способности. Поэтому целесообразно проанализировать условия работы энергосистем при обычно принятой степени компенсации $\beta \approx 0,6$ и типовых длинах линий для России (и ряда других стран с большими территориями), например, при $\lambda=0,5$ рад.

Полагая в формуле (1.23) $E=kU_{\phi.н}$, получаем напряжение в начале линии

$$U_1 = U_{\phi n} \frac{\sqrt{\kappa^2 - \left(\frac{P}{P_n}\right)^2} \alpha \left[\frac{2}{\sqrt{1-\beta}} \operatorname{tg} \lambda \sqrt{1-\beta} + \alpha(1 - \operatorname{tg}^2 \lambda \sqrt{1-\beta}) \right]}{1 - \alpha \sqrt{1-\beta} \operatorname{tg} \lambda \sqrt{1-\beta}} \quad (1.28)$$

Результаты вычислений по этой формуле при $\kappa=0,85$ и $\kappa=1$, а также при $\alpha=1$ и $\alpha=2$ (см.рис.1.5) показывают, что при преобладающем влиянии гидрогенераторов в энергосистеме ($\alpha \approx 1$) повышение напряжения при малых нагрузках незначительно превышает наибольшее рабочее напряжение. Однако, при преобладающем влиянии турбогенераторов ($\alpha=2$) степень компенсации зарядной мощности линии $\beta=0,6$ явно недостаточна, особенно в случае наличия атомных электростанций ($\kappa=1$). Таким образом, степень компенсации зарядной мощности линий должна определяться с учетом типа электростанций. Наиболее неблагоприятные условия в энергосистеме (в отношении возможного повышения напряжения) складываются при наличии атомных электростанций.

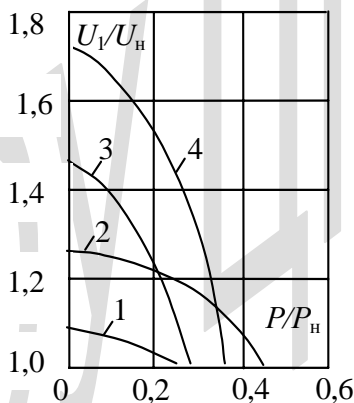


Рис.1.5. Зависимости отношения U_1/U_n от отношения P/P_n при волновой длине линии $\lambda=0,5$ рад, при $\beta=0,6$, при различных значениях $\alpha=1$ (кривые 1 и 2) и $\alpha=2$ (кривые 3 и 4) и при минимальном значении э.д.с. $E=1$ (кривые 2 и 4) и $E=0,85$ (кривые 1 и 3)

Подводя итог выполненному анализу, можно утверждать, что основной причиной временных перенапряжений (повышения напряжения промышленной частоты сверх наибольшего рабочего напряжения) является недостаточная компенсация избыточной зарядной мощности линий электропередачи. Причем эта проблема неразрешима, поскольку повышать степень компенсации β сверх 60% нецелесообразно из-за резкого снижения пропускной способности линий.

Как указывалось выше, эти повышения напряжения промышленной частоты определяют также возникновение резонансных (параметрический резонанс) и феррорезонансных перенапряжений.

Кроме того, эффект повышения напряжения промышленной частоты при малых нагрузках линий определяет повышенные значения вынужденной составляющей коммутационных перенапряжений, исключая возможность их глубокого ограничения (см. ниже).

Наиболее целесообразным и экономичным способом решения этой проблемы является применение управляемых шунтирующих реакторов (УШР) [2], позволяющих обеспечить компенсацию избыточной реактивной мощности линий в любом режиме их работы. Наиболее точная компенсация избыточной реактивной мощности линий происходит в том случае, когда система управления УШР реагирует на угол сдвига тока по отношению к напряжению. Этот сдвиг может быть измерен быстро и точно по моментам перехода через нуль основных гармоник (промышленной частоты) тока и напряжения.

Нетрудно показать, что при передаче чисто активной мощности указанный закон регулирования УШР соответствует соотношению

$$\beta = 1 - \left(\frac{P}{P_n} \right)^2. \quad (1.29)$$

При этом законе регулирования согласно (1.22) получаем

$$U_2 = \frac{\sqrt{U_1^2 - U_{\phi.n}^2 \cdot \sin^2 \lambda} \frac{P}{P_n}}{\cos \lambda \frac{P}{P_n}} = U_{\phi.n}, \quad (1.30)$$

поскольку в этом случае можно удерживать напряжение в начале линии $U_1=U_{ф.н}$ во всех режимах работы линий. То есть напряжения на обоих концах линий оказываются одинаковыми независимо от длины линии.

Согласно (1.23) в рассматриваемом случае э.д.с. E системы

$$\begin{aligned} E &= U_{ф.н} \sqrt{\left(1 - \alpha \frac{P}{P_n} \operatorname{tg} \lambda \frac{P}{P_n}\right)^2 \cos^2 \lambda \frac{P}{P_n} + \alpha \left(\sin \lambda \frac{P}{P_n} + \alpha \frac{P}{P_n} \cos \lambda \frac{P}{P_n}\right)^2} = \\ &= U_{ф.н} \sqrt{\left(\cos^2 \lambda \frac{P}{P_n} - \alpha \frac{P}{P_n} \sin \lambda \frac{P}{P_n}\right)^2 + \alpha \left(\sin \lambda \frac{P}{P_n} + \alpha \frac{P}{P_n} \cos \lambda \frac{P}{P_n}\right)^2} = \\ &= U_{ф.н} \sqrt{1 + \alpha^2 \left(\frac{P}{P_n}\right)^2 + (\alpha - 1) \left(\sin \lambda \frac{P}{P_n} + \alpha \frac{P}{P_n} \cos \lambda \frac{P}{P_n}\right)^2}. \end{aligned} \quad (1.31)$$

Как видно, в этом случае при любом значении α при $P/P_n=0$ э.д.с. $E=U_{ф.н}$. Таким образом, при наличии на линиях УШР с законом регулирования мощности согласно (1.29) э.д.с. E генераторов не понижается ниже напряжения на их зажимах. При этом обеспечиваются благоприятные условия работы генераторов и исключается возможность повышения напряжения на линии сверх наибольшего рабочего напряжения. Такая ситуация полностью исключает возможность возникновения временных перенапряжений, в том числе и феррорезонансных перенапряжений.

Следовательно, временные перенапряжения являются результатом недостаточной компенсации избыточной зарядной мощности линий электропередачи. При использовании УШР временные перенапряжения возникнуть не могут.

1.2. Природа коммутационных перенапряжений на линиях электропередачи

Коммутационные перенапряжения возникают при включении и отключении линий электропередачи.

Физическая природа коммутационных перенапряжений может быть пояснена на примере одностороннего включения линии (участка линии) под напряжение (см.рис.1.6).

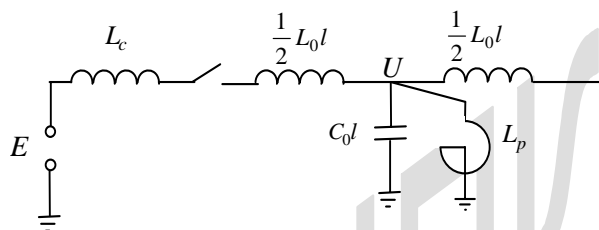


Рис.1.6. Эквивалентная схема коммутируемой линии: L_S – индуктивность источника напряжения, L_0 – погонная индуктивность фазы линии, C_0 – погонная емкость фазы линии, L_p – индуктивность реактора

Для упрощения выкладок пренебрежем активным сопротивлением линии. В этом случае операторное сопротивление цепи

$$Z(p) = p(L_c + L_n) + \frac{pL_p}{1 + p^2 L_p C_n}, \quad (1.32)$$

где p – оператор, $L_n = \frac{1}{2} L_0 \cdot \ell$.

При одностороннем подключении линии к источнику э.д.с. промышленной частоты напряжение на линии (на конденсаторе $C_n = C_0 \cdot \ell$) в операторной форме

$$\begin{aligned}
U_c(p) &= \frac{e(p)}{Z(p)} \cdot \frac{pL_p}{1 + p^2 L_p C_{\text{л}}} = \\
&= \frac{e(p)}{p(L_c + L_{\text{л}}) + \frac{pL_p}{1 + p^2 L_p C_{\text{л}}}} \cdot \frac{pL_p}{1 + p^2 L_p C_{\text{л}}} = \\
&= \frac{e(p)}{1 + \frac{L_c + L_{\text{л}}}{L_p} (1 + p^2 L_p C_{\text{л}})} = \frac{e(p)}{1 + (L_c + L_{\text{л}}) \left(\frac{1}{L_p} + p^2 C_{\text{л}} \right)} = \\
&= \frac{e(p)}{(L_c + L_{\text{л}}) \cdot C_{\text{л}}} \cdot \frac{1}{p^2 + \frac{1}{C_{\text{л}}} \left(\frac{1}{L_p} + \frac{1}{L_c + L_{\text{л}}} \right)} = \\
&= \frac{E_m}{(L_c + L_{\text{л}}) \cdot C_{\text{л}}} \cdot \frac{p^2}{p + \omega^2} \cdot \frac{1}{p^2 + \frac{1}{C_{\text{л}}} \left(\frac{1}{L_p} + \frac{1}{L_c + L_{\text{л}}} \right)}, \quad (1.33)
\end{aligned}$$

где принято, что включение линии произошло в наиболее опасный момент максимума э.д.с. и соответственно

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

Переходя от изображения к оригиналу, получаем напряжение на линии

$$U(t) = \frac{E_m}{1 + \frac{L_c + L_{\text{л}}}{L_p} - \omega^2 (L_c + L_{\text{л}}) C_{\text{л}}} (\cos \omega \cdot t - \cos \omega_0 t), \quad (1.34)$$

где

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{L_c + L_{\text{л}} + L_p}{L_p (L_c + L_{\text{л}}) \cdot C_{\text{л}}}}. \quad (1.35)$$

Как видно из формулы (1.34), на вынужденную составляющую напряжения промышленной частоты накладывается переходная составляющая с угловой частотой ω_0 . С учетом активного сопротивления линии R напряжение на линии примет вид

$$U(t) = \frac{E_m}{1 + \frac{L_c + L_\lambda}{L_p} - \omega^2(L_c + L_\lambda)C_\lambda} \left(\cos \omega \cdot t - e^{-\frac{R}{4(L_c + L_\lambda)}t} \cos \omega_0 t \right). \quad (1.36)$$

Выразим параметры, входящие в формулы (1.34), (1.36), через параметры коммутируемой линии. Поскольку волновое сопротивление линии

$$Z = \sqrt{\frac{L_0}{C_0}} \quad (1.37)$$

и скорость распространения электромагнитной волны вдоль линии

$$v = \frac{1}{\sqrt{L_0 C_0}}, \quad (1.38)$$

емкость линии на единицу ее длины

$$C_0 = \frac{1}{vZ} \quad (1.39)$$

и емкость всей линии (одной фазы)

$$C_\lambda = C_0 \ell = \frac{\ell}{vZ} = \frac{\lambda}{\omega \cdot Z}. \quad (1.40)$$

Из тех же соображений получаем выражение для индуктивности линии

$$L_\lambda = \frac{1}{2} \cdot L_0 \cdot \ell = \frac{1}{2} \cdot \frac{Z}{v} \cdot \ell = \frac{\lambda}{2\omega} \cdot Z. \quad (1.41)$$

Индуктивность шунтирующих реакторов определяем из следующих соображений. Мощность реакторов на линии равна

$$Q_p = \beta \cdot P_n \cdot \lambda = 3U_\phi I_p = 3U_\phi^2 \frac{1}{\omega L_p} = \beta \frac{3U_\phi^2}{Z} \lambda = 3 \frac{U_\phi^2}{X_p}, \quad (1.42)$$

где β - степень компенсации зарядной мощности линии $P_n \cdot \lambda$, X_p - индуктивное сопротивление реакторов.

Следовательно,

$$L_p = \frac{Z}{\omega \cdot \lambda \cdot \beta}. \quad (1.43)$$

Индуктивность источника напряжения в переходном режиме может быть оценена, исходя из соотношения (см. §1.1)

$$X_{c.n} = \alpha_n \cdot Z = \omega \cdot L_{c.n}, \quad (1.44)$$

откуда

$$L_{c.n} = \frac{\alpha_n \cdot Z}{\omega}, \quad (1.45)$$

где $\alpha_n \ll \alpha$.

После подстановки этих параметров в формулу (1.35) получаем выражение для собственной угловой частоты колебательного контура в виде

$$\frac{\omega_0}{\omega} = \sqrt{\beta + \frac{1}{\left(\alpha_n + \frac{1}{2}\lambda\right)\lambda}}, \quad (1.46)$$

а после их подстановки в формулу (1.36) с учетом соотношения

$$\frac{R_0 \cdot \ell}{L_{c.n} + L_\lambda} = \frac{\rho \cdot \ell}{F_a \cdot \left(\frac{\alpha_n \cdot Z}{\omega} + \frac{1}{2} \cdot \frac{\lambda}{\omega} \cdot Z\right)} = \frac{\omega \cdot \rho \cdot \ell}{F_a \cdot \left(\alpha_n + \frac{1}{2} \cdot \lambda\right) \cdot Z}$$

получаем другую форму выражения для напряжения на линии

$$U(t) = \frac{E_m}{1 + \lambda \left(\alpha_n + \frac{1}{2}\lambda\right)(\beta - 1)} \left(\cos \omega t - \ell^{-\frac{\omega \cdot \rho \cdot \ell}{4ZF_a \left(\alpha_n + \frac{1}{2}\lambda\right)}} \cdot \cos \omega_0 t \right). \quad (1.47)$$

Вычисленные по этим формулам зависимости относительных величин собственных частот от волновой длины линий при различных значениях параметров α_n и β приведены на рис.1.7, а зависимости амплитуды вынужденной составляющей перенапряжений (промышленной частоты) от тех же параметров – на рис. 1.8.

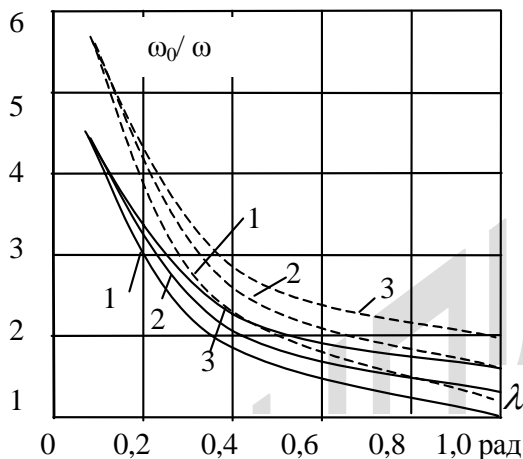


Рис.1.7. Зависимости собственной частоты колебательного контура, отнесенной к промышленной частоте, при включении линии от ее волновой длины λ при трех значениях $\beta=0,6$ (кривые 1); $\beta=1$ (кривые 2) и $\beta=1,5$ (кривые 3) и при двух значениях $\alpha_n=0,5$ (сплошные линии) и $\alpha_n=0,25$ (штриховые линии)

Как следует из рис.1.7, собственная частота ω_0 уменьшается при увеличении длины линий, приближаясь к промышленной частоте. Причем в области длин, характерных для линий высокого напряжения (до 200 км), она достигает $(4\div 6)\omega$, а в области длин, характерных для линий сверхвысокого напряжения (коммутируемые участки линий между подстанциями) около 2ω . С учетом затухания переходной составляющей (см.формулу 1.47) можно констатировать, что максимум перенапряжений на линиях высокого напряжения достигается через полпериода переходной составляющей (0,0017-0,0025 с), когда напряжение основной частоты еще мало изменилось, а переходная составляющая

достигла максимума противоположной полярности. При этом сумма в скобках формулы (1.47) составит около 2 и амплитуда перенапряжений будет равна приблизительно удвоенной вынужденной составляющей перенапряжений.

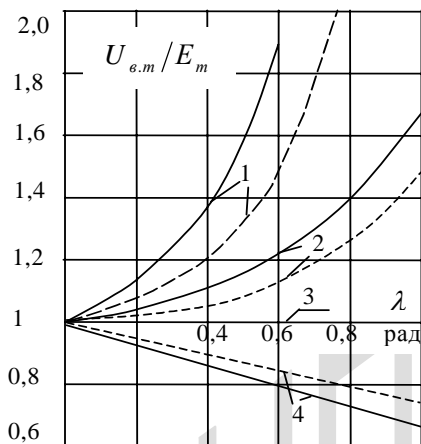


Рис.1.8. Зависимости относительных величин вынужденной составляющей перенапряжений от волновой длины линий λ при различных значениях $\beta=0$ (кривые 1); $\beta=0,6$ (кривые 2); $\beta=1$ (кривые 3) и $\beta=1,5$ (кривые 4) и при двух значениях $\alpha_n=0,5$ (сплошные линии) и $\alpha_n=0,25$ (штриховые линии)

Для линий сверхвысокого напряжения ($\omega_0 \approx 2\omega$) максимум напряжения достигается через полпериода напряжения промышленной частоты, когда вынужденная составляющая достигает максимума противоположной полярности, а переходная составляющая повторно достигает максимума той же полярности, что и в момент включения. В результате обе составляющие оказываются с одинаковым знаком, и сумма в скобках также оказывается близкой к двум. То есть и в этом случае максимум перенапряжений оказывается близким к двойной амплитуде вынужденной составляющей перенапряжений. Поэтому величина вынужденной составляющей определяет максимум перенапряжений при включении линии под напряжение.

При отсутствии шунтирующих реакторов на линии вынужденная составляющая перенапряжений достигает $1,3 \div 1,6$ для коммутируемых участков линий СВН. Соответственно, максимальные перенапряжения в этих условиях достигают $2,5 \div 3$ кратных величин по отношению к наибольшему рабочему напряжению (см.рис.1.8). Коммутации линий без шунтирующих реакторов в эксплуатации не допускаются. 60%-ная компенсация зарядной мощности линий приводит к значительному снижению вынужденной составляющей перенапряжений до $1,1 \div 1,3$ для коммутируемых участков линий СВН. При этом максимальные перенапряжения снижаются до $2,2 \div 2,6$ кратных по отношению к наибольшему рабочему напряжению.

100%-ная компенсация зарядной мощности линий позволяет ограничить вынужденную составляющую перенапряжений до наибольшего рабочего напряжения (см.рис.1.8) и соответственно максимальные перенапряжения при включении линии – до двойной амплитуды наибольшего рабочего напряжения.

Как указывалось в §1.1, 100%-ная компенсация зарядной мощности линий возможна только при применении УШР. Наличие компенсационной обмотки у УШРТ, расположенной между ОУ и СО реактора, позволяет кратковременно форсировать его мощность до $1,5Q_{р.ном}$ ($\beta \leq 1,5$, см.Гл.2). При такой форсировке мощности реактора на время переходного процесса, сопровождающегося перенапряжениями, можно понизить вынужденную составляющую перенапряжений до уровня, меньшего номинального напряжения линии (см.рис.1.8). Соответствующие расчеты выполнены по формуле (1.47) при $\beta=1,5$, когда второй член в знаменателе положителен.

При такой форсировке УШРТ, например, для линии длиной 500 км ($\lambda=0,524$ рад) вынужденная составляющая равна примерно $0,87U_{ф.н.р}$ и максимум перенапряжений не превысит $U_{макс} \leq 1,74U_{ф.н.р}$.

Необходимо отметить, что при одностороннем включении линии в режиме автоматического повторного включения (АПВ) возможно значительное увеличение максимальных перенапряжений, если не принять специальных мер для стекания заряда с отключенной фазы (отключенных фаз при трехфазном АПВ). Действительно, отключение

линии завершается как правило в момент перехода тока через нуль. Поскольку при коротком замыкании линии она отключается с двух сторон, при отключении второго выключателя (последнего) линия не нагружена и ток опережает напряжение на 90° . Следовательно, моменту отключения соответствует максимальное напряжение на линии.

При наличии реакторов на линии двухстороннее отключение линии сопровождается колебательным процессом ее разрядки. При этом максимальная амплитуда колебаний равна амплитуде напряжения в момент отключения линии, а частота колебаний напряжения и уменьшение амплитуды колебаний напряжения вследствие затухания определяются длиной линии и ее параметрами.

Рассмотрим схему линии с реакторами по обоим концам в качестве наиболее тяжелого случая, так как при этом декремент затухания колебаний наименьший (см.рис.1.9). Эту схему можно свернуть, приведя к более простому виду (рис.1.9в). При этом индуктивное и активное сопротивления участка линии между ее эквивалентной емкостью и эквивалентным реактором равны $\frac{1}{4}$ их полных величин

$$R_{\text{экв}} = \frac{1}{4} \frac{\rho \cdot \ell}{F_a}; \quad L_{\text{экв}} = \frac{1}{4} \frac{\lambda}{\omega} Z.$$

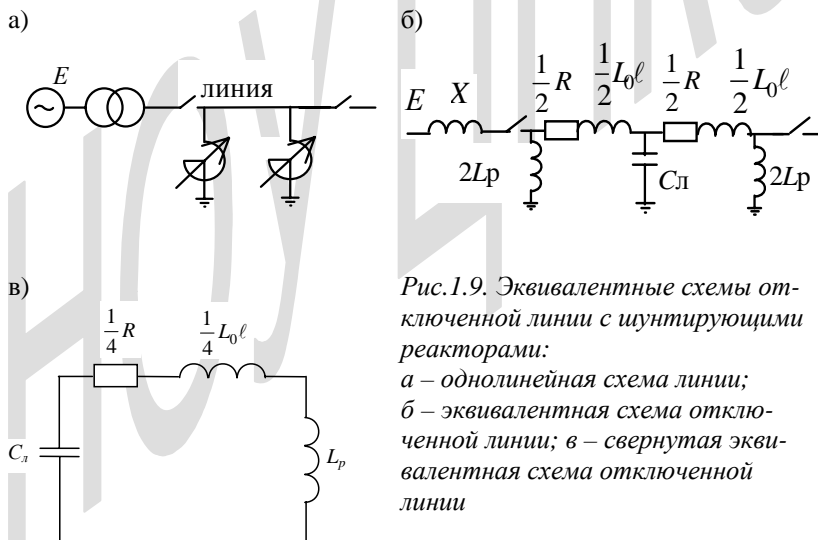


Рис.1.9. Эквивалентные схемы отключенной линии с шунтирующими реакторами:

а – однолинейная схема линии;
б – эквивалентная схема отключенной линии;
в – свернутая эквивалентная схема отключенной линии

С учетом этих данных собственная угловая частота колебаний рассматриваемого контура равна

$$\begin{aligned}\omega_{o,x} &= \frac{1}{\sqrt{C_{\lambda}(L_{\text{экв}} + L_p)}} = \frac{1}{\sqrt{\frac{\lambda}{\omega \cdot Z} \left(\frac{1}{4} \frac{\lambda}{\omega} Z + \frac{Z}{\omega \cdot \lambda \cdot \beta} \right)}} = \\ &= \omega \sqrt{\frac{\beta}{1 + 0,25\beta \cdot \lambda^2}}.\end{aligned}\quad (1.48)$$

Результаты вычислений по последней формуле приведены в табл.1.1.

Таблица 1.1

	$\lambda_{\text{рад}}$ β	0,1	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
$\frac{\omega_{o,x}}{\omega}$	0,6	0,774	0,771	0,76	0,74	0,72	0,69
	1	0,999	0,995	0,98	0,96	0,93	0,89
	1,5	1,22	1,22	1,2	1,17	1,14	1,09

Как видно, при 100%-ной компенсации зарядной мощности линии собственная частота колебаний практически равна промышленной частоте для линий с волновой длиной до 0,3 рад, а при больших длинах медленно уменьшается. При недокомпенсации ($\beta = 0,6$) собственная частота несколько меньше промышленной примерно на 20-30%, а при перекомпенсации – несколько больше промышленной (на 10-20%).

Декремент затухания колебаний равен

$$\begin{aligned}\frac{R_{\text{экв}}}{2L_{\text{экв}}} &= \frac{1}{2} \frac{1}{4} \frac{\rho \cdot \ell}{F_a} : \left(\frac{1}{4} \frac{\lambda}{\omega} Z + \frac{Z}{\omega \cdot \lambda \cdot \beta} \right) = \frac{\omega \cdot \rho \cdot \ell \cdot \lambda \cdot \beta}{2F_a Z (\lambda^2 \beta + 4)} = \\ &= \frac{\nu \rho \cdot \lambda^2 \beta}{2F_a Z (\lambda^2 \beta + 4)}.\end{aligned}\quad (1.49)$$

С учетом (1.48), (1.49) напряжение на линии изменяется согласно соотношению

$$U_{\lambda}(t) = U_m e^{-\frac{\nu \rho \cdot \lambda^2 \beta}{2F_a Z (\lambda^2 \beta + 4)} t} \cdot \cos \omega \sqrt{\frac{\beta}{1 + 0,25\beta \lambda^2}} t. \quad (1.50)$$

При этом амплитуда напряжения в момент отключения линии U_m соответствует вынужденной составляющей напряжения однофазно включенной линии $U_{\text{в.м}}$ согласно рис.1.8.

Результаты расчетов декрементов затухания в зависимости от волновой длины линии при различной степени компенсации зарядной мощности линии приведены на рис.1.10. Как видно, декремент затухания быстро увеличивается при увеличении длины линий, а также увеличивается при увеличении степени компенсации их зарядной мощности β .

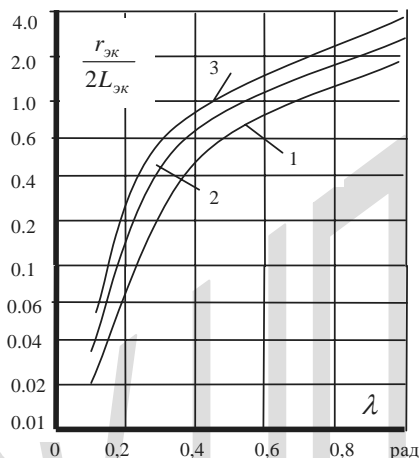


Рис.1.10. Зависимости декремента затухания колебаний напряжения на отключенной линии от ее волновой длины при различной степени компенсации ее зарядной мощности $\beta=0,6$ (кривая 1); $\beta=1$ (кривая 2); $\beta=1,5$ (кривая 3)

И если для линий длиной до 300 км ($\lambda \leq 0,314$ рад) декремент затухания очень мал, то при длинах линий больше 300 км ($\lambda \geq 0,314$ рад) декремент затухания приближается к единице и далее увеличивается с увеличением длины линии.

Степень затухания колебаний напряжения за паузу АПВ можно оценить по данным рис.1.11, полученным по формуле (1.50). Как следует из рис.1.10 и 1.11, для линий длиной 300 км при степени компенсации $\beta=1 \div 1,5$ за паузу АПВ 1 сек амплитуда напряжения умень-

шается до $(0,7 \div 0,6)U_{\text{в.м}}$, а за паузу АПВ 2 сек – до $(0,5 \div 0,35)U_{\text{в.м}}$; при большей длине линий эти значения быстро уменьшаются.

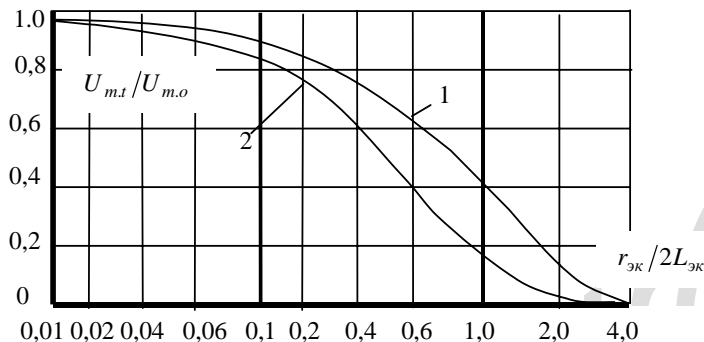


Рис.1.11. Зависимости амплитуд напряжения на отключенной линии с реакторами в конце паузы АПВ $t_{\text{АПВ}}$ от декремента затухания колебаний при $t_{\text{АПВ}}=1$ сек (1) и $t_{\text{АПВ}}=2$ сек (2)

В результате при повторном включении линии через 1÷2 секунды перенапряжения возрастут по сравнению с определяемыми формулой (1.47) и будут соответствовать соотношению

$$U(t) = U_{\text{в.м}} \cos \omega \cdot t - [U_{\text{в.м}} + U_{\text{л.м}}(t_{\text{АПВ}})] \cos \omega_{\text{ок}} t =$$

$$= \frac{E_m}{1 + \lambda \left(\alpha + \frac{1}{2} \lambda \right) (\beta + 1)} \left[\cos \omega t - \left(1 + e^{-\frac{\nu \rho \cdot \lambda^2 \beta}{2 F_d Z (\lambda^2 \beta + 4)} t_{\text{АПВ}}} \right) \cos \omega_{\text{ок}} t \right], \quad (1.51)$$

откуда максимально возможный максимум перенапряжений ($\cos \omega t \approx -1$; $\cos \omega_{\text{ок}} t = 1$) равен

$$|U_{\text{max}}| \approx \frac{E_m}{1 + \lambda \cdot \left(\alpha + \frac{1}{2} \lambda \right) (\beta + 1) \left(2 + e^{-\frac{\nu \rho \cdot \lambda^2 \beta}{2 F_d Z (\lambda^2 \beta + 4)} t_{\text{АПВ}}} \right)}. \quad (1.52)$$

Согласно рис.1.8 при $\beta=1$ имеем $U_{\text{в.м}}=E_m=U_{\text{ф.н.м}}$; согласно рис.1.10 и 1.11 при длине коммутируемого участка линии 300 км при $\beta=1$ декремент затухания равен $\sim 0,35$ и согласно рис.1.11 при $t_{\text{АПВ}}=2$ с

$U_{m.2c}=0,5U_{m.o.}$ Следовательно, в этом случае максимально возможная амплитуда перенапряжений $U_{max}=U_{ф.н.м}(2+0,5)=2,5 U_{ф.н.м}$.

При той же длине λ при $\beta=1,5$ согласно рис.1.8 $U_{в.м}=0,9U_{ф.н.м}$, согласно рис.1.10, декремент затухания равен 0,5, что согласно рис.1.11 определяет $U_{m.2c}=0,35U_{m.o.}$ Следовательно, в этом случае максимально возможная амплитуда перенапряжений согласно (1.52) $U_{max}=0,9U_{ф.н.м}(2+0,35)=2,1U_{ф.н.м}$ или на 15% меньше, чем при $\beta=1$.

При неполной компенсации зарядной мощности линии $\beta=0,6$ при той же длине линии 300 км согласно рис.1.8 имеем $U_{в.м}=1,07U_{ф.н.м}$. Согласно рис.1.10 декремент затухания равен 0,2, что согласно рис.1.11 соответствует $U_{m.2c}=0,67U_{m.o.}$ Следовательно, $U_{max}=1,07U_{ф.н.м}(2+0,67)=2,85U_{ф.н.м}$, что существенно больше, чем в случае 100%-ой компенсации зарядной мощности линии или $\beta=1,5$ (по отношению к последнему случаю – на 36%).

Интересно отметить, что при увеличении длины линий эффективность повышенной компенсации зарядной мощности линий значительно возрастает (см.таб.1.2).

Таблица 1.2

		$U_{max}/U_{ф.н.м}$			
λ , рад	β	0,3	0,4	0,5	0,6
	0,6	2,85	2,73	2,63	2,60
	1,0	2,5	2,3	2,15	2,08
	1,5	2,1	1,94	1,82	1,72

Выполненный анализ физической природы коммутационных перенапряжений позволяет сделать принципиальный вывод о том, что и при коммутациях линий проблема ограничения перенапряжений связана с недостаточной степенью компенсации их зарядной мощности, что определяется применением неуправляемых шунтирующих реакторов. При применении управляемых шунтирующих реакторов перенапряжения большой кратности возникнуть не могут.

1.3. Оценка необходимых параметров защитных устройств при внутренних перенапряжениях

Параметры устройств ограничения перенапряжений определяются зарядной мощностью линий, примыкающих к подстанциям. Зарядная мощность линии (мощность ее электрического поля) зависит от величины напряжения на ней относительно земли и ее длины.

Длина линий высокого напряжения ограничивается, как правило, условием ограничения перепада напряжения вдоль линии. Согласно [1] перепад напряжения вдоль линий высокого напряжений определяется соотношением

$$\frac{U_1}{U_2} = \sqrt{1 + \frac{2I_2}{U_2} (R \cos \varphi + X \sin \varphi) + \left(\frac{I_2}{U_2} \right)^2 (R^2 + X^2)}, \quad (1.53)$$

где U_1 и U_2 - напряжения в начале и в конце линии, I_2 - ток в конце линии, R и X - активное и индуктивное сопротивление линии, $\cos \varphi$ - коэффициент мощности.

Подставляя в это соотношение выражения для R и X

$$R = \frac{\rho \cdot \ell}{F}; \quad X = \lambda \cdot Z = \frac{\omega \cdot \ell}{v} Z, \quad (1.54)$$

где ρ - удельное активное сопротивление проводов, F - их активное сечение, ℓ - длина линии, λ - ее волновая длина, ω - угловая частота, v - скорость распространения электромагнитной волны вдоль линии $v \approx 3 \cdot 10^5$ км/с, и, возводя в квадрат правую и левую часть соотношения, получаем

$$\begin{aligned} \left(\frac{U_1}{U_2} \right)^2 &= 1 + \frac{2I_2}{U_2} \frac{\rho \cdot \ell}{F} \cos \varphi + \frac{2I_2}{U_2} \frac{\omega \cdot Z \ell}{v} \sin \varphi + \\ &+ \left(\frac{I_2}{U_2} \frac{\rho \cdot \ell}{F} \right)^2 + \left(\frac{I_2}{U_2} \frac{\omega \cdot Z \ell}{v} \right)^2 = 1 + \frac{2J\rho \cdot \ell}{U_2} \cos \varphi + \\ &+ 2 \frac{I_2}{I_n} \frac{\omega \cdot \ell}{v} \sin \varphi + \left(\frac{J\rho \cdot \ell}{U_2} \right)^2 + \left(\frac{I_2}{I_n} \frac{\omega \cdot \ell}{v} \right)^2, \end{aligned} \quad (1.55)$$

где $I_n = \frac{U_2}{Z}$ – натуральный ток линии. При этом принято, что на приемном конце линии поддерживается номинальное напряжение, а на отправном конце напряжение регулируется от номинального до наибольшего рабочего (допустимого по условиям эксплуатации). Заменяя отношение I_2/I_n коэффициентом K_I – кратности тока в линии по отношению к натуральному току и группируя члены уравнения по степеням длины ℓ , получаем квадратное уравнение

$$\left[\left(\frac{J\rho}{U_2} \right)^2 + \left(K_I \frac{\omega}{v} \right)^2 \right] \ell^2 + 2 \left(\frac{J\rho}{U_2} \cos \varphi + K_I \frac{\omega}{v} \sin \varphi \right) \ell + 1 - \left(\frac{U_1}{U_2} \right)^2 = 0, \quad (1.56)$$

решение которого определяет предельную длину линии по условию ограничения перепада напряжения в зависимости от четырех параметров: допустимого перепада напряжения на линии, номинального напряжения линии, плотности тока в проводах и кратности тока в линии по отношению к натуральному току:

$$\ell = \frac{\sqrt{\left(\frac{J\rho}{U_2} \cos \varphi + \frac{K_I \omega}{v} \sin \varphi \right)^2 + \left[\left(\frac{U_1}{U_2} \right)^2 - 1 \right] \cdot \left[\left(\frac{J\rho}{U_2} \right)^2 + \left(\frac{K_I \omega}{v} \right)^2 \right]}{\left(\frac{J\rho}{U_2} \right) \cdot \left(\frac{K_I \omega}{v} \right)} - \frac{\left(\frac{J\rho}{U_2} \cos \varphi + \frac{K_I \omega}{v} \sin \varphi \right)}{\left(\frac{J\rho}{U_2} \right) \cdot \left(\frac{K_I \omega}{v} \right)}. \quad (1.57)$$

Результаты расчетов предельных длин линий высокого напряжения 35, 110, 150, 220 и 330 кВ при плотности тока $j=1$ А/мм² и значениях $\cos \varphi = 0,85$, 0,90 и 0,95 соответственно и различных значениях K_I приведены в табл.1.3.

Таблица.1.3

$\cos\varphi$	Предельная длина ℓ , км					
	K_I $U_{\text{ном}}, \text{кВ}$	1	2	3	4	5
0,85	35	114	85,3	67,4	55,5	47,1
0,90	110	169	105	75	58,5	-
0,90	150	211	128	91,7	-	-
0,95	220	237	136	-	-	-
0,95	330	184	-	-	-	-

По линиям 35 кВ обычно передается от $3P_n$ до $5P_n$. Следовательно, предельная длина линий составит 47-67 км. Для оценки максимальной зарядной мощности линий 35 кВ примем две длины: 45 км и 70 км.

По линиям 110 кВ обычно передается мощность до 60-90 МВт $((2 \div 3)P_n)$. Следовательно, предельная длина линии составит 75 и 120 км. Для линий 150 кВ примем 100 и 150 км. И для линий 220 кВ примем 150 и 250 км. (см. табл.1.4).

Уменьшение предельной длины линии 330 кВ по сравнению с линиями 220 кВ связано с уменьшением допустимого перепада напряжения

$U_{\text{ном}}, \text{кВ}$	35	110	150	220	330	500–1150
$\left(\frac{U_1}{U_2}\right)_{\text{доп}}$	1,2	1,15	1,15	1,15	1,10	1,05

Поэтому для линий 330 кВ в качестве второй предельно допустимой длины примем близкую к предельной длине при $\cos\varphi=1$ $\ell=300$ км.

Для линий более высоких напряжений ограничивающим является повышение напряжения в режиме холостого хода линии в связи с весьма жестким ограничением перепада напряжения ($U_1/U_2=1,05$). Максимальная длина линии, при которой напряжение в ее конце не превысит допустимую предельную величину $1,05U_{\text{ном}}$ при номиналь-

ном напряжении на одном конце линии, связанном с сетью, составляет 300 км [3]. При 100%-ой компенсации зарядной мощности линии реакторами на обоих концах линии предельная длина линии увеличивается до 600 км. Соответственно, для этих линий примем во внимание оба случая.

При указанных длинах линий можно оценить их зарядную мощность при наибольшем рабочем напряжении, необходимую для выбора мощности шунтирующих реакторов, по формуле

$$Q_{зар} = \left(\frac{U_1}{U_2} \right)_{дон}^2 P_n \cdot 2tg \frac{\lambda}{2} = 2 \frac{U_{н.р.}^2}{Z} tg \frac{\omega \cdot \ell}{2\nu} = 2 \frac{U_{н.р.}^2}{Z} tg \frac{1,05 \cdot 10^{-3} \ell}{2}, \quad (1.58)$$

где P_n – натуральная мощность линии, $U_{н.р.}$ – ее наибольшее рабочее напряжение, Z – ее волновое сопротивление, ℓ – длина линии (км).

Вычисленные величины $Q_{зар}$ для воздушных линий рассматриваемых классов напряжения приведены в табл.1.4.

Таблица 1.4

$U_{ном}, \text{кВ}$			35	110	150	220	330	500	750	1150
$\ell_{пр}, \text{км}$			45	75	110	150	200	300	300	300
			70	120	150	250	300	600	600	600
$Z, \text{Ом}$			400	400	400	400	300	280	270	250
$P_n, \text{МВт}$			3	30	50	125	360	900	2100	5300
$Q_{зар}, \text{МВА}$			0,2	3,3	8	26	90	314	732	1846
			0,32	5,3	12	43	138	643	1500	3760
$I_{опн}, \text{А}$	β	0,6	28	75	147	323	490	886	1430	
			43	130	220	538	622	1350	2000	
		1,0						632	1190	1900
								270	604	1100
		1,5								521
										21

Следует заметить, что во многих странах, в том числе и в России, в Индии, сложилась практика выбора шунтирующих реакторов

для компенсации примерно 60% зарядной мощности линии. Такой выбор определяется тем обстоятельством, что в режиме передачи максимальной мощности шунтирующие реакторы снижают напряжение на линии и тем самым ограничивают пропускную способность линии. В Бразилии и в Китае пошли по другому пути: обеспечивают компенсацию 100% зарядной мощности линии, но при этом дополнительно используют продольную емкостную компенсацию индуктивного сопротивления линии, что существенно усложняет и удорожает электропередачи. Наиболее целесообразный путь решения этой проблемы – применение управляемых шунтирующих реакторов трансформаторного типа. В этом случае при передаче максимальной мощности обмотка управления УШРТ разомкнута и он не нагружает линию реактивной мощностью (см. главу 2). Поэтому в режиме холостого хода линии может быть обеспечена 100%-ная компенсация зарядной мощности линии без ущерба для ее пропускной способности.

Необходимо отметить, что в настоящее время электротехническая промышленность России не освоила выпуск УШР с необходимыми параметрами. Выпущено только несколько образцов УШР инерционного типа, регулируемых подмагничиванием магнитопровода выпрямленным током [4]. Освоено производство безинерционных УШРТ в настоящее время только в Индии известной компанией BHEL, осуществившей поставку УШРТ 400 кВ, 50 Мвар в сеть 400 кВ Индии [5]. Тем не менее следует ориентироваться на широкое применение таких реакторов в электрических сетях. Их производство по опыту BHEL практически мало отличается от производства силовых трансформаторов и может быть осуществлено на той же технологической базе. В связи с изложенным в дальнейшем при рассмотрении условий ограничения перенапряжений будет учитываться возможность применения безинерционных УШРТ.

Применение УШРТ позволяет обеспечить вынужденную составляющую перенапряжений на уровне наибольшего рабочего фазового напряжения $U_{\phi} \approx U_{\phi,н.р.}$ ($K_{\phi} = U_{\phi} / U_{\phi,н.р.} = 1$). Такой результат может быть достигнут при 100% компенсации зарядной мощности (ЗМЛ) линии или при кратковременной перекомпенсации ЗМЛ, если

это необходимо по условиям режима коммутации линии (с учетом повышенной переходной э.д.с. источника напряжения и переходного его индуктивного сопротивления). В соответствии с данными §1.1 в этом случае амплитуда перенапряжений при включении и отключении линии не превышает двойной амплитуды вынужденной составляющей перенапряжений. Соответственно, максимальная запасаемая электрическим полем линии энергия, которую необходимо рассеять с помощью ОПН, определяется двойной амплитудой вынужденной составляющей перенапряжений.

При установке ограничителей перенапряжений их максимальная величина определяется остающимся напряжением, задаваемым при разработке ограничителя. Поэтому ограничитель должен поглотить энергию, равную разности энергий электрического поля линии при наибольшем значении перенапряжений и при остающемся напряжении. Энергия электрического поля линии при наибольшем напряжении равна

$$W_{э.л} = \frac{1}{2} C U_{\max}^2 = \frac{\ell}{2vZ} U_{\max}^2, \quad (1.59)$$

где $C = C_0 \ell = \ell/vZ$ - полная рабочая емкость фазы линии длиной ℓ , Z - волновое сопротивление линии, v - скорость распространения электромагнитной волны вдоль линии.

Соответственно, энергия электрического поля линии при остающемся напряжении равна

$$W_{ост} = \frac{1}{2} C U_{ост}^2 = \frac{\ell}{2vZ} U_{ост}^2. \quad (1.60)$$

Энергия, поглощаемая ОПН при одном воздействии максимального перенапряжения

$$W'_{ОПН} = W_{э.л} - W_{ост} = \frac{1}{2} C (U_{\max}^2 - U_{ост}^2) = \frac{\ell}{2vZ} (U_{\max}^2 - U_{ост}^2). \quad (1.61)$$

С другой стороны энергия, рассеиваемая ОПН, равна

$$W''_{ОПН} = I_{ОПН} \cdot U_{ост} \cdot \Delta t, \quad (1.62)$$

где Δt – расчетное время протекания тока через ОПН: время превышения максимальным неограниченным перенапряжением остающегося напряжения ОПН.

Поскольку вблизи максимума напряжение синусоидально, это время можно определить из соотношения (см.рис.1.12)

$$U_{ост} = U_{макс} \cos \frac{1}{2} \omega_0 \Delta t, \quad (1.63)$$

где ω_0 – собственная частота колебаний напряжения на линии.

Из (1.63) получаем

$$\Delta t = \frac{2}{\omega_0} \arccos \frac{U_{ост}}{U_{макс}}. \quad (1.64)$$

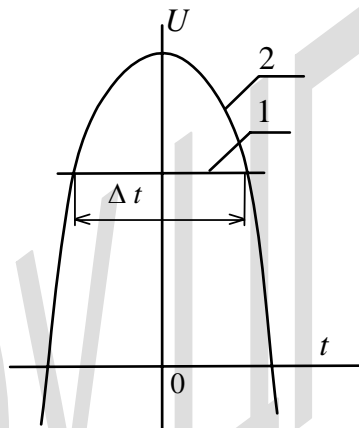


Рис.1.12. К вычислению времени превышения напряжения на ОПН $U(t)$ (кривая 2) остающегося напряжения $U_{ост}$ (кривая 1)

Собственную частоту колебаний напряжения для линий без шунтирующих реакторов можно определить исходя из времени пробега электромагнитной волны вдоль линии длиной ℓ : $t_{пр} = \ell/v$

$$f_0 = \frac{1}{4t_{пр}} = \frac{v}{4\ell}, \quad (1.65)$$

откуда

$$\omega_0 = 2\pi f_0 = \frac{2\pi v}{4\ell}. \quad (1.66)$$

Остающееся напряжение определяется вольтамперной характеристикой ОПН

$$U_{ост} = AI_{ОПН}^\alpha, \quad (1.67)$$

где A и α - постоянные вольтамперной характеристики.

С учетом (1.66) и (1.67)

$$\Delta t = \frac{4\ell}{\pi v} \arccos \frac{AI_{ОПН}^\alpha}{U_{макс}}. \quad (1.68)$$

Приравнявая (1.61) и (1.62) с учетом (1.67) и (1.68)

$$I_{ОПН}^{1+\alpha} A \frac{4\ell}{\pi v} \arccos \frac{AI_{ОПН}^\alpha}{U_{макс}} = \frac{\ell}{2vZ} \left[U_{макс}^2 - (AI_{ОПН}^\alpha)^2 \right], \quad (1.69)$$

получаем средний ток через ОПН при воздействии максимального перенапряжения

$$I_{ОПН} = \left[\frac{\pi}{8AZ} \frac{U_{макс}^2 - (AI_{ОПН}^\alpha)^2}{\arccos \frac{AI_{ОПН}^\alpha}{U_{макс}}} \right]^{\frac{1}{1+\alpha}}. \quad (1.70)$$

Постоянная вольтамперной характеристики A может быть определена подстановкой в уравнение (1.67) классификационного напряжения при токе $I_{ОПН}=I_{кл}$

$$U_{кл} = 1,25 \cdot \sqrt{2} \cdot U_{ф.н.р} = A(I_{кл})^\alpha, \quad (1.71)$$

откуда

$$A = \frac{1,25\sqrt{2}U_{ф.н.р.}}{(I_{кл})^\alpha}. \quad (1.72)$$

В итоге согласно (1.70), (1.72)

$$I_{ОПН} = \left[\frac{\pi_{кл}^{\alpha}}{10\sqrt{2}U_{ф.н.р.}Z} \frac{U_{макс}^2 - 1,56(\sqrt{2}U_{ф.н.р.})^2 (I_{ОПН} / I_{кл})^{2\alpha}}{\arccos \frac{1,25\sqrt{2}U_{ф.н.р.}}{U_{макс}} \cdot \left(\frac{I_{ОПН}}{I_{кл}}\right)^{\alpha}} \right]^{\frac{1}{1+\alpha}} =$$

$$= \left[\frac{\pi_{кл}^{\alpha} \sqrt{2}U_{ф.н.р.}}{10Z} \frac{\left(\frac{U_{макс.}}{\sqrt{2}U_{ф.н.р.}}\right)^2 - 1,56 \cdot \left(\frac{I_{ОПН}}{I_{кл}}\right)^{2\alpha}}{\arccos 1,25 \cdot \left(\frac{I_{ОПН}}{I_{кл}}\right)^{\alpha} \left(\frac{\sqrt{2}U_{ф.н.р.}}{U_{макс}}\right)} \right]^{\frac{1}{1+\alpha}}, \quad (1.73)$$

а расчетный ток коммутационных перенапряжений (прямоугольного импульса длиной 2000 мкс) равен

$$I_p = I_{ОПН} \frac{\Delta t}{2 \cdot 10^{-3}} = \frac{2\ell}{3 \cdot 10^2} \left[\frac{I_{кл}^{\alpha} \sqrt{2}U_{ф.н.р.}}{\pi^{\alpha} 10Z} \times \right.$$

$$\left. \times \left[\left(\frac{U_{макс}}{\sqrt{2}U_{ф.н.р.}} \right)^2 - 1,56 \cdot \left(\frac{I_{ОПН}}{I_{кл}} \right)^{2\alpha} \right] \cdot \left(\arccos \frac{A I_{ОПН}^{\alpha}}{U_{макс}} \right)^{\alpha} \right]^{\frac{1}{1+\alpha}}. \quad (1.74)$$

Как следует из формул (1.67), (1.72) и (1.73) средний ток через ОПН за время его протекания не зависит от длины линии, увеличивается при увеличении максимальных перенапряжений и уменьшении волнового сопротивления линии.

Напротив, время протекания тока через ОПН пропорционально длине линии. Поэтому расчетный ток прямоугольного импульса через ОПН пропорционален длине линии (коммутируемого участка линии).

В табл. 1.4 приведены величины расчетного тока коммутационных перенапряжений для линии с глухозаземленной нейтралью класса 110-220 кВ, вычисленные по формуле (1.74). Причем, для всех этих линий максимальные перенапряжения были приняты одного и того же уровня $\sqrt{2} \cdot 3,5U_{ф.н.р.}$.

Результаты расчетов по формулам (1.73), (1.74) позволяют сделать принципиальный вывод о том, что для линий высокого напря-

жения с некомпенсированной зарядной мощностью реальный ток через ОПН значительно превышает расчетный ток коммутационных перенапряжений прямоугольного импульса (в несколько раз). Соответственно, реальный уровень ограничения коммутационных перенапряжений выше, чем остающееся напряжение при расчетном токе прямоугольного импульса в соответствии с вольтамперной характеристикой ограничителя. Поэтому остающееся напряжение при нормируемом коммутационном импульсе является некоторой условной величиной, определяющей уровень ограничения перенапряжений при протекании стандартного импульса тока. Реальный уровень ограничения перенапряжений определяется реальным током через ОПН согласно формулам (1.70), (1.71), (1.72)

$$U_{ост} = AI_{ОПН}^{\alpha} = A^{1+\alpha} \left[\frac{\pi \cdot 10^{-3\alpha} U_{ф.н.р.}}{10Z} \cdot \frac{\left(\frac{U_{макс}}{\sqrt{2}U_{ф.н.р.}} \right)^2 - 1,56 \cdot \left(\frac{I_{ОПН}}{I_{кл}} \right)^{2\alpha}}{\arccos 1,25 \cdot \left(\frac{I_{ОПН}}{I_{кл}} \right)^{\alpha} \frac{\sqrt{2}U_{ф.н.р.}}{U_{макс}}} \right]^{\frac{1}{1+\alpha}}. \quad (1.75)$$

Для линий 330 - 750 кВ собственные частоты колебаний напряжения были приняты согласно формуле (1.46) и рис.1.7 с учетом наличия шунтирующих реакторов, а максимальные перенапряжения – согласно табл.1.2. В этом случае согласно соотношениям (1.60), (1.61), (1.63) и (1.66) получаем уравнение

$$\frac{2}{\omega_0} AI_{ОПН}^{1+\alpha} \arccos \frac{AI_{ОПН}^{\alpha}}{U_{макс}} = \frac{\ell}{2vZ} \left[U_{макс}^2 - \left(AI_{ОПН}^{\alpha} \right)^2 \right], \quad (1.76)$$

откуда определяем ток через ОПН с учетом (1.72)

$$\begin{aligned}
 I_{\text{ОПН}} &= \left\{ \frac{\omega_0 \ell}{4AvZ} \frac{U_{\text{макс}}^2 - (AI_{\text{ОПН}}^\alpha)^2}{\arccos \frac{AI_{\text{ОПН}}^\alpha}{U_{\text{макс}}}} \right\}^{\frac{1}{1+\alpha}} = \\
 &= \left\{ \frac{I_{\text{кл}}^\alpha \omega_0 \lambda \sqrt{2} U_{\text{ф.н.р.}}}{5\omega Z} \frac{\left(\frac{U_{\text{макс}}}{\sqrt{2} U_{\text{ф.н.р.}}} \right)^2 - 1,56 \left(\frac{I_{\text{ОПН}}}{I_{\text{кл}}} \right)^{2\alpha}}{\arccos \frac{\sqrt{2} U_{\text{ф.н.р.}}}{U_{\text{макс}}} \cdot 1,25 \cdot \left(\frac{I_{\text{ОПН}}}{I_{\text{кл}}} \right)^\alpha} \right\}^{\frac{1}{1+\alpha}} = \\
 &= \left\{ \frac{I_{\text{кл}}^\alpha \sqrt{2} I_H}{5} \sqrt{\beta \lambda^2 + \frac{\lambda}{\alpha + 0,5 \lambda}} \frac{\left(\frac{U_{\text{макс}}}{\sqrt{2} U_{\text{ф.н.р.}}} \right)^2 - 1,56 \left(\frac{I_{\text{ОПН}}}{I_{\text{кл}}} \right)^{2\alpha}}{\arccos \frac{\sqrt{2} U_{\text{ф.н.р.}}}{U_{\text{макс}}} \cdot 1,25 \cdot \left(\frac{I_{\text{ОПН}}}{I_{\text{кл}}} \right)^\alpha} \right\}^{\frac{1}{1+\alpha}}, \quad (1.77)
 \end{aligned}$$

где $I_H = U_{\text{ф.н.р.}}/Z$ - натуральный ток линии.

Результаты расчетов по формуле (1.77) после перерасчета к длине прямоугольного импульса 2000 мкс аналогично (1.74) приведены в табл. 1.4.

Анализ данных табл. 1.4 позволяет сделать следующие выводы.

При увеличении класса напряжения воздушных линий и их длины запасаемая электрическим полем линии энергия увеличивается, что приводит к увеличению расчетного тока коммутационных перенапряжений ОПН.

Увеличение степени компенсации зарядной мощности линии приводит к существенному уменьшению расчетного тока коммутационных перенапряжений. При 100 %-ой компенсации зарядной мощности линии увеличение длины линии приводит к уменьшению максимального уровня перенапряжений, что приводит к значительному уменьшению расчетного тока коммутационных перенапряжений. При этом необходимая пропускная способность ОПН для линий 1150 кВ оказывается на уровне требований к ОПН 750 кВ.

Кратковременное увеличение степени компенсации зарядной мощности линий на время переходного процесса, сопровождающего коммутацию линии, приводит к такому существенному ограничению перенапряжений, что, например, для линий 1150 кВ требуемая пропускная способность при коммутационных перенапряжениях такая же, как и для линий 220 кВ без шунтирующих реакторов.

Необходимо отметить, что реальный ток через ОПН, определяемый по формулам (1.73), (1.77), значительно превосходит расчетный ток прямоугольного импульса длительностью 2000 мкс, (см. формулу (1.74)), поскольку реальная длительность протекания тока через ОПН с учетом остающегося напряжения ОПН значительно меньше 2000 мкс. Соответственно, реальное остающееся напряжение на ОПН больше, чем при расчетном токе коммутационного импульса. Это обстоятельство следует учитывать при анализе условий работы ОПН в электрических сетях.

1.4. Особенности работы ограничителей перенапряжений в сетях с изолированной нейтралью

Особенность сетей с изолированной нейтралью заключается в том, что при аварийном заземлении одной из фаз режим передачи электрической энергии не прерывается и не изменяется. При этом на двух остальных фазах поддерживается линейное напряжение в течение всего времени существования короткого замыкания одной из фаз. Поэтому для ограничителей перенапряжений, устанавливаемых между фазой и землей, наибольшим рабочим напряжением является наибольшее рабочее линейное напряжение или немного большее в зависимости от условий эксплуатации сети. При этом для обеспечения надежной работы ограничителя в эксплуатации классификационное напряжение ограничителя (напряжение при амплитуде активной сопротивляющей тока $I_{кл} \equiv 1$ мА) должно быть выше наибольшего рабочего напряжения на 20-25%. При таком классификационном напряжении остающееся напряжение при расчетном токе коммутационных перенапряжений составляет не менее $1,8 U_{н.р.}$ или $1,8\sqrt{3}U_{ф.н.р.} = 3,1U_{ф.н.р.}$.

Это означает, что перенапряжения с уровнем менее $3,1U_{ф.н.р.}$ ОПН не ограничиваются, если ток через ОПН соответствует расчетному. При меньшем токе остающееся напряжение на ограничителе меньше $3,1U_{ф.н.р.}$. Соответственно ограничиваются перенапряжения и меньшей кратности.

Остающееся напряжение на ОПН ограничивает коммутационные и грозовые перенапряжения в месте установки ОПН.

При этом все расчетные формулы для тока через ОПН, приведенные в §1.3 применительно к линиям без шунтирующих реакторов, пригодны для вычислений и в рассматриваемом случае. Однако величина постоянной вольтамперной характеристики определяется из соотношения (см. (1.72))

$$A = \frac{1,25\sqrt{2}U_{н.р.}}{(0,001)^{\alpha}} = 1,25 \cdot 10^{3\alpha} \sqrt{2}U_{н.р.}, \quad (1.78)$$

где $U_{н.р.}$ – наибольшее рабочее линейное напряжение.

После подстановки в формулу (1.70) постоянной А согласно (1.78) получаем ток через ОПН

$$\begin{aligned}
 I_{\text{ОПН}} &= \left[\frac{\pi \cdot 10^{-3\alpha}}{10 \cdot Z \sqrt{2} U_{\text{н.р.}}} \frac{U_{\text{макс}}^2 - 1,56 \left(\sqrt{2} U_{\text{н.р.}} \right)^2 \left(10^{3\alpha} I_{\text{ОПН}}^\alpha \right)^2}{\arccos \frac{1,25 \sqrt{2} U_{\text{н.р.}} I_{\text{ОПН}}^\alpha}{10^{-3\alpha} U_{\text{макс}}}} \right]^{\frac{1}{1+\alpha}} = \\
 &= \left[\frac{\pi 10^{-3\alpha} \sqrt{2} U_{\text{н.р.}}}{10Z \cdot 3} \frac{\left(\frac{U_{\text{макс.}}}{\sqrt{2} U_{\text{ф.н.р.}}} \right)^2 - 1,56 \cdot 3 \cdot 10^{6\alpha} I_{\text{ОПН}}^{2\alpha}}{\arccos \frac{\sqrt{2} U_{\text{ф.н.р.}}}{U_{\text{макс}}} \cdot 1,25 \cdot \sqrt{3} \cdot 10^{3\alpha} I_{\text{ОПН}}^\alpha} \right]^{\frac{1}{1+\alpha}} = \\
 &= \left[\frac{\pi 10^{-3\alpha} \sqrt{2} U_{\text{н.р.}}}{30Z} \frac{\left(\frac{U_{\text{макс.}}}{\sqrt{2} U_{\text{ф.н.р.}}} \right)^2 - 4,68 \cdot 10^{6\alpha} I_{\text{ОПН}}^{2\alpha}}{\arccos \frac{\sqrt{2} U_{\text{ф.н.р.}}}{U_{\text{макс}}} \cdot 2,16 \cdot 10^{3\alpha} I_{\text{ОПН}}^\alpha} \right]^{\frac{1}{1+\alpha}} \quad (1.79)
 \end{aligned}$$

и время его протекания через ОПН

$$\begin{aligned}
 \Delta t &= \frac{4\ell}{\pi \cdot v} \arccos \frac{1,25 \cdot 10^{3\alpha} \sqrt{2} \cdot \sqrt{3} U_{\text{ф.н.р.}} I_{\text{ОПН}}^\alpha}{U_{\text{макс.}}} = \\
 &= \frac{4\ell}{\pi \cdot v} \arccos 3,06 \left(\frac{U_{\text{ф.н.р.}}}{U_{\text{макс.}}} \right) I_{\text{ОПН}}^\alpha. \quad (1.80)
 \end{aligned}$$

Расчеты по формулам (1.79) и (1.80) выполнены для сети 35 кВ при длинах линий 45 и 70 км. Собственная частота колебаний напряжений определялась по формулам (1.65), (1.66).

При $\ell = 45 \text{ км}$ и $v = 3 \cdot 10^5 \text{ км/с}$ частота $f = 1666 \text{ Гц}$ и $\omega_0 = 2\pi \cdot f = 10471 \text{ 1/с} = 33\omega$, где $\omega = 314 \text{ 1/с}$ - промышленная угловая частота колебаний.

При $\ell=70$ км, частота $f=1071$ Гц и $\omega_0 = 6732 \frac{1}{c} = 21,4\omega$.

Емкость $C = C_0 \ell$, где $C_0 = 9 \cdot 10^{-9} \text{ Ф/км}$.

Классификационное напряжение ограничителей (при амплитуде активной составляющей тока $I_{кл} \equiv 1 \text{ мА}$)

$$U_{кл} = 1,25 \cdot U_{н.р.} \sqrt{2} = 71 \text{ кВ},$$

откуда согласно (1.75) при $\alpha=0,028$

$$A = \frac{71000}{(0,001)^{0,028}} = 86150 \text{ В}.$$

При этих данных и при максимально возможной кратности коммутационных перенапряжений $K_{н.р.} = 4,3 (U_{макс} = 4,3 U_{ф.н.р})$ получаем при $\ell = 45 \text{ км}$ ток $I_{ОПН} = 138 \text{ А}$ и остающееся напряжение согласно (1.67)

$$U_{ост} = 86150 \cdot 138^{0,028} = 98,9 \text{ кВ} = 3,01 U_{ф.н.р.}.$$

Согласно (1.63) время протекания тока через ОПН

$$\Delta t = \frac{2}{10471} \arccos \frac{3,01 U_{ф.н.р.}}{4,3 U_{ф.н.р.}} = 0,15 \cdot 10^{-3} \text{ с}.$$

Расчетный ток прямоугольного коммутационного импульса длительностью 2000 мкс I_p получаем пересчетом

$$I_p = I_{ОПН} \frac{0,15 \cdot 10^{-3}}{2 \cdot 10^{-3}} = 10,35 \text{ А}.$$

Этот ток определяет расчетную нагрузку ограничителя и необходимую его энергоемкость.

При длине линии 70 км согласно (1.65) получаем

$$f_0 = \frac{3 \cdot 10^5}{4 \cdot 70} = 1071 \text{ Гц},$$

откуда $\omega_0 = 2\pi \cdot 1071 + 6732 \frac{1}{\text{с}} = 21,4\omega$.

При той же максимальной кратности перенапряжений $K_{п.р}=4,3$ согласно (1.79) получаем ток $I_{ОПН}=123 \text{ А}$ и остающееся напряжение при этом токе

$$U_{ост} = 86150 \cdot 123^{0,028} = 98,58 \text{ кВ} = 2,99 U_{ф.н.р.}$$

Время протекания тока через ОПН

$$\Delta t = \frac{2}{6732} \arccos \frac{2,99 U_{ф.н.р.}}{4,3 U_{ф.н.р.}} = 0,24 \cdot 10^{-3} \text{ с}$$

и расчетный ток прямоугольного коммутационного импульса

$$I_p = 123 \frac{0,24 \cdot 10^{-3}}{2 \cdot 10^{-3}} = 14,76 \text{ А}.$$

Полученные данные по расчетным токам коммутационных перенапряжений приведены в табл.1.4.

Как видно, расчетный ток прямоугольного импульса для ОПН, предназначенных для ограничения перенапряжений на линиях 35 кВ, очень мал по двум причинам:

- из-за большого остающегося напряжения, отстроенного от наибольшего рабочего линейного напряжения;
- из-за ограниченной длины линий.

Отдельного рассмотрения требует распространенный случай ограничения перенапряжений, создаваемых вакуумными выключателями, коммутирующими кабельные фидеры, питающие электродвигатели.

Для того, чтобы оценить возможные величины перенапряжений, возникающих в различных конкретных случаях применения вакуумных выключателей, рассмотрим процесс отключения вакуумным выключателем фидера, питающего двигатель через кабель (рис.1.13). Эквивалентная схема такого присоединения приведена на рис.1.14, где кабель заменен его эквивалентной Т – схемой, а двигатель - его индуктивным и активным сопротивлением.

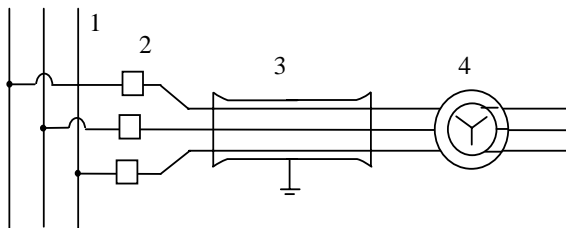


Рис.1.13. Схема фидера, питающего двигатель: 1-шины п/ст, 2 - вакуумный выключатель, 3 - кабель, 4 - двигатель

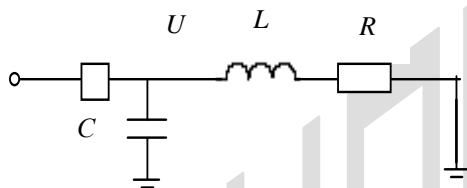


Рис.1.14. Однолинейная эквивалентная схема фидера: C - емкость кабеля, L и R – индуктивность и активное сопротивление двигателя

Пусть обрыв тока произошел в момент времени, предшествующий переходу тока через нуль на время t . При этом энергия, запасенная в элементах присоединения (кабеле и двигателе), равна

$$W = \frac{Cu^2}{2} + \frac{(L_K + L_\partial) \cdot i^2}{2} = \frac{CU_m^2 \cos^2 \omega \cdot t}{2} + \frac{(L_K + L_\partial) \cdot I_m \sin^2 \omega \cdot t}{2} = \frac{C \cdot U_m^2}{2} \left(\cos^2 \omega \cdot t + \frac{L_K + L_\partial}{C} \frac{I_m^2}{U_m^2} \sin^2 \omega \cdot t \right), \quad (1.81)$$

где U_m и I_m – амплитуды напряжения и тока в предшествующем отключению режиме, ω - угловая частота сети.

В предшествующем отключению режиме связь между током и напряжением в точке 1 определяется простым соотношением

$$\begin{aligned} \frac{U_m}{I_m} &= \sqrt{X^2 + R^2} = \sqrt{\omega^2 \cdot (L_\partial + L_K)^2 + R^2} = \\ &= \omega \cdot (L_\partial + L_K) \cdot \sqrt{1 + \left(\frac{R}{\omega \cdot (L_\partial + L_K)} \right)^2} \approx \omega \cdot (L_\partial + L_K) \end{aligned} \quad (1.82)$$

поскольку $R/\omega(L_\partial + L_K)$ очень мало.

С учетом (1.82) соотношение (1.81) может быть переписано в виде

$$\begin{aligned} W &= \frac{C \cdot U_m^2}{2} \left(\cos^2 \omega \cdot t + \frac{1}{\omega^2} \cdot \frac{1}{(L_K + L_\partial) \cdot C} \cdot \sin^2 \omega \cdot t \right) = \\ &= \frac{C \cdot U_m^2}{2} \left[\cos^2 \omega \cdot t + \left(\frac{\omega_0}{\omega} \right)^2 \cdot \sin^2 \omega \cdot t \right], \end{aligned} \quad (1.83)$$

где собственная частота колебательного контура, образовавшегося в момент времени t отключения выключателя,

$$\omega_0 = \frac{1}{\sqrt{(L_K + L_\partial)C}}. \quad (1.84)$$

Далее необходимо определить величины L_K и L_∂ . Связь между индуктивностью L_K и емкостью C кабеля определяется соотношением

$$v_K = \frac{1}{\sqrt{L_{K,0}C_0}}, \quad (1.85)$$

где $L_{K,0}$ и C_0 – индуктивность и емкость кабеля на единицу его длины, v_K – скорость распространения электромагнитной волны вдоль кабеля, приблизительно равная $v_K \approx 1 \cdot 10^8$ м/с. Следовательно,

$$L_K = L_{K,0} \frac{\ell}{2} = \frac{1}{v_K^2 C_0} \frac{\ell}{2} \quad (1.86)$$

и

$$L_K C = L_{K.0} \frac{\ell}{2} C_0 \ell = \frac{1}{v_K^2} \cdot \frac{\ell^2}{2}, \quad (1.87)$$

где ℓ - длина кабеля.

Индуктивное сопротивление двигателя в номинальном режиме его работы можно определить через его номинальную мощность и номинальное напряжение

$$X_\partial = \frac{U_{ном}^2}{P} = \omega L_\partial. \quad (1.88)$$

Следовательно, согласно (1.84), (1.87), (1.88)

$$\omega_0 = \frac{1}{\sqrt{\frac{\ell^2}{2v_K^2} + \left(\frac{U_{ном}^2}{P\omega}\right) C_0 \ell}} \quad (1.89)$$

и

$$\begin{aligned} \frac{\omega_0}{\omega} &= \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{\omega^2 \cdot \ell^2}{2v_K^2}\right) + \frac{U_{ном}^2 \omega \cdot C_0 \ell}{P}}} = \\ &= \frac{1}{\sqrt{\frac{1}{2} \lambda_K^2 + \frac{U_{ном}^2 \omega \cdot C_0 \ell}{P}}} \approx \frac{1}{U_{ном}} \sqrt{\frac{P}{\omega \cdot C_0 \ell}}. \end{aligned} \quad (1.90)$$

Кабель 6 кВ имеет погонную емкость примерно $C_0 \approx 0,4 \div 0,58$ мкФ/км при сечении жилы 50–240 мм². При длине кабеля $\ell = 50$ –500 м и мощности двигателя $P = 500$ –5000 кВт результаты расчетов отношения ω_0/ω при угле среза 5° приведены на рис.1.15.

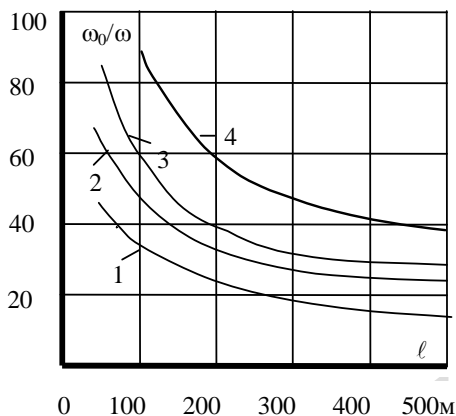


Рис.1.15. Зависимости относительных значений собственных частот колебательного контура, образующегося после среза тока, от длины питающего кабеля при различных мощностях двигателя $P=500$ кВт (1); 1000 кВт (2); 2000 кВт (3); 5000 кВт (4)

Как видно, при увеличении мощности двигателя отношение ω_0/ω значительно увеличивается, а при увеличении длины кабеля — существенно уменьшается. При этом возможное отношение частот ограничивается диапазоном $15 \leq \omega_0/\omega \leq 85$.

При таком соотношении частот ω_0/ω первый максимум напряжения может быть оценен без учета рассеяния энергии в активном сопротивлении колебательного контура. Запасенная колебательным контуром энергия согласно (1.81) в момент перехода тока колебательного контура через нуль равна энергии в емкости C

$$W = \frac{C \cdot U_{\max}^2}{2} = \frac{C \cdot U_m^2}{2} \left[\cos^2 \omega \cdot t + \left(\frac{\omega_0}{\omega} \right)^2 \sin^2 \omega \cdot t \right], \quad (1.91)$$

откуда отношение максимума перенапряжений к амплитуде номинального напряжения фидера равно

$$\frac{U_{\max}}{U_m} = \sqrt{\cos^2 \omega \cdot t + \left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)^2 \cdot \sin^2 \omega \cdot t}. \quad (1.92)$$

При $\omega t \approx 5^\circ$ в момент обрыва тока согласно (1.92) получаем отношение максимума перенапряжений к амплитуде номинального напряжения фидера

$$\frac{U_{\max}}{U_m} = \sqrt{1 + (15 - 85)^2 \cdot 0,087^2} = 1,64 \div 7,5.$$

Из приведенных данных следует, что срез тока вакуумными выключателями может привести к весьма высоким перенапряжениям, недопустимым для изоляции двигателей и кабелей. При отключении вакуумными выключателями пусковых токов перенапряжения могут быть еще больше, поскольку при этом индуктивность двигателя в $5 \div 7$ раз меньше и, соответственно, собственные частоты могут быть в $2,2 \div 2,6$ раз больше. Поэтому, как правило, необходимо обеспечить защиту изоляции от таких перенапряжений. Иными словами, эти перенапряжения должны быть ограничены.

Наиболее совершенным способом ограничения таких перенапряжений, обеспечивающим надежную защиту изоляции двигателей и кабелей, является установка нелинейных ограничителей перенапряжений с уровнем ограничения коммутационных перенапряжений $(1,8 \div 2)U_{н.р.} \cdot \sqrt{2}$.

ОПН должны подключаться между фазой и землей со стороны коммутируемого присоединения непосредственно у защищаемого объекта или в начале кабеля в ячейке КРУ. Такое расположение ОПН рекомендуется при длине кабеля не больше 50 м. При большей длине кабеля более целесообразно устанавливать ОПН непосредственно на зажимах защищаемого объекта.

Для оценки необходимой пропускной способности ОПН выполним расчет тока ОПН для наиболее тяжелого случая коммутации вакуумным выключателем кабельного присоединения длиной 50 м, питающего двигатель мощностью 5000 кВт. В этом случае согласно рис.1.15

$$\omega_0 = 121\omega, \quad C_0 = 0,6 \frac{\text{мкФ}}{\text{км}} \quad \text{и} \quad U_{\text{макс}} = 6,1 U_{\text{ф.н.р.м.}}$$

Коэффициент вольтамперной характеристики A определяем по формуле (1.67) при

$$U_{\text{ост}} = 1,25 \cdot \sqrt{2} \cdot 7,2 \cdot 10^3$$

и

$$I_{\text{ОПН}} = 1 \cdot 10^{-3} \text{ А},$$

$$A = \frac{1,25\sqrt{2} \cdot 7,2 \cdot 10^3}{(0,001)^{0,028}} = 15,44 \cdot 10^3.$$

Приведенные данные подставляем в формулу для $I_{\text{ОПН}}$, полученную из выражения (1.61) через емкость присоединения и (1.62), (1.64).

$$\begin{aligned} I_{\text{ОПН}} &= \left[\frac{\omega_0 C}{4A} \cdot \frac{U_{\text{макс}}^2 - U_{\text{ост}}^2}{\arccos \frac{U_{\text{ост}}}{U_{\text{макс}}}} \right]^{\frac{1}{1+\alpha}} = \\ &= \left[\frac{\omega_0 C \cdot 10^{-3\alpha}}{5\sqrt{2}U_{\text{н.р.}}} \cdot \frac{U_{\text{макс}}^2 - (1,25 \cdot 10^{3\alpha} \sqrt{2}U_{\text{н.р.}} I_{\text{ОПН}}^\alpha)^2}{\arccos \frac{1,25 \cdot 10^{3\alpha} \sqrt{2}U_{\text{н.р.}} I_{\text{ОПН}}^\alpha}{U_{\text{макс}}}} \right]^{\frac{1}{1+\alpha}} = \\ &= \left[\frac{\omega_0 C \cdot 10^{-3\alpha} \sqrt{2}U_{\text{н.р.}}}{5 \cdot 3} \cdot \frac{\left(\frac{U_{\text{макс.}}}{U_{\text{ф.н.р.}}}\right)^2 - 1,56 \cdot 10^{6\alpha} \cdot 3 I_{\text{ОПН}}^{2\alpha}}{\arccos 1,25 \cdot 10^{3\alpha} \sqrt{3} \left(\frac{U_{\text{ф.н.р.}}}{U_{\text{макс}}}\right)} \right]^{\frac{1}{1+\alpha}} = \\ &= \left[\frac{\sqrt{2}\omega_0 C \cdot 10^{-3\alpha} U_{\text{н.р.}}}{15} \cdot \frac{\left(\frac{U_{\text{макс.}}}{U_{\text{ф.н.р.}}}\right)^2 - 4,68 \cdot 10^{6\alpha} \cdot I_{\text{ОПН}}^{2\alpha}}{\arccos 2,17 \cdot 10^{3\alpha} \left(\frac{U_{\text{ф.н.р.}}}{U_{\text{макс}}}\right)} \right]^{\frac{1}{1+\alpha}}. \end{aligned} \quad (1.93)$$

В результате получаем ток через ОПН $I_{\text{ОПН}}=61,3$ А, а по формуле (1.67)

$$U_{\text{ост}} = 15,44 \cdot 10^3 \cdot 61,3^{0,028} = 17,32 \text{ кВ} = 17,32 \text{ кВ} = 2,95 U_{\text{ф.н.р.м.}}$$

Согласно формуле (1.64) время протекания тока через ОПН

$$\Delta t = \frac{2}{121\omega} \arccos \frac{2,95 U_{\text{ф.н.р.м.}}}{6,1 U_{\text{ф.н.р.м.}}} = 5,6 \cdot 10^{-6} \text{ с.}$$

Соответственно, расчетный ток прямоугольного импульса 2000 мкс равен

$$I_p = 61,3 \frac{56 \cdot 10^{-6}}{2000 \cdot 10^{-6}} = 1,72 \text{ А.}$$

В процессе отключения могут происходить пробой межконтактного промежутка и, соответственно, повторные перенапряжения при последующем отключении. Это явление вызывает постепенное возрастание перенапряжений и получило название эскалации напряжений. Максимальные перенапряжения в этом случае могут составлять $7 U_{\text{ф.н.р.м.}}$.

Повторив расчет при такой величине перенапряжений для вышеприведенных параметров присоединения, получаем $I_{\text{ОПН}}=80$ А и $U_{\text{ост}}=17,45 \text{ кВ}=2,970 U_{\text{ф.н.р.м.}}$. С учетом времени протекания такого тока через ОПН, определенного по формуле (1.64) $\Delta t=59,4$ мкс, получаем расчетный ток коммутационных перенапряжений при однократном его воздействии

$$I_p = 80 \cdot \frac{59,4 \cdot 10^{-6}}{2000 \cdot 10^{-6}} = 2,4 \text{ А.}$$

В процессе эскалации напряжения ток через ОПН может протекать многократно (естественно, нарастая во времени). Принимая эквивалентное число воздействий $n=20$, получаем эквивалентный расчетный ток коммутационных напряжений

$$I_{p.\text{эк}} = 2,4 \cdot 20 = 48 \text{ А.}$$

Ток пропускной способности ОПН в этом случае должен быть выбран с запасом, не менее удвоенного.

При остающемся напряжении на ОПН $U_{ост} \approx 3 U_{ф.н.р.м}$ ограничитель практически отстроен от чрезвычайно опасных перенапряжений при повторных дуговых замыканиях на землю. При исключении возможности возникновения феррорезонансных перенапряжений такому ограничителю будет обеспечена надежная работа в эксплуатации.

Ограничение коммутационных перенапряжений на уровне $3 U_{ф.н.р.}$ обеспечивает надежную защиту изоляции электродвигателя на конце питающего кабеля, поскольку при этом допустимое воздействующее перенапряжение на изоляцию двигателя выше (см. рис.1.16).

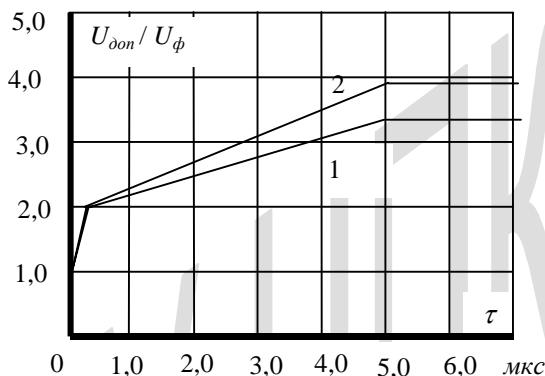


Рис. 1.16. Зависимости выдерживаемых изоляцией электродвигателей 6 кВ воздействий импульсов перенапряжений от длины их фронта для двигателей мощностью $P \leq 1000$ кВт (1) и при $P > 1000$ кВт (2)

В случае развитой кабельной сети, определяющей значительные емкостные токи замыкания на землю ($I_c > 50$ А), собственные частоты колебаний напряжения ω_0 немного превосходят промышленную частоту. При этом, согласно формуле (1.92), максимум перенапряжений оказывается незначительным. Действительно, емкость на землю в этом случае может быть определена из известного соотношения

$$I_c = 3U_{ф.н} \omega C, \quad (1.94)$$

откуда

$$\omega C = \frac{I_c}{3U_{\phi.n}}.$$

Подставляя это выражение в формулу (1.90), получаем

$$\frac{\omega_0}{\omega} = \frac{1}{U_{ном}} \sqrt{\frac{3PU_{\phi.n}}{I_c}} = \sqrt{\frac{P\sqrt{3}}{U_{ном}I_c}} = \sqrt{\frac{P}{U_{\phi.n}I_c}}. \quad (1.95)$$

При мощности двигателя $P=5000$ кВт, $U_{ном}=6$ кВ и $I_c=50$ А получаем

$$\frac{\omega_0}{\omega} = \sqrt{\frac{5000 \cdot 10^3 \cdot \sqrt{3}}{6 \cdot 10^3 \cdot 50}} \approx 5,4.$$

При таком отношении ω_0/ω согласно (1.92) $U_{макс}/U_m=1,1$ или $U_{макс} = 1,1 \cdot \sqrt{3}U_{\phi.m} = 1,9U_{\phi.m}$ или меньше классификационного напряжения ($U_{кл} \approx 1,25 \cdot \sqrt{3}U_{\phi.n} = 2,16U_{\phi.n}$), при котором амплитуда активной составляющей тока через ОПН составляет всего 1мА.

1.5. Оценка необходимых параметров защитных устройств при грозовых перенапряжениях

При ударе молнии в линию электропередачи напряжение распространяющейся вдоль линии волны грозового перенапряжения ограничивается импульсной прочностью изоляции линии, составляющей около 600 кВ на метр длины изоляции S (см. табл.1.5).

Таблица 1.5

$U_{\text{ном}}$ кВ	35	110	220	330	500	750	1150
S , м	0,6	1	1,8	2,7	4,0	6,0	9
$U_{\text{гр}}$, кВ	360	600	980	1620	2400	3600	5400
Z_{κ} , Ом	300	300	300	200	200	200	200
$I_{\text{гр.ОПН}}$, кА	0,90	2,60	5,70	12,0	18,0	27,0	40

Если подстанция имеет защищенный тросами подход длиной около 3 км, на подстанцию могут дойти волны грозовых перенапряжений с ограниченными до указанного в табл.1.5 максимальными значениями.

Время воздействия этого напряжения или длина волны грозового перенапряжения ограничивается временем нейтрализации объемного заряда лидера молнии, накопленного в процессе его развития. Волна нейтрализации распространяется вдоль канала молнии со средней скоростью, равной примерно 1/3 скорости света.

Таким образом, время нейтрализации равно

$$t_n = \frac{\ell_{\kappa}}{0,33v} = \frac{3\ell_{\kappa}}{v}. \quad (1.96)$$

Это же время определяет длину волны грозового перенапряжения, поскольку после окончания процесса нейтрализации объемного заряда молнии источника энергии больше не существует.

Средняя длина молнии составляет 2-3 км. Следовательно, согласно (1.96) средняя длина грозового импульса составляет

$$t_n = \frac{3(2 \div 3)}{3 \cdot 10^5} = (2 \div 3) \cdot 10^{-5} \text{ сек} = 20 \div 30 \text{ мксек.}$$

Максимальная длина молнии с облака на землю составляет 10 км.

Следовательно, максимальная длина грозового импульса составляет 100 мксек.

Поскольку длина импульса грозового перенапряжения определяется от его начала до полуспада напряжения, т.е. до уменьшения напряжения до половины от максимального напряжения импульса, эта величина составляет 50 мкс. Именно такая величина принята в качестве стандартной.

Величина тока в линии определяется напряжением грозового импульса и волновым сопротивлением линии с учетом возникающей импульсной короны Z_k

$$I_{\text{гр.н.}} = \frac{U_{\text{гр}}}{Z_k}. \quad (1.97)$$

При этом время нарастания тока до максимума составляет 5-10 мксек.

При достижении разрядника или ОПН избыточная волна напряжения отражается с переменной знака, снижая напряжение на линии до уровня, соответствующего остающемуся напряжению на ОПН, т.е. до уровня ограничения грозовых перенапряжений. Соответственно, избыточная волна тока удваивается

$$I_{\text{гр.ОПН}} = \frac{2(U_{\text{гр}} - U_{\text{ост}})}{Z_k}. \quad (1.98)$$

Оценка тока через ОПН по этой формуле произведена при напряжениях грозовой волны $U_{\text{гр}}$, приведенных в табл. 1.5, и при уровне ограничения грозовых перенапряжений ОПН равном $2U_{\text{ф.н.р.}} \sqrt{2}$. Ее результаты также приведены в табл.1.5. При этом волновые сопротивления однопроводных линий, также приведенные в табл.1.5, оценены с учетом развивающегося при грозовых перенапряжениях коронного разряда.

Как видно из табл.1.5, расчетные токи грозовых перенапряжений изменяются в широких пределах от единиц килоАмпер при номинальных напряжениях сети до 220 кВ до нескольких десятков килоАм-

пер при номинальных напряжениях сети 750÷1150 кВ. Следует учитывать, однако, возможность прямого удара молнии в грозозащитный трос на первом от подстанции пролете линии или в опору в конце первого пролета. В этом случае при большом токе молнии падение напряжения на индуктивности опоры может превысить импульсную прочность гирлянд изоляторов, что приводит к их перекрытию и возникновению перенапряжений на проводах с последующим распространением грозовой волны по проводам к подстанции. Малое сопротивление опоры определяет сокращение длительности перенапряжения в этом случае. Вероятность такого события крайне мала. Тем не менее она учитывается при формировании требований к характеристикам ОПН.

Что же касается реактора, то для защиты его изоляции грозовые перенапряжения должны быть ограничены ОПН. При этом получается стройная система защиты от перенапряжений: развитие внутренних перенапряжений, включая коммутационные, ограничивается реакторами (временные перенапряжения, вынужденная составляющая коммутационных перенапряжений) и ОПН (переходная составляющая коммутационных перенапряжений), а грозовые перенапряжения ограничиваются ОПН.

Нелинейные ограничители перенапряжений могут быть использованы не только для защиты оборудования подстанций, но и для ограничения числа перекрытий изоляции линий при грозовых поражениях, в частности, на линиях без грозозащитных тросов. Специфика условий работы ОПН на линиях электропередачи без тросов определяет целесообразность их подробного рассмотрения.

При ударе молнии в провод воздушной линии на нем быстро увеличивается напряжение, достигая максимального значения

$$U_{пр. макс} = I_m Z_{\varphi} = \frac{1}{2} I_m \frac{Z_l}{1 + \frac{Z_l}{2Z_m}}, \quad (1.99)$$

где I_m – максимум тока молнии, Z_m – волновое сопротивление канала молнии, Z_l – волновое сопротивление линии с учетом стримерной короны.

Для оценки верхнего предела напряжения на линии примем для линий с одиночными проводами $Z_d=300$ Ом (без учета стримерной короны $Z_d=400$ Ом) и для линий с расщепленными проводами $Z_d=200$ Ом (без учета короны $Z_d=270$ Ом). Волновое сопротивление канала молнии в стадии нейтрализации объемного заряда примем равным 250 Ом [6]. Тогда, согласно [6], для линий с одиночными проводами

$$U_{пр.макс} = 93,8 I_M \quad (1.100)$$

и для линий с расщепленными проводами

$$U_{пр.макс} = 71,4 I_M \quad (1.101)$$

От места удара молнии волна грозового перенапряжения распространяется в обе стороны с длиной фронта около 10 мксек [6].

При подходе к опоре может произойти перекрытие изоляции, если максимум волны перенапряжения достигает или превосходит 50%-ное разрядное напряжение изоляции линии на опоре. В табл.1.6 приведены минимальные длины промежутков на опорах линий разных классов напряжения, соответствующие 50%-ные разрядные напряжения и токи молнии, соответствующие этим разрядным напряжениям, причем для оценки 50%-ных разрядных напряжений принята разрядная напряженность $E=600$ кВ/м.

Таблица 1.6

$U_{ном}$ кВ	$S_{пр-он}$ м	U МВ	I кА	$P(I_M)$	H_z м	$N_{п.у.м}$ $\frac{1}{100 \cdot 100 км}$	$P_{АПВ}$	$N_{откл}$ $\frac{1}{100 \cdot 100 км}$	ℓ_0 км	I_0 кА
110	1,0	0,6	6,4	1,00	8,5	15	0,9	1,5	1,97	2,2
220	1,8	1,08	11,5	0,97	11	20	0,85	2,9	1,85	4,4
330	2,6	1,56	21,8	0,54	12	21,6	0,80	2,3	1,86	8,3
500	3,2	1,92	26,9	0,43	12,5	22,5	0,70	2,9	1,66	12
750	5,0	3,0	42	0,24	17	30,5	0,65	2,56	1,72	18
1150	8,0	4,8	67,2	0,11	22	40	0,65	1,54	1,78	27,4

Вероятность появления тока молнии, приводящего к перекрытию изоляции линий, оценивалась по формуле [7]

$$\lg P(I_M) = 0,666 - \sqrt{I_M/25}, \quad (1.102)$$

результаты вычислений по которой также приведены в табл.1.6.

Для оценки уровня грозоупорности линии необходимо знать возможное число поражений линии молнией в год, которое может быть оценено по формуле [7]

$$N_{п.у.м} \approx 0,06H_э \frac{\ell}{100} T, \quad (1.103)$$

где $H_э$ - эквивалентная высота подвеса провода, м; ℓ - длина линии, км; T - количество грозových часов в год.

Высоты $H_э$ для линий разных классов напряжения приведены в табл.1.6, как и число поражений линии молнией, вычисленное по формуле (1,103) при $T=30$ ч/год.

Эффективным средством ограничения числа грозových отключений является АПВ. Вероятное число отключений линий вычислялось по формуле

$$N_{отк} = N_{п.у.м} P(I_m) \cdot (1 - P_{АПВ}) \quad (1.104)$$

при осторожной оценке вероятности успешного АПВ, также приведенной в табл.1.6.

Как видно из табл.1.6, число отключений в год на 100 км линий без тросов достаточно велико, причем наиболее ненадежными в этом плане являются линии 220 и 500 кВ [8].

Уменьшение числа отключений линии можно обеспечить путем установки нелинейных ограничителей перенапряжений между проводом и опорой. При установке ОПН на каждой опоре грозových отключения линии от ударов молнии в провода полностью исключаются. Однако, это очень дорого. Поэтому целесообразно оценить эффективность установки ОПН на расстояниях, превышающих длину пролета. При этом следует иметь в виду, что волна грозového перенапряжения беспрепятственно минует опору с ОПН при напряжениях, меньших тех значений, при которых ток через ОПН оказывается сравнимым с током молнии.

После этого электромагнитная волна отражается от места установки ОПН, причем волна напряжения отражается с переменной знака, уменьшая напряжение на линии (см. рис.1.17). Отраженная волна определяется разностью напряжения падающей волны и остающегося напряжения на ОПН. Она достигает места удара молнии через проме-

жуток времени, необходимый для пробега волны от места установки ОПН до места удара молнии. Если молния поражает линию посередине участка между двумя ОПН ℓ_0 , отраженная от ОПН волна достигает места поражения линии молнией за время

$$\Delta t = \frac{0,5\ell_0}{v}, \quad (1.105)$$

где v -скорость распространения электромагнитной волны.

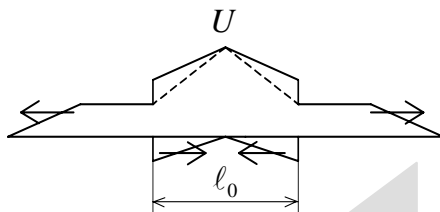


Рис.1.17. Картина распространения волны грозового поражения от места удара молнии посередине участка между двумя ОПН, расположенных на расстоянии ℓ_0 , при котором отраженные от ОПН волны достигают места удара к моменту достижения максимума напряжения

Отраженная волна достигает середины участка линии в момент максимума напряжения, когда

$$2\Delta t + \tau_\phi \frac{U_{ост}}{U_m} = \frac{\ell_0}{v} + \frac{U_{ост}}{U_m} \tau_\phi = \tau_\phi,$$

откуда длина участка между двумя ОПН, соответствующая подходу отраженной волны в момент максимума грозового перенапряжения, равна

$$\ell_0 = v \cdot \tau_\phi \left(1 - \frac{U_{ост}}{U_m} \right), \quad (1.106)$$

где τ_ϕ - длина фронта импульса.

Принимая $U_{ост} = 2\sqrt{2} U_{ф.н.р.}$ ($U_{ф.н.р.}$ - наибольшее рабочее фазовое напряжение) и U_m равной 50%-ному разрядному напряжению изоляции линии $U_{0,5}$, получаем соответствующую длину участка между двумя ОПН

$$\ell_0 = v \cdot \tau_\phi \left(1 - \frac{2\sqrt{2}U_{\phi.н.р.}}{600\ell_{из}} \right) = 3000 \left(1 - \frac{2\sqrt{2}U_{\phi.н.р.}}{600\ell_{из}} \right), \quad (1.107)$$

где $v=300$ м/мкс и $\tau_\phi=10$ мкс.

В табл.1.6 приведены результаты расчетов по формуле (1.107), из которых следует, что эта длина составляет около $\ell_0 \approx 2$ км. При увеличении максимума перенапряжений ℓ_0 увеличивается и в пределе (при $U_m \gg U_{ост}$) $\ell_0=3000$ м. С учетом этой зависимости можно принять в качестве среднего расчетного расстояния ℓ_0 между соседними ОПН, соответствующего подходу отраженной от ОПН волны в момент максимума напряжения в середине участка $\ell_0=2$ км. Тогда вероятность перекрытия изоляции линии на опоре в середине этого участка определяется вероятностью возникновения тока молнии, соответствующего 50%-ному разрядному напряжению изоляции линии (см. табл.1.6).

Однако, удары молнии в линию равновероятны в любой точке участка. Поэтому необходимо оценить изменение вероятности перекрытия изоляции линии при смещении удара молнии от середины участка длиной ℓ_0 на $\Delta\ell$ (см. рис.1.18). В этом случае отраженная от ОПН волна достигает места удара молнии за время

$$\Delta t = \frac{0,5\ell_0 - \Delta\ell}{v}, \quad (1.108)$$

а полное время достижения отраженной волной места удара молнии с учетом (1.106) составит

$$\begin{aligned} t &= 2\Delta t + \tau_\phi \frac{U_{осм}}{U_m} = \frac{\ell_0 - 2\Delta\ell}{v} + \tau_\phi \frac{U_{осм}}{U_m} = \\ &= \frac{\ell_0}{v} \left(1 - \frac{2\Delta\ell}{\ell_0} \right) + \tau_\phi \frac{U_{осм}}{U_m} = \tau_\phi \left(1 - \frac{U_{осм}}{U_m} \right) \cdot \left(1 - \frac{2\Delta\ell}{\ell_0} \right) + \tau_\phi \frac{U_{осм}}{U_m} = \\ &= \tau_\phi \left[1 - \frac{2\Delta\ell}{\ell_0} \left(1 - \frac{U_{осм}}{U_m} \right) \right]. \end{aligned} \quad (1.109)$$

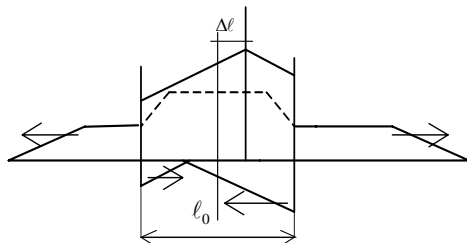


Рис.1.18. Картина распространения волны грозового поражения от места удара молнии при его сдвиге на $\Delta\ell$ от середины участка линии между двумя ОПН ко времени встречи отраженных от ОПН волн

Это время меньше длины фронта импульса τ_{ϕ} . Поэтому при $U_m = U_{0,5}$ волна не успеет дорасти до своего максимума и максимальное напряжение на линии будет меньше $U_{0,5}$

$$U_{\max} = U_m \frac{t}{\tau_{\phi}} = U_m \left[1 - \frac{2\Delta\ell}{\ell_0} \cdot \left(1 - \frac{U_{\text{осм}}}{U_m} \right) \right] = \quad (1.110)$$

$$= U_m \left[1 - \frac{2\Delta\ell}{\ell_0} \left(1 - \frac{I_0}{I_m} \right) \right],$$

где подставлено: $U_m = I_m Z_{\text{э}}$; $U_{\text{осм}} = I_0 Z_{\text{э}}$. Значения токов I_0 для разных классов напряжения приведены в табл. 1.6 при $U_{\text{осм}} = 2 \cdot \sqrt{2} U_{\text{ф.н.р}}$.

Максимальное напряжение на линии достигает пробивного напряжения в том случае, если ток молнии I_m превысит ток $I_{m,0}$, при котором происходит перекрытие изоляции линии при отсутствии ОПН

$$U_{\max} = U_{0,5} = I_{m,0} Z_{\text{э}} = I_m Z_{\text{э}} \left[1 - \frac{2\Delta\ell}{\ell_0} \cdot \left(1 - \frac{I_0}{I_m} \right) \right],$$

откуда необходимый максимум тока молнии для перекрытия изоляции линии определится соотношением

$$I_m = I_{m,0} \frac{1 - \frac{2\Delta\ell}{\ell_0} \cdot \frac{I_0}{I_{m,0}}}{1 - \frac{2\Delta\ell}{\ell_0}}. \quad (1.111)$$

Вероятность появления такого тока молнии определяется соотношением (1.102).

С учетом равновероятности ударов молнии в любое место по длине участка линии между двумя ОПН вероятность перекрытий изоляции линий на этом участке при ударе молнии в произвольное место по его длине с учетом (1.102) определяется интегралом

$$P_{пер} = 2 \int_0^{0,5} 10^{0,67-0,2\sqrt{I_m}} d\left(\frac{\Delta\ell}{\ell_0}\right), \quad (1.112)$$

где I_m определяется формулой (1.111), а отношение вероятного числа перекрытий при наличии ОПН на расстояниях ℓ_0 друг от друга к вероятности перекрытия изоляции линии без ОПН $P_{пер,0}$ равно

$$\begin{aligned} \frac{P_{пер}}{P_{пер,0}} &= \frac{2}{10^{0,67-0,2\sqrt{I_{м,0}}}} \int_0^{0,5} 10^{0,67-0,2\sqrt{I_m}} d\left(\frac{\Delta\ell}{\ell_0}\right) = \\ &= 2 \int_0^{0,5} 10^{0,2(\sqrt{I_{м,0}}-\sqrt{I_m})} d\left(\frac{\Delta\ell}{\ell_0}\right). \end{aligned} \quad (1.113)$$

Результаты вычисления подинтегральной функции приведены на рис.1.19 для линий разных классов напряжения. Как видно, с увеличением класса напряжения подинтегральная функция уменьшается, поскольку при увеличении класса напряжения увеличивается ток молнии $I_{м,0}$ и, следовательно, согласно формуле (1.102), увеличивается темп уменьшения вероятности появления тока молнии. Соответственно, уменьшается отношение $P_{пер}/P_{пер,0}$ (см. рис.1.20).

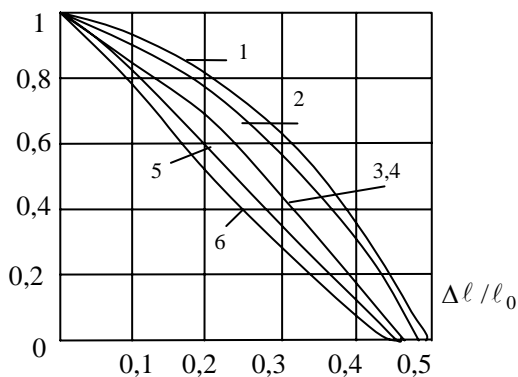


Рис.1.19. Подинтегральная функция в формуле (1.113) для линий разных классов напряжения $U_{\text{ном}}=110$ кВ (1); 220 кВ (2); 330 кВ (3); 500 кВ (4); 750 кВ (5); 1150 кВ (6)

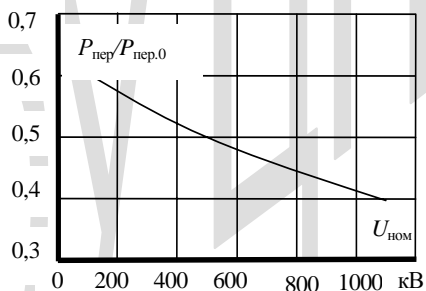


Рис.1.20. Зависимость отношения вероятности перекрытия изоляции линии при наличии ОПН на линии и их отсутствии от класса напряжения при расстоянии между ОПН, равном ℓ_0

При уменьшении длины участка линии ℓ между двумя соседними ОПН вероятность перекрытия изоляции линии уменьшается в соответствии с уменьшением площади, ограниченной подинтегральной

функцией, что соответствует увеличению нижнего предела интегрирования в формуле (1.113)

$$\frac{P_{пер}(\ell_0 / \Delta \ell)}{P_{пер.0}} = 2 \int_{\frac{0,5(\ell_0 - \ell)}{\ell_0}}^{0,5} 10^{0,2(\sqrt{I_{м.0}} - \sqrt{I_{м}})} d\left(\frac{\Delta \ell}{\ell_0}\right). \quad (1.114)$$

Результаты вычисления по формуле (1.114) приведены на рис.1.21. Как видно, при уменьшении расстояния между соседними ОПН вероятность перекрытия уменьшается очень быстро, и если при $\ell_0=2$ км вероятность перекрытия уменьшается вдвое по сравнению с линией без ОПН, то при уменьшении расстояния до 1 км вероятность перекрытия уменьшается в 6÷20 раз. Таким образом, установка ОПН на линиях без тросов достаточно эффективна. При этом следует иметь в виду, что при установке ОПН на линиях без тросов при указанных выше расстояниях требования к пропускной способности ОПН существенно снижаются. Дело в том, что большое количество параллельных ОПН на линиях практически снимает требования к ним по пропускной способности при коммутационных перенапряжениях, поскольку при этом ток коммутационных перенапряжений распределяется по всем ОПН и на каждый из них приходится лишь малая доля тока коммутационных перенапряжений. Так, например, при установке ОПН на расстоянии 2 км на линии длиной 100 км через каждый ОПН пройдет лишь 1/50 от полного тока коммутационных перенапряжений (при длине линии 100 км напряжение вдоль всей линии практически одинаково). Это означает, например, что при расчетном токе коммутационных перенапряжений 1000 А через каждый ограничитель проходит всего 20 А. Такой ток могут пропустить варисторы самого малого диаметра (28 мм) [9].

Ток грозовых перенапряжений распределяется на два-три ОПН в течение времени соответствующего длительности фронта импульса тока (~10 мкс). При этом напряжение на ближайших ОПН соответствует остающемуся напряжению при соответствующем токе грозового импульса. Волна грозового перенапряжения с напряжением, равным остающемуся напряжению на ближних ОПН, продолжает распространяться в обе стороны вдоль линии, достигая следующих ОПН (время пробега волны грозового перенапряжения вдоль участка линии между двумя ОПН ℓ_0 равно $\Delta t = \ell_0 / v$) через 3÷6 мкс (при $\ell_0=1-2$ км) после достижения первых. Соответственно ток грозового импульса перераспределяется между большим числом ОПН. Номинальный разрядный ток грозового импульса достаточ-

но велик для всех варисторов (10 кА для ОПН 110-220 кВ, 15-20 кА для ОПН более высоких напряжений). Эти же варисторы должны выдерживать по два импульса большого тока 65 и 100 кА. Поэтому во всех ОПН класса 110-220 кВ могут быть использованы варисторы диаметром 45 мм (номинальный разрядный ток грозового импульса 10 кА), а в ОПН на более высокие напряжения – варисторы диаметром 60 мм (номинальный разрядный ток грозового импульса 20 кА).

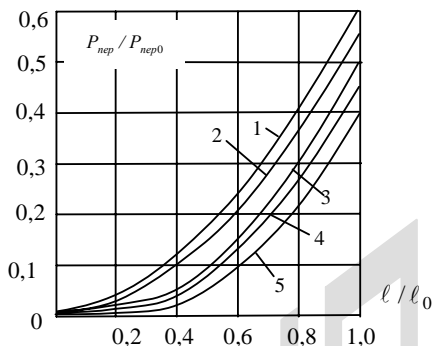


Рис.1.21. Зависимости отношения вероятностей перекрытия изоляции линии, защищенной ОПН, и без ОПН от относительной длины участка линии между соседними ОПН при различных классах напряжения $U_{ном}=110$ кВ (1); 220 кВ (2); 500 кВ (3); 750 кВ (4); 1150 кВ (5)

Уменьшение необходимого диаметра варисторов определяет возможность значительного уменьшения диаметра покрывок и массы металлической арматуры, что в целом определяет возможность значительного уменьшения стоимости ОПН, что чрезвычайно важно для обеспечения экономической эффективности мероприятия. Причем, чем выше класс напряжения, тем больше снижается стоимость ОПН. Так, стоимость линейных ОПН 500 кВ примерно в 2 раза меньше, чем стандартных, предназначенных для установки на подстанции (см.гл.3).

Наиболее целесообразным способом подвески ОПН на линии является подвеска к проводу линии под гирляндой. Малый вес линейных ОПН позволяет осуществить такую подвеску без каких-либо осложнений с помощью стандартной арматуры (см. рис.1.22).

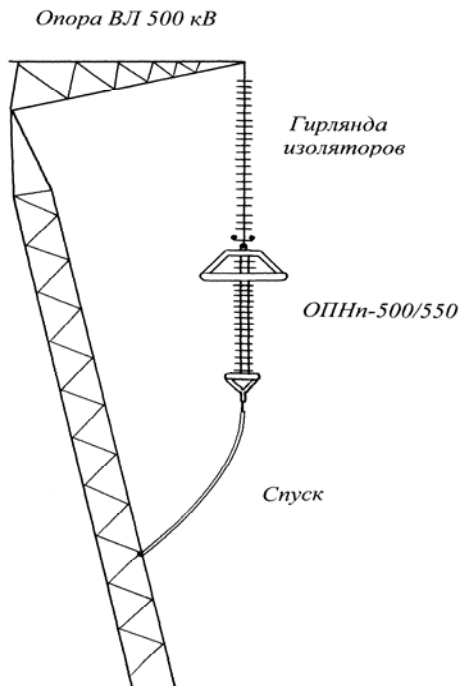


Рис.1.22. Схема подвески ОПНн к проводу под гирляндой

Заземление нижнего конца ОПН можно произвести с помощью обычного сталеалюминиевого провода малого сечения, одним концом соединенного с нижним оконцевателем ОПН, а другим – со стойкой опоры книзу от ОПН. Сечение этого провода должно быть достаточным для прохождения грозового импульсного тока предельных величин. Кроме того, он должен выдерживать механические нагрузки от собственного веса и от воздействия ветра. Но в случае повреждения ОПН (при разрушении варисторов) и прохождения тока короткого замыкания через ОПН этот соединительный провод (спуск) должен перегореть и прервать связь ОПН со стойкой опоры. Для локализации места перегорания спуска непосредственно вблизи ОПН целесообразно соединить спуск с нижним оконцевателем ОПН через провод меньшего сечения (плавкую вставку).

В этом случае при прохождении тока к.з. спуск автоматически отсоединится от ОПН и упадет на стойку опоры. При этом будет обеспечена достаточно большая длина дуги к.з. для ее погасания, а в крайнем случае устойчивого ее горения в воздухе после отпада спуска – для предотвращения пробоя воздушного промежутка между проводом и стойкой опоры при автоматическом повторном включении линии после отключения к.з..

ГЛАВА 2. УПРАВЛЯЕМЫЕ БЫСТРОДЕЙСТВУЮЩИЕ КОМПЕНСАТОРЫ РЕАКТИВНОЙ МОЩНОСТИ ТРАНСФОРМАТОРНОГО ТИПА

2.1 Общие соображения

Передача электрической энергии по высоковольтным линиям осуществляется их электромагнитным полем. При этом в режиме передачи натуральной мощности по линии мощности электрического и магнитного полей одинаковы, что обеспечивает взаимную их компенсацию и отсутствие реактивной мощности линии. Напротив, при отклонении режима передачи мощности от натурального в ту или иную сторону возникает дисбаланс мощностей электрического и магнитного полей, что и определяет генерацию или потребление реактивной мощности линиями электропередачи. При отсутствии тока в линии (режим холостого хода линии) мощность ее электрического поля при неизменном напряжении вдоль линии $U_{ф.н.}$ равна

$$Q_э = 3\omega \cdot C_0 U_{ф.н.}^2 \ell = \frac{3U_{ф.н.}^2}{Z} \frac{\omega \cdot \ell}{v} = P_n \lambda, \quad (2.1)$$

где C_0 – погонная рабочая емкость трехфазной линии, Z – ее волновое сопротивление, $U_{ф.н.}$ – номинальное напряжение на линии относительно земли, ℓ – длина линии, v – скорость распространения электромагнитной волны вдоль линии, P_n – натуральная мощность линии (см. (1.1)). При преобразованиях использованы известные соотношения [3]

$$Z = \frac{1}{v \cdot C}, \quad (2.2)$$

$$\lambda = \frac{\omega \cdot \ell}{v}. \quad (2.3)$$

Мощность магнитного поля линии при протекании по ней тока I равна

$$\begin{aligned} Q_m &= 3 \cdot \omega \cdot L_0 \cdot I^2 \ell = 3 \frac{\omega \cdot \ell}{v} Z I_n^2 \left(\frac{I}{I_n} \right)^2 = \\ &= 3\lambda \frac{U_{ф.н.}^2}{Z} \left(\frac{P}{P_n} \right)^2 = P_n \lambda \left(\frac{P}{P_n} \right)^2, \end{aligned} \quad (2.4)$$

где L_0 – погонная рабочая индуктивность трехфазной линии, I_n – натуральный ток линии, P – передаваемая по линии мощность.

При преобразованиях помимо (2.3), (2.4) использовались известные соотношения [3]

$$Z = \nu \cdot L_0, \quad (2.5)$$

$$I_n = \frac{U_{\text{ф.н.}}}{Z}. \quad (2.6)$$

Разность мощностей электрического и магнитного полей линии определяет ее реактивную мощность

$$Q = Q_9 - Q_m = P_n \lambda \left[1 - \left(\frac{P}{P_n} \right)^2 \right]. \quad (2.7)$$

Если передаваемая мощность меньше натуральной ($P < P_n$) линия генерирует реактивную мощность ($Q > 0$), т.е. является аналогом конденсатора. Напротив, при $P > P_n$ линия потребляет реактивную мощность ($Q < 0$), т.е. является аналогом реактора.

Избыточную реактивную мощность линии нельзя накапливать (складировать). Она должна быть компенсирована в момент ее возникновения. Для компенсации избыточной реактивной мощности линии используются генераторы, синхронные компенсаторы, батареи конденсаторов, реакторы и статические тиристорные компенсаторы.

Генераторы практически не имеют ограничения на генерацию реактивной мощности, т.е. они могут использоваться для компенсации избыточной реактивной мощности при $P > P_n$. Однако, потребление генераторами реактивной мощности ограничено, т.к. при этом магнитное поле генератора меняет конфигурацию, вызывая перегрев лобовых частей статора, ускоренное старение изоляции и разрушение железа статора.

Синхронные компенсаторы обеспечивают компенсацию избыточной реактивной мощности линий электропередачи, как в режиме генерации его реактивной мощности, так и в режиме ее потребления. Однако, мощность синхронных компенсаторов ограничена и, кроме того, они дороги и требуют больших расходов на их эксплуатацию.

Батареи конденсаторов обеспечивают компенсацию только потребления линией реактивной мощности (при $P > P_n$) и, кроме того, они дороги и требуют больших расходов на эксплуатацию.

Статические тиристорные компенсаторы обеспечивают компенсацию избыточной реактивной мощности линий во всех режимах их работы ($P \neq P_n$), но они чрезвычайно дороги и требуют больших эксплуатационных расходов.

Шунтирующие реакторы обеспечивают компенсацию избыточной реактивной мощности линии только при $P < P_n$. Это наиболее дешевое из упомянутых устройств. Однако, невозможность изменения их мощности при изменении режима работы электропередачи приводит к ряду серьезных осложнений эксплуатации электропередач.

Для предотвращения повышения напряжения на линии в режиме малых нагрузок необходима 100%-ная компенсация мощности электрического поля линии (зарядной мощности линии) [1]. Однако, при этом ограничивается пропускная способность линии. Например, при длине линии около 1000 км при такой компенсации передаваемая мощность не может превышать $0,3P_n$ ($P \leq 0,3P_n$) [1]. Поэтому, степень компенсации зарядной мощности линии ограничивается на уровне 60-70%, либо дополнительно компенсируется индуктивное сопротивление линии (продольная емкостная компенсация на уровне 60-70% - в Бразилии, во Вьетнаме).

Недостаточная компенсация зарядной мощности линий приводит к значительному повышению напряжения на линиях в режиме малых нагрузок и создает крайне неблагоприятные условия работы генераторов (см. выше), поскольку они обеспечивают компенсацию недокомпенсированной реакторами зарядной мощности линий.

Наиболее целесообразное решение этой проблемы заключается в применении регулируемых реакторов, мощность которых изменяется в зависимости от передаваемой по линии мощности в соответствии с формулой (2.7). В этом случае при $P=0$ (холостой ход линии) мощность реактора равна зарядной мощности линии, обеспечивая ее 100%-ную компенсацию. При наборе нагрузки ($P > 0$) мощность реактора умень-

шается и при передаче натуральной мощности мощность реактора равна нулю. По этой причине установка управляемых реакторов не ограничивает естественную пропускную способность линии, определяемую их натуральной мощностью.

100%-ная компенсация зарядной мощности линии реакторами исключает необходимость потребления избыточной реактивной мощности генераторами и, следовательно, обеспечивает значительное снижение перегревов лобовых частей статоров и, как следствие, резкое снижение затрат на ремонтные работы.

Непрерывная компенсация избыточной зарядной мощности линий снижает потери мощности в линиях из-за ограничения протекания по линии реактивного тока.

100%-ная компенсация зарядной мощности линий ограничивает вынужденную составляющую коммутационных перенапряжений на уровне наибольшего рабочего напряжения, что дает возможность применения нелинейных ограничителей перенапряжений (ОПН) с наименьшими остающимися напряжениями.

Больше того, непрерывная компенсация избыточной реактивной мощности линий исключает возможность возникновения всевозможных резонансных явлений в электрических сетях, в том числе – феррорезонансных перенапряжений. Дело в том, что эти резонансные явления возникают при наличии некомпенсированных емкостей в энергетических сетях. При их 100%-ной компенсации такие емкости отсутствуют.

По изложенным причинам наибольшее рабочее напряжение ОПН при наличии управляемых реакторов может быть равным наибольшему рабочему напряжению сети, что обеспечивает наиболее глубокое ограничение внутренних перенапряжений в электрических сетях.

Волновые параметры линий электропередачи с управляемыми реакторами оказываются переменными. Эквивалентная рабочая емкость линии изменяется в соответствии с соотношением [3]

$$C_{0\text{ экв}} = C_0 \left(\frac{P}{P_n} \right)^2. \quad (2.8)$$

Это означает, что при $P=P_n$ эквивалентная рабочая емкость линии с управляемыми реакторами равна физической рабочей емкости линии. При $P<P_n$ эквивалентная рабочая емкость линии уменьшается и при $P=0$ $C_{0э}=0$, поскольку в этом случае зарядная мощность линии полностью скомпенсирована (см. формулу (2.7)). Напротив, при $P>P_n$ эквивалентная рабочая емкость линии быстро увеличивается сверх физического ее значения C_0 .

При этом рабочая индуктивность линии сохраняется неизменной и равна ее физическому значению. Соответственно, эквивалентное волновое сопротивление линии

$$Z_э = \sqrt{\frac{L_0}{C_{0э}}} = \sqrt{\frac{L_0}{C_0} \left(\frac{P_n}{P}\right)^2} = \sqrt{\frac{L_0}{C_0}} \frac{P_n}{P} = Z \frac{P_n}{P} \quad (2.9)$$

увеличивается при уменьшении передаваемой мощности и при $P=0$ достигает значения $Z_э=\infty$. Напротив, при $P>P_n$ волновое сопротивление линии уменьшается. Соответственно увеличивается эквивалентная натуральная мощность линии

$$P_{н.э} = \frac{3U_\phi^2}{Z_э} = \frac{3U_\phi^2}{Z} \frac{P}{P_n} = P. \quad (2.10)$$

Замечательным свойством линии с управляемыми реакторами является то обстоятельство, что любая величина передаваемой мощности является квазинатуральной, т.е. при любой передаваемой мощности по линии ее электрическое и магнитное поля уравновешены: частично собственным магнитным полем, и частично – магнитным полем реакторов. Однако для обеспечения такого баланса мощностей электрического и магнитного полей при $P>P_n$ необходимо расширить диапазон изменения тока в реакторе: от максимального (номинального) индуктивного тока до нуля и далее в сторону емкостного тока, чтобы обеспечить увеличение эквивалентной рабочей емкости линии сверх ее физического значения $C_{экв}>C$. Управляемый шунтирующий реактор трансформаторного типа дает такую возможность. При этом необходимо использовать его название в расширительном плане: управляе-

мый шунтирующий компенсатор реактивной мощности. Следующий параграф посвящен описанию конструкции этого устройства.

2.2 Схемы и конструктивные особенности управляемых статических компенсаторов реактивной мощности трансформаторного типа

Принципиальная схема управляемых статических компенсаторов реактивной мощности трансформаторного типа приведена на рис. 2.1

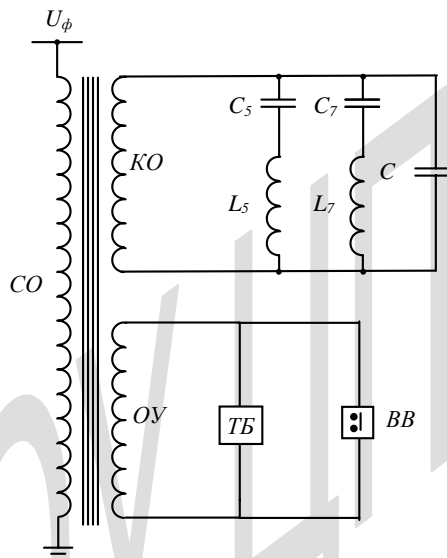


Рис.2.1. Принципиальная схема управляемого компенсатора реактивной мощности; ТБ – тиристорный ключ, ВВ – вакуумный выключатель, C_5 - L_5 и C_7 - L_7 – фильтры пятой и седьмой гармоник, C – добавочный конденсатор (батарея конденсаторов)

Сетевая обмотка трансформатора (СО) постоянно подключена к линии. Обмотка управления (ОУ) замкнута тиристорным блоком, параллельно которому подключен вакуумный выключатель.

Компенсационные обмотки (КО) трех фаз соединены в треугольник и к ним подключены фильтры пятой и седьмой гармонических, состоящих из последовательного соединения реактора и конден-

сатора, суммарное реактивное сопротивление которых для каждой из указанных гармоник равно нулю

$$5\omega \cdot L_5 - \frac{1}{5\omega \cdot C_5} = 0; \quad 7\omega \cdot L_7 - \frac{1}{7\omega \cdot C_7} = 0.$$

К компенсационной обмотке подключен также конденсатор (батарея конденсаторов).

При разомкнутой обмотке управления (тиристорный блок не проводит ток, выключатель разомкнут) через сетевую обмотку протекает емкостный ток, определяемый током промышленной частоты через фильтры и конденсаторы.

При полностью проводящем тиристорном блоке или при замкнутом выключателе по сетевой обмотке протекает номинальный индуктивный ток, определяемый индуктивностью рассеяния трансформатора (которая близка к 100%). При регулировании угла зажигания тиристоров φ_3 ток в сетевой обмотке изменяется от номинального индуктивного $\left(\varphi_3 = \frac{\pi}{2}\right)$ до номинального емкостного $(\varphi_3 = \pi)$, проходя через нуль при некотором промежуточном угле зажигания тиристоров (см. рис.2.2).

В номинальных индуктивном $\left(\varphi_3 = \frac{\pi}{2}\right)$ и емкостном $(\varphi_3 = \pi)$ режимах ток через сетевую обмотку не содержит высших гармонических, поскольку тиристоры не оказывают влияния на форму тока (полностью открыты либо заперты). Однако, при промежуточных углах зажигания тиристоров $\left(\frac{\pi}{2} < \varphi_3 < \pi\right)$ ток в обмотке управления прерывается, что вызывает появление высших гармонических в сетевой обмотке. Для их подавления используется компенсационная обмотка. Третья гармоника в магнитном потоке подавляется током в треугольнике КО трех фаз, а пятая и седьмая – подавляются токами через фильтры, закорачивающие компенсационные обмотки фаз при соответствующей частоте гармоники.

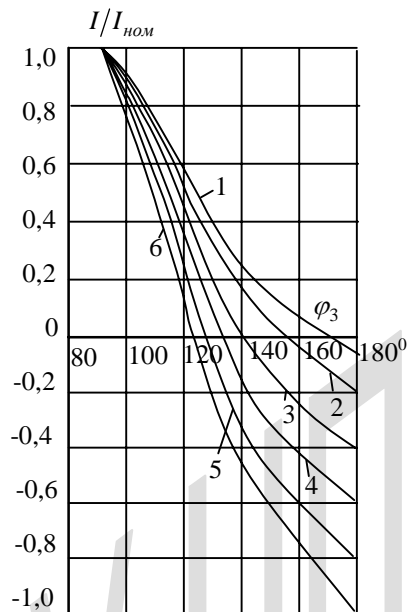


Рис.2.2. Зависимости тока через сетевую обмотку компенсатора от угла зажигания тиристоров: при $C=0$ (кривая 1), при $I_{с.ном}/I_{ном}=0,2$ (кривая 2); 0,4 (кривая 3); 0,6 (кривая 4); 0,8 (кривая 5); 1 (кривая 6)

При закороченной обмотке управления магнитный поток внутри нее отсутствует, поэтому весь магнитный поток, создаваемый током в СО, ограничен внутренней поверхностью ОУ и внешней поверхностью СО (см.рис.2.3). Соответственно, сопротивление магнитному потоку определяется эквивалентным сечением магнитного потока F_3 [4] и длиной его пути между обмотками СО и ОУ ℓ_0 при магнитной проницаемости μ_0

$$R_{\mu_0} = \frac{\ell}{\mu_0 \cdot F_3}, \quad (2.11)$$

$$F_3 = \pi \left[d_{12} \left(a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2} \right) \right], \quad (2.11a)$$

где d_{12} – средний диаметр зазора между СО и ОУ, a_{12} – радиальный его размер, a_1 и a_2 – толщины СО и ОУ. Ток в СО реактора I_1 определится соотношением

$$\sqrt{2}IN_1 = \Phi R_\mu = \frac{\Phi \ell_0}{\mu_0 F_3} = \frac{B_m \ell_0}{\mu_0} \quad (2.12)$$

где N_1 – число витков в СО, Φ – магнитный поток, B_m – максимальная индукция в межобмоточном зазоре, $\Phi = B_m \cdot F_3$ – магнитный поток при замкнутой обмотке управления.

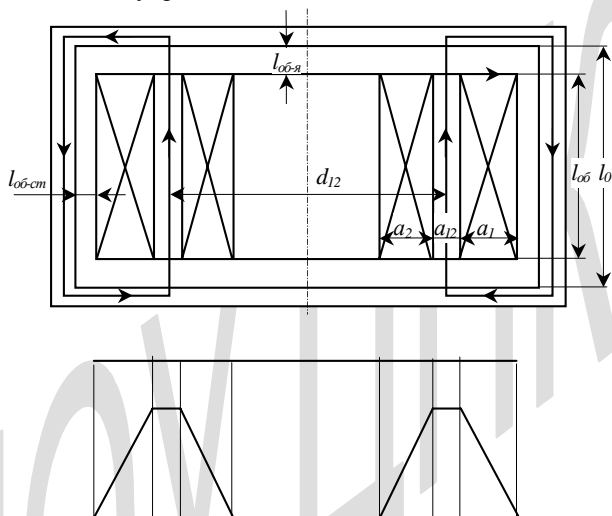


Рис.2.3. Схема расположения обмоток компенсатора пофазного исполнения и распределение магнитного потока в нем при короткозамкнутой ОУ

Число витков в СО не может быть произвольным, поскольку к ней постоянно приложено напряжение фазы линии, связанное с параметрами СО соотношением [2]

$$\sqrt{2}U_\phi = 2\pi \cdot f \psi = 2\pi \cdot f \cdot N_1 B_m F_{3\phi}, \quad (2.13)$$

где ψ – потокосцепление с СО, B_m – индукция в зазоре между СО и ОУ

$$F_{эф} = \pi \left[d_{12} \left(a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{3} \right) + \frac{1}{3} (a_1 - a_2) \left(a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2} \right) \right]. \quad (2.14)$$

Совместное решение обоих уравнений (2.12) и (2.13) определяет связь между номинальным индуктивным током – $I_{1.ном}$ и номинальным напряжением $U_{ф.н}$

$$I_{1.ном} = \frac{U_{ф.н} \ell_0}{2\pi \cdot \mu_0 \cdot f F_{эф} N_1^2}, \quad (2.15)$$

откуда следует, что ток в сетевой обмотке пропорционален длине пути магнитного потока в межобмоточном пространстве и обратно – пропорционален квадрату числа витков в СО и эффективному сечению магнитного потока.

Согласно (2.15) необходимое число витков в СО равно

$$N_1 = \sqrt{\frac{U_{ф.ном}}{I_{1.ном}}} \cdot \frac{\ell_0}{2\pi \cdot \mu_0 \cdot f F_{эф}} = \sqrt{\frac{X_{ном} \ell_0}{2\pi \cdot \mu_0 \cdot f F_{эф}}}, \quad (2.16)$$

где $X_{ном} = U_{ф.ном} / I_{1.ном}$ – номинальное индуктивное сопротивление компенсатора.

Связь между числом витков в обмотках и их толщинами a_1 и a_2 определяется соотношениями

$$a_1 = \frac{N_1 \cdot F_{пр.1} \cdot K_{из.1}}{\ell_{об.1} \cdot K_{зан.1}}, \quad a_2 = \frac{N_2 \cdot F_{пр.2} \cdot K_{из.2}}{\ell_{об.2} \cdot K_{зан.2}}, \quad (2.17)$$

где $F_{пр.1}$ и $F_{пр.2}$ сечения проводов СО и ОУ, определяемые номинальными токами $I_{1.ном}$ и $I_{2.ном}$ и принятыми плотностями токов в обмотках J_1 и J_2

$$F_{пр.1} = \frac{I_{1.ном}}{J_1}, \quad F_{пр.2} = \frac{I_{2.ном}}{J_2}, \quad (2.18)$$

N_2 – число витков в ОУ, определяемое принятым соотношением номинальных напряжений СО и ОУ

$$N_2 = N_1 \cdot \frac{U_{2.ном}}{U_{1.ном}}, \quad (2.19)$$

$K_{из.1}$ и $K_{из.2}$ - отношение сечений проводов СО и ОУ с изоляцией и без изоляции ($K_{из.1} > 1$, $K_{из.2} > 1$), $\ell_{об.1}$ и $\ell_{об.2}$ высоты СО и ОУ, $K_{зап.1}$ и $K_{зап.2}$ - коэффициенты заполнения объема обмоток, учитывающие наличие масляных каналов и других свободных объемов, незаполненных проводами с их изоляцией.

После подстановки выражений (2.17) для a_1 и a_2 в формулу (2.14) и затем в (2.16) получаем уравнение с одним неизвестным N_1 , которое разрешается достаточно просто.

Магнитный поток в номинальном индуктивном режиме согласно (2.13) и (2.16) равен

$$\Phi = \frac{\sqrt{2}U_\phi}{2\pi \cdot fN_1} = \sqrt{\frac{2U_\phi \mu_0 F_{эф} I_1}{2\pi \cdot f\ell_0}} = \sqrt{\frac{\mu_0 Q_\phi F_{эф}}{\pi \cdot f\ell_0}}, \quad (2.20)$$

где $Q_\phi = U_\phi I_1$ - мощность одной фазы реактора.

Таким образом, магнитный поток реактора между внутренней границей ОУ и наружной обмоткой СО пропорционален квадратному корню из мощности реактора.

При отсутствии фильтров и конденсатора, включенных параллельно КО, при разомкнутой обмотке управления магнитный поток распределяется во всем пространстве внутри внешнего диаметра СО (рис.2.4).

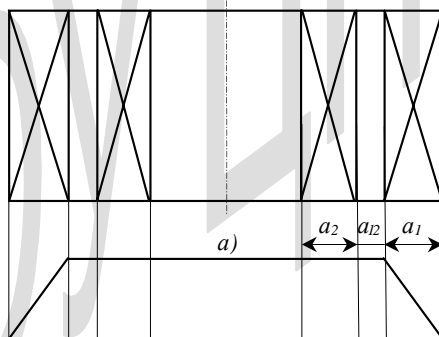


Рис.2.4. Схема расположения обмоток компенсатора пофазного исполнения и распределение магнитного потока в нем при разомкнутой ОУ и при отсутствии стержня магнитопровода

При этом площадь магнитного потока отличается от площади потока в межобмоточном пространстве в 2÷3 раза. Соответственно,

сопротивление магнитному потоку согласно (2.11) уменьшается в 2÷3 раза и, согласно формуле (2.15), ток в сетевой обмотке уменьшается в 2÷3 раза. Однако, такого изменения тока недостаточно для линий электропередачи, где необходимо уменьшить ток в реакторах практически до нуля при передаче натуральной мощности. С этой целью необходимо обеспечить путь магнитному потоку с чрезвычайно малым сопротивлением. Такая возможность открывается при наличии внутри обмотки управления стержня из электротехнической стали (см. рис.2.5). Причем, сечение такого стержня $F_{ст}$ должно быть достаточно большим, чтобы обеспечить отсутствие его насыщения магнитным потоком, сопровождаемым увеличением его магнитного сопротивления.

Поскольку магнитное сопротивление стержня во много раз меньше, чем магнитное сопротивление в межобмоточном пространстве при разомкнутой обмотке управления практически весь магнитный поток располагается в стержне магнитопровода, замыкаясь по ярмам и дополнительным стержням (рис.2.5). При этом магнитное сопротивление может быть оценено по формуле

$$R_{\mu} = \frac{\ell_{\mu}}{\mu \cdot F_{ст}}, \quad (2.21)$$

где ℓ_{μ} - средняя длина пути магнитного потока в магнитопроводе.

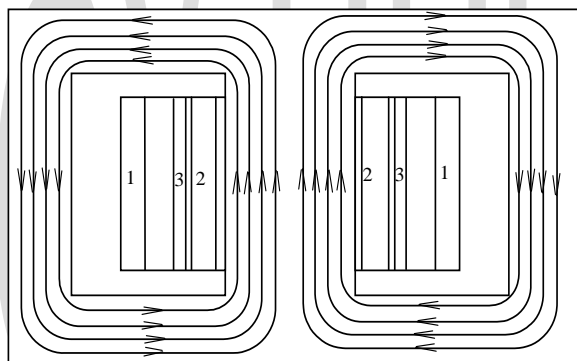


Рис.2.5. . Схема расположения обмоток компенсатора пофазного исполнения и распределение магнитного потока в нем при разомкнутой ОУ и при наличии стержня магнитопровода

Ток в сетевой обмотке реактора при отсутствии тока в его обмотке управления $I_{1.0}$ определяется из уравнения

$$\sqrt{2}I_{1.0}N_1 = \Phi_0 R_\mu = B_0 F_{CT} \frac{\ell_\mu}{\mu \cdot F_{CT}} = \frac{B_0 \ell_\mu}{\mu}, \quad (2.22)$$

где B_0 – индукция в стержне, μ – магнитная проницаемость стали, Φ_0 – магнитный поток при разомкнутой обмотке управления. Следовательно, ток

$$I_{1.0} = \frac{B_0 \ell_\mu}{\sqrt{2} \mu \cdot N_1}. \quad (2.23)$$

Уравнение для напряжения на СО в этом случае имеет вид

$$\sqrt{2}U_\phi = 2\pi \cdot f \cdot N_1 \Phi_0 = 2\pi \cdot f N_1 B_0 F_{CT}. \quad (2.24)$$

Решая совместно уравнения (2.22) и (2.24), получаем другое выражение для тока холостого хода реактора

$$I_{1.0} = \frac{U_\phi \ell_\mu}{2\pi \cdot f \cdot \mu \cdot N_1^2 F_{CT}}. \quad (2.25)$$

Сравнение соотношений (2.15) и (2.25) позволяет оценить относительную величину тока холостого хода реактора

$$\frac{I_{1.0}}{I_{1.ном}} = \frac{\ell_\mu \mu_0 \cdot F_{эф}}{\ell_0 \mu \cdot F_{CT}}. \quad (2.26)$$

Согласно рис. 2.5, $\ell_\mu \approx 3\ell_0$, отношение $\mu/\mu_0 \approx 3000$, отношение $F_{эф}/F_{CT} \approx 4 \div 5$. При этих данных отношение $I_{1.0}/I_{1.ном} \approx 0,004 \div 0,005 = (0,4 \div 0,5)\%$. Таким образом, изменяя угол зажигания тиристоров от $\pi/2$ (тиристоры полностью открыты) до π (тиристоры заперты) можно изменить ток в сетевой обмотке от номинального значения до очень малого на уровне 0,5% от номинального тока с любой необходимой скоростью, определяемой только скоростью изменения угла зажигания тиристоров.

Необходимо отметить, что увеличение напряжения короткого замыкания ($U_{к.з.}$) УКРМТ до 100% по сравнению с $U_{к.з.}$ трансформаторов ($U_{к.з.}=10-15\%$) достигается в основном за счет увеличения числа

витков сетевой обмотки N_1 , а также за счет увеличения зазора между ОУ и СО, приводящего к значительному увеличению $F_{эф}$ (см. формулу (2.14)) Например, если число витков УКРМТ такой же мощности, как и трансформатор, увеличено вдвое для достижения $U_{к.з}\%=100\%$, то согласно (2.21) сечение стали стержня магнитопровода

$$F_{ст} = \frac{\sqrt{2}U_{\phi}}{2\pi f N_1 B_0} \quad (2.27)$$

сердечника уменьшится вдвое по сравнению с сечением сердечника трансформатора.

Уменьшение сечения сердечника определяет уменьшение его диаметра

$$d_{ст} = \sqrt{\frac{4F_{ст}}{\pi\kappa_3}}, \quad (2.28)$$

где $\kappa_3 \approx 0,85$ – коэффициент заполнения сталью площади круга с диаметром $d_{ст}$. При уменьшении $F_{ст}$ вдвое диаметр сердечника уменьшается в $\sqrt{2}$ раз. Соответственно уменьшается диаметр ОУ и в несколько меньшей степени диаметр СО. По этой причине при увеличении вдвое числа витков УКРМТ по сравнению с трансформатором той же мощности объем и масса меди обмоток увеличивается не вдвое, а значительно меньше. В итоге расход активных материалов на изготовление УКРМТ и трансформаторов той же мощности примерно такой же, что определяет примерно одинаковую удельную стоимость УКРМТ и трансформаторов, отнесенную к их мощности.

В однофазном УКРМТ броневое типа в режиме холостого хода магнитный поток расходится в двух направлениях по ярмам (рис. 2.5). Поэтому сечение ярем могло бы быть вдвое меньше сечения стержня, однако, при замкнутой ОУ (номинальный индуктивный режим работы УКРМТ) магнитный поток увеличивается по той причине, что напряжение на УШРТ в обоих указанных случаях неизменно, что определяет неизменность потокоцепления с СО. Однако, если в режиме холостого хода весь поток Φ_0 , замыкающийся полностью по магнитопроводу, сцепляется с СО (см. рис.2.5), то в номинальном режиме часть магнитного потока, расположенная в объеме, занятом СО, сцеп-

ляется не со всеми ее витками (см. рис. 2.6). По этой причине магнитный поток при замкнутой ОУ Φ больше, чем при разомкнутой ОУ Φ_0 . Согласно (2.12), (2.13) магнитный поток при замкнутой ОУ

$$\Phi = B_m F_\varphi = \frac{\sqrt{2}U_\phi F_\varphi}{2\pi f N_1 F_{\varphi\phi}}, \quad (2.29)$$

а при разомкнутой ОУ согласно (2.27)

$$\Phi_0 = B_0 F_{cm} = \frac{\sqrt{2}U_\phi}{2\pi f N_1}. \quad (2.30)$$

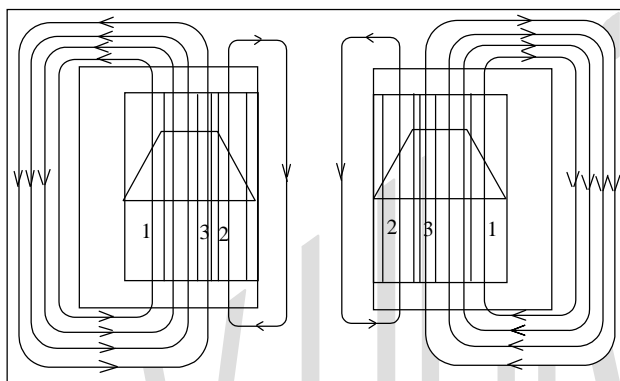


Рис.2.6. Распределение магнитного потока в УШРТ бронзового типа при замкнутой ОУ

Их отношение с учетом (2.11), (2.14) равно

$$\frac{\Phi}{\Phi_0} = \frac{F_\varphi}{F_{\varphi\phi}} \approx \frac{a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2}}{a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{3}}. \quad (2.31)$$

Поскольку магнитная индукция в ярах не должна превышать магнитную индукцию в стержне во избежание их насыщения, сечение каждого из ярем однофазного УКРМТ бронзового типа должно быть равным

$$F_{\text{я}} = \frac{1}{2} F_{\text{см}} \frac{a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2}}{a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{3}} = \frac{U_{\phi}}{\sqrt{2} 2\pi f N_1 B_0} \cdot \frac{a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2}}{a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{3}}. \quad (2.32)$$

При трехфазном исполнении УКРМТ (см. рис.2.7) сдвиг по фазе напряжений на соседних обмотках приводит к тому, что большая часть магнитного потока (0,57 Φ) замыкается по ярам, соединяющим соседние стержни магнитопровода, а меньшая его часть (0,43 Φ) – по боковым ярам.

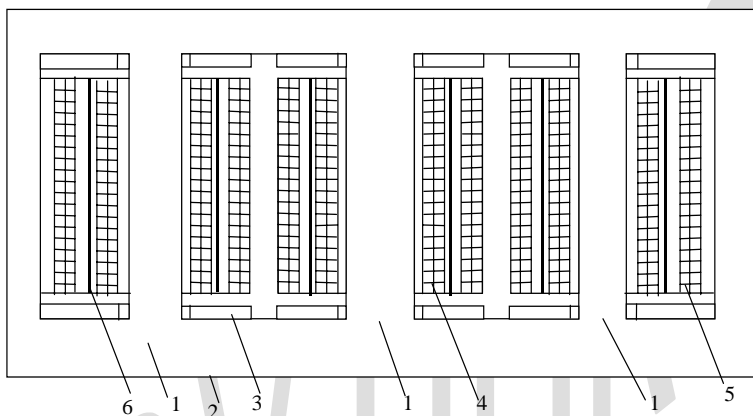


Рис.2.7. Схема расположения обмоток и магнитопровода УКРМТ трехфазного исполнения: 1 – стержень, 2 – ярмо, 3 – шунт, 4 – ОУ, 5 – СО, 6 – КО

Соответственно, сечение основных ярем (между стержнями) равно

$$F_{\text{я}} = 0,57 F_{\text{см}} \frac{a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2}}{a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{3}} \quad (2.33)$$

и сечение боковых ярем

$$F_{\text{я.б}} = 0,43 F_{\text{см}} \frac{a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2}}{a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{3}}. \quad (2.34)$$

При больших мощностях УКРМТ наружный диаметр сетевой обмотки может оказаться слишком большим, когда ширина бака выходит за допустимый железнодорожный габарит. В этом случае все обмотки УКРМТ (СО, ОУ и КО) должны быть разделены на две одинаковые части и скомпонованы вокруг двух одинаковых стержней, соединенных ярмами (см. рис.2.8). При этом направление намотки обмоток вокруг двух стержней противоположное, а их высоковольтные и заземленные концы объединены, так что обмотки оказываются включенными встречно-параллельно. При этом магнитный поток УКРМТ циркулирует по замкнутому магнитопроводу. Сечение его стержней и ярм определяется полным числом витков обеих половин обмоток в соответствии с (2.16)

$$N_1 = \sqrt{\frac{X_{ном} 2\ell_0}{2\pi \cdot \mu_0 \cdot f \cdot F_s}}. \quad (2.35)$$

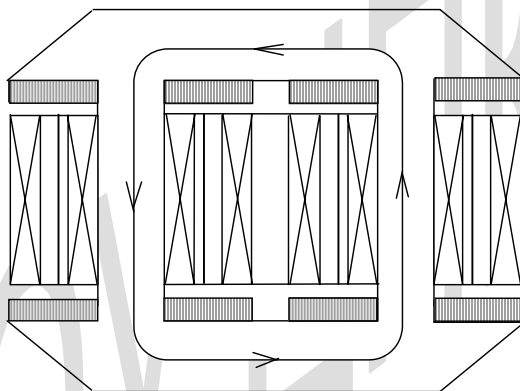


Рис.2.8. Схема магнитопровода и расположения обмоток конденсатора пофазного исполнения в двухстержневом варианте

Как видно, разделение обмоток приводит к увеличению числа их витков в $\sqrt{2}$ раз. При этом сечение стержней (см.формулу 2.27) и соответственно их диаметр (см.формулу 2.28) уменьшаются. Уменьшаются и толщины обмоток a_1 и a_2 согласно формулам (2.17) в $\sqrt{2}$ раз, поскольку вокруг каждого стержня располагается половина витков обмоток. В итоге масса меди обмоток изменяется незначительно по сравнению с массой меди УКРМТ в одностержневом варианте. Шири-

на УКРМТ уменьшается из-за уменьшения внешнего диаметра обмоток, но длина УКРМТ увеличивается, т.к. появляются дополнительно обмотки вокруг второго стержня.

В двухстержневой конструкции УКРМТ (рис.2.8) не требуются боковые ярма, поскольку магнитный поток замыкается по второму стержню. Однако для улавливания магнитного потока рассеяния целесообразно продлить ярма до краев обмоток.

Необходимо специально подчеркнуть, что ток УКРМТ можно изменять как плавно при использовании тиристоров, так и ступенчато от номинального при замкнутом вакуумном выключателе, коммутирующем ОУ, до тока холостого хода $I_{1,0}$ при разомкнутом выключателе и наоборот. В последнем случае включение выключателя сопровождается переходным процессом установления тока в сетевой обмотке (см. рис. 2.9), связанным с образованием апериодической составляющей тока, когда момент включения не совпадает с моментом перехода тока через нуль.

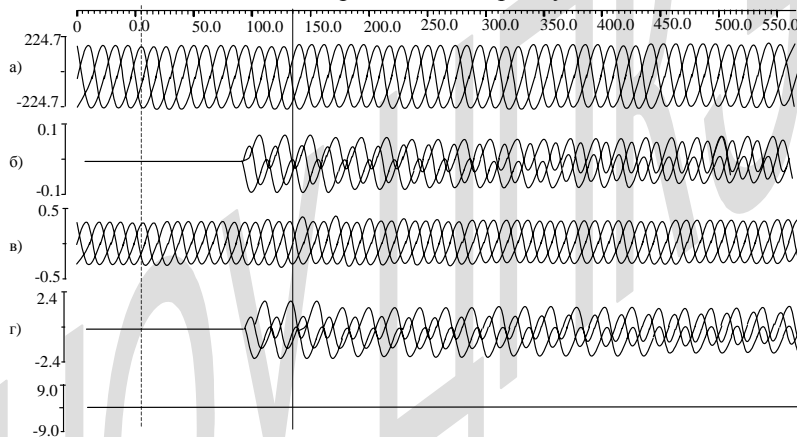


Рис.2.9. Осциллограммы напряжений и токов при коммутации ОУ управляемого компенсатора 400 кВ, 50 Мвар вакуумным выключателем: а – напряжение на компенсаторе; б – ток в сетевой обмотке компенсатора; в – ток в линии 400 кВ; г – ток в ОУ компенсатора

Однако, при этом амплитуда тока промышленной частоты с первого же полупериода включения выключателя такая же, как и в установившемся режиме, что свидетельствует о безинерционности реактора. Максимальное значение тока СО реактора при коммутации ОУ

выключателем равно удвоенной амплитуде установившегося режима, когда включение происходит в момент максимума тока. Такое увеличение тока на время переходного процесса не опасно для реактора ни по возникающим динамическим усилиям в обмотке ни по тепловому режиму. Действительно, постоянная времени переходного процесса определяется соотношением

$$T = \frac{L}{r}, \quad (2.36)$$

где L - индуктивность реактора при короткозамкнутой ОУ, r - эквивалентное сопротивление реактора в этом режиме.

Индуктивность реактора

$$L = \frac{X_{ном}}{\omega} = \frac{U_{\phi}}{\omega \cdot I_{1.ном}}. \quad (2.37)$$

Активное сопротивление определяется из формулы потерь мощности

$$I_{1.ном}^2 r = \Delta P_{\phi} = \frac{\Delta P_{\phi}}{Q_{\phi}} Q_{\phi} = \left(\frac{\Delta P_{\phi}}{Q_{\phi}} \right) U_{\phi} I_{1.ном},$$

откуда

$$r = \left(\frac{\Delta P_{\phi}}{Q_{\phi}} \right) \frac{U_{\phi}}{I_{1.ном}} = \frac{\Delta P_{\phi}}{Q_{\phi}} X_{ном} = \frac{\Delta P}{Q} X_{ном}. \quad (2.38)$$

Следовательно, согласно (2.36)

$$T = \left(\frac{Q}{\Delta P} \right) \frac{1}{\omega}. \quad (2.39)$$

При $\Delta P / Q \approx 0,005$ постоянная времени $T=200/\omega=0,64$ с.

Таким образом, за время $2T=1,25$ сек апериодическая составляющая практически исчезает, что исключает возможность перегрева обмоток реактора.

Следует отметить, что при коммутации ОУ вакуумным выключателем не требуется применение фильтров высших гармонических, поскольку при короткозамкнутой ОУ ток в первичной обмотке не

прерывается, а весь магнитный поток сосредоточен в межобмоточном пространстве и не вызывает насыщения магнитопровода с соответствующим искажением тока.

При разомкнутой ОУ магнитный поток сосредоточен в сердечнике, но индукция в ней ограничена допустимой величиной $B_0=1,65\text{Тл}$. Поэтому и в этом случае насыщение сердечника и соответствующее искажение тока в СО исключено.

В связи с изложенным при коммутации УШР вакуумным выключателем компенсационная обмотка не нужна, что значительно упрощает конструкцию реактора.

Следует отметить, что при коммутации ОУ вакуумными выключателями время отклика УКРМТ увеличивается по сравнению со случаем коммутации тиристорными блоками, поскольку собственное время включения вакуумных выключателей составляет около 30-40 мс. Такое время отклика УКРМТ обеспечивает упреждающий его вывод на режим номинального тока, поскольку собственное время срабатывания линейного выключателя (воздушного или элегазового) значительно больше, прежде всего, из-за значительно большего межконтактного расстояния, из-за значительно большего напряжения между контактами и использовании дугогасящей среды.

В этом случае (двухобмоточный трансформатор, см. рис.2.10а) УКРМТ имеет две ступени регулирования: ток холостого хода и номинальный ток.

Расширить возможный диапазон изменения тока можно при наличии компенсационной обмотки путем подключения к ней конденсатора (рис. 2.10б) через вакуумный выключатель ВВ2. При отключенных выключателях ВВ1 и ВВ2 в сетевой обмотке УКРМТ протекает ток холостого хода, а при включенном выключателе ВВ2 в сетевой обмотке протекает емкостной ток, зависящий от выбранной емкости C . Для определения параметров конденсатора с подключенным к КО конденсатором рассмотрим соотношения, характеризующие режим его

работы при разомкнутом выключателе ВВ1 и замкнутом выключателе ВВ2.

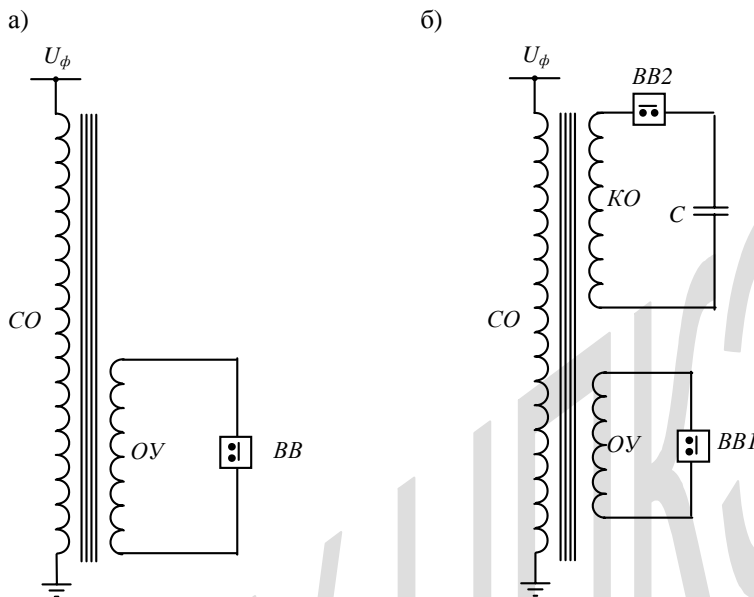


Рис.2.10. Принципиальная схема управляемого компенсатора реактивной мощности одностороннего действия (а) и двухстороннего действия (б)

Согласно (2.15) индуктивное сопротивление между обмотками ОУ и СО составляет

$$X_{12} = \frac{U_{\phi}}{I_{1,ном}} = \frac{2\pi \cdot f \cdot \mu_0 F_{эф} N_1^2}{\ell_0} \approx \frac{2\pi \cdot f \cdot \mu_0 \cdot \pi \cdot d_{12} \left(a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{3} \right) N_1^2}{\ell_0}. \quad (2.40)$$

Аналогично индуктивное сопротивление между обмотками СО и КО

$$X_{13} = \frac{2\pi \cdot f \cdot \mu_0 \cdot \pi \cdot d_{13} \left(a_{13} + \frac{a_1 + a_3}{3} \right) N_1^2}{\ell_0} \quad (2.41)$$

и между КО и ОУ –

$$X_{23} = \frac{2\pi \cdot f \cdot \mu_0 \cdot \pi \cdot d_{23} \left(a_{23} + \frac{a_2 + a_3}{3} \right) N_1^2}{\ell_0}. \quad (2.42)$$

При этом нетрудно видеть, что сумма

$$X_{13} + X_{23} \approx X_{12}. \quad (2.43)$$

Преобразуя треугольник сопротивлений $X_{12} - X_{13} - X_{23}$ в трехлучевую звезду (рис.2.11)

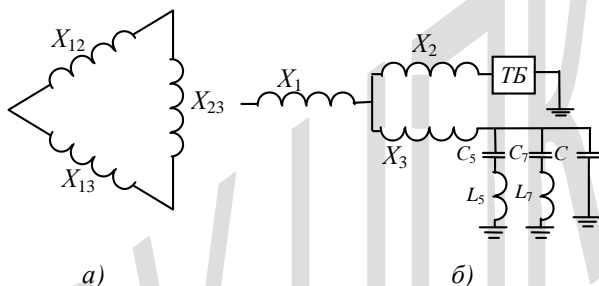


Рис.2.11. Эквивалентные схемы управляемого компенсатора реактивной мощности: а – треугольник; б – трехлучевая звезда

и используя соотношение (2.43), получим ее параметры

$$\left. \begin{aligned} X_1 &= 0,5 \cdot (X_{12} + X_{13} - X_{23}) = X_{13}; \\ X_2 &= 0,5 \cdot (X_{12} + X_{23} - X_{13}) = X_{23}; \\ X_3 &= 0,5 \cdot (X_{13} + X_{23} - X_{12}) = 0; \end{aligned} \right\} \quad (2.44)$$

или введя обозначение:

$$\begin{aligned} X_{13} &= \delta X_{12}; & X_{23} &\approx X_{12} - \delta X_{12} = X_{12}(1 - \delta), & \text{ - получаем из (2.44)} \\ X_1 &= \delta X_{12}; & X_2 &= (1 - \delta)X_{12}; & X_3 &= 0. \end{aligned}$$

При разомкнутом выключателе ВВ1 и замкнутом выключателе ВВ2 ток реактора определится соотношением

$$U_{\phi} = I_{\text{с.ном}}(-X_{13} + X_c) = I_{\text{с.ном}}(-\delta X_{12} + X_c),$$

откуда необходимая величина X_c для обеспечения заданного тока $I_{с.ном}$ равна

$$X_c = \frac{U_\phi}{I_{с.ном}} + \delta X_{12} = \frac{U_\phi}{\alpha \cdot I_{L.ном}} + \delta X_{12} = \frac{X_{L.ном}}{\alpha} + \delta X_{12}, \quad (2.45)$$

где номинальный емкостный ток реактора задан в долях номинального его индуктивного тока

$$|I_{с.ном}| = \alpha |I_{L.ном}|. \quad (2.46)$$

Из (2.45) получаем

$$C = \frac{1}{\omega X_c} = \frac{1}{\omega \left(\frac{X_{L.ном}}{\alpha} + \delta X_{12} \right)} = \frac{\alpha}{\omega (X_{L.ном} + \alpha \delta X_{12})}. \quad (2.47)$$

Номинальный индуктивный ток получаем при замкнутом выключателе ВВ1 и разомкнутом ВВ2.

$$I_{L.ном} = \frac{U_\phi}{X_{12}} = \frac{U_\phi}{X_{L.ном}}. \quad (2.48)$$

Следовательно, $X_{L.ном} = X_{12}$.

Тогда согласно (2.45), (2.46)

$$X_c = \frac{X_{12}}{\alpha} (1 + \alpha \delta) \quad (2.49)$$

и

$$C = \frac{\alpha}{\omega X_{12} (1 + \alpha \delta)}. \quad (2.50)$$

Напряжение на конденсаторе при замкнутом выключателе ВВ2 и разомкнутом ВВ1 получаем в виде

$$U_c = I_{с.ном} X_c = I_{L.ном} X_{12} (1 + \alpha \delta) = U_\phi (1 + \alpha \delta). \quad (2.51)$$

Мощность конденсатора равна

$$Q_c = U_c I_{с.ном} = \alpha U_\phi I_{L.ном} (1 + \alpha \delta). \quad (2.52)$$

При этом емкостная мощность реактора равна

$$Q_{г.с} = U_\phi I_{с.ном} = \alpha U_\phi I_{L.ном}. \quad (2.53)$$

Отношение емкостной мощности реактора к мощности конденсатора характеризует эффективность использования конденсаторной мощности в реакторе

$$K_{\text{эф}} = \frac{Q_{r.c}}{Q_c} = \frac{1}{(1 + \alpha\delta)}. \quad (2.54)$$

Отсюда следует, что чем меньше α и δ , тем более эффективно используется конденсатор. Например, при $\alpha=0,5$ и $\delta=0,6$ коэффициент эффективности использования конденсаторной мощности $K_{\text{эф}}=0,77$. С учетом того обстоятельства, что конденсаторная батарея эксплуатируется (в том числе коммутируется с помощью ВВ2) на относительно низком напряжении такой коэффициент использования конденсаторной мощности в реакторе можно считать вполне приемлемым.

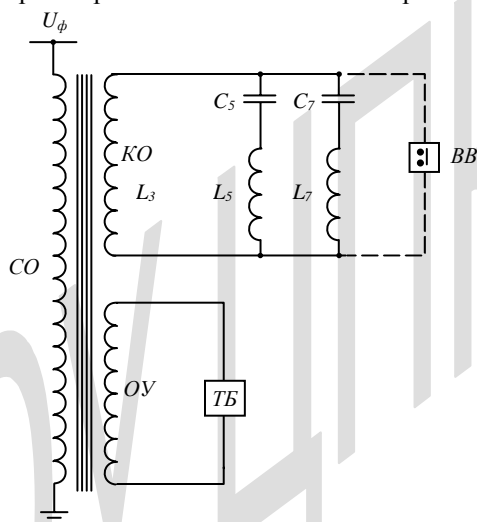


Рис.2.12. Схема УШРТ, обеспечивающего кратковременную форсировку его мощности

Небольшое изменение схемы УШРТ (рис.2.12) позволяет временно значительно увеличивать его индуктивную мощность. Действительно, КО располагается между ОУ и СО. Поэтому индуктивное сопротивление короткого замыкания $X_{13} < X_{12}$. При коротком замыкании компенсационной обмотки ток в сетевой обмотке равен

$$I_1 = \frac{U_{\phi,н}}{X_{13}} > I_{1ном}.$$

При $X_{13}=0,67X_{12}$ ток УШРТ в форсированном режиме превысит номинальный ток в 1,5 раза. Такое увеличение тока УШРТ допустимо в течение времени протекания переходного процесса в линии, сопровождающего ее коммутацию линейными выключателями (100÷200 мс).

Рассмотренная конструкция управляемого реактора существенно отличается от конструкции неуправляемого реактора. Стержни магнитопровода неуправляемого реактора имеют зазоры для обеспечения заданного номинального тока, что является причиной повышенной вибрации реактора. Магнитопровод управляемого реактора замкнутый, что определяет более низкий уровень вибрации УШРТ.

Управляемый реактор содержит 3 коаксиальных обмотки, а неуправляемый – только одну. Поэтому расход меди в УШРТ больше, чем в ФШР. Поэтому стоимость УШРТ больше стоимости ФШР. Однако, функциональные возможности УШРТ настолько превышают функциональные возможности ФШР, что суммарные затраты на обеспечение работы электропередачи с УШРТ меньше, чем с ФШР, причем это различие быстро увеличивается при увеличении длины линии.

Первый промышленный образец УШРТ на 400 кВ, 50 Мвар изготовлен индийской фирмой BHEL и пущен в эксплуатацию в ноябре 2001 года (см. рис. 2.13).

Он работает в полном соответствии с проектным заданием, что привело к значительному улучшению эксплуатационных показателей электропередачи 400 кВ.

По данным заводских и сетевых испытаний потери в компенсаторе при номинальном токе составляют 0,63% от его номинальной мощности, расход активных материалов (меди и электротехнической стали) составляет около 1 кг/квар его номинальной мощности. Объем бака компенсатора близок к объему бака неуправляемого реактора.

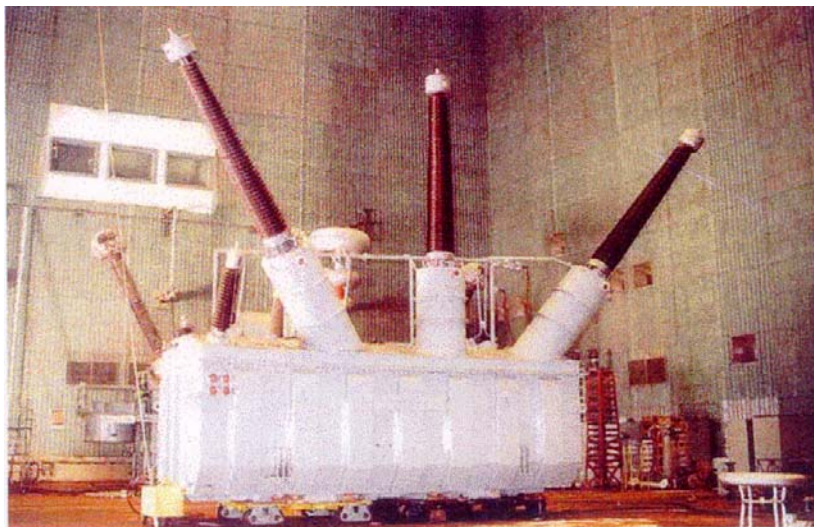


Рис.2.13. Управляемый компенсатор реактивной мощности трехфазного типа мощностью 50 Мвар на напряжение 400 кВ

Изложенное позволяет утверждать, что УШРТ создан, вполне работоспособен и может быть изготовлен на любой уровень номинального напряжения, на который созданы силовые трансформаторы. И в соответствии с вышеизложенным (см. Гл.1 и §2.1) обеспечение 100%-ой компенсации избыточной зарядной мощности линий вполне реально.

Компенсатор управляется пофазно. Его система управления реагирует на угол сдвига тока в месте его подключения относительно напряжения на нем. Полезно отметить, что управляемый компенсатор реактивной мощности может работать как в сетях с заземленной нейтралью, так и в сетях с изолированной нейтралью. В нормальных режимах работы сети компенсатор обеспечивает автоматическую компенсацию избыточной реактивной мощности сети (емкостной либо индуктивной). В режиме однофазного короткого замыкания реактор автоматически обеспечивает компенсацию емкостного тока замыкания на землю системы. Сигналом к перенастройке компенсатора является резкое снижение напряжения на поврежденной фазе. Безинерционность реактора позволяет обеспечить его перенастройку за 1-2 полупе-

риода напряжения промышленной частоты и с высокой степенью точности компенсировать емкостной ток подпитки дуги к.з. [2].

Из изложенного следует, что электромагнитная часть управляемого компенсатора реактивной мощности представляет собой трансформатор с увеличенным напряжением короткого замыкания, что достигается за счет увеличения расстояния между обмотками СО и ОУ и увеличения числа витков в этих обмотках. При такой ситуации замыкание накоротко ОУ приводит к протеканию номинального тока, а не к повышению его в 7-10 раз, как для обычных трансформаторов. Поэтому условия работы трансформатора в режиме компенсатора значительно легче, чем у обычных трансформаторов и, следовательно, надежность их работы в электрической сети сомнений не вызывает.

Магнитный поток, вытесняемый из стержня магнитопровода, по выходе из области расположения обмоток собирается специальными магнитными шунтами, прикрывающими обмотки с обеих сторон, и направляется по этим магнитным шунтам (шихтованным) в ярма магнитопровода. Поэтому вытеснение 100% магнитного потока из стержня магнитопровода не приводит к значительному увеличению добавочных потерь в компенсаторе. По данным измерений в упомянутом реакторе 400 кВ, 50 Мвар эти потери не превышают 10% от потерь в обмотках.

Надежность эксплуатации тиристорных силовых блоков проверена на электропередачах постоянного тока. С учетом того обстоятельства, что тиристорный блок устанавливается на стороне низкого напряжения (подключен к ОУ), можно прогнозировать высокую надежность работы управляемого компенсатора в целом.

2.3. Конструктивное исполнение и методика расчета приярменных магнитных шунтов

Как указывалось в §2.2 при короткозамкнутой обмотке управления УШРТ магнитный поток вытесняется из стержней магнитопровода и концентрируется в области между внутренней поверхностью ОУ и наружной поверхностью СО (см. рис.2.6). По выходе из области расположения обмоток часть потока попадает непосредственно в ярмо и далее проходит по нему, возвращаясь к области расположения обмоток. Другая часть минует ярмо и при отсутствии специальных мер проникает в конструктивные элементы УШРТ (стяжные балки ярма, крышка и дно бака, стенки бака), вызывая значительные добавочные потери. Прикрытие торцевых частей обмоток кольцевыми шунтами из листовой электротехнической стали позволяет уловить и эту часть потока рассеяния и направить ее в ярмо (см. рис. 2.14). При этом магнитный поток направляется к ярму по четырем различным направлениям. Переход магнитного потока от шунта к ярму происходит через тонкий изоляционный (немагнитный) слой (около 3 мм) необходимый для предотвращения шунтирования листов стали шунта ярмом и ярма шунтом.

Часть магнитного потока, которую необходимо уловить, равна отношению разности эквивалентного сечения магнитного потока F_3 согласно (2.14, а) и поверхности ярма, пересекающего это сечение, и F_3 .

$$\Phi_{ш} \approx \Phi \frac{\pi \cdot d_{12} \left(a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2} \right) - \left(a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2} \right) \cdot 2a_я}{\pi \cdot d_{12} \left(a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2} \right)} = \Phi \left(1 - \frac{2a_я}{\pi d_{12}} \right), \quad (2.55)$$

где $a_я$ – толщина ярма.

Соответственно площадь поперечного сечения кольцевого шунта должна быть равна

$$F_{ш} = \frac{1}{4} \frac{\Phi_{ш}}{B_0} = \frac{1}{4} \frac{\Phi}{B_0} \left(1 - \frac{2a_я}{\pi \cdot d_{12}} \right). \quad (2.56)$$

Принимая эквивалентную ширину шунта равной

$$a_{ш.э} = a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2}, \quad (2.57)$$

с учетом (2.20) получаем высоту шунта

$$h_{ш} = \frac{F_{ш}}{a_{ш.э}} = \frac{1}{4} \frac{\Phi}{B_0 a_{ш.э}} \left(1 - \frac{2a_я}{\pi \cdot d_{12}} \right) = \frac{\sqrt{2} U_{\phi} \left(1 - \frac{2a_я}{\pi \cdot d_{12}} \right)}{8\pi \cdot f \cdot N_1 B_0 \left(a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{3} \right)}. \quad (2.58)$$

Для исключения вихревых токов в шунте, индуцируемых пронизывающим его магнитным потоком, шунт должен иметь по крайней мере один разрез (см. рис.2.14, б). Осуществить такой разрез технологически чрезвычайно сложно. В связи с этим целесообразно вместо кольцевых шунтов применять секторные шунты (см. рис.2.15), состоящие из четырех секторов из плоских пакетов электротехнической стали. После заливки их эпоксидным компаундом горячего отверждения они представляют аналог кольцевого шунта, по которому магнитный поток распространяется в четырех различных направлениях к ярму. При этом, однако, высота магнитопровода увеличивается на двойную высоту шунта (см. рис.2.15, а). Этот недостаток можно исключить при ступенчатой конструкции частей ярма, обращенных к обмоткам (см. рис.2.15, б и в). В этом случае длина захода шунта в уступ ярма должна быть вдвое больше, чем высота шунта для обеспечения перехода магнитного потока из шунта в ярмо без насыщения стали.

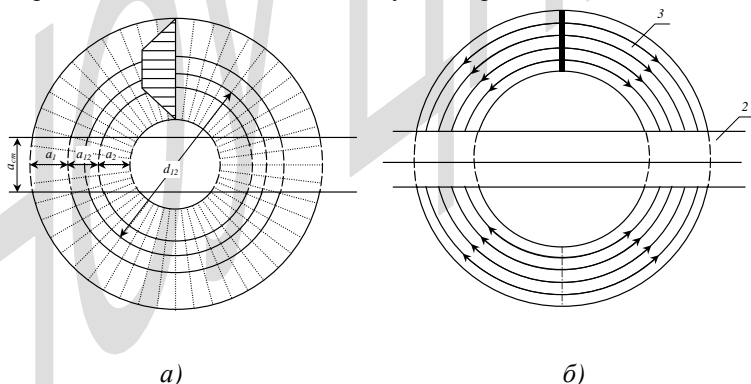
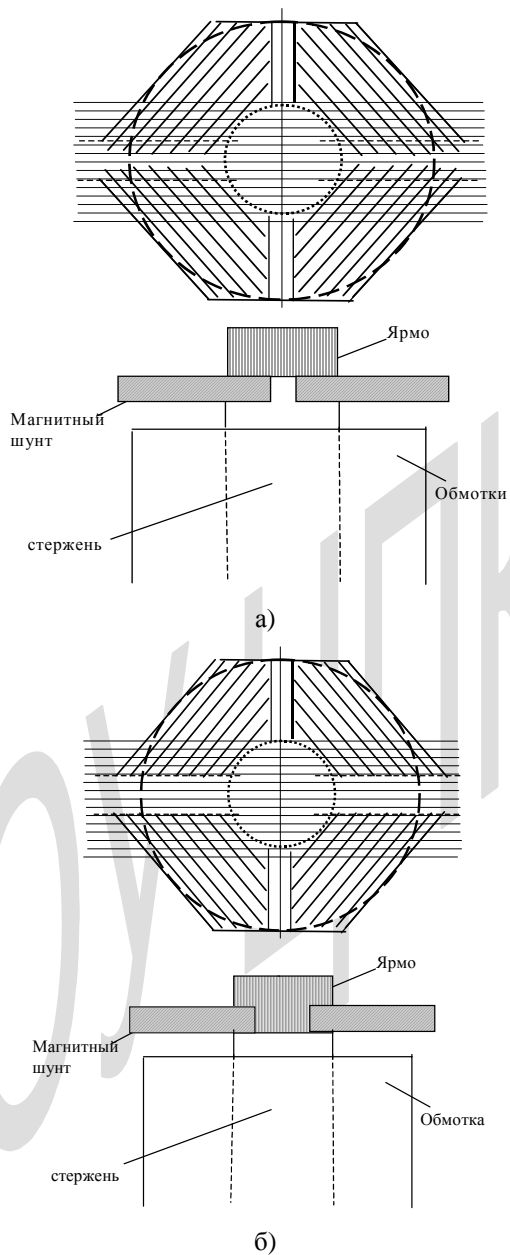


Рис.2.14. Схема канализации магнитного потока рассеивания УШРТ кольцевыми шунтами



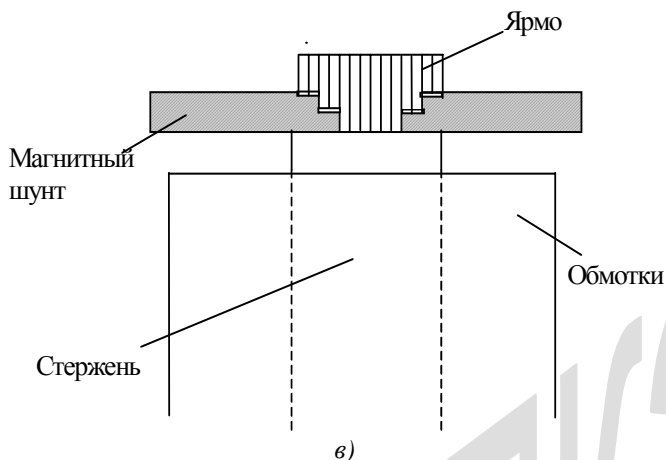


Рис.2.15. Схема секторного шунта [14]: а – аналог кольцевого, б – при одноступенчатом сопряжении с ярмом, в – при двухступенчатом сопряжении с ярмом

Следует специально отметить, что необходимая высота секторных шунтов меньше, чем кольцевых. Действительно, часть кольцевого шунта, расположенная над зазором между ОУ и СО принимает поток с наибольшей индукцией B_m (см. рис.2.14,а). Для исключения его насыщения эквивалентная (расчетная) ширина шунта должна соответствовать эквивалентной площади магнитного потока и определяться по формуле (2.57), тогда как реальная толщина кольцевого шунта равна

$$a_{ш} = a_{12} + a_1 + a_2, \quad (2.59)$$

поскольку шунт должен полностью закрывать торцевые части обмоток.

Пакеты стали секторных шунтов не следуют конфигурации зазора между ОУ и СО, а проходят как над зазором, так и над обмотками. Поэтому магнитная индукция изменяется вдоль пакета и может быть принята средней для сечения магнитного потока. Ширина шунта может быть принята равной всей ширине обмоток (2.59). При этом необходимая высота шунта равна

$$\begin{aligned}
 h_{ш} &= \frac{F_{ш}}{a_{ш.э}} = \frac{1}{4} \frac{\Phi}{B_0 a_{ш}} \left(1 - \frac{2a_{я}}{\pi \cdot d_{12}} \right) = \\
 &= \frac{\sqrt{2} U_{\phi} \left(a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{2} \right)}{8\pi \cdot f \cdot N_1 B_0 \left(a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{3} \right)} \cdot \frac{1 - \frac{2a_{я}}{\pi \cdot d_{12}}}{a_{12} + a_1 + a_2}.
 \end{aligned} \quad (2.60)$$

Таким образом, применение секторных шунтов обеспечивает уменьшение высоты магнитопровода.

Особо следует рассмотреть конструкцию шунтов для мощных двухстержневых УШРТ пофазного исполнения. В этом случае для обеспечения замкнутого пути магнитного потока по магнитопроводу не требуется боковых ярм (см. рис.2.8). Поэтому прикрывающие торцевые части обмоток магнитные шунты должны улавливать большую часть магнитного потока, чем при наличии боковых ярм

$$\Phi_{ш.2} = \Phi \left(1 - \frac{a_{я}}{\pi \cdot d_{12}} \right). \quad (2.61)$$

Кроме того, в этом случае магнитный поток переходит в ярма только по двум направлениям (см. рис.2.16, а).

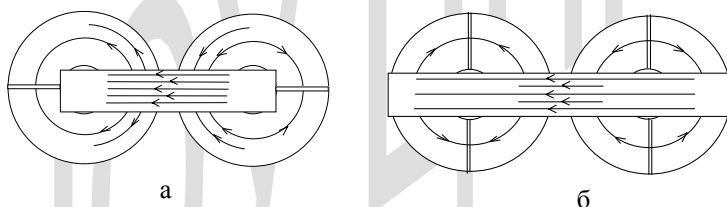


Рис.2.16. Схема распределения магнитного потока в кольцевом шунте для УШРТ пофазного исполнения в двухстержневом варианте

В итоге необходимая высота кольцевых шунтов равна

$$\begin{aligned}
 h_{ш} &= \frac{1}{2} \frac{\Phi}{B_0 a_{ш}} \left(1 - \frac{2a_{я}}{\pi \cdot d_{12}} \right) = \\
 &= \frac{\sqrt{2} U_{\phi} \left(1 - \frac{2a_{я}}{\pi \cdot d_{12}} \right)}{4\pi \cdot f \cdot N_1 B_0 \left(a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{3} \right)}.
 \end{aligned}
 \tag{2.62}$$

При этом высота магнитопровода значительно увеличивается по сравнению со случаем бронзового варианта УШРТ (с боковыми ярами). В связи с этим при конструировании УШРТ целесообразно рассмотреть альтернативный вариант продления ярем до краев обмоток СО (см. рис.2.8).

Высота этих добавочных участков ярем может быть вдвое меньше основных, т.к. через них будет проходит только половина магнитного потока. Но при этом высота кольцевых шунтов определяется формулой (2.58), а для секторных шунтов формулой (2.60). Соответственно, значительно уменьшается высота магнитопровода, что чрезвычайно важно из-за ограничений железнодорожного габарита.

2.4. Фильтры высших гармонических УШРТ

При управлении током УШРТ тиристорами в цепи ОУ ток в ней протекает непрерывно только при полностью открытых тиристорах, когда угол зажигания тиристоров φ_3 равен 90° (по отношению к моменту перехода напряжения через нуль). В диапазоне углов $90^\circ < \varphi_3 < 180^\circ$ ток в ОУ протекает в течение части полупериода, соответствующей углу (см. рис. 2.17)

$$\psi_{\text{гор}} = 2 \left(\varphi_3 - \frac{\pi}{2} \right). \quad (2.62)$$

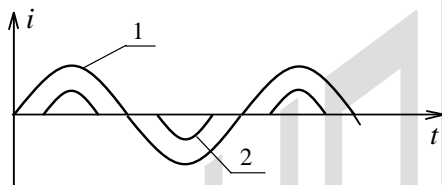


Рис. 2.17. Ток в ОУ при полностью открытых тиристорах (1) и при угле зажигания $\varphi_3 = 135^\circ$ (2)

При этом ток в цепи ОУ равен

$$i_2 = I_{2.m} (\sin \omega t - \sin \psi), \quad (2.63)$$

где время t отсчитывается от момента перехода тока через нуль,

$I_{2.m}$ – амплитуда номинального тока, $\psi = \varphi_3 - \frac{\pi}{2}$.

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

$$\begin{aligned} I(\psi) &= I_m \cdot \sqrt{\frac{1}{\pi} \int_{\psi}^{\pi-\psi} (\sin \omega t - \sin \psi)^2 d\omega t} = \\ &= I_m \cdot \sqrt{\frac{1}{\pi} \cdot [(\pi - 2\psi) \cdot (0,5 + \sin^2 \psi) - 1,5 \sin 2\psi]} \end{aligned} \quad (2.64)$$

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

$$\begin{aligned} \frac{I(\psi)}{I} &= \sqrt{\frac{1}{\pi} \cdot [(\pi - 2\psi) \cdot (1 + 2\sin^2 \psi) - 3\sin 2\psi]} = \\ &= \sqrt{\left(1 - \frac{2\psi}{\pi}\right) \cdot (1 + 2\sin^2 \psi) - \frac{3}{\pi} \cdot \sin 2\psi}. \end{aligned} \quad (2.65)$$

При увеличении угла зажигания ψ ток через тиристорный блок быстро уменьшается (см. рис. 2.18).

Разложение в ряд Фурье функции (2.63) определяет наличие нечетных высших гармонических в токе ОУ, относительное содержание которого определяется формулой

$$\beta_k = \frac{I_k}{I_1} = \frac{2}{k} \cdot \frac{\frac{\sin(k-1) \cdot \psi}{k-1} + \frac{\sin(k+1) \cdot \psi}{k+1}}{\pi - 2\psi - \sin 2\psi}, \quad (2.66)$$

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

Результаты расчетов по этой формуле приведены на рис.2.18. Как видно, при увеличении номера гармоники k уменьшается ее содержание. При этом содержание третьей гармоники в токе реактора непрерывно увеличивается при уменьшении времени горения тиристор (увеличении угла зажигания тиристор). Увеличение содержания пятой гармоники при малых углах зажигания (больших углах горения) тиристор сменяется уменьшением вплоть до нуля при угле зажигания $\psi=0,22\pi$, а затем 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. 2.18,а).

Совершенно иной характер имеют зависимости отношения тока соответствующей высшей гармонической по отношению к номинальному току реактора (к току при полностью открытых тиристорах). Для третьей гармоники это отношение достигает

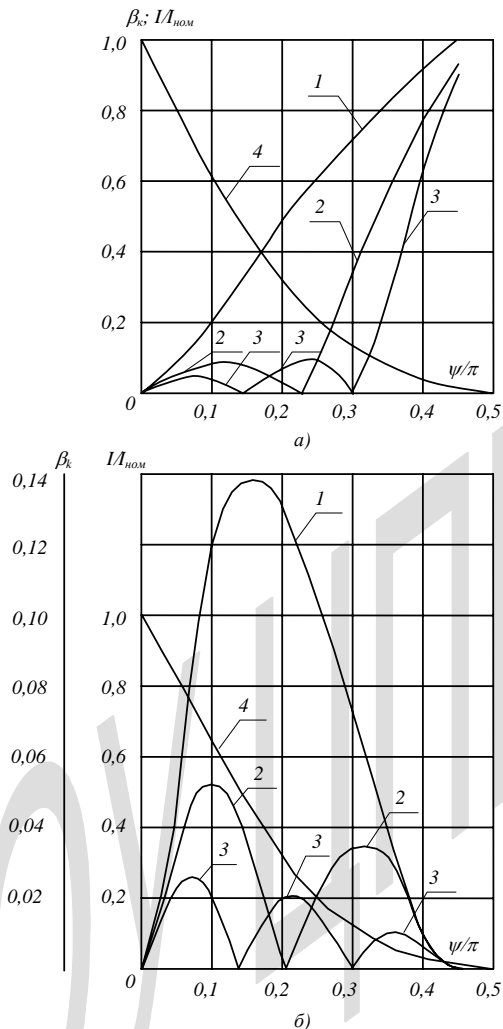


Рис.2.18. Отношение токов высших гармонических: третьей (1), пятой (2), седьмой (3) к току основной частоты в зависимости от угла зажигания тиристоров $0 < \psi < 90^\circ$: а – по отношению к текущему току основной частоты; б – по отношению к номинальному току (при полностью открытых тиристорах); 4 -отношение действующего значения полного тока к номинальному току

максимума при токе реактора $I=0,42I_{ном}$ (см. кривые 1 и 4 рис. 2.18,б). Для пятой гармоники максимум достигается при токе реактора

$I=0,63I_{ном}$ (см. кривые 2 и 4 рис.2.18, 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 приведены в табл.2.1 (обозначены буквой β_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.

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 поскольку в КО индуктируется ток соответствующей гармоники, создающий встречный магнитный поток. Отсутствие ключа управления в КО определяет возможность непрерывного протекания тока высших гармонических в этой обмотке, включая промежутки времени, когда ток в ОУ прерывается. В результате в сетевой обмотке индуктируется непрерывный ток без высших гармонических, соответствующих установленным фильтрам.

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

$$k\omega L_k = \frac{1}{k\omega C_k}, \quad (2.67)$$

откуда

$$\omega C_k = \frac{1}{k^2 \omega L_k}, \quad (2.68)$$

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

При этом при запертых тиристорах блока управления (рис.2.19) в режиме холостого хода КО УШРТ нагружена на сопротивление

$$X_{1,k} = \omega L_k - \frac{1}{\omega C_k} = \omega L_k \cdot (1 - k^2). \quad (2.69)$$

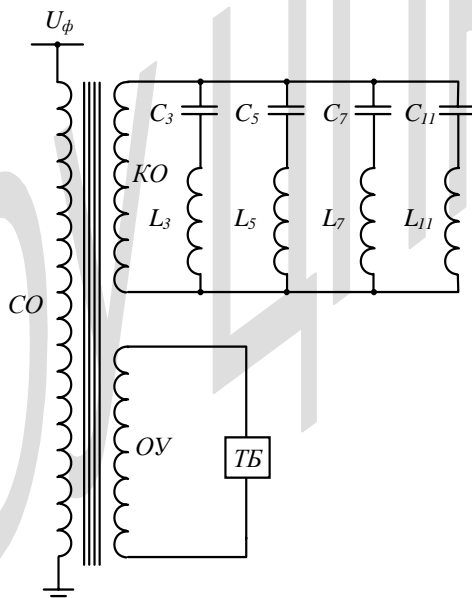


Рис.2.19. Принципиальная схема УШРТ с фильтрами высших гармонических

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

$$I_{1,k} = \frac{U_{\phi}}{\delta X_{ном} + X_{k,1}} = \frac{U_{\phi}}{\delta X_{ном} + \omega L_k \cdot (1 - k^2)}, \quad (2.70)$$

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 $X_{l,k}$ больше сопротивления $\delta X_{ном}$ (см. ниже), ток через фильтр имеет емкостный характер и отношение тока $I_{l,k}$ к номинальному току имеет отрицательный знак

$$\frac{I_{l,k}}{I_{ном}} = \frac{X_{ном}}{\delta X_{ном} + \omega L_k \cdot (1 - k^2)} = -\alpha_k, \quad (2.71)$$

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

Разрешая уравнение (2.71) относительно ωL_k , получаем

$$\omega L_k = X_{ном} \cdot \frac{1 + \alpha_k \delta}{\alpha_k \cdot (k^2 - 1)}. \quad (2.72)$$

Сопротивление конденсатора фильтра k -ой гармоники току промышленной частоты согласно (2.68), (2.72) равно

$$\frac{1}{\omega C_k} = X_{ном} \cdot \frac{k^2 \cdot (1 + \sigma \cdot \alpha_k)}{\alpha_k \cdot (k^2 - 1)}. \quad (2.73)$$

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

$$Q_{L_k} = I_{1,k}^2 \cdot \omega \cdot L_k = \alpha_k^2 \cdot I_{ном}^2 \cdot X_{ном} \cdot \frac{1 + \alpha_k \cdot \delta}{\alpha_k \cdot (k^2 - 1)}. \quad (2.74)$$

Мощность конденсатора того же фильтра

$$Q_{C_k} = I_{1,k}^2 \cdot \frac{1}{\omega \cdot C_k} = \alpha_k^2 \cdot I_{ном}^2 \cdot X_{ном} \cdot \frac{k^2 \cdot (1 + \alpha_k \cdot \delta)}{\alpha_k \cdot (k^2 - 1)}. \quad (2.75)$$

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

$$Q_{\Sigma,k} = Q_{L_k} + Q_{C_k} = \alpha_k \cdot Q_{ном} \cdot \frac{(1+k^2) \cdot (1+\alpha_k \cdot \delta)}{k^2 - 1}, \quad (2.76)$$

где номинальная мощность реактора равна

$$Q_{ном} = I_{ном}^2 \cdot \chi_{ном}. \quad (2.77)$$

Максимальный ток k -ой гармоники через фильтр этой гармоники может быть вычислен аналитически и определен соотношением согласно (2.66)

$$I_k = \beta_k \cdot I_{ном}. \quad (2.78)$$

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

$$\begin{aligned} Q_{k,k} &= I_k^2 \cdot \left(k \cdot \omega \cdot L_k + \frac{1}{k \cdot \omega \cdot C_k} \right) = 2I_k^2 \cdot k \cdot \omega \cdot L_k = \\ &= 2\beta_k^2 \cdot I_{ном}^2 \cdot \chi_{ном} \cdot \frac{k \cdot (1+\alpha_k \cdot \delta)}{\alpha_k \cdot (k^2 - 1)} = 2\beta_k^2 \cdot U_{ном} \cdot \frac{k \cdot (1+\alpha_k \cdot \delta)}{\alpha_k \cdot (k^2 - 1)}. \end{aligned} \quad (2.79)$$

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

$$Q_k = Q_{k,1} + Q_{k,k} = Q_{ном} \cdot \frac{1+\alpha_k \cdot \delta}{k^2 - 1} \cdot \left[\alpha_k \cdot (1+k^2) + 2\beta_k^2 \cdot \frac{k}{\alpha_k} \right]. \quad (2.80)$$

Оптимальную величину Q_k найдем, приравнявая нулю производную Q_k по α_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 α_k , соответствующую минимальной мощности фильтра k -ой гармоники

$$\alpha_k = \beta_k \cdot \sqrt{\frac{2k}{(1+k^2) \cdot (1+2\alpha_k \cdot \delta)}}. \quad (2.81)$$

В этом решении α_k содержится также в малом члене под корнем. Малость этого члена позволяет вычислить α_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 α_k и соответственно мощности фильтров согласно (2.80), а также относительные величины мощности конденсаторов ($Q_{c.k}$) и реакторов ($Q_{L.k}$) фильтров с учетом высокочастотных составляющих тока (см. табл.2.1).

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 2.1

k	β_k	α_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	0,0091	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.2.20). Оценим параметры эквивалентной схемы УШРТ согласно рис.2.6. В этом случае эффективное сечение магнитного потока, сцепляющегося с сетевой обмоткой (СО), при коротком замыкании обмотки управления (ОУ) равно согласно (2.14)

$$F_{\phi,1} \approx \pi \cdot d_{12} \cdot \left(a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{3} \right), \quad (2.82)$$

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.

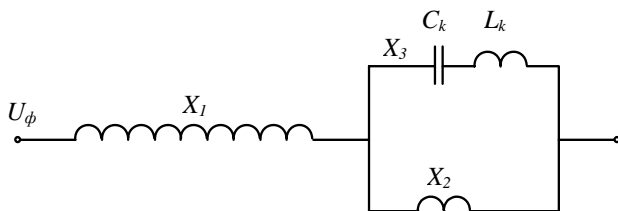


Рис.2.20. Эквивалентная трехлучевая схема УШРТ

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

$$F_{\phi.2} = \pi \cdot d_{13} \cdot \left(a_{13} + \frac{a_1 + a_3}{3} \right), \quad (2.83)$$

где d_{13} - средний диаметр зазора между КО и СО, a_3 - толщина (радиальный размер) КО ($a_3 \approx 0,2a_2$).

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

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

$$F_{\phi.3} = \pi \cdot d_{23} \cdot \left(a_{23} + \frac{a_2 + a_3}{3} \right), \quad (2.84)$$

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

$$X_{12} = \frac{8 \cdot 10^{-7} \cdot \pi^2 \cdot f \cdot N_1^2 \cdot F_{\text{эф.1}}}{\ell_0} = X_{\text{мин}} , \quad (2.85)$$

где N_1 - число витков СО, ℓ_0 - высота окна магнитопровода.

Сопротивление короткого замыкания СО относительно КО, замкнутой фильтрами,

$$X_{13} = \frac{8 \cdot 10^{-7} \cdot \pi^2 \cdot f \cdot N_1^2 \cdot F_{\text{эф.2}}}{\ell_0} = X_{\text{мин}} \cdot \frac{F_{\text{эф.2}}}{F_{\text{эф.1}}} = \delta \cdot X_{\text{мин}} . \quad (2.86)$$

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

Сопротивление короткого замыкания КО относительно ОУ

$$X_{23} = \frac{8 \cdot 10^{-7} \cdot \pi^2 \cdot f \cdot N_1^2 \cdot F_{\text{эф.3}}}{\ell_0} = (1 - \delta) X_{\text{мин}} , \quad (2.87)$$

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.2.20)

$$\left. \begin{aligned} X_{1.k} &= \frac{k}{2} \cdot (X_{12} + X_{13} - X_{23}) = k \delta X_{\text{мин}}; \\ X_{2.k} &= \frac{k}{2} \cdot (X_{12} + X_{23} - X_{13}) = k \cdot (1 - \delta) \cdot X_{\text{мин}}; \\ X_{3.k} &= \frac{k}{2} \cdot (X_{13} + X_{23} - X_{12}) = 0. \end{aligned} \right\} \quad (2.88)$$

Следовательно, эквивалентная схема для k -ой гармонической имеет вид, изображенный на рис.2.21, где тиристорный блок эквивалентирован генератором тока. Как видно, в этом случае весь ток k -ой гармоники замыкается фильтром и не попадает в сетевую обмотку.

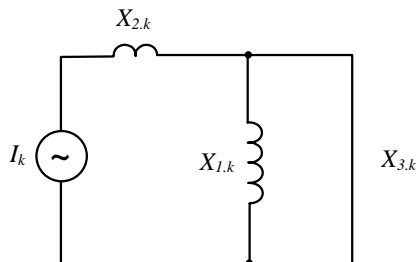


Рис.2.21. Эквивалентная трехлучевая схема УШРТ для k -той гармоники при расположении КО между ОУ и СО

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

$$\left. \begin{aligned} X_{12} &= X_{\min}; \\ X_{13} &= X_{\min} \cdot (1 + \delta); \\ X_{23} &= \delta \cdot X_{\min}; \end{aligned} \right\} \quad (2.89)$$

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

$$\left. \begin{aligned} X_{1,k} &= 0,5 \cdot [X_{\min} + (1 + \delta) \cdot X_{\min} - \delta \cdot X_{\min}] = k \cdot X_{\min}; \\ X_{2,k} &= 0,5 \cdot [X_{\min} - (1 + \delta) \cdot X_{\min} + \delta \cdot X_{\min}] = 0; \\ X_{3,k} &= 0,5 \cdot [-X_{\min} + (1 + \delta) \cdot X_{\min} + \delta \cdot X_{\min}] = k \cdot \delta \cdot X_{\min}. \end{aligned} \right\} \quad (2.90)$$

При этом эквивалентная схема для k -ой гармоники примет вид, изображенный на рис.2.22.

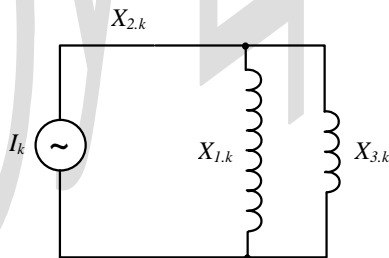


Рис.2.22. Эквивалентная трехлучевая схема УШРТ для k -той гармоники при расположении КО внутри ОУ

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

$$X_{\text{эк}} = \frac{X_{1,k} \cdot X_{3,k}}{X_{1,k} + X_{3,k}} = \frac{k \cdot X_{\text{мин}} \cdot k \cdot \delta \cdot X_{\text{мин}}}{k \cdot X_{\text{мин}} + k \cdot \delta \cdot X_{\text{мин}}} = k \cdot \frac{\delta \cdot X_{\text{мин}}}{1 + \delta}. \quad (2.91)$$

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

$$I_{k,\phi} = \frac{I_k \cdot X_{\text{эк}}}{X_{3,k}} = \beta_k \cdot I_{\text{макс}} \cdot \frac{1}{1 + \delta}, \quad (2.92)$$

а в сетевой обмотке (ветвь $X_{1,k}$)

$$I_{k,CO} = \frac{I_k \cdot X_{\text{эк}}}{X_{1,k}} = \beta_k \cdot I_{\text{макс}} \cdot \frac{\delta}{1 + \delta}. \quad (2.93)$$

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

$$\frac{I_{k,CO}}{I_{k,\phi}} = \delta. \quad (2.94)$$

Чем больше изоляционное расстояние между ОУ и КО, тем больше отношение δ и тем больше содержание высших гармонических в токе УШРТ. Этот вывод полностью подтверждает результаты выше-приведенного 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.2.23. Эквивалентное сопротивление ветви 3 с фильтром равно сопротивлению фильтра (2.69)

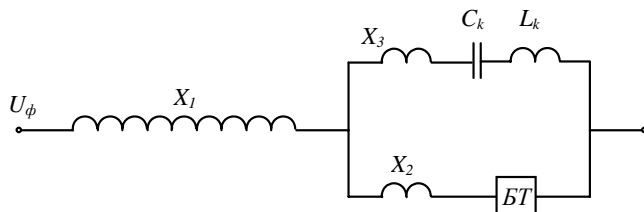


Рис.2.23. Эквивалентная схема УШРТ в нормальном режиме для вычисления тока промышленной частоты с учетом фильтра k -той гармоники

$$X_{3,э} = \omega \cdot L_k \cdot (1 - k^2) = X_{\min} \cdot \frac{1 + \delta \cdot \alpha_k}{(k^2 - 1) \cdot \alpha_k} \cdot (1 - k^2) = -X_{\min} \cdot \frac{1 + \delta \cdot \alpha_k}{\alpha_k}. \quad (2.95)$$

Эквивалентное сопротивление ветви 2 согласно (2.88) равно

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

Эквивалентное сопротивление параллельного соединения ветвей 2 и 3

$$X_{2,3,э} = \frac{X_{2,э} \cdot X_{3,э}}{X_{2,э} + X_{3,э}} = X_{\min} \cdot \frac{1 - \delta}{1 - \frac{\alpha_k \cdot (1 - \delta)}{1 + \delta \cdot \alpha_k}}. \quad (2.96)$$

Полное эквивалентное сопротивление УШРТ в номинальном режиме с учетом фильтра k -ой гармонической согласно (2.88), (2.96) равно

$$X_{э, \min} = X_1 + X_{2,3,э} = \delta X_{\min} + X_{\min} \frac{1 - \delta}{1 - \frac{\alpha_k (1 - \delta)}{1 + \delta \alpha_k}} = X_{\min} \frac{1 + \delta^2 \alpha_k}{1 + \alpha_k (2\delta - 1)}. \quad (2.97)$$

Например, при $\delta=0,5$ при учете фильтра третьей гармоники с наибольшим током холостого хода (см.Табл.2.1, $\alpha_3=0,102$) получаем

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

Таким образом, при наличии фильтров номинальный ток УШРТ незначительно 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. 2.12) приводит 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.2.1

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

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

Ток промышленной частоты и пятой гармоники через фильтр пятой гармоники

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

Ток промышленной частоты и седьмой гармоники через фильтр седьмой гармоники

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

При этом суммарный ток через КО равен

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

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

$$I_{КО.\text{ном}} = 0,2 I_{1.\text{макс}} \cdot k_{тр} . \quad (2.98)$$

При разомкнутом треугольнике КО (при соединении ее звездой) необходимо учесть работу фильтра третьей гармонической и со-

ответственно дополнительно ток промышленной частоты через фильтр третьей гармоники.

В итоге, в этом случае суммарный ток КО равен

$$I_{КО.\Sigma} = 0,358 I_{1.\max} \cdot k_{mp} .$$

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

$$I_{КО.ном} = 0,3 I_{1.\max} \cdot k_{mp} . \quad (2.99)$$

Соответственно, сечение проводника КО равно

$$F_{м.КО} = \frac{I_{КО.ном}}{J_{КО.онм}} . \quad (2.100)$$

Объем меди КО равен

$$V_{м.КО} = \pi \cdot d_{КО.ср} \cdot N_{КО} \cdot F_{м.КО} , \quad (2.101)$$

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 (2.99), (2.100), (2.101)

$$V_{пр.КО} = \pi \cdot d_{КО.ср} \cdot \frac{N_1}{k_{mp}} \cdot \frac{0,3 \cdot I_{1.\max} \cdot k_{mp}}{J_{КО.онм}} = \pi \cdot d_{КО.ср} \cdot \frac{0,3 N_1 \cdot I_{1.\max}}{J_{КО.онм}} . \quad (2.102)$$

ГЛАВА 3. НЕЛИНЕЙНЫЕ ОГРАНИЧИТЕЛИ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЙ

3.1. Общая характеристика ОПН и выбор варисторов

Развитие технологии производства полупроводников обеспечило к началу 70-х годов создание материалов с резко - нелинейными резистивными характеристиками на основе оксида цинка. В широком диапазоне изменения плотности тока (несколько порядков от 1 до 1000 А/см²) напряжение на варисторах изменяется незначительно – примерно на 30%.

Такие материалы позволили создать принципиально новые защитные аппараты – нелинейные ограничители перенапряжений ОПН. Отличительной особенностью этих аппаратов является отсутствие в них искровых промежутков, предотвращающих протекание значительного тока через варисторы при рабочем напряжении и обеспечивающие протекание значительного тока через варисторы только при перенапряжениях, как это происходит у разрядников. Резкая нелинейность вольтамперной характеристики варисторов на основе оксида цинка (рис.3.1) позволяет ставить колонку варисторов непосредственно под рабочее напряжение, когда протекающий через колонку варисторов (КВ) активный ток составляет доли миллиампера.

При этом обеспечивается тепловой баланс варисторов: выделяемое в них тепло рассеивается в окружающее пространство и не происходит его накопления и постепенного повышения температуры варисторов вплоть до их разрушения. Тем не менее, обеспечение теплового баланса варисторов – важный вопрос, определяющий допустимые нагрузки на варисторы при рабочем напряжении.

Минимальная высота колонки варисторов определяется исходя из задаваемой производителем наибольшей длительно допустимой рабочей напряженности варисторов $E_{в.н.р}$ и задаваемого потребителем наибольшего длительно допустимого напряжения сети в месте установки ограничителя $U_{н.р}$.

$$H_{\kappa.\text{мин}} = \frac{U_{\text{н.р}}}{E_{\text{в.н.р}}} \cdot K_{\text{н.р}}, \quad (3.1)$$

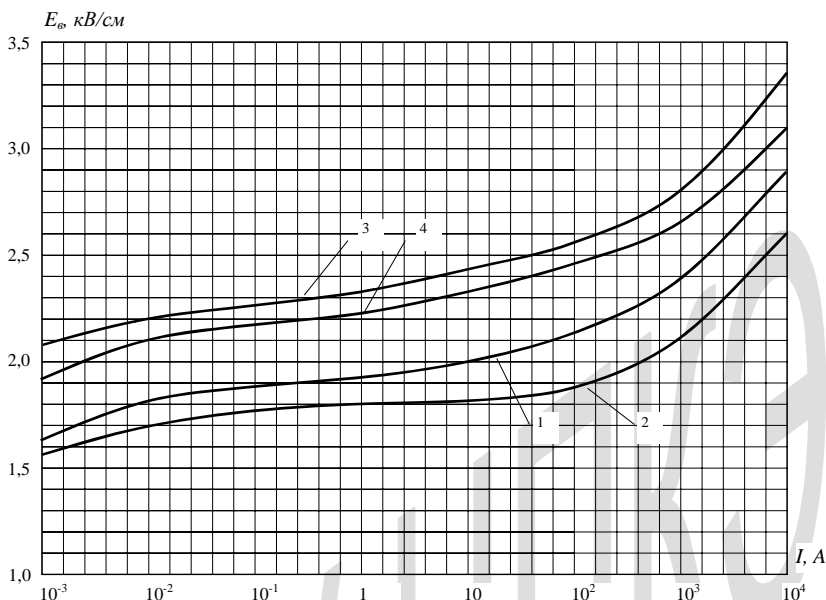


Рис 3.1. Вольтамперные характеристики варисторов различных диаметров: 1-диаметр 45 мм (ЦЭЗА), 2- диаметр 60 мм (ЦЭЗА), 3-диаметр 85 мм(КНР, СФЗ), 4-диаметр 115 мм (КНР, СФЗ).

где $K_{\text{н.р}}$ – коэффициент неравномерности распределения напряжения вдоль колонки варисторов при наибольшем рабочем напряжении.

Параметр $E_{\text{в.н.р}}$ чрезвычайно важен для обеспечения эксплуатационной способности ограничителя. Обычно он задается производителем на уровне $E_{\text{в.н.р}} \approx 1 \div 1.05$ кВ/см. Однако, следует иметь в виду, что в зависимости от конструкции ограничителя (материал и толщина покрышки, размер внутренней полости между покрышкой и варисторами, ее заполнение) условия теплообмена варисторов с окружающей средой значительно изменяются. Поэтому и допустимое значение $E_{\text{в.н.р}}$ должно корректироваться в зависимости от конструкции ОПН. Для этого предусмотрены испытания варисторов на старение в течение 1000 часов в макете, составляющем точную копию части ОПН определенной конст-

рукции. При этом положительный результат испытаний варисторов на старение в одной конструкции макета ОПН не может быть распространен на другие конструкции с другими размерами и другими материалами.

Увеличение сопротивления тепловому потоку от варисторов в окружающее пространство требует снижения наибольшей допустимой напряженности в варисторах. Неучет этого обстоятельства является одной из основных причин повреждения ОПН в эксплуатации.

По указанной причине в ряде случаев производитель не указывает допустимую наибольшую рабочую напряженность, а указывает классификационный ток $I_{кл.}$ (амплитуда активной составляющей тока) и соответствующее ему напряжение промышленной частоты (амплитудное значение $U_{кл.м.}$). Классификационный ток для варисторов диаметром до 50 мм обычно равен 1 мА, а для варисторов большего диаметра – 2 мА и более. При таком токе варисторы не могут работать длительное время. Поэтому длительно допустимое рабочее напряжение на варисторе принимается на уровне $(0,8 \div 0,85) \cdot U_{кл.} = (0,8 \div 0,85) \cdot U_{кл.м.} / \sqrt{2}$. Это соотношение должно быть подтверждено испытаниями макетов ОПН.

При наибольшем рабочем напряжении на варисторах активная составляющая тока очень мала. Через колонку варисторов протекает емкостный ток

$$\begin{aligned} I_{в.с} &= \frac{U_{в.н.р.}}{X_c} = U_{в.н.р.} \omega \cdot C_{\varepsilon} = \omega \cdot U_{в.н.р.} \frac{\varepsilon \cdot \Pi_{\varepsilon}}{H_{\varepsilon}} = \\ &= \omega \cdot \varepsilon \cdot E_{в.н.р.} \Pi_{\varepsilon} = \frac{\omega}{4\pi \cdot 9 \cdot 10^6} E_{в.н.р.} \Pi_{\varepsilon} = \frac{E_{в.н.р.} \Pi_{\varepsilon}}{36 \cdot 10^4}, \end{aligned} \quad (3.2)$$

где проходная емкость варистора равна

$$C_{\varepsilon} = \frac{\varepsilon \cdot \Pi_{\varepsilon}}{H_{\varepsilon}}, \quad (3.3)$$

ε – диэлектрическая проницаемость варисторов $\varepsilon \approx 1000\varepsilon_0$, Π_{ε} – рабочая площадь варисторов, H_{ε} – высота варисторов.

В табл. 3.1 приведены значения емкостного тока при наибольшем рабочем напряжении варисторов различных диаметров.

Таблица 3.1

Диаметр варисторов, мм	28	45	60	70	85	115	138
Активная площадь, см ²	6,2	16	28,3	38,5	51,4	93,7	136
$I_{в.с.}$, мА	0,17	0,44	0,78	1,06	1,43	2,6	3,8

При повышении класса напряжения сети высота колонки варисторов увеличивается. При этом емкостной ток с поверхности варисторов на землю и с подводящего шлейфа на варисторы увеличивается и приводит к искажению распределения напряжения вдоль колонки ОПН. Если не приняты меры по выравниванию распределения напряжения вдоль колонки, падение напряжения на части варисторов колонки может увеличиваться по сравнению со средним, а на части варисторов – уменьшаться. Увеличение падения напряжения на варисторах приводит к увеличению активного тока через них и соответственно к их перегреву и преждевременному повреждению. Поэтому степень неравномерности распределения напряжения вдоль колонки варисторов должна быть ограничена специальными мерами (например, до уровня $K_{н.р} \leq 1,05$). Проблема выравнивания распределения напряжения вдоль колонки ОПН с помощью системы экранов посвящен раздел главы.

В табл.3.2 и 3.3 приведены результаты вычислений по формуле (3.1) минимальных высот колонки варисторов для ОПН, работающих в сетях с изолированной (табл.3.2) и заземленной (табл.3.3) нейтралью при $E_{в.н.р}=1,05$ кВ/см. При этом для ОПН на наибольшее рабочее напряжение 127 кВ и выше учтено значение $K_{н.р}=1,05$.

Таблица 3.2

Наибольшее рабочее напряжение ОПН, кВ	3,6	7,2	12	17,5	24	26,5	30	40,5
Высота колонки варисторов, мм	34	68	115	167	230	250	286	386

Таблица 3.3

Наибольшее рабочее напряжение ОПН, кВ	127	172	252	363	525	787	1200
Высота колонки варисторов, м	0,73	1,0	1,45	2,1	3,03	4,5	6,93

При заказе ОПН на повышенные значения наибольшего рабочего напряжения минимальные высоты колонки варисторов должны быть соответственно увеличены.

Дополнительный емкостной ток протекает через варисторы при увлажнении их поверхности, т.к. при этом резко изменяется распределение напряжения вдоль варисторов, и возникает большая разность потенциалов между увлажненной поверхностью покрывки и варисторами. Эта разность потенциалов и является причиной появления дополнительного тока через варисторы, который может многократно превосходить ток при рабочем градиенте. Повышенный ток через варисторы при длительном увлажнении приводит к повышению падения напряжения на них, увеличению активного тока и, как следствие, к нарушению теплового баланса, перегреву варисторов и их преждевременной деградации. Этой проблеме также посвящен отдельный параграф книги.

При перенапряжениях активный ток через варисторы многократно превосходит емкостной ток, что исключает возможность неравномерного распределения напряжения вдоль колонки варисторов. Поэтому при выборе параметров ОПН по условию ограничения перенапряжений не следует считаться с возможностью искажения равномерного распределения напряжения вдоль колонки варисторов.

Однако при этом возникает другая проблема. Повышенный ток через варисторы (до сотен и тысяч Ампер при коммутационных перенапряжениях и до десятков килоампер при грозовых перенапряжениях)

нарушает тепловой баланс, т.к. при этом накапливаемое варисторами тепло не успевает рассеяться в окружающую среду. Поэтому колонка варисторов должна иметь достаточную энергоемкость, чтобы после прекращения воздействия перенапряжения постепенно восстановить тепловой баланс и продолжить работу ОПН без повреждения.

Энергоемкость ограничителя вычисляют по формуле

$$\mathcal{E} = I_{к.2} \cdot U_{ост} \cdot T \cdot n_u, \quad (3.4)$$

где $I_{к.2}$ – ток прямоугольного импульса длительностью 2 мс, $U_{ост}$ – остающееся напряжение на ОПН при этом токе, $T=2$ мс, n_u – расчетное число воздействующих импульсов, обычно принимаемое равным $n_u=2$. Поэтому расчетный ток $I_{к.2}$ является одной из важнейших характеристик ОПН, определяющий площадь варисторов и их диаметр.

Допустимая плотность тока при воздействии прямоугольного импульса тока длительностью 2 мс, имитирующего воздействие коммутационных перенапряжений, слабо уменьшается при увеличении площади варисторов. Приблизительно эта зависимость может быть аппроксимирована формулой

$$J_{ооп} = 27 - 4,5 \lg \Pi_6,$$

что определяется изменением условий теплоотдачи варисторов (Π_6 , см²; $J_{доп}$, А/см²).

Следовательно, при заданном токе прямоугольного импульса I_k необходимая площадь варисторов

$$\Pi_6 = \frac{I_k}{27 - 4,5 \lg \Pi_6}. \quad (3.5)$$

Решение этого уравнения получается методом последовательных приближений.

Различают варисторы пяти классов, соответствующих различным пропускным способностям по току коммутационного импульса I_k и разрядному току грозового импульса I_p . Соответствующие данные варисторов приведены в табл.3.4. При этом последние два параметра (площади варисторов Π_6 и их диаметры d_6) определены по формуле (3.5)

Таблица 3.4

Класс варистора	1	2	3	4	5
I_k, A	250-400	401-750	751-1100	1101-1600	1601-2100
I_p, A	5-10	10-20	10-20	10-20	10-20
$П_в, см^2$	11-18,6	18,6-38	38-57,7	57,7-87,5	87,5-119
$d_в, см$	3,8-4,9	4,9-7,0	7,0-8,6*	8,6*-10,5*	10,5*-12,3*

Примечание. При наличии отверстий в варисторах отмеченные звездочками диаметры соответственно увеличиваются.

Сравнение данных табл.3.4 и табл.1.2 и 1.4 позволяет соотнести классы напряжения сети и классы варисторов (см.табл.3.5).

Таблица 3.5

Класс напряжения сети, кВ	35	110	150	220	330	400	500	750	1150
Класс варисторов	1	1	1	1-2	2	3	3-4	4-5	5

Следует отметить, что варисторы класса 1 являются избыточными для классов напряжения 35 - 110 кВ по токам коммутационных перенапряжений. Для этих классов напряжения целесообразно ввести класс варисторов «0» с током коммутационного импульса $I_k=100 - 150 A$ и разрядным током грозового импульса 5 кА.

При заказе ограничителей перенапряжений задаются остающиеся напряжения при воздействии грозовых $U_{ост.гр}$ и коммутационных $U_{ост.к}$ импульсов напряжения и соответствующие значения токов грозовых $I_{гр}$ и коммутационных I_k импульсов. Эти данные в совокупности с вольтамперными характеристиками (ВАХ) варисторов и требуемой заданием энергоемкости позволяют определить требуемые высоты колонки варисторов ОПН

$$H_{к.зр} = \frac{U_{ост.зр}}{E_v(I_{зр})}, \quad (3.6)$$

$$H_{к.к} = \frac{U_{ост.к}}{E_v(I_k)}, \quad (3.7)$$

где $E_v(I_{гр})$ и $E_v(I_k)$ – градиенты напряжения варисторов при расчетных токах грозových и коммутационных перенапряжений в соответствии с ВАХ варисторов.

Если требования по остающимся напряжениям при грозových и коммутационных перенапряжениях согласуются с ВАХ варисторов вычисленные по формулам (3.6) и (3.7) высоты колонок должны быть одинаковы. В противном случае приходится выбирать меньшую высоту, поскольку в задании указывается максимально допустимое значение (не более).

Выбранную высоту колонки по условию ограничения перенапряжений $H_{к.пер}$ ($H_{к.пер} \leq H_{к.гр}$; $H_{к.пер} \leq H_{к.к}$) необходимо сравнить с высотой колонки $H_{к.мин}$, обеспечивающей надежную работу при наибольшем рабочем напряжении, согласно (3.1). Если требуемая по условиям ограничения перенапряжений высота колонки варисторов больше или равна $H_{к.мин}$ ($H_{к.пер.мин} \geq H_{к.мин}$), то проблемы нет. Высота колонки принимается равной $H_{к.пер.мин}$, поскольку она же обеспечивает надежную работу ОПН при наибольшем рабочем напряжении.

Если же оказывается, что $H_{к.пер.мин} < H_{к.мин}$, то это означает, что при требуемом уровне ограничения перенапряжений невозможно обеспечить надежную работу ОПН при наибольшем рабочем напряжении при использовании варисторов, соответствующих заданной пропускной способности ОПН при импульсах коммутационных и грозových перенапряжений (заданной энергоемкости ОПН.) В этом случае для согласования требований к ОПН по остающимся напряжениям и по надежной работе при рабочем напряжении необходимо использовать варисторы большей площади, имеющие меньшие градиенты напряжения $E_{в.гр}$ и $E_{в.к}$ при заданных токах импульсов перенапряжений. При этом согласно (3.6) и (3.7) требуемые по условию ограничения перенапряжений высоты H_k увеличатся, но необходимый уровень ограниче-

ния перенапряжений будет обеспечен, как и требуемая надежность работы при рабочем напряжении.

Для ориентировки можно отметить, что современные варисторы обеспечивают ограничение коммутационных перенапряжений до уровня $1,8 \cdot \sqrt{2} U_{н.р.}$ (при расчетном токе пропускной способности) и грозовых перенапряжений (при номинальном разрядном токе) до уровня $(2 \div 2,2 \sqrt{2} U_{н.р.})$. Если же использовать варисторы большей пропускной способности, то можно обеспечить более глубокое ограничение перенапряжений: коммутационных - до уровня $1,6 \cdot \sqrt{2} U_{н.р.}$ и грозовых - до уровня $(1,8 \div 2 \sqrt{2} U_{н.р.})$.

При недостаточной компенсации избыточной реактивной мощности в электрической сети возможно ограниченное во времени повышение напряжения промышленной частоты сверх наибольшего рабочего напряжения. При этом варисторы ОПН не должны перегреться и деградировать. В этом случае должны быть согласованы с заданными длительностями повышения напряжения промышленной частоты характеристики ОПН, как правило, за счет снижения рабочих градиентов напряжения варисторов $E_{в.н.р.}$ и, соответственно, за счет увеличения минимальной высоты колонки $H_{к.мин.}$

Рассмотрим пример выбора высоты колонки варисторов по данным рис. 3.1. Допустим, что согласно заданию необходимо ограничить коммутационные перенапряжения до уровня $1,8 \cdot \sqrt{2} \cdot U_{ф.н.р.}$, а грозовые перенапряжения до уровня $2,2 \cdot \sqrt{2} \cdot U_{ф.н.р.}$ на подстанции 500 кВ. При этом расчетный ток коммутационных перенапряжений (прямоугольный импульс 2 мс) 1000 А. Согласно кривой 3 рис. 3.1 при расчетном токе $I_k = 1000 \text{ А}$ градиент напряжения варисторов $E_v(I_k) = 2,8 \text{ кВ/см}$, а при разрядном токе грозового импульса 15 кА $E_v(I_{гр}) = 3,55 \text{ кВ/см}$. Следовательно, согласно формулам (3.6) и (3.7)

$$H_{к.к} = \frac{1,8 \cdot \sqrt{2} \cdot 525}{\sqrt{3} \cdot 2,8} = 275 \text{ см},$$

$$H_{к.гр} = \frac{2,2 \cdot \sqrt{2} \cdot 525}{\sqrt{3} \cdot 3,55} = 265 \text{ см.}$$

Для того, чтобы обеспечить выполнение обоих требований выбираем меньшую высоту $H_{к.гр}=265$ см. Согласно вольтамперной характеристике варисторов классификационный градиент напряжения (при токе 1 мА) равен $E_{в}=2,05$ кВ/см. Следовательно, амплитуда классификационного напряжения колонки варисторов в этом случае составит

$$U_{кл} = E_{в} \cdot H_{к} = 265 \cdot 2,05 = 543 \text{ кВ}$$

и действующее его значение соответственно $U_{кл}=384$ кВ. Отношение $U_{кл}$ к наибольшему рабочему напряжению составит

$$\frac{U_{кл}}{U_{ф.н.р}} = \frac{384}{525} \sqrt{3} = 1,27,$$

что вполне допустимо.

Для обеспечения более глубокого ограничения перенапряжений необходимы варисторы с лучшими вольтамперными характеристиками, соответствующими, например кривым 1 и 2 на рис. 3.1.

3.2 Конструктивные особенности ОПН

Производство варисторов развивалось постепенно, начиная с малых их диаметров 15-30 мм и малых их высот (до 10 мм). В связи с этим ОПН комплектовались из нескольких параллельных колонок варисторов. Так Корниловским фарфоровым заводом производились ОПН-110 кВ с четырьмя параллельными колонками, а ОПН-750 кВ с 30-ью параллельными колонками. Помимо громоздкости (большого объема и массы) такие ограничители имеют существенный недостаток. Дело в том, что подобрать варисторы с одинаковыми характеристиками во всем диапазоне возможного изменения тока через них от долей миллиампер при рабочем напряжении до сотен и тысяч Ампер при воздействии перенапряжений чрезвычайно трудно. Поэтому практически ток по колонкам распределяется неравномерно, что приводит к ускоренному старению колонок с наибольшими токами и в конечном счете – к преждевременному повреждению ОПН. Поэтому во всех странах, производящих ОПН, постепенно осваивалось производство варисторов большей площади (и соответственно большего диаметра), чтобы исключить необходимость создания многоколонок ОПН, а обеспечить весь необходимый ряд пропускных способностей (энергоемкостей) ОПН в одноколонковом варианте. При этом была увеличена и высота варисторов. Параметры варисторов некоторых производителей приведены в табл.3.6.

Таблица 3.6

Фирма	Диаметр, мм		Высота, мм	Номинальный разрядный ток, кА	$I_{2мс}$ А	$I_{кл}$, мА	$U_{кл.мг}$, кВ
	Наружный	Внутренний, мм					
ЦЭЗА	46	-	13	10	400	1	2,15
	58	-	13	10	550	1	2,00
EPCOS	43	-	44	10	250	2	8,5
	48	-	34	10	500	2	5,6÷6,7
	59,7	-	44	10	850	3	6,7÷8
	78	-	44	20	1500	5	6,5÷8,2
	98.8	-	44	20	2100	5	6,5÷7,57
Сианьский фарфоровый завод	70	26	22,5	10	600	1	4,4÷4,7
	85	26	22,5	10	1000	1	4,4÷4,7
	116	42	22,5	20	2000	1	4,2÷4,5
	138	56	22,5	20	2500	1	4,1÷4,4

Первоначально колонки варисторов, комплектуемые в соответствии с заданной их пропускной способностью и заданным рабочем напряжением, помещались в фарфоровые корпуса. Многие фирмы до сих пор предпочитают выпускать такие ограничители. При этом в эксплуатации выявился существенный недостаток такого исполнения ОПН: при повреждении варисторов внутри ограничителя возникает дуга, разогревающая внутренний объем и вызывающая интенсивное газовыделение. В результате повышения давления в замкнутом объеме происходит разрыв фарфоровой крышки с разлетом осколков фарфора и варисторов во всех направлениях. При этом повреждаются фарфоровые изоляторы расположенного рядом высоковольтного оборудования и не исключены травмы обслуживающего персонала. В связи с этим были сформулированы требования к конструкциям ОПН по взрывобезопасности, сводящиеся к тому, чтобы при повреждении варисторов в ОПН разлет осколков был ограничен кругом радиусом 1 м.

Для удовлетворения этих требований взрывобезопасности в металлические фланцы ОПН встраиваются клапаны, сбрасывающие давление газов и предотвращающие взрыв ОПН. Однако, для этого потребовалось обеспечить движение газов внутри ОПН от места повреждения варисторов до клапана. Это требование определило наличие специальной полости по всей высоте ОПН, которая в ряде случаев заполняется кварцевым песком, чтобы избежать проникновения влаги в полость. Однако, наличие внутренней полости, не заполненной герметиком, не исключает возможность проникновения влаги внутрь ОПН и перекрытий по внутренней поверхности фарфоровой крышки и по поверхности столба варисторов.

Поэтому в принципе проблему взрывобезопасности ОПН в фарфоровых корпусах нельзя считать решенной.

С конца восьмидесятых – начала девяностых годов прошлого столетия начало активно развиваться другое направление развития конструкции ОПН – в полимерных корпусах. Основу полимерного корпуса составляет стеклопластиковый цилиндр, изготовленный из стекловолокна или стеклоткани, пропитанной эпоксидным компаундом горячего отверждения (при температуре около 150°C). При отработанной технологии производства такого материала его электрическая

прочность при напряжении промышленной частоты более 3 кВ/мм, что достаточно для производства ОПН, поскольку для обеспечения надежной работы ОПН принимаются специальные меры для равномерного распределения напряжения вдоль колонки при рабочем напряжении. Как правило, наибольшее рабочее напряжение на ОПН длиной 1 м не превосходит 100 кВ (действующее значение). Следовательно, в нормальном рабочем режиме напряженность поля в стеклопластике не превышает 1 кВ/см. При коммутационных перенапряжениях эта величина может увеличиться до $1,8 \cdot \sqrt{2} = 2,54$ кВ/см (максимальное значение), а при грозовых перенапряжениях до $2,2 \cdot \sqrt{2} = 3,1$ кВ/см. Во всех случаях обеспечивается достаточный запас электрической прочности.

Стеклопластик обладает высокой механической прочностью (см. табл.3.7).

Таблица 3.7

Механическая прочность стеклопластика, кг/см ²	
При растяжении	5
При сжатии	1,5
При изгибе	5

Как видно, механическая прочность стеклопластика приближается к прочности стали. Однако, модуль упругости стеклопластика значительно меньше ($6 \cdot 10^3$ кН/см² вместо $2 \cdot 10^4$ кН/см² у стали). Поэтому до разрушения при изгибе стеклопластиковая труба может существенно изогнуться. Это обстоятельство следует иметь в виду при выборе поперечных размеров покрышки ОПН опорного исполнения (см. ниже).

Высокая механическая прочность стеклопластика позволяет ограничить толщину стенки стеклопластиковой трубы величиной не более 1 см. при этом малая удельная плотность ($\sim 1,8$ г/см³) определяет чрезвычайно малый вес стеклопластиковой основы полимерного изолятора (см. табл.3.8).

Таблица 3.8

Внутренний диаметр трубы, мм	Толщина стенки, мм	Масса при длине 1м, кг
50	7	2,25
65	8	3,30
90	10	5,65
120	10	7,35
140	10	8,50

Существенным недостатком стеклопластика на эпоксидной основе является его нестойкость к атмосферным воздействиям и воздействиям частичных дуговых разрядов на его поверхности при увлажнении. При высоком качестве стеклопластика проникновение влаги в него ограничено ($\sim 0,1\%$), однако достаточно, чтобы при колебаниях температуры разрушить поверхностный слой связующего (эпоксидного компаунда). Частичные дуговые разряды образуются при увлажнении поверхности изолятора вследствие протекания по ней токов утечки. При этом выделяется тепло, достаточное для подсушки отдельных пятен на поверхности изолятора. Эти подсушенные пятна быстро превращаются в подсушенные кольца, т.к. ток утечки, обходя пятно, концентрируется в прилегающих к пятну областях в поперечном к линиям тока направлении. Подсушенная кольцевая зона тотчас перекрывается, т.к. к ней оказывается приложенным все напряжение, воздействующее на изолятор (при одной подсушенной кольцевой зоне). После перекрытия возникает дуга с падающей вольтамперной характеристикой и с температурой в створе около 4000°C . При этом температура опорных точек этих дужек не может быть больше 100°C , т.к. они располагаются по краям разорванного слоя влаги. Быстрая подсушка влаги в опорных точках дужки вынуждает ее постоянно перемещаться вдоль подсушенной кольцевой зоны. А тонкий слой воздуха между створом дужки и сухой поверхностью стеклопластика предохраняет его от быстрого сгорания.

Однако, высокая температура в створе дужек приводит к диссоциации молекул газов, составляющих воздух. Молекулы кислорода распадаются на атомы, а атомарный кислород является активным окислителем. В соединении с молекулами кислорода атомарный кислород достигает поверхности стеклопластика в составе молекул озона (O_3), который легко отдает лишний атом поверхности стеклопластика. А тот в свою очередь разрушает эпоксидный компаунд с выделением на поверхности стеклопластика углерода. Постепенное накопление на поверхности стеклопластика проводящего углерода приводит в конечном счете к резкому изменению условий горения дуги: ее опорные точки смещаются с влажного слоя на проводящую поверхность стеклопластика и фиксируются на нем, вызывая разогрев стеклопластика и соответственно его разрушение. Эта завершающая часть процесса разрушения поверхности стеклопластика развивается чрезвычайно быстро, образуя науглероженные дорожки (треки). Поэтому стойкость материалов к поверхностным частичным разрядам получила название трекингостойкости. Несмотря на чрезвычайные усилия ведущих исследовательских центров мира получить стеклопластик, стойкий к воздействию климатических условий и трекингостойкий, не удалось. Успехом закончились лишь разработки стеклопластика с защитным трекингостойким покрытием из кремнийорганической резины. В этом материале углерод полностью замещен кремнием. При его частичном разрушении под воздействием агрессивной среды на поверхности выпадает непроводящий белый порошок, легко сдуваемый ветром. При толщине защитного слоя 5 мм в течение 30 лет сохраняются его защитные свойства.

Связь двух разнородных материалов (кремнийорганической резины и стеклопластика) обеспечивается с помощью специально разработанных адгезивов, имеющих химическое сродство как со стеклопластиком (с эпоксидным компаундом), так и с кремнийорганической резиной. В результате получается монолитный материал с высокими механическими, электрическими и климатическими свойствами. Наличие такого материала позволило создать весьма экономичную конструкцию ОПН, удовлетворяющую всем требованиям эксплуатации. Колонка варисторов помещается внутрь стеклопластикового цилиндра с

зазором между внутренней поверхностью цилиндра и варисторами, обеспечивающим возможность заливки в образовавшуюся полость герметика. На обоих концах изоляционной трубы (стеклопластик с защитным ребристым покрытием из кремнийорганической резины) укрепляются металлические оконцеватели. Между верхним оконцевателем и колонкой варисторов устанавливается пружина, развивающая усилие, не менее 1 кг на 1 см^2 поверхности варисторов для обеспечения достаточного контакта между варисторами.

Заземляемый конец колонки варисторов опирается на дюралюминиевую шайбу, опирающуюся в свою очередь на дюралюминиевую втулку, распирающую с внутренней стороны стеклопластиковый цилиндр. Эта втулка упирается во внутреннюю поверхность оконцевателя и обеспечивает электрический контакт колонки варисторов с оконцевателем и далее – с заземляемым электродом (см. рис.3.2).

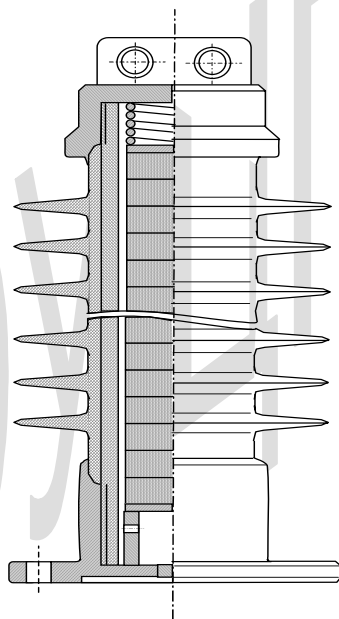


Рис.3.2 Схема конструкции одномодульного ОПН

Опорная шайба земляного конца колонки варисторов соединяется с контактным выводом с изоляционной оболочкой, проходящим через центральное отверстие в оконцевателе. Изолированный от оконцевателя вывод дает возможность измерения тока через колонку варисторов в процессе эксплуатации. В случае опорного исполнения ОПН для организации выхода кабеля из под нижнего фланца последний крепится к заземленному основанию болтами с надетыми на них втулками высотой около 50 мм. В подвесном варианте проблем с выводом измерительного кабеля нет.

После сборки и проверки характеристик колонки варисторов производится заливка внутренней полости ОПН герметиком под вакуумом. Герметик должен быть достаточно эластичным, чтобы при всех температурных изменениях не произошло его отслоения от внутренней поверхности стеклопластикового корпуса и от поверхности варисторов.

Другое очень существенное требование к герметику – малый его объем, чтобы при изменениях температуры герметика не создались большие механические напряжения в стеклопластиковом цилиндре. В конструкции ОПН ЦЭЗА толщина слоя герметика между варисторами и стеклопластиковым цилиндром составляет 2 – 2,5 мм.

В процессе эксплуатации ОПН возможно повреждение варисторов, хотя этот случай можно отнести к весьма редким. При разрушении варисторов возникает электрическая дуга, которая вызывает быстрое повышение температуры внутри ОПН до нескольких тысяч градусов и, соответственно, к резкому повышению давления внутри ОПН. Для сброса этого давления в стеклопластиковых цилиндрах предусмотрены круглые отверстия, заполненные в процессе напрессовывания резины резиновыми пробками. Повышение давления герметика приводит к выдавливанию этих пробок, образованию отверстий, через которые сбрасывается избыточное давление без разрушения корпуса ОПН.

При увеличении класса напряжения ОПН его высота увеличивается, что приводит к значительному усложнению монтажа изделий. В этом случае целесообразно перейти к модульному принципу исполнения ОПНп, как это делают практически все изготовители ОПНп, ко-

гда ОПНп состоит из двух или нескольких модулей в зависимости от класса напряжения.

При этом возникает новая проблема – возможности проникновения токов утечки по поверхности покрышек ОПН в колонку варисторов. При соединении обоих концов колонки варисторов с металлическими оконцевателями (фланцами) проникновение поверхностных токов утечки в колонку варисторов возможно по следующей причине. Предположим, что ОПНп состоит из одинаковых модулей (например, ОПНп-220, состоящий из двух модулей высотой по 1 м, см. рис 3.3).

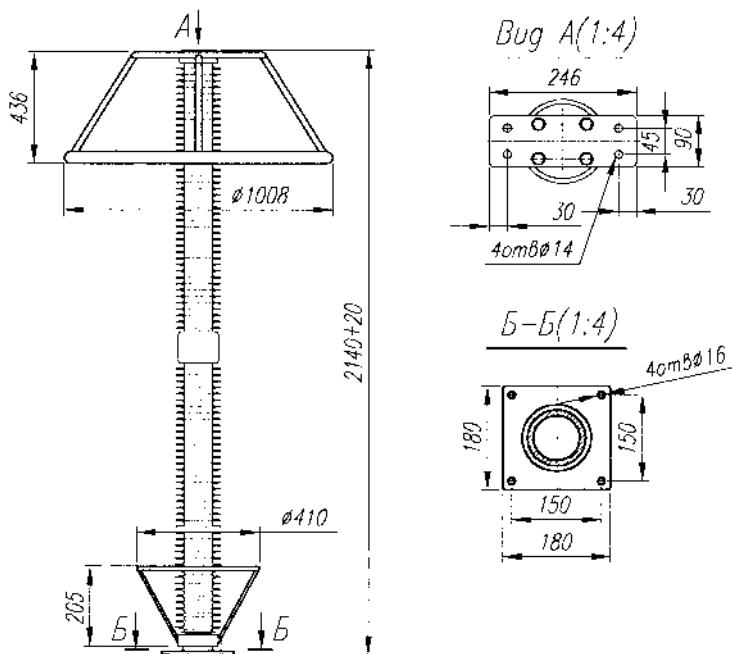


Рис 3.3. ОПНп-220/550 опорного исполнения

В этом случае по поверхности ОПНп протекает ток

$$I_y = \frac{U_{ф.н.р}}{R_y} = \frac{U_{ф.н.р}}{L} \pi \cdot \gamma_n d_3 =$$

$$= \frac{\pi \cdot \gamma_n d_3 \cdot 10^5}{L_{уд} \sqrt{3}}, \quad (3.8)$$

где $R_y = \frac{L}{\pi \cdot \gamma_n d_3}$ - сопротивление увлажненной поверхности покрышки,

L - длина пути тока утечки, γ_n - удельная поверхностная проводимость, d_3 - эквивалентный диаметр ребристой поверхности покрышки, $L_{уд}$ - нормированная удельная длина пути тока утечки, отнесенная к наибольшему линейному напряжению сети (см. табл. 3.9)

$$L_{уд} = L/U_{н.р}, \text{ см / кВ}. \quad (3.9)$$

Таблица 3.9

Степень за- грязнения атмосферы	I слабая	II средняя	III сильная	IV очень силь- ная
Удельная длина пути тока утечки, см на 1 кВ линейного напряжения	1,6	2,0	2,5	3,1

Например, при $\gamma_n = 5 \text{ мкСм}$; $d_3 = 0,1 \text{ м}$; $L_{уд} = 2,5 \text{ см/кВ}$ получаем

$$I_y = \frac{\pi \cdot 5 \cdot 10^{-6} \cdot 0,1 \cdot 10^5}{2,5 \sqrt{3}} = 36,1 \text{ мА}.$$

Такой ток утечки приводит к быстрой подсушке увлажненной покрышки ОПН. Причем случайно происходит подсушка кольцевой зоны в одном из межреберных промежутков покрышки одного из модулей ОПН. При этом сопротивление поверхности этой покрышки многократно возрастает, что определяет возможность принять его равным бесконечности (разрыв тока). Тогда полное сопротивление образовавшейся цепи с параллельным соединением сопротивлений колонок

ОПН R_k и увлажненной поверхности покрышек R_y $n-1$ модуля и только сопротивления колонки ОПН R_k одного модуля с подсушенной зоной (см. рис.3.4)

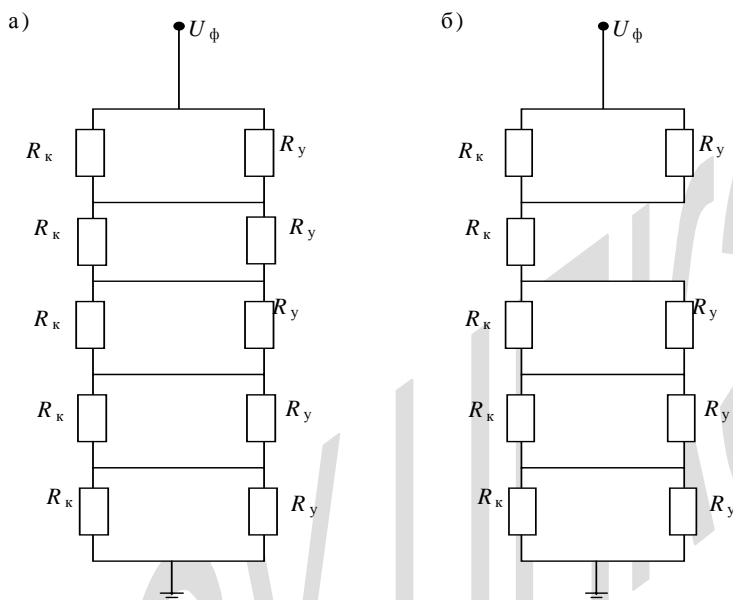


Рис 3.4. Эквивалентная схема n -модульного ОПН при наличии электрических контактов колонки варисторов с фланцами: а – при отсутствии подсушенной кольцевой зоны; б – при наличии подсушенной кольцевой зоны.

$$R_{\Sigma} = R_k + (n-1) \frac{R_k R_y}{R_k + R_y} = R_k \left[1 + (n-1) \frac{R_y}{R_k + R_y} \right] =$$

$$= R_k \frac{R_k + R_y + (n-1)R_y}{R_k + R_y} = R_k \frac{R_k + nR_y}{R_k + R_y} = R_k \frac{1 + n \frac{R_y}{R_k}}{1 + \frac{R_y}{R_k}}. \quad (3.10)$$

Следовательно, ток по колонке варисторов модуля с подсушенной зоной будет равен

$$I_{\kappa} = \frac{nU_0}{R_{\kappa}} \cdot \frac{1 + \frac{R_y}{R_{\kappa}}}{1 + n \frac{R_y}{R_{\kappa}}} = \frac{U_0}{R_{\kappa}} \cdot \frac{1 + \frac{R_y}{R_{\kappa}}}{\frac{1}{n} + \frac{R_y}{R_{\kappa}}} = I_{\kappa,0} \frac{1 + \frac{R_y}{R_{\kappa}}}{\frac{1}{n} + \frac{R_y}{R_{\kappa}}}, \quad (3.11)$$

где U_0 – напряжение на одном модуле, $I_{\kappa,0} = \frac{U_0}{R_{\kappa}}$ – ток через колонку

варисторов при отсутствии утечки по поверхности покрышек. Как видно, при увеличении числа одинаковых модулей ток через колонку увеличивается, причем это увеличение зависит от отношения $\frac{R_y}{R_{\kappa}}$ (см.

табл.3.10)

Таблица 3.10

$\frac{R_y}{R_{\kappa}}$	$I_{\kappa}/I_{\kappa,0}$						
	2	3	4	5	6	7	8
0,2	1,71	2,26	2,67	3,0	3,27	3,69	4
0,10	1,83	2,56	3,14	3,7	4,12	4,89	5,5
0,05	1,91	2,76	3,50	4,2	4,84	6,0	7,0
0,025	1,95	2,89	3,73	4,55	5,34	6,83	8,2
0,01	1,98	2,97	3,88	4,81	5,72	7,48	9,2

Из приведенных данных следует, что ток через варисторы под влиянием процессов на поверхности покрышек при наличии соединений фланцев с колонками может многократно увеличиваться, нарушая тепловой баланс в модуле, вызывая перегрев колонок и ускоренную деградацию варисторов. Это обстоятельство является одной из причин преждевременного повреждения варисторов в эксплуатации. И чем более загрязнена атмосфера в районе установки ОПН, тем более опасны для него условия эксплуатации. Они усложняются также при увеличении количества последовательных модулей.

Следует заметить, что приведенная оценка дает предельное значение степени увеличения тока через колонку при образовании подсушенной зоны, поскольку сопротивление этой зоны нарастает постепенно по мере ее подсушки, а в полностью высохшем состоянии существовать не может, поскольку все напряжение оказывается приложенным к этой зоне и ее перекрытие с образованием частичной дужки неизбежно.

Надо учесть также возможность образования подсушенных кольцевых зон на других модулях. В этом случае степень увеличения тока через колонку значительно снизится. Возможность одновременно образования подсушенных зон на других модулях резко ограничена по причине резкого уменьшения тока утечки по увлажненной поверхности покрышек при образовании одной подсушенной зоны. Действительно, в этом случае ток утечки по поверхности покрышек ограничивается током через колонку модуля с подсохшей кольцевой зоной (см. формулу (3.11)). Падение напряжения на колонке этого модуля $\Delta U_{\kappa} = I_{\kappa} R_{\kappa}$. Следовательно, напряжение на остальных модулях

$$\begin{aligned} U_{n-1} &= U_{\phi} - I_{\kappa} R_{\kappa} = nU_0 - U_0 \frac{n(R_{\kappa} + R_y)}{R_{\kappa} + nR_y} = \\ &= nU_0 \left[1 - \frac{R_{\kappa} + R_y}{R_{\kappa} + nR_y} \right] = nU_0 \frac{R_{\kappa} + nR_y - R_{\kappa} - R_y}{R_{\kappa} + nR_y} = \\ &= nU_0 \frac{(n-1)R_y}{R_{\kappa} + nR_y}. \end{aligned} \quad (3.12)$$

Тогда ток утечки по поверхности остальных модулей

$$I_{y,n-1} = \frac{U_{n-1}}{(n-1)R_y} = \frac{nU_0}{R_{\kappa} + nR_y} = \frac{U_{\phi}}{R_{\kappa} + nR_y}. \quad (3.13)$$

Отношение этого тока к току утечки по неподсушенной поверхности

покрышек $I_y = \frac{U_{\phi}}{nR_y}$

$$\frac{I_{y,n-1}}{I_y} = \frac{nR_y}{R_{\kappa} + nR_y} = \frac{1}{1 + \frac{R_{\kappa}}{nR_y}}. \quad (3.14)$$

Результаты вычислений по формуле (3.14) приведены в табл. 3.11. Как видно, при образовании подсушенной зоны на крышке одного модуля ток утечки по поверхности остальных крышек уменьшается в несколько раз и тем больше, чем больше степень загрязнения атмосферы. Уменьшение тока утечки приводит к уменьшению тепловыделения на поверхности крышек и соответственно затрудняет образование подсушенных зон на других модулях.

Таблица 3.11

$\frac{R_y}{R_k}$	$I_{y,n-1}/I_y$						
	2	3	4	5	6	8	10
0,2	0,286	0,375	0,444	0,5	0,545	0,615	0,67
0,1	0,167	0,231	0,286	0,33	0,375	0,444	0,5
0,05	0,091	0,130	0,167	0,20	0,231	0,286	0,333
0,025	0,048	0,07	0,091	0,11	0,13	0,167	0,20
0,01	0,020	0,03	0,038	0,048	0,056	0,074	0,091

Необходимо отметить, что при увеличении количества модулей ОПН снижение токов утечки по поверхности крышек после образования первой подсушенной зоны уменьшается. Тем не менее, оно достаточно велико, чтобы затормозить образование подсушенных зон на других модулях до перекрытия первой подсушенной зоны.

В связи с изложенным в конструкции ОПН ЦЭЗА колонка варисторов надежно изолирована от промежуточных фланцев модулей, а соединения колонок соседних модулей осуществляется с помощью розеточных контактов (см. рис.3.5).

Поэтому токи утечки на поверхности крышек не могут проникать в колонки варисторов и соответственно ускорять их деградацию.

Все остальные производители ОПН до настоящего времени не обеспечивают изоляцию колонок варисторов относительно промежуточных фланцев и тем самым не предохраняют варисторы от проникновения поверхностных токов утечки. Для обеспечения необходимой надежности работы ОПН они вынуждены увеличивать высоту колонок

варисторов, снижая рабочие градиенты и соответственно повышая остающееся напряжение при воздействии перенапряжений. Зачастую эта тенденция рассматривается как положительная и требование снижения рабочих градиентов (или повышение наибольшего рабочего напряжения ограничителя) распространяется на все ОПН независимо от их конструкции.

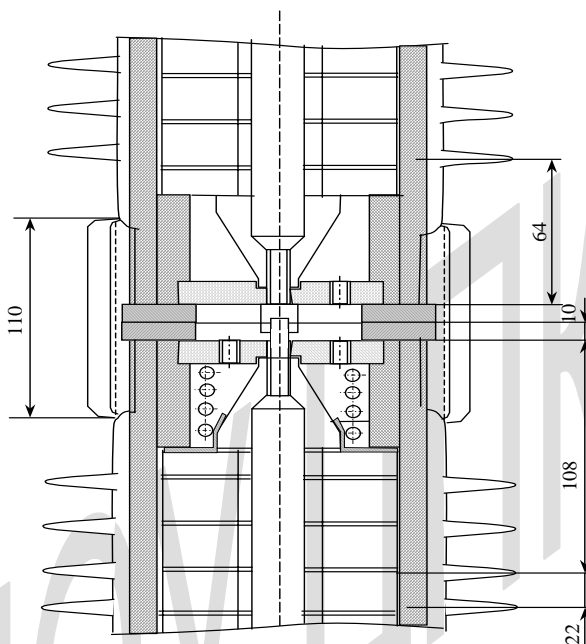


Рис 3.5. Схема соединений двух модулей ОПН конструкции ЦЭЗА

Форма ребер покрышек ОПН имеет большое значение, определяя в значительной степени условия работы ОПН в целом. Как известно, ребра формируются на поверхности покрышек для увеличения длины пути тока утечки. Однако, определяющее значение для работы ОПН имеет не длина пути тока утечки, а ток по поверхности покрышки при увлажнении и, следовательно, сопротивление поверхности покрышки. При заданной удельной поверхностной проводимости γ_n со-

противление кольца шириной dr в горизонтальной плоскости и длиной $2\pi r$ определяется соотношением

$$dR_n = \frac{dr}{2\pi \cdot r \gamma_n} \quad (3.15)$$

и, следовательно, полное сопротивление плоского ребра

$$\begin{aligned} R_n &= 2 \int_{r_{\min}}^{r_{\max}} dR_n = \frac{2}{2\pi \gamma_n} \int_{r_{\min}}^{r_{\max}} \frac{dr}{r} = \frac{2}{2\pi \gamma_n} \ln \frac{r_{\max}}{r_{\min}} = \\ &= \frac{1}{\pi \gamma_n} \ln \frac{r_{\min} + \epsilon}{r_{\min}} = \frac{1}{\pi \gamma_n} \ln \left(1 + \frac{\epsilon}{r_{\min}} \right), \end{aligned} \quad (3.16)$$

где ϵ – вылет ребер, $r_{\min} = r_{\text{ц}}$ – их радиус в основании.

Из последнего соотношения видно, что чем больше вылет ребер, тем меньше его увеличение влияет на сопротивление поверхности изолятора (см. рис.3.6).

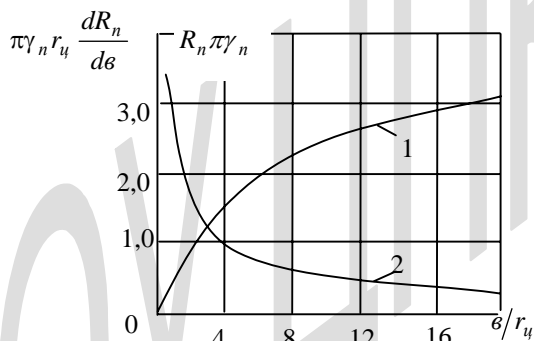


Рис 3.6. Зависимости от относительной величины вылета ребра полного сопротивления плоского ребра (в относительных единицах) (кривая 1) и его производной по вылету ребра (кривая 2)

О снижении эффективности увеличения вылета ребер наиболее наглядно можно судить по производной от сопротивления ребра по его вылету

$$\frac{dR_n}{d\epsilon} = \frac{1}{\pi\gamma} \frac{1}{r_{\text{ц}} \left(1 + \frac{\epsilon}{r_{\text{ц}}} \right)}. \quad (3.17)$$

На рис.3.6 приведена относительная величина производной

$$\pi\gamma_n r_{\text{ц}} \frac{dR_n}{d\epsilon} = \frac{1}{1 + \frac{\epsilon}{r_{\text{ц}}}}. \quad (3.18)$$

Как видно, при увеличении отношения $\epsilon/r_{\text{ц}}$ до 4 относительная величина производной снижается в несколько раз, что позволяет сделать вывод о нецелесообразности увеличения отношения $\epsilon/r_{\text{ц}}$ свыше четырех. Кроме того, согласно соотношению (3.18), эффективность увеличения вылета ребер снижается при увеличении радиуса цилиндрической основы покрышки. Поэтому для повышения эффективности ребер целесообразно уменьшить их вылет при увеличении диаметра покрышки.

В рассматриваемых конструкциях ОПН принят постоянный вылет ребер 30÷35 мм. При этом зависимость относительной величины производной $\frac{dR_n}{d\epsilon} \pi\gamma_n$ от радиуса цилиндрической основы покрышки имеет падающий характер (см. рис.3.7) и проходит тем ниже, чем больше вылет ребра. Поэтому за основу конструирования ОПН принят принцип ограничения вылета ребра и обеспечения необходимой длины пути тока утечки за счет соответствующего уменьшения межреберного расстояния.

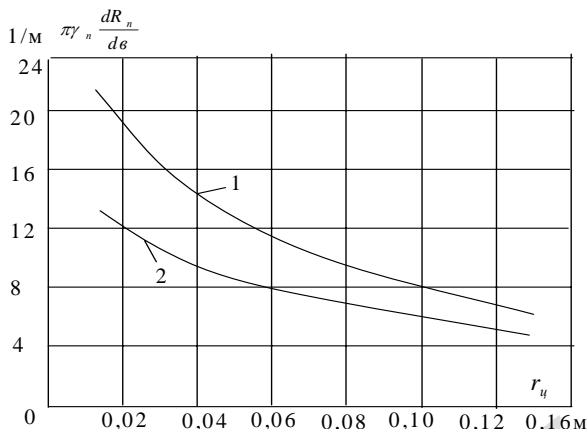


Рис. 3.7. Зависимости относительной величины производной $dR_n/d\epsilon$ от радиуса цилиндрической основы покрышки при двух значениях вылета ребер $v=30$ мм (кривая 1) и $v=60$ мм (кривая 2)

Следующей особенностью конструкции ОПНп ЦЭЗА является отсутствие болтовых соединений фланцев. Фланцы обоих соединяемых модулей имеют наружные резьбы, на которые наворачивается соединительная муфта (см. рис. 3.5).

При этом достигается отсутствие выступающих деталей и соответственно исключается необходимость их экранирования. Соединительные муфты выполняют роль экранов.

Все остальные производители ОПН до настоящего времени используют фланцевые болтовые соединения модулей и поэтому вынуждены применять промежуточные экраны в местах соединения модулей для исключения коронирования краев фланцев и болтов.

3.3 Механические характеристики ОПН в полимерных корпусах

Ограничители перенапряжений в полимерных корпусах могут использоваться как в опорном (рис. 3.9), так и в подвесном исполнении (рис. 3.8).

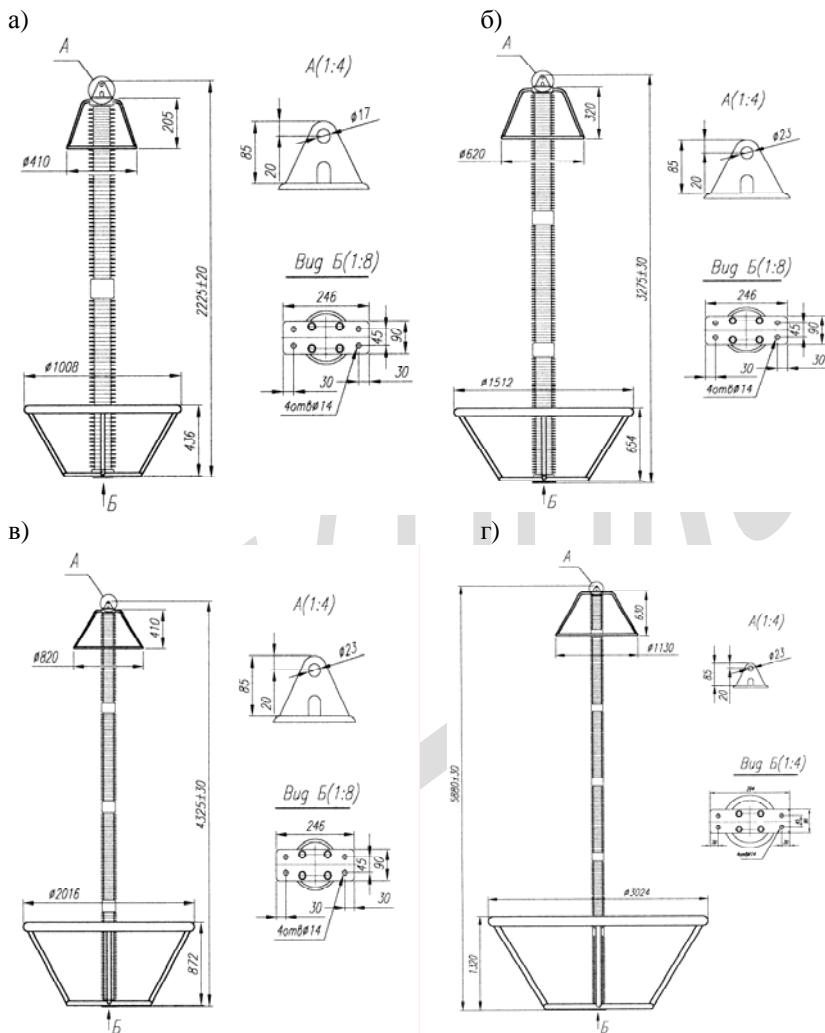


Рис. 3.8. Общий вид ОПНн подвесного исполнения а)ОПНн – 220кВ, б)ОПНн – 330 кВ, в)ОПНн – 500кВ, г)ОПНн – 750кВ

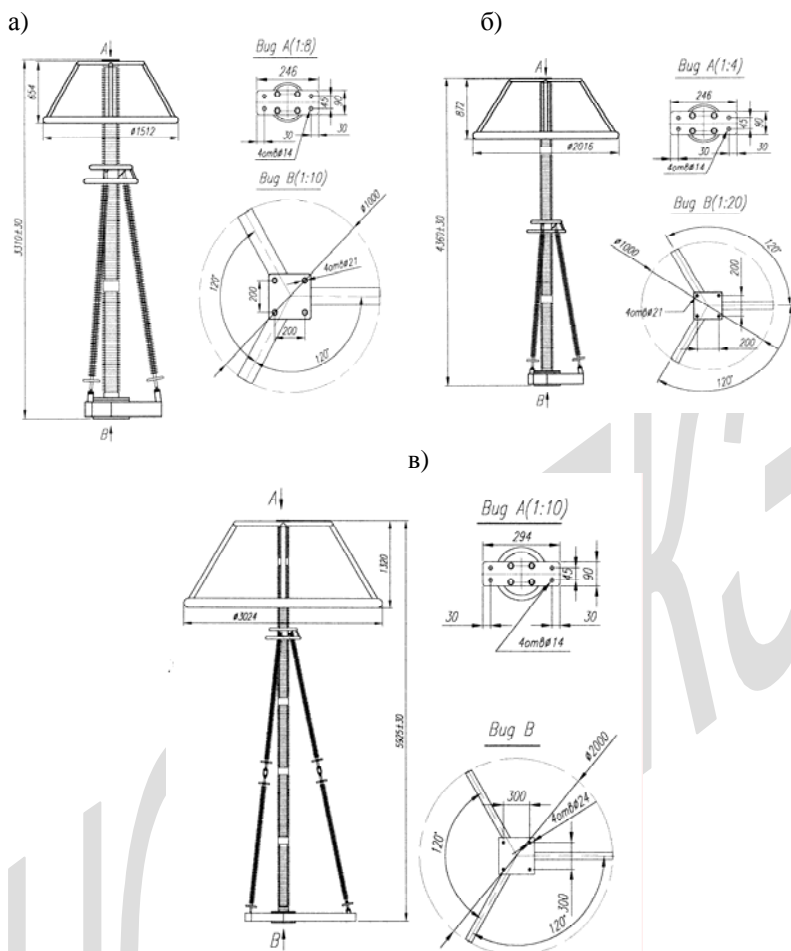


Рис. 3.9. Нелинейные ограничители перенапряжений в полимерном корпусе опорного исполнения с изоляционными растяжками:

а) ОПНн – 330кВ, б) ОПНн – 500кВ, в) ОПНн – 750кВ

В подвесном исполнении на ограничитель действует только растягивающая нагрузка. Оценить разрушающую нагрузку подвешенного

ОПН можно по механической прочности стеклопластиковых цилиндров.

Сечение цилиндров равно

$$S = \frac{\pi}{4}(d_2^2 - d_1^2) = \frac{\pi}{4}(d_2 - d_1)(d_2 + d_1) = \pi d_{cp} \Delta, \quad (3.19)$$

где средний диаметр цилиндра

$$d_{cp} = \frac{1}{2}(d_1 + d_2),$$

толщина стенки цилиндра

$$\Delta = \frac{1}{2}(d_2 - d_1),$$

d_1 и d_2 - внутренний и наружный диаметры цилиндра.

Разрушающая растягивающая нагрузка равна

$$F = \sigma S = \sigma \pi d_{cp} \Delta. \quad (3.20)$$

В табл. 3.12 приведены разрушающие растягивающие нагрузки для применяемых в ЦЭЗА стеклопластиковых цилиндров.

Таблица 3.12

Внутренний диаметр d_1 цилиндра, мм	50	65	90	122	140
Наружный диаметр цилиндра d_2 , мм	64	80	110	142	160
Толщина стенки Δ , мм	7	7,5	10	10	10
Площадь поперечного сечения, см ²	12,5	17,1	31,4	41,4	47,1
Разрушающая нагрузка, т	62,7	85,4	157	207	236
Длительно допустимая нагрузка, т	12,5	17,1	31,4	41,4	47,1

Для сравнения приведем массы ОПН разных классов напряжения на наибольшие пропускные способности и, соответственно, с наиболее тяжелыми варисторами (см. табл. 3.13)

Таблица 3.13

Класс напряжения сети, кВ	110	150	220	330	400	500	750	1150
Число модулей	1	1,5	2	3	3,5	4	6	8
Высота колонки варисторов, м	0,7	1,0	1,4	20	2,4	3,03	4,3	6,6
Наружный диаметр варисторов, мм	45	45	60	85	85	115	115	136
Площадь варисторов, см ²	15,9	15,9	28,2	51,7	51,4	87,2	87,2	117
Масса варисторов, кг	6,7	9,5	23,6	61,6	74	158	225	436
Масса ОПН, кг	13,4	19	47,2	123,2	148	316	450	926

При расчете принята высота колонки варисторов согласно табл. 3.3, площадь варисторов – исходя из максимального тока пропускной способности (табл. 1.4). Удельная масса варисторов принята 6 г/см³. Масса ОПН принята равной удвоенной массе варисторов.

Как следует из табл. 3.12 и 3.13, механическая прочность труб с большим запасом обеспечивает надежную работу подвесных ОПН.

Для ОПНп опорного исполнения определяющей является изгибающая нагрузка от подводящих проводов и от гололедо-ветровых нагрузок. Нормативные нагрузки на изгиб для ОПН разных классов напряжения приведены ниже

Наибольшее длительно допустимое напряжение, кВ	Нормированная нагрузка на изгиб, Н
3,6-60	300
73-156	500
210-333	1000
455-475	1500

Разрушающая горизонтальная нагрузка опорных конструкций ОПН определяется исходя из равенства максимального воздействующего момента от нормированной горизонтальной нагрузки моменту сопротивления опорной колонки. В конструкции ОПН ЦЭЗА используется крышка из стеклопластикового цилиндра с защитным покрытием из кремнийорганической резины К-69Тр. Механическую нагрузку несет стеклопластиковая труба с внутренним диаметром d_1 и наружным диаметром d_2 . Момент сопротивления изгибающей нагрузки для такой трубы равен

$$W = \frac{\pi}{32} \cdot \frac{d_2^4 - d_1^4}{d_2}. \quad (3.21)$$

Момент в основании колонки от горизонтальной нагрузки F равен

$$M = F \cdot H, \quad (3.22)$$

где H – высота колонки.

Исходя из равенства

$$F \cdot H = \sigma_u W = \frac{\sigma_u \pi}{32} \frac{d_2^4 - d_1^4}{d_2}, \quad (3.23)$$

где σ_u – разрушающее механическое напряжение на изгиб, получаем разрушающее горизонтальное усилие

$$F_p = \frac{\sigma_u \pi}{32H} \frac{d_2^4 - d_1^4}{d_2}. \quad (3.24)$$

Результаты расчетов по этой формуле для ОПН разных классов напряжения, выпускаемых ЦЭЗА, при $\sigma_u = 5000 \text{ кГ/см}^2$ приведены в табл.3.14

Таблица 3.14

Класс напряжения, кВ	H , см	d_1 , см	d_2 , см	F_p , кГ	$F_{\text{норм}}$, кГ	$F_{\text{в}}$, кГ	F_{Σ} , кГ	$K_3 = \frac{F_p}{F_{\Sigma}}$
110	100	5	6,4	860	50	5	55	15,6
150	150	6,5	8,0	573	50	8	58	8,8
220	200	6,5	8,0	709	50	10	60	11,8
330	300	9,0	11,0	1202	100	15	115	10,4
500	400	9,0	11,0	901	100	25	125	7,2
750	600	12,2	14,4	1183	150	50	200	6,0
1150	800	12,2	14,4	887	150	75	225	3,9

В табл. 3.14. приведены также нормированные горизонтальные нагрузки от тяжения подводящих проводов и горизонтальные нагрузки от воздействия ветра при напоре 55 кГ/м^2 .

Как следует из данных табл.3.13, для всех классов напряжения расчетная разрушающая нагрузка ОПН опорного исполнения F_p превышает сумму горизонтальных нагрузок от тяжения подводящих проводов и ветра F_Σ не менее, чем в шесть раз. Такого запаса вполне достаточно для обеспечения надежной работы одноколонковых ОПН в полимерных корпусах в опорном исполнении.

Однако, при большой высоте колонки ОПН относительно малого диаметра возможны значительные отклонения колонки от вертикали при односторонней горизонтальной нагрузке.

Под воздействием горизонтальной нагрузки F верхний конец стеклопластиковой трубы отклоняется на расстояние

$$\Delta = \frac{FH^3}{3EI} = \frac{6,67FH^3}{E(d_2^4 - d_1^4)}, \quad (3.25)$$

где F - суммарная приведенная к верхнему фланцу нагрузка, перпендикулярная оси ограничителя, H - высота ограничителя, E - модуль упругости стеклопластиковой трубы, I – момент ее инерции, определяемый по формуле [11]

$$I = \frac{\pi}{64}(d_2^4 - d_1^4) \approx 0,05(d_2^4 - d_1^4). \quad (3.26)$$

Результаты расчетов по формуле (3.25) при тех же исходных данных, что и в табл. 3.14 приведены в табл. 3.15

Таблица 3.15

Класс напряжения сети, кВ	H , м	Δ , мм	α , град	$\alpha_{пр}$, град	$\frac{\alpha_{пр}}{\alpha}$
110	1,0	5,8	0,3	5	17
150	1,5	9,4	0,36	5	14
220	2,0	23	0,66	5	7,6
330	3,0	43	0,8	5	6,3
500	4,0	110	1,6	5	3,1
750	6,0	230	2,2	5	2,3
1150	8,0	614	4,4	5	1,1

Как следует из табл.3.15 и по максимальному отклонению под воздействием нормированной горизонтальной нагрузки одноколонковые ограничители перенапряжений в полимерных корпусах всех классов напряжения отклоняются не более чем на 5^0 , что допускается нормативными документами[10].

Следует иметь в виду, однако, что приведенные в табл. 3.14 отклонения возникают вследствие изгиба стеклопластиковых труб. Такой изгиб корпусов передает механические нагрузки на столб варисторов, что может привести к уменьшению контактного нажатия между соседними варисторами. Поэтому целесообразно рассмотреть возможность уменьшения отклонения колонки ОПН под воздействием горизонтальных нагрузок в тех случаях, когда отклонение превосходит 1^0 .

В связи с тем, что при высоте до 2-3м проблем с чрезмерным изгибом ограничителей не возникает (см. табл. 3.15) целесообразно укрепить колонку ОПН изоляционными растяжками (см. рис. 3.9).

Для растяжек целесообразно использовать полимерные изоляторы на наименьшую разрушающую нагрузку $F_{раз} = 70$ кН. Исходя из этого разрушающего усилия при коэффициенте запаса по отношению к длительной нагрузке изолятора $K_{зан} = 5$, получаем необходимое расстояние точки крепления оттяжки на уровне заземленного фланца ОПН от оси ОПН x_0

$$\frac{F_{нр.о} K_{зан}}{F_{раз}} = \frac{x_0}{\sqrt{x_0^2 + H_0^2}},$$

где $F_{нр.о}$ – расчетная горизонтальная нагрузка, приведенная к точке крепления растяжки, H_0 – высота ОПН в точке крепления растяжки.

Разрешая приведенное выше уравнение относительно расстояния x_0 , получаем

$$x_0 = H_0 \frac{1}{\frac{F_{раз}}{F_{нр.о} K_{зан}} - \frac{F_{нр.о} K_{зан}}{F_{раз}}}. \quad (3.27)$$

Результаты расчетов по формуле (3.27) приведены в табл. 3.16

Таблица 3.16

Класс напряжения, кВ	H , м	H_0 , м	F_p , кГ	$F_{пр.0}$, кГ	x_0 , м
500	4	2	125	250	0,4
750	6	3	200	400	0,9
1150	8	4	225	450	1,43

При наличии трех растяжек, закрепленных к ОПН на уровне H_0 и к заземленному основанию на расстоянии x_0 от оси ОПН, обеспечивается надежная работа колонки при наибольших возможных горизонтальных нагрузках.

3.4. Выравнивание распределения напряжения вдоль ограничителей перенапряжений

Как указывалось в п.3.1 одной из проблем, требующих разрешения при создании ОПН, является обеспечение равномерного распределения напряжения вдоль колонки варисторов. Причиной неравномерности распределения напряжения вдоль колонки варисторов является резкая неравномерность электрического поля, в которое помещается ОПН. Неравномерное поле создается высоковольтным электродом в виде провода, подходящего к ОПН, с одной стороны, и заземленной опорной конструкции в виде бетонной сваи и поверхности земли с другой стороны. В результате такого погружения колонки с равномерно-распределенной продольной емкостью в сильно-неоднородное поле часть тока, протекающего через колонку, ответвляется в окружающее пространство в виде тока смещения и достигает земли помимо колонки варисторов. Следовательно, через верхнюю часть варисторов протекает больший ток, чем через среднюю и нижнюю. Соответственно падение напряжения на верхней части колонки варисторов больше, чем на средней и на нижней. Чтобы оценить масштаб проблемы сравним емкостной ток через продольную емкость колонки с током, оттекающим от колонки. Емкостный ток через колонку варисторов определяется формулой (3.2). Емкостный ток с поверхности колонки на землю может быть оценен по формуле

$$I_c = \frac{1}{2} U_{ф.н.р} \omega C = \frac{\pi \varepsilon_0 \omega H U_{ф.н.р}}{\ln \frac{4(h_0 + 0,5H)}{d_с}}, \quad (3.28)$$

где $U_{ф.ср} = \frac{1}{2} U_{ф.н.р}$ - среднее напряжение вдоль колонки, C —емкость поверхности колонки относительно земли, равная

$$C = \frac{2\pi \varepsilon_0 H}{\ln \frac{4(h_0 + 0,5H)}{d_с}}, \quad (3.29)$$

H - полная высота ОПН, включая металлические проставки в столбе варисторов и пружины, h_0 - высота заземленной опоры, d_g - диаметр варисторов.

Отношение тока с поверхности колонки на землю согласно (3.28) к сквозному току через варисторы колонки согласно (3.2) равно

$$\frac{I_c}{I_{г.с}} = \frac{\pi \cdot \varepsilon_0}{F_g \cdot \varepsilon} \frac{H \cdot H_k}{\ln \frac{4(h_0 + 0,5H)}{d_g}} \approx \frac{\pi \cdot 10^{-3}}{F_g} \frac{H \cdot H_k}{\ln \frac{4(h_0 + 0,5H)}{d_g}}. \quad (3.30)$$

Результаты вычислений по формуле (3.30) для типовых ОПН разных классов напряжения при диаметрах варисторов согласно табл. 3.1 и 3.2, высоте колонки варисторов согласно табл. 3.3, высоте заземленной опоры ОПН $h_0=2,5$ м и высоте ОПН согласно табл. 3.14 приведены в табл. 3.17.

Таблица 3.17

Класс напряжения сети, кВ	H , м	H_k м	d_g , мм	$\frac{I_c}{I_{г.с}}$ *	$\frac{I_c}{I_{г.с}}$ **	$E_{ср}$, кВ/м
110	1,0	0,7	45	0,25	0,3	73
150	1,4	0,95	45	0,49		71
220	2	1,40	60	0,57		73
330	3	2,0	85	1,20		70
500	4	3,03	85	1,40		80
750	5-6	4,3	115	1,37-1,65	1,8-2,2	83
1150	8	6,6	115	2,4		86,6

Примечание: * - одноколонковое исполнение, ** - многоколонковое исполнение.

Из приведенных данных следует, что с увеличением класса напряжения относительная величина стекающего с колонок ОПН емкостного тока быстро увеличивается и для классов напряжения сети 330 кВ и выше превосходит сквозной ток через ОПН. Соответственно увеличивается степень неравномерности распределения напряжения

вдоль колонки варисторов. Повышение напряжения на варисторах верхней части колонки приводит к увеличению тока через них, их перегреву и преждевременному повреждению. Поэтому необходимо применять меры для ограничения степени неравномерности распределения напряжения вдоль колонки варисторов. Следует отметить, что емкостный ток не только стекает с колонки варисторов на землю, но и подтекает с высоковольтного электрода. Однако емкость колонки варисторов относительно высоковольтного электрода (проводов присоединения) значительно меньше, чем ее емкость на землю: примерно вдвое соответственно различию емкости цилиндрического тела относительно земли и взаимной емкости двух цилиндрических тел. Поэтому подтекающий от высоковольтного электрода емкостной ток не компенсирует оттекающий емкостной ток на землю. Тем не менее, подтекающий от высоковольтного электрода к колонке варисторов ток вызывает повышение падения напряжения на варисторах вблизи заземленного конца ОПН.

Следует отметить также, что увеличение эквивалентного диаметра колонки варисторов многоколонковых ОПН приводит к увеличению емкостных токов с поверхности варисторов и, соответственно, к более неравномерному распределению напряжения вдоль колонки со всеми вытекающими последствиями. В качестве примера в табл. 3.17 приведены данные для четырехколонкового ОПН-110 кВ и 30-колонкового ОПН-750 кВ производства Корниловского фарфорового завода.

Для выравнивания распределения напряжения вдоль колонки варисторов необходимо уменьшить отток тока от их поверхности вблизи высоковольтного конца ОПН и уменьшить приток тока вблизи заземленного конца ОПН. Такой результат может быть достигнут путем установки тороидальных экранов соосных с колонкой варисторов: одного экрана, связанного с высоковольтным выводом ограничителя на расстоянии ΔH от него и второго, заземленного на расстоянии Δh от нижнего вывода (см. рис. 3.3).

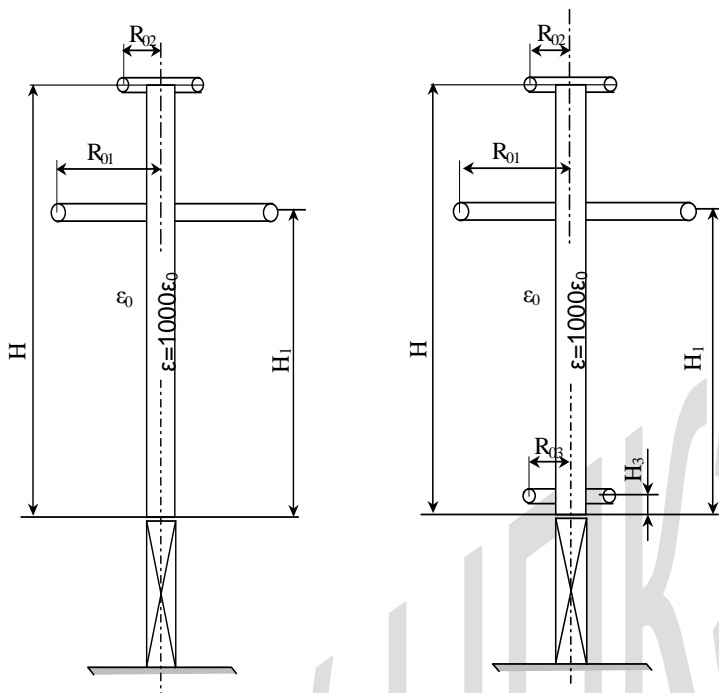


Рис. 3.10. Расчетные схемы расположения экранов ОПН: а – при двух тороидах; б – при трех тороидах

Если поместить колонку варисторов в однородное внешнее поле, когда потенциал внешнего поля вдоль оси колонки будет распределяться равномерно, то очевидно, что погружение колонки варисторов в такое поле не приведет к изменению распределения потенциала. Следовательно задача заключается в том, чтобы подобрать такую систему тороидальных экранов, которая обеспечивает равномерное распределение потенциала вдоль оси симметрии тороидов на отрезке этой оси, равным высоте колонки варисторов. Напряженность поля отдельного тороидального экрана изменяется вдоль его оси симметрии z согласно соотношению [12]

$$E_z = \frac{q_T}{4\pi\epsilon_0} \frac{z}{(z^2 + R_{от}^2)^{3/2}}, \quad (3.31)$$

где z отсчитывается от плоскости симметрии тороидального экрана, $R_{от}$ – радиус осевой линии тороида.

Соответственно потенциал, создаваемый зарядом тороида, изменяется вдоль оси z согласно соотношению [12]

$$\varphi_z = \frac{q_T}{4\pi\epsilon_0 \sqrt{z^2 + R_{от}^2}}. \quad (3.32)$$

Согласно формулам (3.31), (3.32) потенциал на оси z от тороида имеет максимум при $z=0$, т.е. в плоскости симметрии тороида и убывает в обе стороны от плоскости симметрии тороида.

Напротив, напряженность электрического поля тороида равна нулю при $z=0$ и нарастает одинаково в обе стороны от плоскости симметрии тороида, достигая максимума при $z = \frac{R_{от}}{\sqrt{2}}$, величина которого равна

$$E_{z, макс} = \frac{0,385 q_m}{4\pi\epsilon_0 R_{от}^2} \approx \frac{1,21U \left(1 + \frac{r_{от}}{2R_{от}}\right)}{R_{от} \ln \frac{8R_{от}}{r_{от}} \left(1 + \frac{r_{от}}{2R_{от}}\right)}, \quad (3.33)$$

поскольку заряд тороида

$$q_T = C_T U \approx \frac{4\pi^2 \epsilon_0 R_{от} U \left(1 + \frac{r_{от}}{R_{от}}\right)}{\ln \frac{8R_{от}}{r_{от}} \left(1 + \frac{r_{от}}{2R_{от}}\right)}. \quad (3.34)$$

Следовательно, максимальное значение напряженности поля на оси экрана пропорционально напряжению на тороиде и обратно – пропорционально радиусу круговой осевой линии тороида и натуральному логарифму отношения $\frac{R_{от}}{r_{от}}$, где $r_{от}$ – радиус трубы тороида.

Формулы (3.31), (3.32), (3.34) позволяют сделать вывод о невозможности создания однородного электрического поля с помощью одного экрана. Однако с помощью системы экранов это оказывается воз-

можным. При этом следует обратить внимание на то, что максимум потенциала тороида на оси z (достигаемый при $z=0$) согласно (3.32), (3.34)

$$\varphi_{z, \max} = \frac{\pi \left(1 + \frac{r_{\text{от}}}{2R_{\text{от}}} \right) U}{\ln \frac{8R_{\text{от}}}{r_{\text{от}}} \left(1 + \frac{r_{\text{от}}}{2R_{\text{от}}} \right)} \quad (3.35)$$

меньше напряжения U на экране приблизительно на 30%, поскольку оптимальный диапазон изменения отношения $R_{\text{от}}/r_{\text{от}}$ составляет $10 \leq R_{\text{от}}/r_{\text{от}} \leq 20$.

Используя приведенные выше соотношения, найдем систему тороидальных экранов, обеспечивающих равномерное распределение потенциала вдоль колонки варисторов ОПН.

Опорный вариант ОПНп. Определим радиус круговой осевой линии тороидального экрана, имеющего потенциал высоковольтного вывода ОПНп, исходя из равенства максимальной напряженности тороида согласно (3.33) средней напряженности поля вдоль колонки варисторов $E_{\text{cp}} = U/H$

$$R_{\text{от}} = \frac{1,21H \left(1 + \frac{r_{\text{от}}}{2R_{\text{от}}} \right)}{\ln \frac{8R_{\text{от}}}{r_{\text{от}}} \left(1 + \frac{r_{\text{от}}}{2R_{\text{от}}} \right)}. \quad (3.36)$$

При изменении отношения $R_{\text{от}}/r_{\text{от}}$ необходимое отношение $R_{\text{от}}/H$ изменяется

$R_{\text{от}}/r_{\text{от}}$	10	12,5	15	17,5	20
$R_{\text{от}}/H$	0,287	0,27	0,26	0,25	0,24
$\varphi_{z, \max}/H$	0,744	0,703	0,637	0,650	0,632

Как видно, при увеличении отношения $R_{от}/r_{от}$ необходимое отношение $R_{от}/H$ уменьшается. Это означает, что при заданной высоте колонки ОПН H необходимый размер осевой линии тороида уменьшается. При этом уменьшается и максимум напряжения в месте расположения тороида. Очевидно, что наиболее равномерное распределение потенциала внешнего поля вдоль колонки варисторов соответствует расположению тороида на относительной высоте z/H , совпадающий с относительной величиной максимального потенциала тороида на его оси симметрии (см. рис. 3.11).

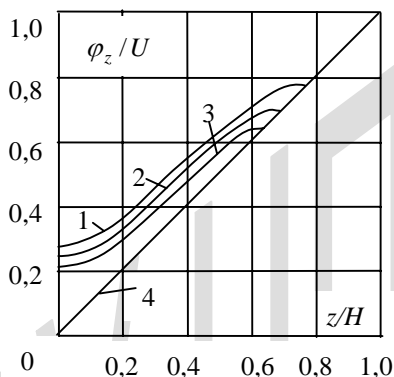


Рис. 3.11. Распределение потенциала внешнего поля вдоль оси ОПН при использовании одного тороида с отношением $R_0/r_0 = 10$ (кривая 1), $R_0/r_0 = 15$ (кривая 2) и $R_0/r_0 = 20$ (кривая 3) и при равномерном распределении потенциала (кривая 4)

Согласно (3.32), (3.34) распределение потенциала вдоль оси z тороида, отсчитываемой от его плоскости симметрии, определяется формулой

$$\varphi_z = \frac{\pi R_{от} \left(1 + \frac{r_{от}}{2R_{от}} \right)}{\sqrt{z^2 + R_{от}^2} \ln \frac{8R_{от}}{r_{от}} \left(1 + \frac{r_{от}}{2R_{от}} \right)}. \quad (3.37)$$

Результаты вычислений по формуле (3.37) приведены на рис 3.11. Как видно, эти распределения плохо согласуются с равномерным. Очевидно, что необходима установка экрана на потенциале земли для уменьшения потенциала внешнего поля вблизи заземленного конца ОПН. Кроме того, необходимо отметить, что при использовании одного экрана его оптимальное положение слишком низко, что приводит к значительному сокращению изоляционного расстояния между экраном и землей. Увеличить потенциал внешнего поля на оси ОПН можно при установке дополнительного тороидального экрана на уровне верхнего окончания ОПН (рис.3.10, а).

Таким образом, необходимо рассмотреть в качестве источника внешнего поля систему из трех тороидов: первого с наибольшим радиусом R_{01} в средней части ОПН, второго с меньшим радиусом R_{02} на высоте H и третьего с радиусом R_{03} в нижней части ОПН (рис.3.10, б). При этом положение большого экрана должно быть определено путем оптимизационных расчетов, основанных на отыскании такого положения большого экрана, при котором потенциал колонки варисторов, создаваемый внешним полем, отвечает равномерному распределению потенциала.

Для решения этой задачи необходимо найти заряды всех трех тороидов из системы потенциальных уравнений.

$$\begin{aligned} U &= \alpha_{11}q_1 + \alpha_{12}q_2 + \alpha_{13}q_3; \\ U &= \alpha_{21}q_1 + \alpha_{22}q_2 + \alpha_{23}q_3; \\ 0 &= \alpha_{31}q_1 + \alpha_{32}q_2 + \alpha_{33}q_3. \end{aligned} \quad (3.38)$$

Решение этой системы получаем в виде

$$\begin{aligned} q_1 &= \frac{\begin{vmatrix} U & \alpha_{12} & \alpha_{13} \\ U & \alpha_{22} & \alpha_{23} \\ 0 & \alpha_{32} & \alpha_{33} \end{vmatrix}}{\Delta} = U \frac{\alpha_{33}(\alpha_{22} - \alpha_{12}) + \alpha_{23}(\alpha_{13} - \alpha_{23})}{\Delta} = \\ &= \frac{U}{\alpha_{11}} \frac{1 - \frac{\alpha_{12}}{\alpha_{22}} + \frac{\alpha_{23}}{\alpha_{22}} \frac{\alpha_{13} - \alpha_{23}}{\alpha_{33}}}{1 + 2 \frac{\alpha_{12}}{\alpha_{11}} \frac{\alpha_{13}}{\alpha_{22}} \frac{\alpha_{23}}{\alpha_{33}} - \frac{\alpha_{13}^2}{\alpha_{11}\alpha_{33}} - \frac{\alpha_{12}^2}{\alpha_{11}\alpha_{22}} - \frac{\alpha_{23}^2}{\alpha_{22}\alpha_{33}}}, \end{aligned} \quad (3.39)$$

где Δ - определитель системы, равный

$$\Delta = \alpha_{11}\alpha_{22}\alpha_{33} + 2\alpha_{12}\alpha_{13}\alpha_{23} - \alpha_{22}\alpha_{13}^2 - \alpha_{33}\alpha_{12}^2 - \alpha_{11}\alpha_{23}^2,$$

$$q_2 = \frac{\begin{vmatrix} \alpha_{11} & U & \alpha_{13} \\ \alpha_{21} & U & \alpha_{23} \\ \alpha_{31} & 0 & \alpha_{33} \end{vmatrix}}{\Delta} = U \frac{\alpha_{33}(\alpha_{11} - \alpha_{12}) + \alpha_{13}(\alpha_{23} - \alpha_{13})}{\Delta} =$$

$$= \frac{U}{\alpha_{22}} \frac{1 - \frac{\alpha_{12}}{\alpha_{11}} - \frac{\alpha_{13}}{\alpha_{11}} \frac{\alpha_{13} - \alpha_{23}}{\alpha_{33}}}{1 + 2 \frac{\alpha_{12}\alpha_{13}\alpha_{23}}{\alpha_{11}\alpha_{22}\alpha_{33}} - \frac{\alpha_{13}^2}{\alpha_{11}\alpha_{33}} - \frac{\alpha_{12}^2}{\alpha_{11}\alpha_{22}} - \frac{\alpha_{23}^2}{\alpha_{22}\alpha_{33}}}, \quad (3.40)$$

$$q_3 = \frac{\begin{vmatrix} \alpha_{11} & \alpha_{12} & U \\ \alpha_{21} & \alpha_{22} & U \\ \alpha_{31} & \alpha_{32} & 0 \end{vmatrix}}{\Delta} = U \frac{\alpha_{13}(\alpha_{12} - \alpha_{22}) + \alpha_{23}(\alpha_{12} - \alpha_{11})}{\Delta} =$$

$$= - \frac{U}{\alpha_{33}} \frac{\frac{\alpha_{13}}{\alpha_{11}} \left(1 - \frac{\alpha_{12}}{\alpha_{22}}\right) + \frac{\alpha_{23}}{\alpha_{22}} \left(1 - \frac{\alpha_{12}}{\alpha_{22}}\right)}{1 + 2 \frac{\alpha_{12}\alpha_{13}\alpha_{23}}{\alpha_{11}\alpha_{22}\alpha_{33}} - \frac{\alpha_{13}^2}{\alpha_{11}\alpha_{33}} - \frac{\alpha_{12}^2}{\alpha_{11}\alpha_{22}} - \frac{\alpha_{23}^2}{\alpha_{22}\alpha_{33}}}. \quad (3.41)$$

Собственные и взаимные потенциальные коэффициенты могут быть вычислены без учета влияния земли по формулам

$$\alpha_{11} = \frac{1}{4\pi^2 \varepsilon_0 R_{01}} \ln \frac{8R_{01}}{r_{01}} \left(1 + \frac{r_{01}}{2R_{01}}\right), \quad (3.42)$$

$$\alpha_{22} = \frac{1}{4\pi^2 \varepsilon_0 R_{02}} \ln \frac{8R_{02}}{r_{02}} \left(1 + \frac{r_{02}}{2R_{02}}\right), \quad (3.43)$$

$$\alpha_{33} = \frac{1}{4\pi^2 \varepsilon_0 R_{03}} \ln \frac{8R_{03}}{r_{03}} \left(1 + \frac{r_{03}}{2R_{03}}\right). \quad (3.44)$$

$$\alpha_{12} = \frac{1}{2\pi^2 \varepsilon_0} \frac{K \left(\sqrt{\frac{4R_{01}R_{02}}{(H_1 - H_2)^2 + (R_{01} + R_{02})^2}} \right)}{\sqrt{(H_1 - H_2)^2 + (R_{01} + R_{02})^2}} =$$

$$= \frac{1}{2\pi^2 \varepsilon_0 H} \frac{K \left(2 \sqrt{\frac{R_{01}}{H} \cdot \frac{R_{02}}{H} \frac{1}{\left(1 - \frac{H_1}{H}\right)^2 + \left(\frac{R_{01} + R_{02}}{H}\right)^2}} \right)}{\left(1 - \frac{H_1}{H}\right)^2 + \left(\frac{R_{01}}{H} + \frac{R_{02}}{H}\right)^2}, \quad (3.45)$$

поскольку по условию задачи $H_2 = H$

$$\alpha_{13} = \frac{1}{2\pi^2 \varepsilon_0 H} \frac{K \left(2 \sqrt{\frac{R_{01}}{H} \cdot \frac{R_{02}}{H} \frac{1}{\left(\frac{H_1}{H} - 0,1\right)^2 + \left(\frac{R_{01} + R_{03}}{H}\right)^2}} \right)}{\left(\frac{H_1}{H} - 0,1\right)^2 + \left(\frac{R_{01}}{H} + \frac{R_{03}}{H}\right)^2}, \quad (3.46)$$

поскольку согласно выполненным расчетам оптимальное положение нижнего экрана соответствует 0,1H;

$$\alpha_{23} = \frac{1}{2\pi^2 \varepsilon_0 H} \frac{K \left(2 \sqrt{\frac{R_{02}}{H} \cdot \frac{R_{03}}{H} \frac{1}{(1 - 0,1)^2 + \left(\frac{R_{02} + R_{03}}{H}\right)^2}} \right)}{\sqrt{0,81 + \left(\frac{R_{02}}{H} + \frac{R_{03}}{H}\right)^2}}, \quad (3.47)$$

где $K(arg)$ – полный эллиптический интеграл первого рода.

Распределение потенциала внешнего поля согласно формуле (3.32) вдоль колонки ОПН определяется соотношением

$$\begin{aligned}
 \varphi_z = & \frac{q_1}{4\pi\epsilon_0 H} \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{z}{H} - \frac{H_1}{H}\right)^2 + \left(\frac{R_{01}}{H}\right)^2}} + \\
 & + \frac{q_2}{4\pi\epsilon_0 H} \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{z}{H} - 1\right)^2 + \left(\frac{R_{02}}{H}\right)^2}} + \\
 & + \frac{q_3}{4\pi\epsilon_0 H} \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{z}{H} - 0,1\right)^2 + \left(\frac{R_{03}}{H}\right)^2}}.
 \end{aligned} \tag{3.48}$$

Выполненные расчеты по формуле (3.48) позволили установить оптимальное положение большого экрана на уровне $H_1 = 0,8H$ при одинаковом отношении R_0/r_0 для всех экранов и при $R_{02} = 0,5R_{01}$, $R_{03} = 0,1H$. При этом наилучший результат получен при $R_{01} = 0,27H$ и $R_0/r_0 = 12,5$ (см. рис. 3.12).

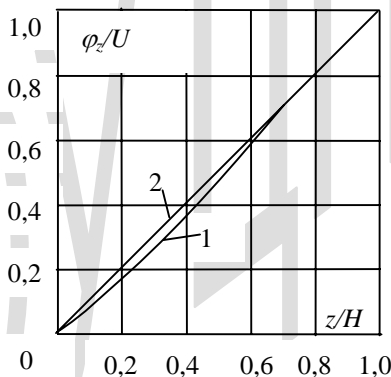


Рис. 3.12. Распределение потенциала внешнего поля вдоль оси ОПН при использовании трех тороидов с отношением $R_0/r_0 = 12,5$ (1) и при равномерном распределении потенциала (2)

Как видно из рис 3.12, отклонение от равномерного распределения потенциала внешнего поля вдоль колонки варисторов незначи-

тельно. Поэтому система из трех тороидальных экранов для ОПН любого класса напряжения может быть признана оптимальной.

При этом заряды на тороидах согласно формулам (3.39), (3.40), (3.41) равны

$$q_1 = 4\pi^2 \varepsilon_0 R_{01} 0,197U = 4\pi^2 \varepsilon_0 0,27H \cdot 0,197U = 4\pi^2 \varepsilon_0 0,053HU, \quad (3.49)$$

$$q_2 = 4\pi^2 \varepsilon_0 R_{02} 0,119U = 4\pi^2 \varepsilon_0 0,135H \cdot 0,119U = 4\pi^2 \varepsilon_0 0,016HU, \quad (3.50)$$

$$q_{.3} = 4\pi^2 \varepsilon_0 R_{03} 0,062U = 4\pi^2 \varepsilon_0 0,1H \cdot 0,062U = 4\pi^2 \varepsilon_0 0,0062HU. \quad (3.51)$$

Выбранные тороидальные экраны должны быть проверены на отсутствие стримерной короны. Это требование удовлетворяется при условии, что максимальная напряженность поля на экране на 10% меньше начальной напряженности коронного разряда

$$E_n = 17m_n \delta \left[1 + \frac{0,62}{\delta^{0,3} r_0^{0,38}} \right], \text{кВ} / \text{см}, \quad (3.52)$$

где δ - относительная плотность воздуха, r_0 - радиус трубы тороида; см, m_n - коэффициент негладкости, который для гладких труб может быть принят равным $m_n=0,9$.

Максимальная напряженность поля на экране при известном заряде определяется формулой [12]

$$E_{\text{макс}} = \frac{q_{\text{т}}}{4\pi^2 \varepsilon_0 R_0 r_0 \left(1 + \frac{r_0}{2R_0} \right)^2} \left[1 + \frac{r_0}{2R_0} \ln \frac{8R_0}{r_0} \left(1 + \frac{r_0}{2R_0} \right) \right]. \quad (3.53)$$

Для наибольшего тороида с индексом 1 с учетом соотношения $R_0/r_0 = 12,5$ максимальная напряженность поля равна

$$E_{1.\text{макс}} = \frac{0,053H \cdot U \cdot 1,185}{(0,27H)^2} \cdot \frac{12,5}{1,08} = 10 \frac{U}{H} = 10E_{cp} \approx 7,5 \text{кВ} / \text{см}.$$

Соответственно для второго и третьего тороидов

$$E_{2.\text{макс}} = \frac{0,016H \cdot U \cdot 1,185}{(0,135H)^2} \cdot \frac{12,5}{1,08} = 12 \frac{U}{H} = 12E_{cp} \approx 9 \text{кВ} / \text{см},$$

$$E_{3, \text{ макс}} = \frac{0,0062H \cdot U \cdot 1,185}{(0,1)^2 \cdot 1,08} \cdot 12,5 = 8,5 \frac{U}{H} = 8,5 E_{cp} \approx 6,4 \text{ кВ} / \text{см}.$$

Начальная напряженность коронного разряда на экранах согласно (3.52) при $\delta = 1$ равна:

Для большего тороида при

$$r_{01} = \frac{1}{12,5} R_{01} = \frac{1}{12,5} 0,27H = 0,022H,$$

$$E_{н,1} = 17 \cdot 0,9 \left[1 + \frac{0,62}{(0,022H)^{0,38}} \right]. \quad (3.54)$$

При изменении высоты ОПН от 1 до 8 м начальная напряженность короны изменяется от 22,3 до 18,5 кВ/см.

Для второго верхнего тороида при

$$r_{02} = \frac{1}{12,5} R_{02} = \frac{1}{12,5} 0,135H = 0,011H,$$

$$E_{н,2} = 17 \cdot 0,9 \left[1 + \frac{0,62}{(0,011H)^{0,38}} \right]. \quad (3.55)$$

При изменении высоты ОПН от 1 до 8 м начальная напряженность короны изменяется от 22,4 до 19,5 кВ/см.

Для третьего нижнего экрана при

$$r_{03} = \frac{1}{12,5} R_{03} = \frac{1}{12,5} 0,1H = 0,008H,$$

$$E_{н,3} = 17 \cdot 0,9 \left[1 + \frac{0,62}{(0,008H)^{0,38}} \right]. \quad (3.56)$$

При изменении высоты ОПН от 1 до 8 м начальная напряженность короны изменяется от 25,6 до 20 кВ/см.

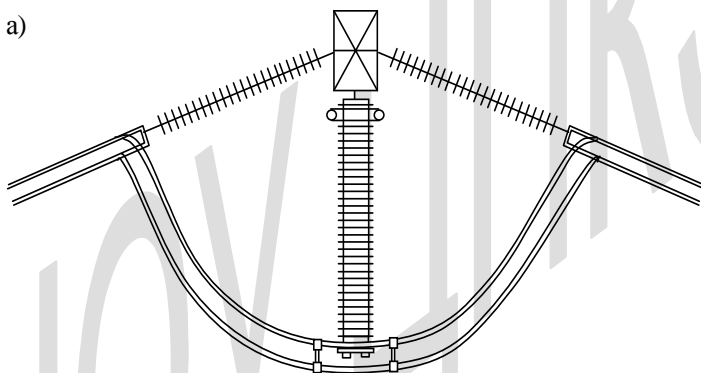
Как видно, для всех тороидов начальная напряженность коронного разряда значительно превышает максимальную. Это означает, что коронный разряд не определяет размеры тороида, что создает возможность значительного уменьшения размеров всех тороидов, если это

допустимо по условию выравнивания распределения напряжения вдоль колонки ОПН.

Распределение напряжения вдоль подвесных ОПН

При подвеске ОПНп к ригелю портала и подсоединении его высоковольтного конца к спуску к защищаемому объекту (трансформатор, реактор, трансформатор напряжения) система экранов остается такой же, как и для опорного исполнения ОПНп (только все повернуто на 180° и малый третий экран оказывается наверху, а два больших внизу).

Однако, при подвеске ОПНп между ригелем портала и шлейфом, присоединенным к натяжным гирляндам по обеим сторонам портала, условия работы ОПНп существенно изменяются, поскольку в этом случае распределение потенциала внешнего поля вдоль колонки варисторов определяется полем провода шлейфа относительно ригеля портала (рис. 3.13)



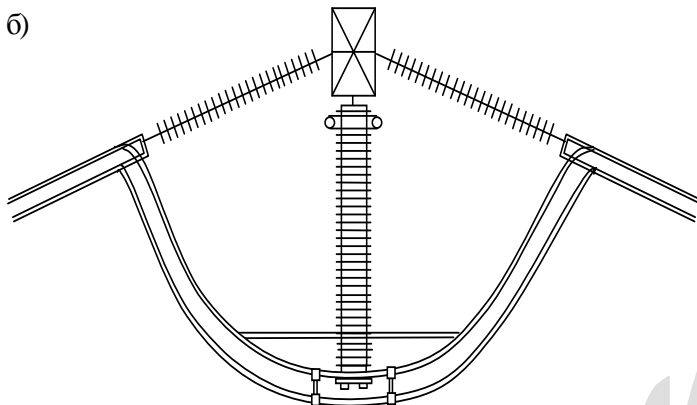


Рис. 3.13. Расчетные схемы расположения проводов: а – при расположении ОПН между ригелем портала и шлейфом; б – при наличии дополнительного провода на уровне $0,2 H_{\text{опн}}$

Рассчитаем это поле. Оно представляет собой поле двух скрещивающихся длинных тел с неизменным сечением каждого. Причем электроды (высоковольтный провод и заземленный - ригель) могут быть заменены математической моделью в виде цилиндров, имеющих такие же погонные электрические параметры, как и замещаемые электроды. Эквивалентный радиус расщепленного провода равен [3]

$$r_{\text{э}} = r_p n \sqrt{\frac{nr_0}{r_p}}, \quad (3.57)$$

где r_p - радиус расщепления провода, n и r_0 - количество и радиус проводов в шлейфе. В случае одиночного провода ($n=1$) $r_{\text{э}} = r_0$.

Эквивалентный радиус ригеля может быть приближенно оценен из условия равенства периметров ригеля Π_p и эквивалентной окружности $\Pi_{\text{э}}$

$$\Pi_p = \Pi_{\text{э},p} = 2\pi r_{\text{э}}, \quad (3.58)$$

откуда

$$r_p = \frac{\Pi_p}{2\pi} = \frac{2(h_p + b_p)}{2\pi} = \frac{h_p + b_p}{\pi}, \quad (3.59)$$

где h_p - высота ригеля, b_p - его ширина.

Далее расчет электрического поля двух скрещивающихся цилиндров вдоль кратчайшего расстояния между ними может быть произведен для случая параллельных цилиндров, расположенных на таком же расстоянии. При этом электрическое поле вдоль кратчайшего расстояния между скрещивающимися цилиндрами тождественно полю параллельных цилиндров.

Следовательно, заряды на шлейфе и ригеле портала могут быть определены в результате решения системы двух потенциальных уравнений

$$\left. \begin{aligned} U &= \alpha_{11} \cdot q_1 + \alpha_{12} \cdot q_2 \\ 0 &= \alpha_{12} \cdot q_1 + \alpha_{22} \cdot q_2 \end{aligned} \right\}, \quad (3.60)$$

где индекс «1» приписан шлейфу, а индекс «2» приписан ригелю, α_{11} , α_{22} – собственные потенциальные коэффициенты шлейфа и ригеля, а α_{12} – их взаимный потенциальный коэффициент:

$$\begin{aligned} \alpha_{11} &= \frac{1}{2\pi\epsilon_0} \ln \frac{2H_1}{r_{3.1}}, \\ \alpha_{22} &= \frac{1}{2\pi\epsilon_0} \ln \frac{2H_2}{r_{3.2}}, \\ \alpha_{12} &= \frac{1}{2\pi\epsilon_0} \ln \frac{H_1 + H_2}{H_2 - H_1}, \end{aligned} \quad (3.61)$$

где H_1 – расстояние от оси симметрии шлейфа до земли, H_2 – расстояние от оси симметрии ригеля до земли, $r_{3.1}$ – эквивалентный радиус шлейфа, определяемый формулой (3.57), $r_{3.2}$ – эквивалентный радиус портала, определяемый формулой (3.59).

Решение системы (3.60) получаем в виде

$$q_1 = \frac{U}{\alpha_{11}} \cdot \frac{1}{1 - \frac{\alpha_{12}^2}{\alpha_{11}\alpha_{22}}}, \quad (3.62)$$

$$q_2 = -\frac{\alpha_{12}}{\alpha_{22}} q_1 = -\frac{U}{\alpha_{11}} \cdot \frac{\alpha_{12}}{\alpha_{22}} \cdot \frac{1}{1 - \frac{\alpha_{12}^2}{\alpha_{11}\alpha_{22}}}. \quad (3.63)$$

Распределение потенциала вдоль оси x ОПНп, отсчитываемого от шлейфа, получаем в виде

$$\begin{aligned} \frac{U_x}{U} &= \left[\frac{q_1}{2\pi\epsilon_0} \ln \frac{2H_1+x}{x} + \frac{q_2}{2\pi\epsilon_0} \ln \frac{H_1+H_2+x}{H_2-H_1-x} \right] \cdot \frac{1}{U} = \\ &= \frac{\ln \frac{2H_1+x}{x}}{\ln \frac{2H_1}{r_3}} \cdot \frac{1}{1 - \frac{\left(\ln \frac{H_1+H_2}{H_2-H_1} \right)^2}{\ln \frac{2H_1}{r_{3,1}} \cdot \ln \frac{2H_2}{r_{3,2}}}} \times \\ &\times \left(1 - \frac{\ln \frac{H_1+H_2+x}{H_2-H_1-x} \cdot \ln \frac{H_1+H_2}{H_2-H_1}}{\ln \frac{2H_1+x}{x} \cdot \ln \frac{2H_2}{r_{3,2}}} \right). \end{aligned} \quad (3.64)$$

Результаты вычислений по этой формуле для ОПН-750 кВ длиной 6 м, подвешенного между ригелем портала с высотой 2 м и шириной 1 м и шлейфом из трех проводов АП-500 приведены на рис.3.14.

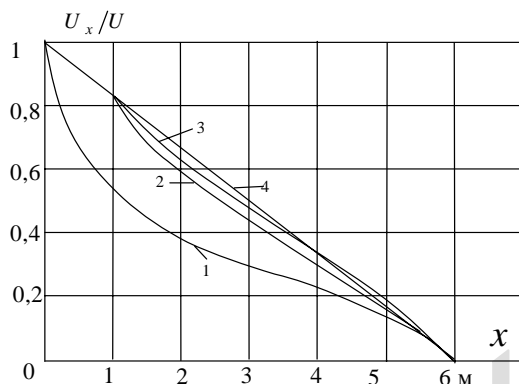


Рис.3.14. Распределение потенциала внешнего поля вдоль ОПС-750 кВ длиной 6м, подвешенного между ригелем портала и шлейфом: 1 – при отсутствии проводов на промежуточном уровне ; 2,3 – при наличии пары проводов при $d_1 = 0,2H$ на промежуточном уровне, соответствующем расстоянию от шлейфа 0,17H (2) и 0,2H (3); 4 – при равномерном распределении потенциала

Как видно, в этом случае распределение потенциала внешнего поля вдоль колонки варисторов резко неравномерно. Однако для выравнивания распределения внешнего поля достаточно сдвинуть шлейф вдоль колонки на некоторое расстояние (рис.3.13) с тем, чтобы потенциал внешнего поля на оси колонки был равен потенциалу колонки с равномерным распределением поля. При этом расстояние между поднятыми проводами по горизонтали d_1 определим из условия равенства создаваемой ими максимальной напряженности поля средней напряженности поля вдоль колонки $E_{cp} = U/H_{\kappa}$ [12].

$$E_{\max} = \frac{q_1}{2\pi\epsilon_0} \cdot \frac{1}{d_1} = \frac{U}{H_{\kappa}}, \quad (3.65)$$

откуда

$$d_1 = \frac{q_1 \cdot H_{\kappa}}{2\pi\epsilon_0 U}. \quad (3.66)$$

Заряд q_1 на сдвинутых вдоль колонки варисторов проводах определим из системы трех потенциальных уравнений (3.38)

Решение этой системы получаем в виде соотношений (3.39)-(3.41), где собственные и взаимные потенциальные коэффициенты определяются по следующим формулам

$$\alpha_{11} = \frac{1}{2\pi\epsilon_0} \ln \frac{2H_1}{r_{\Sigma,1}}, \quad r_{\Sigma,1} = \sqrt{r_{0,1}d_1}, \quad (3.67)$$

$$\alpha_{22} = \frac{1}{2\pi\epsilon_0} \ln \frac{2H_2}{r_{\Sigma,2}}, \quad r_{\Sigma,2} = \sqrt{r_{0,2}d_2}, \quad (3.68)$$

$$\alpha_{33} = \frac{1}{2\pi\epsilon_0} \ln \frac{2H_3}{r_{\Sigma,3}}, \quad (3.69)$$

$$\alpha_{12} = \frac{1}{2\pi\epsilon_0} \ln \frac{H_1 + H_2}{H_2 - H_1}, \quad \alpha_{12} = \frac{1}{2\pi\epsilon_0} \ln \frac{H_1 + H_3}{H_3 - H_1}, \quad (3.70)$$

$$\alpha_{23} = \frac{1}{2\pi\epsilon_0} \ln \frac{H_2 + H_3}{H_3 - H_2}, \quad (3.71)$$

где H_1 – расстояние от дополнительного провода (в месте скрещивания с ОПН) до земли (см.рис.3.13), H_2 – расстояние от оси симметрии шлейфа до земли, H_3 – расстояние от оси симметрии ригеля портала до земли, $r_{\Sigma,2}$ – эквивалентный радиус шлейфа, определяемый по формуле (3.57) и при двух проводах – по формуле (3.68), $r_{\Sigma,3}$ – эквивалентный радиус ригеля портала, определяемый формулой (3.59).

Распределение потенциала внешнего поля от рассмотренной системы проводов определяется соотношением

$$U_x = \frac{q_1}{2\pi\epsilon_0} \cdot \ln \frac{H_1 + H_2 + x}{\sqrt{\left(\frac{d_1}{2}\right)^2 + (x - H_1 + H_2)^2}} + \frac{q_2}{2\pi\epsilon_0} \cdot \ln \frac{2H_2 + x}{\sqrt{\left(\frac{d_2}{2}\right)^2 + x^2}} + \frac{q_3}{2\pi\epsilon_0} \cdot \ln \frac{H_3 + H_2 + x}{\sqrt{r_{\Sigma,3}^2 + (H_3 - H_2 - x)^2}}, \quad (3.72)$$

где q_1 – заряд на единицу длины дополнительного провода, q_2 – заряд на единицу длины шлейфа, q_3 – заряд на единицу длины ригеля портала, x – координата вдоль оси гирлянды, отсчитываемая от шлейфа.

Выполненные расчеты позволили установить оптимальное положение проводов, сдвинутых относительно высоковольтного вывода ОПН на 0,2 Н от высоковольтного конца ОПН ($H_1=H_2+0,2H$). При этом относительное расстояние между проводами $d_1=0,2$ Н. Два нижних провода крепятся на уровне плоскости нижнего (высоковольтного) оконцевателя ОПН при обычном расстоянии между проводами 0,4 м.

Таким образом, при подвеске ОПН между ригелем портала и его шлейфом достигается приемлемое распределение потенциала внешнего поля вдоль колонки варисторов при использовании тороидального экрана только вблизи заземленного конца ОПН.

3.5. Повышение надежности работы ОПН при увлажнении поверхности покрышки

Согласно данным наблюдений метеостанций в среднем по России (европейская часть) время выпадения влажных осадков (дождь, мокрый снег, туман, роса) составляет значительную часть года: около 10%. Поэтому анализ условий работы ОПН при увлажнении загрязненной поверхности покрышки имеет большое значение.

Как показывает § 3.1, при увлажнении поверхности покрышки ОПН по ней протекает ток утечки, зависящий от проводимости поверхности покрышки и от формы поверхности. Как правило, этот ток значительно превышает ток через колонку варисторов и емкостной ток с экрана ОПН на заземленные предметы. Поэтому увлажнение поверхности покрышки приводит к выравниванию распределения напряжения по колонке варисторов. Разность потенциалов между увлажненной поверхностью покрышки (покрышек при многомодульном исполнении ОПН) и колонкой варисторов практически близка к нулю. Однако, образование подсушенных кольцевых зон изменяет распределение напряжения по поверхности покрышки. Увеличение сопротивления подсушенных зон вызывает повышение напряжения на подсушенных зонах и перераспределение напряжения по поверхности покрышки. Наибольшая неравномерность распределения напряжения вдоль покрышки возникает при образовании подсушенной кольцевой зоны в нижней или верхней части ОПН (см. рис.3.15): на кольцевой зоне падение напряжения очень велико, а на остальной увлажненной поверхности средняя напряженность поля значительно меньше.

В результате увеличивается разность потенциалов между увлажненной поверхностью покрышки и варисторами. Падение напряжения на подсушенной кольцевой зоне ограничивается пробивным напряжением воздушного промежутка между краями подсушенной зоны. Экспериментально определенная эта зависимость на модели изолятора приведена на рис. 3.16 [13].

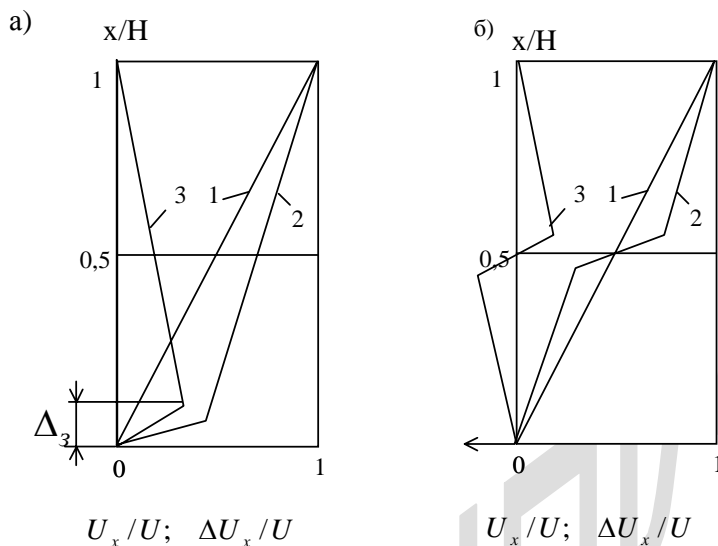


Рис.3.15. Распределение напряжения вдоль колонки варисторов (1) и вдоль увлажненной поверхности покрышки при отсутствии (1) и наличии (2) подсушенных зон вблизи нижнего фланца (а) и в середине ОПН (б), а также разность потенциалов между увлажненной поверхностью покрышки и варисторами при наличии подсушенных зон (3)

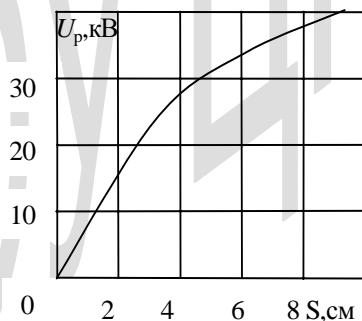


Рис.3.16. Зависимость разрядного напряжения промежутка между кольцевыми электродами, расположенными на цилиндрическом изоляторе, от его длины

По ней подобрана эмпирическая зависимость действующего значения разрядного напряжения (кВ) от ширины подсушенной зоны S (м)

$$U_p = 840S \exp(-7S). \quad (3.73)$$

Наблюдения за развитием разрядных явлений увлажненных изоляторов показывают, что ширина подсушенных кольцевых зон ограничивается межреберным расстоянием. Следовательно, разрядные напряжения U_p современных фарфоровых изоляторов с шириной межреберного расстояния 60-70 мм достигают нескольких десятков киловольт. Такая же и максимальная разность потенциалов между увлажненной поверхностью покрышки и колонкой варисторов (рис.3.15). Эта разность потенциалов вызывает протекание токов смещения между поверхностью покрышки и колонкой варисторов, определяя добавочный ток через варисторы. Наибольший добавочный ток возникает при наличии одной подсушенной зоны у верхнего или у нижнего края покрышки. При этом максимальная разность потенциалов между поверхностью покрышки и варисторами равна

$$\Delta U_{\max} = U_p - SE_{\phi}, \quad (3.74)$$

где E_{ϕ} – рабочий градиент потенциала варисторов, равный рабочему фазному напряжению U_{ϕ} , отнесенному к высоте колонки H_{κ}

$$E_{\phi} = \frac{U_{\phi}}{H_{\kappa}}. \quad (3.75)$$

Емкостный ток на колонку варисторов определяется разностью потенциалов между поверхностями покрышки и варисторов и емкостью между двумя этими поверхностями

$$C_{\Pi} = \frac{\pi \varepsilon_0}{\ln \frac{r_{\text{в.э}} + \Delta}{r_{\text{в.э}}}} = \frac{\pi \varepsilon_0}{\ln \left(1 + \frac{\Delta}{r_{\text{в.э}}} \right)} \approx \frac{2\pi \varepsilon_0 r_{\text{в.э}}}{\Delta \left(1 - \frac{\Delta}{r_{\text{в.э}}} \right)}, \quad (3.76)$$

где $r_{\text{в.э}}$ – эквивалентный радиус варисторов, Δ - ширина эквивалентного зазора между варисторами и увлажненной поверхностью покрышки, ε - диэлектрическая проницаемость диэлектрика.

При одноколонковом исполнении ОПН эквивалентный радиус равен радиусу варисторов $r_в$, а эквивалентная ширина зазора – действительной его ширине.

При многоколонковом исполнении ОПН эквивалентный радиус варисторов равен

$$r_{в.э} = \sqrt[n]{nr_в r_p^{n-1}}, \quad (3.77)$$

где n – количество параллельных колонок, r_p – радиус окружности, проведенной через оси наружного ряда колонок варисторов, а эквивалентная ширина зазора – расстояние между окружностью с радиусом $r_{в.э}$ до наружной поверхности покрышки.

Суммарный емкостной ток на колонку варисторов равен (см. рис.3.15а)

$$\begin{aligned} I_в &= \omega C_{\Pi} \int_0^{H_к} \Delta U_x dx = \frac{1}{2} U_{\max} H_к \omega C = \\ &= \frac{\omega \cdot \varepsilon \cdot \pi \cdot r_{в.э}}{\Delta \left(1 - \frac{\Delta}{r_{в.э}}\right)} (U_p - SE_в) H_к = \frac{\omega \cdot \varepsilon \cdot \pi \cdot r_{в.э}}{\Delta \left(1 - \frac{\Delta}{r_{в.э}}\right)} \left(U_p - S \frac{U_{\phi}}{H_к} \right) H_к = \\ &= \frac{\omega \cdot \varepsilon \cdot \pi \cdot r_{в.э}}{\Delta \left(1 - \frac{\Delta}{r_{в.э}}\right)} H_к \left[840 \exp(-7S) - \frac{U_{\phi}}{H_к} \right] S \cdot 10^3, \end{aligned} \quad (3.78)$$

где U_{ϕ} в кВ.

Весь этот дополнительный ток протекает по крайним варисторам напротив подсушенной зоны, вызывая их дополнительный нагрев и ускоренную деградацию.

Дополнительный ток через остальные варисторы уменьшается до нуля на другом конце колонки.

В случае образования подсушенной зоны в середине колонки наибольший паразитный емкостной ток протекает через варисторы в средней части колонки и составляет примерно половину от паразитного тока при возникновении подсушенной зоны у конца колонки. Из

полученной формулы следует, что наибольший паразитный ток через варисторы пропорционален:

- радиусу варисторов;
- межреберному расстоянию;
- высоте колонки варисторов;

и обратно пропорционален ширине зазора между варисторами и наружной поверхностью крышки.

Следовательно, наименьший паразитный ток через варисторы соответствует одноколонковому варианту ОПН, у которого минимальный $r_{в.}$

Далее, чем меньше межреберное расстояние S , тем меньше паразитный ток через варисторы. Например, для фарфоровой крышки ОПН-500 кВ имеем: $\varepsilon=2,5$; ε_0 ; $r_{в.з}=0,25$ м; $S=0,07$ м; $H=4$ м; $U_{ф}=300$ кВ. При этих данных получаем максимальный паразитный ток $I_{в. макс}=16$ мА. При этом необходимо отметить, что этот ток не зависит от степени загрязнения атмосферы.

В соответствии с вышеизложенным это предельная оценка добавочного тока через крайние варисторы при наличии одной подсушенной зоны у верхнего или у нижнего конца крышки. Если подсушенная зона образовалась в середине крышки в соответствии с вышеизложенным добавочный ток через варисторы в этом месте в два раза меньше (8 мА). И он нарастает от этого значения до двойного от середины к краям колонки варисторов в зависимости от положения подсушенной зоны.

Надо учесть также, что такой величины добавочный ток существует кратковременно только непосредственно перед пробоем подсушенной кольцевой зоны. В предшествующее время он нарастает постепенно от значения, соответствующего току через колонку варисторов в нормальном режиме, до указанных предельных величин. Процесс нарастания тока через варисторы соответствует по времени развитию процесса подсушки кольцевых зон и составляет от долей минуты до минуты и более в зависимости от интенсивности увлажнения: чем

больше интенсивность увлажнения поверхности покрышки, тем больше продолжительность процесса образования подсушенных кольцевых зон. После перекрытия одной кольцевой зоны распределение напряжения вдоль поверхности покрышки выравнивается. При этом резко увеличивается ток утечки по поверхности покрышки, достигая исходной величины (см. соотношение (3.8)). Паразитный емкостной ток через варисторы снижается до нуля. При этом резко возрастает интенсивность подсушки поверхности вплоть до образования следующей подсушенной кольцевой зоны. При продолжающемся увлажнении покрышки подсушенные кольцевые зоны возникают одна за другой в различных местах по высоте покрышки. В результате паразитный емкостной ток через колонку варисторов поддерживается практически непрерывно, изменяясь по величине в зависимости от положения подсушенной зоны. При этом средний по высоте максимальный паразитный ток через варисторы перед пробоем кольцевой зоны изменяется от $0,5 I_{в.макс}$ до $0,5 I_{в.мин}=0,5 \cdot 0,5 I_{в.макс}=0,25 I_{в.макс}$ в соответствии с распределением потенциалов вдоль колонки варисторов (см.рис.3.15) и составляет в среднем $0,5 \cdot (0,25+0,5) I_{в.макс}=0,375 I_{в.макс}$. С учетом нарастания во времени паразитного тока перед пробоем эту величину надо уменьшить вдвое. В итоге получаем средний по высоте и средний во времени ток через варисторы $I_{в.ср}=0,19 I_{в.макс} \approx 0,2 I_{в.макс}$. Соответственно, для рассмотренного выше случая ОПН-500 кВ в фарфоровой покрышке средний паразитный ток через варисторы (во времени и по высоте) составляет $I_{в.ср}=3,2$ мА. Этот ток в 6,4 раза превышает ток через колонку варисторов при сухой покрышке, что приводит к нарушению теплового баланса в ОПН, перегреву варисторов и их ускоренной деградации.

В настоящее время эта проблема решается путем снижения рабочего градиента потенциала варисторов до 1 кВ/см и соответственно тока через варисторы при рабочем градиенте. При этом ухудшаются защитные характеристики ОПН, поскольку при сниженном рабочем градиенте повышается напряжение на колонке варисторов при протек-

кании расчетных токов грозовых и коммутационных перенапряжений до $(2 \div 2,2)\sqrt{2}U_{ф.н.р}$ и $1,8\sqrt{2} \cdot U_{ф.н.р}$ соответственно.

Существенно сократить паразитные емкостные токи через варисторы при увлажнении поверхности покрышки можно при применении одноколонковых ОПН в полимерных корпусах. В этом случае значительно (в несколько раз) уменьшается радиус поверхности варисторов $r_{в.э}$ (см. формулу (3.77)) и может быть значительно сокращено межреберное расстояние, поскольку при применении кремнийорганической резины толщина ребер может быть значительно сокращена (до 5-7 мм в основании), а необходимая длина пути тока утечки может быть обеспечена при уменьшенном вылете ребер и сокращенном межреберном расстоянии (см. §3.1).

В разработанной в СПбГТУ конструкции ОПНп-500 кВ в полимерных покрышках вылет ребер составляет 30-35 мм, шаг оребрения 22 мм. При толщине ребра в основании 7 мм межреберное расстояние составляет всего 15 мм. При радиусе варисторов $r_{в.э}=42,5$ мм, ширине зазора $\Delta=1,75$ см максимальный паразитный ток через варисторы составляет $I_{в. макс}=3,7$ мА или в 4,3 раза меньше, чем в предыдущем случае для многоколонкового ОПН в фарфоровой покрышке. Соответственно, средний по высоте колонки и во времени паразитный емкостный ток через колонку варисторов составляет $I_{в.ср}=0,19 \cdot 3,7=0,7$ мА. Такой ток незначительно превышает ток через колонку при отсутствии увлажнения, тепловыделение от него в 20 раз меньше, чем в рассмотренном варианте ОПН в фарфоровой покрышке. Соответственно рабочий градиент варисторов в ОПНп одноколонкового исполнения в полимерных покрышках может быть повышен примерно на 10 %, вплоть до $E_{в.э}=(1,1 \div 1,15)$ кВ/см. Соответственно остающееся напряжение на варисторах может быть снижено до $U_{ост.к} = 1,65U_{ф.н.р} \sqrt{2}$ при коммутационных перенапряжениях и до $U_{ост.г} = (1,8 \div 1,9)U_{ф.н.р} \sqrt{2}$ при грозовых перенапряжениях.

Как указывалось в §3.1 в конструкции ОПН ЦЭЗА СПбГТУ принята прямая форма ребра (см. рис.3.1). При этом исключается возможность удлинения подсушенных кольцевых зон за счет нижней, плохо смачиваемой поверхности ребер фарфоровой покрышки, и тем самым исключается возможность увеличения паразитных емкостных токов через варисторы. Как следствие отмечается повышенная эксплуатационная надежность ОПНп ЦЭЗА.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Выбор средств ограничения перенапряжений в электрических сетях необходимо производить на основе трех принципов:

1. Избыточная зарядная мощность электрической сети должна быть скомпенсирована на 100% во всех режимах ее работы. Современное состояние техники устройств компенсации реактивной мощности позволяет выполнить такую компенсацию для сетей с заземленной и с изолированной нейтралью (см.гл.1 и 2). При 100%-ной компенсации избыточной зарядной мощности сети полностью исключается возможность повышений напряжения промышленной частоты сверх наибольшего рабочего напряжения сети, связанного с емкостным эффектом (эффектом Ферранти), а также со всевозможными резонансными, в том числе и с феррорезонансными явлениями.

2. Ограничение переходной составляющей коммутационных перенапряжений выполняется нелинейными ограничителями перенапряжений. При этом энергоемкость ОПН должна соответствовать максимальной энергии свободных колебаний при напряжении, превышающем остающееся напряжение ОПН.

3. Ограничение грозовых перенапряжений осуществляется ОПН. При этом энергоемкость ОПН должна соответствовать максимальной возможной энергии грозового разряда в месте установки ОПН.

Для обеспечения 100%-ной компенсации избыточной зарядной мощности системы во всех режимах ее работы номинальная мощность компенсаторов реактивной мощности должна быть регулируемой от нуля до номинальной реактивной мощности, которая должна быть равна зарядной мощности компенсируемой системы, независимо от того, содержит она только воздушные, или только кабельные линии, или и те и другие.

Возможность быстрого изменения схемы сети в процессе коммутации линий выключателями и, соответственно, быстрого изменения избыточной зарядной мощности сети определяет необходимость ис-

пользования быстродействующих компенсаторов реактивной мощности с малым временем отклика, меньшим временем коммутации линейных выключателей.

Постоянное присутствие компенсатора в сети создает необходимость ограничения потерь мощности компенсатора на уровне долей процента от номинальной мощности компенсатора.

Возможность режима одностороннего питания линии (при разомкнутом линейном выключателе на одном конце линии) определяет необходимость подсоединения регулируемого компенсатора реактивной мощности непосредственно к линии за линейным выключателем в том случае, если перепад напряжения вдоль линии в режиме холостого хода превышает нормированное отношение наибольшего рабочего напряжения к номинальному напряжению. Если перепад напряжения вдоль коммутируемых линий не превышает допустимого, компенсатор может быть присоединен к шинам подстанций, питающим эти линии. Такая ситуация, как правило, обеспечивается в сетях с изолированной нейтралью при напряжении линий до 35 кВ (как воздушных, так и кабельных), а также в сетях с линиями 110 кВ. Поэтому в сетях с номинальным напряжением до 110 кВ включительно компенсаторы реактивной мощности следует подключать к сборным шинам подстанций. При этом управляемые компенсаторы не нагружают трансформаторы и не ограничивают их мощность.

Всем перечисленным требованиям удовлетворяют управляемые компенсаторы реактивной мощности трансформаторного типа (см. Гл.2). Они могут быть подключены непосредственно к линиям или к сборным шинам высокого напряжения. Их собственное время отклика не превышает 10 мксек. Потери мощности в реакторе при номинальном токе составляют около 0,5% от номинальной мощности реактора.

Номинальная мощность управляемого реактора, устанавливаемого на линии, определяется ее полной зарядной мощностью

$$\begin{aligned} Q_{p.ном} &= 2P_n \cdot \operatorname{tg} \frac{\lambda}{2} \approx P_n \cdot \lambda = \frac{3U_\phi^2}{Z} \cdot \lambda = 3U_\phi^2 \cdot \sqrt{\frac{C_0}{L_0}} \cdot \omega \cdot \sqrt{C_0 \cdot L_0} \cdot \ell = \\ &= 3U_\phi^2 \cdot C_0 \cdot \omega \cdot \ell = 3U_\phi^2 \cdot \omega \cdot C, \end{aligned} \quad (1)$$

где $\lambda = \omega \cdot \sqrt{L_0 \cdot C_0} \cdot \ell$ – волновая длина линии, P_n – ее натуральная мощность, $Z = \sqrt{\frac{L_0}{C_0}}$ – волновое сопротивление линии, L_0 и C_0 – погонные индуктивность и емкость линии, ℓ – длина линии.

При установке управляемых реакторов на обоих концах линии номинальная мощность каждого из них равна половине зарядной мощности линии (коммутируемого участка линии)

$$Q_{p.ном} = P_n \cdot \operatorname{tg} \frac{\lambda}{2} \approx \frac{1}{2} P_n \cdot \lambda. \quad (2)$$

Если длина коммутируемого участка линии превышает 600 км, необходима установка третьего реактора в промежуточных точках линии так, чтобы длина участка линии между двумя реакторами не превышала 600 км (при промышленной частоте $f = 50$ Гц; при $f = 60$ Гц допустимое расстояние между соседними реакторами сокращается до 500 км), чтобы напряжение в средней части этого участка не вышло за допустимые пределы.

Номинальная мощность управляемого реактора, устанавливаемого на подстанции, определяется суммой зарядных мощностей всех линий, питаемых от этих шин

$$Q_{p.ном} = \sum_{k=1}^n P_{n.k} \cdot \lambda = \sum_{k=1}^n U_{ном}^2 \cdot \omega \cdot C_{ок} \cdot \ell_k, \quad (3)$$

где $P_{н.к}$ и λ_k – натуральная мощность и волновая длина каждого присоединения, n – число присоединений, $U_{ном}$ – номинальное напряжение сети

$$P_{нк} = \frac{U_{ном}^2}{Z_k} = U_{ном}^2 \cdot \sqrt{\frac{C_{ок}}{L_{ок}}},$$

$$\lambda_k = \omega \cdot \sqrt{L_{ок} \cdot C_{ок}} \cdot \ell_k,$$

$$Z_k = \sqrt{\frac{L_{ок}}{C_{ок}}} - \text{волновое сопротивление } k\text{-ой линии.}$$

Регулирование мощности (тока) реактора осуществляется по углу сдвига тока в месте подсоединения реактора по отношению к напряжению на нем. При упреждающем токе система управления реактора вырабатывает команду на увеличение тока в реакторе (индуктивного), что обеспечивает компенсацию избыточной реактивной мощности линии (линий при наличии реактора на шинах подстанции).

При передаче по линии натуральной мощности ток в линии совпадает по фазе с напряжением. Поэтому система управления реактором вырабатывает команду на уменьшение мощности (тока) реактора до нуля. Это обстоятельство исключает возможность ограничения реактором пропускной способности линий, как при наличии на линиях неуправляемых реакторов.

Важно отметить, что при таком регулировании мощности (тока) реактора во всех режимах работы линий напряжение изменяется только в соответствии с изменением падения напряжения от активного тока линии на ее активном сопротивлении, т.е. в очень узком диапазоне.

При передаче по линии мощности сверх натуральной ток в линии отстает от напряжения. При этом система управления реактора вырабатывает команду на увеличение емкостного тока реактора, что приводит к компенсации реактивной мощности линии и к поддержанию напряжения на уровне номинального напряжения.

В сетях с изолированной нейтралью необходимо обеспечить компенсацию емкостного тока на землю в режиме однофазного короткого замыкания для исключения возможности устойчивого горения дуги. В этом случае ток через реактор, подтекающий при воздействии линейного напряжения здоровых фаз к заземленной фазе, должен быть равен емкостному току, подтекающему от здоровых фаз к заземленной. Тогда ток через место короткого замыкания на землю будет равен нулю, и дуга к.з. не сможет поддерживаться. Система управления реактора должна обеспечить такую компенсацию емкостного тока замыкания на землю за минимальное время (один-два полупериода напряжения промышленной частоты) [2].

Номинальная мощность управляемого реактора, обеспечивающего компенсацию емкостного тока замыкания на землю, должна быть не менее

$$Q_p = 3I_{c,0,макс} U_{ф.н.р} = \sqrt{3} I_{c,0,макс} U_{н.р}, \quad (4)$$

где $I_{c,0,макс}$ – максимальный емкостной ток замыкания на землю в сети.

При использовании такого управляемого реактора избыточная реактивная мощность линии компенсируется как в нормальном режиме работы линии, так и в режиме однофазного короткого замыкания на землю. При этом полностью исключается возможность резонансного повышения напряжения промышленной частоты в системе, и оно не превосходит наибольшего рабочего линейного напряжения при однофазном коротком замыкании.

Необходимая номинальная мощность управляемого реактора в зависимости от емкостного тока замыкания на землю приведена в таблице 1.

Таблица 1

	$I_{c.0}, A$ $U_{ном},$ кВ	5	10	50	100	200	300
$Q_p,$ квар	10	104	208	1040	2080	4160	6240
	6	62,4	125	624	1250	2500	3750

Как следует из данных табл.1, номинальная мощность управляемых реакторов относительно невелика, что определяет небольшую стоимость этих реакторов.

В экономическом плане установка управляемых реакторов вполне оправдана. Стоимость установленной мощности синхронных генераторов составляет около 25 \$/квар. Генераторы могут потреблять реактивную мощность, составляющую не более 40% от их номинальной мощности. Следовательно, стоимость потребляемой генератором мощности составляет $25:0,4=62$ \$/квар. Потребление генераторами реактивной мощности приводит к необходимости периодических капитальных ремонтов с заменой лобовых частей обмоток и ремонтом железа статора. Стоимость каждого ремонта составляет около 25% стоимости генератора. Периодичность ремонтов - один раз в пять лет. Ежегодные расходы на ремонт генераторов составляют 5% стоимости генераторов или 1,25 \$/квар. Установка управляемого реактора для компенсации избыточной зарядной мощности на уровне 40% от мощности генератора (в соответствии с допустимой потребляемой реактивной мощностью) составит около 12\$/квар. С учетом нормативного срока окупаемости единовременных капитальных вложений 8 лет ежегодные издержки на установку управляемого реактора составят $12:8=1,5$ \$/квар. При потреблении избыточной зарядной мощности генераторами ежегодные издержки на установку и эксплуатацию генераторов составят $62,5:8+1,25=7,81+1,25=9,06$ \$/квар или в шесть раз больше, чем

при установке управляемого реактора. С учетом сокращения потерь электроэнергии в сети, стабилизации напряжения, повышения пропускной способности линий, повышения надежности работы изоляции вследствие снижения уровня воздействующих на изоляцию напряжений эффективность дополнительных капитальных вложений на установку управляемых реакторов значительно повышается.

Ограничение переходной составляющей коммутационных перенапряжений. Ограничение напряжения промышленной частоты до уровня наибольшего рабочего напряжения в электрических сетях всех классов напряжения позволяет значительно облегчить требования к ОПН для ограничения коммутационных перенапряжений. Во-первых, в этом случае наибольшее рабочее напряжение ограничителя совпадает с наибольшим рабочим напряжением сети, что обеспечивает наиболее глубокий уровень ограничения перенапряжений. Во-вторых, исключение возможности повышения напряжения промышленной частоты сверх наибольшего рабочего напряжения позволяет обеспечить минимальное классификационное напряжение.

$$U_{кл} = \frac{U_{н.р}}{0,85},$$

что также способствует более глубокому ограничению коммутационных перенапряжений.

При оценке поглощаемой ОПН энергии при коммутационных перенапряжениях необходимо определить максимально возможный уровень неограниченных перенапряжений и частоту колебаний напряжения с тем, чтобы оценить время превышения остающегося напряжения и ток через варисторы в этом режиме (см. §1.3). Разность энергии, запасенной электрическим полем линии при максимуме перенапряже-

ния, и энергии электрического поля линии при остающемся напряжении определяет энергию, которую должен поглотить ОПН.

На подстанциях используют, как правило, несколько ОПН: на выводах трансформаторов, реакторов, на сборных шинах. Все эти ограничители участвуют в рассеянии энергии коммутационного перенапряжения. Поэтому полученный в результате вычислений ток коммутационного перенапряжения необходимо разделить на количество установленных параллельно ОПН.

При установке ОПН на линиях электропередачи также необходимо рассчитанный ток коммутационного перенапряжения поделить на количество установленных на линии ОПН.

Максимальные токи через ОПН при набегании волн грозовых перенапряжений на подстанции приведены в табл. 1.5. На такие токи должны быть выбраны ОПН, установленные на шинах подстанции. При расположении ОПН у трансформаторов и у реакторов пропускная способность ОПН по току грозового импульса может быть снижена в соответствии с количеством параллельных ОПН на подстанциях.

Практически полное отсутствие средств регулируемой компенсации избыточной реактивной мощности линий (за исключением генераторов) порождает ряд серьезных проблем в электрических сетях, одна из которых – трудности глубокого ограничения перенапряжений. В результате к ОПН предъявляются повышенные требования, как по воздействию напряжения промышленной частоты, так и по воздействию коммутационных перенапряжений. Такая ситуация сложилась из-за отсутствия средств регулируемой компенсации реактивной мощности, удовлетворяющих всем требованиям эксплуатации. Освоение промышленностью таких средств открывает перспективу насыщения ими электрических сетей и, соответственно, обеспечения жесткой стабилизации напряжения промышленной частоты в электрических сетях, исключения возможности резонансного повышения напряжения. При

этом существенно снижаются и коммутационные перенапряжения, поскольку их вынужденная составляющая оказывается ограниченной наибольшим рабочем напряжением.

Как результат, значительно снижаются требования к ОПН, к его характеристикам на промышленной частоте и его пропускной способности при коммутационных перенапряжениях. Нагромождение всевозможных жестких требований к ОПН, обусловленных отсутствием компенсации избыточной зарядной мощности в электрических сетях, приводит к значительному усложнению технологии их производства и повышению их стоимости без решения основной проблемы электрических сетей высокого напряжения – стабилизации рабочего напряжения.

ЛИТЕРАТУРА

1. Александров Г.Н. Режимы работы воздушных линий электропередачи. Учебное пособие- СПб: Северо-Западный филиал «АО ГВЦ Энергетики», 2002 г.
2. Александров Г.Н., Лунин В.П. Управляемые реакторы. Учебное пособие – СПб: Северо-Западный филиал АО ГВЦ Энергетики. 2001 г.
3. Александров Г.Н. Передача электрической энергии переменным током – М.: Знак, 1998 г.
4. Управляемые реакторы //Электротехника (спец. выпуск). 1991, №2.
5. Alexandrov G.N. and other/ Design, testing and commissioning of first 420 kV, 50 MVar controlled shunt reactor in India CIGRE, 2002, Rep. 14-01.
6. Александров Г.Н. , Сорокин А.Ф. Оценка параметров разряда молнии при прямом поражении проводов (тросов). Изв. высш. учебн. заведений СССР. Энергетика, 1985, №10.
7. Корсунцев А.В. Руководящие указания по защите от внутренних и грозовых перенапряжений сетей 3-500 кВ. Раздел II. Грозовые перенапряжения и грозозащита. Электрические станции, 1964, №7.
8. Александров Г.Н., Лысков Ю.И., Шевченко С.Ю. Грозоупорность бестросовых линий. Электричество, 1989, №11.
9. Александров Г.Н., Богатенков И.М., Евдокунин Г.А. и др. Ограничение грозовых и коммутационных перенапряжений одноколонковыми нелинейными ограничителями перенапряжений. Электротехника, 1986, №9.
10. ГОСТ Ограничители перенапряжений нелинейные (ОПН) для электроустановок переменного тока напряжением от 3 до 750 кВ. Общие технические требования и методы испытаний М., 2002 г.
11. Орлов П.И. Основы конструирования, книга 1, М., Машиностроение, 1977 г.

12. Александров Г.Н., Иванов В.Л. Изоляция электрических аппаратов высокого напряжения. - Л.; Энергоатомиздат, 1984,-208 с.
13. Александров Г.Н., Кизеветтер В.У., Рыбаков В.Ф., Гусейнов Г.А. Оптимизация конструкции нелинейных ограничителей перенапряжений для работы в районах с повышенным загрязнением атмосферы. Электротехника. 1988, №3, стр. 24-28.
14. Александров Г.Н. Магнитный шунт. Свидетельство на полезную модель №22590. Бюл.№26. 20.09.2002

Г.Н. Александров
Ограничение перенапряжений
в электрических сетях

Учебное пособие

Издание Центра подготовки кадров, 194223, Санкт-Петербург, а/я 44.
Тираж 250 экз., 2003 г.

Типография "Светоч", 2003 г.