

КИМ ЕН ДАР, д-р техн. наук, дир. АО «Социо», Киев;
А. В. НАЗАРЕНКО, инж. «Славэнергопром», Славянск;
Д. Г. КАРЮК, инж. «Славэнергопром», Славянск

ИССЛЕДОВАНИЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ПОЛЯ ВЫСОКОВОЛЬТНОГО ПРОХОДНОГО ИЗОЛЯТОРА С ПОЛИМЕРНОЙ ИЗОЛЯЦИЕЙ

Предложена методическая основа оптимизации электрического поля полимерного проходного изолятора, дано аналитическое выражение для оценки максимальной напряженности поля в изоляционном промежутке токопровод – фланец.

Ключевые слова: токопровод, проходной изолятор, фланец, напряженность поля.

Основными функциональными элементами конструкции высоковольтных проходных изоляторов являются токопровод, концентрически охватывающие его изоляционное тело и металлический фланец. В рабочем режиме токопровод находится под высоким потенциалом, а фланец заземляется. При этом изоляционное тело несет электрическую нагрузку, а также в сочетании с фланцем и механическую нагрузку. Соответственно надежность работы высоковольтных проходных изоляторов определяется электрической и механической прочностью этих элементов.

Целесообразность замены фарфоровой изоляции на полимерные обосновывается, прежде всего, возможностью существенного снижения вероятности механической поломки изоляционных конструкций. Как известно, смолы полиэфирные и эпоксидные, используемые при изготовлении стеклопластиковых труб и стержней, имеют такую же прочность на разрыв, что и фарфор. В тоже время удельная энергия на развитие трещины, что по сути является энергий разрушения изделия, оценивается величиной 100 Дж/м² [1], что на два порядка больше, чем у фарфора. Вследствие этого можно прогнозировать, что при замене в проходном изоляторе хрупкого фарфорового диэлектрика аналогичным элементом из пластического материала, например, из стеклопластиковой трубы, механическое разрушение, обусловленное различными внешними факторами, в том числе динамическим нагревом токопровода, практически можно исключить [2]. В современных полимерных проходных изоляторах токопровод имеет цилиндрическую форму. Изоляционное тело, охватывающее концентрически токопровод, выполняется из двух составляющих: из прочной опорной цилиндрической втулки, представляющей собой стеклопластиковую трубу, и из эластичной изоляции, например, из кремнийорганической резины.

© Ким Ен Дар, А. В. Назаренко, Д. Г. Карюк, 2013

Резиной целиком заполняется пространство между токопроводом и опорной втулкой. Ею покрывают внешнюю поверхность втулки, и заполняется монолитно с защитным покрытием промежутки втулка – фланец. Принимаемая мера по герметизации для полимерных изоляторов обусловлена необходимостью защиты стеклопластиковой втулки от конденсации атмосферной влаги на ее поверхности и минимизации очагов электрического повреждения изоляции. Таким образом, проходной изолятор можно представить как изоляцию цилиндрического конденсаторного типа.

Известно, что на распределение электрического поля в многослойном изоляционном промежутке, в данном случае, токопровод – заземляемый фланец, существенное влияние оказывают диэлектрические характеристики составных элементов изоляции и соотношение их толщин. Кроме того максимальные значения напряженности электрического поля, что имеет место у поверхности электродов: у токопровода и фланца, также зависят от взаимного расположения и их конфигурации.

Для инженерной практики, прежде всего, представляет интерес возможность априори установить основные геометрические параметры будущей конструкции изолятора, в пределах которых прогнозируется допустимая электрическая его прочность. Поэтому, в первую очередь, определим область оптимальных соотношений между геометрическими параметрами и диэлектрическими свойствами изоляции, а затем рассмотрим возможность снижения краевых эффектов на электродах изолятора.

В первом приближении для оценки максимальной напряженности поля в серединной области изолятора, на поверхности токопровода напротив фланца, воспользуемся уравнением поля цилиндрического конденсатора [3]

$$E_{m.t} < E_{m.ц} = \frac{U}{r_0} \frac{1}{\left(\ln \frac{r_1}{r_0} + \frac{\epsilon_1}{\epsilon_2} \ln \frac{r_2}{r_1} + \frac{\epsilon_1}{\epsilon_3} \ln \frac{r_3}{r_2} \right)}. \quad (1)$$

Принятые в (1) обозначения соответствуют рис. 1. Знак «меньше» в уравнении означает, что действительная максимальная напряженность поля $E_{m.t}$ на поверхности токопровода окажется меньше чем $E_{m.ц}$ вычисляемая по формуле (1), так как в реальных проходных изоляторах осевая длина фланца на много меньше длины токопровода.

Теперь представим себе плоскопараллельную многослойную изоляционную систему с теми же толщинами составляющих и диэлектрическими характеристиками, что и для цилиндрического

конденсатора рис. 1. В этом случае напряженность поля $E_{м.п}$ на поверхности высоковольтного электрода определяется как:

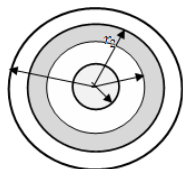


Рис. 1 – Радиальное сечение макета изолятора

Нетрудно догадаться, что искомая напряженность по величине будет больше, чем в случае поля плоскопараллельной системы: $E_{м.т} > E_{м.п}$.

Вследствие чего для приближенной оценки можно ориентироваться на $E_{м.т}$, равные среднеарифметическим значениям напряженностей для выше приведенных упрощенных изоляционных систем:

$$E_{м.т} \approx 0,5(E_{м.ц} + E_{м.п}) \quad (3)$$

Из формул (1) и (2) можно видеть, что независимо от толщины опорной трубки наименьшие значения $E_{м.т}$ будут иметь место при $\epsilon_1 = \epsilon_2$. Вместе с тем измерения показывают, что диэлектрическая проницаемость используемой резины составляет $\epsilon_1 \approx 2,5$, тогда как для материала из стеклопластика этот параметр в зависимости от изготовителя колеблется в диапазоне $4 \leq \epsilon_2 \leq 8$. Такое соотношение между диэлектрическими параметрами приводит к существенному вытеснению электрического поля из объема опорной втулки в сторону резины и чем толще стенка трубки ($\Delta r = r_2 - r_1$), тем сильнее проявляется фактор толщины на перераспределения поля.

Наглядное представление о взаимосвязи между диэлектрическими проницаемостями изоляции и толщиной Δr , в первом приближении, можно получить из формулы (2) для плоскопараллельной системы. Из (2) вытекает следующее условие минимума напряженности поля $E_{м.т}$

$$\left[\frac{\Delta R - \Delta r}{\Delta R} + \frac{\epsilon_1}{\epsilon_2} \left(1 - \frac{\Delta R - \Delta r}{\Delta R} \right) \right] > 1, \quad (4)$$

где ΔR – расстояние изоляционного промежутка.

Откуда с учетом того, что $(\epsilon_1/\epsilon_2) < 1$, получаем условие, при соблюдении которого можно ожидать, что напряженность поля в резине у поверхности токопровода незначительно будет отличаться от возможной минимальной величины

$$\frac{\Delta r}{\Delta R} < \frac{\epsilon_1}{\epsilon_2}. \quad (5)$$

На рис. 2 представлена приближенная область оптимальных соотношений, ограниченная штриховой линией, соответствующей условию (5). Как можно видеть эта область охватывает возможные сочетания параметров, в пределах которых верхнее ограничение напряженность поля $E_{м.т}$, определяемое по формуле (1) не превышает 15% наименьшей максимальной величины, соответствующей случаю $\epsilon_1 = \epsilon_2$.

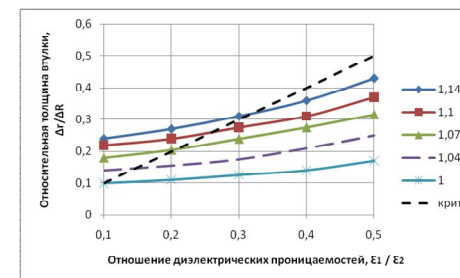


Рис. 2 – Область оптимальных соотношений между диэлектрическими характеристиками изоляций и радиальными параметрами

Для того чтобы детальнее исследовать электрическое поле проходного изолятора, а также установить влияние конфигурации краев заземляемого электрода – фланца обратимся к численному расчету поля. Для этой цели воспользуемся существующими программными средствами решения уравнений потенциального поля с учетом комплексной проводимостью изучаемой области

$$\text{div}[(\sigma + j\omega\epsilon_0)\text{grad}\phi] = 0, \quad (6)$$

где σ – удельная проводимость изоляций; ω – угловая частота приложенного напряжения; $\epsilon_0 = 8,85 \cdot 10^{-12}$ Ф/м – диэлектрическая постоянная; j – комплексная единица; ϕ – искомый потенциал; $\text{grad}\phi = \vec{E}$ – вектор напряженности поля.

Расчеты проводились в области оптимума (5) и в близкой ей окрестности. При расчете были приняты следующие параметры модели высоковольтного проходного изолятора с номинальным напряжением 35 кВ:

Таблица – Параметры модели проходного изолятора

Напряжение	Материал (σ , См/м)			Радиусы	
	Резина	Стеклопластик	Воздух	r_0	r_3
$U = 25$ кВ	$\epsilon_1 = 2,5$; $\sigma_1 = 1 \cdot 10^{-13}$	$\epsilon_2 = 4-8$; $\sigma_2 = 1 \cdot 10^{-12}$	$\epsilon_b = 1$; $\sigma_b = 1 \cdot 10^{-16}$	20 мм	23 мм

Как оказалось место расположения опорного элемента в изоляционном промежутке практически не оказывает влияние на величину максимальной напряженности поля. В тоже время с точки зрения механической прочности предпочтительнее, чтобы опорная втулка максимально близко располагалась бы к фланцу, но с учетом технологической возможности заполнения зазора между ними эластичной изоляцией. По этой причине расчеты выполнялись при $r_2 = 20$ мм. Результаты расчета представлены на рис. 3–5.

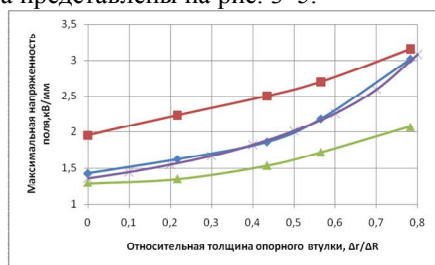


Рис. 3 – Зависимость максимальных напряженностей поля от относительной толщины

Прежде всего, отметим хорошую сходимость данных расчетов напряженности поля в непосредственной близости у токопровода $E_{m,т}$, выполненных численным путем (5) и аналитически согласно (3). Такая сходимость наблюдалась, практически, для всего диапазона изменения толщины $\Delta r/\Delta R$, о чем свидетельствуют кривые 1 и 4 на рис. 3.

Расчеты подтвердили о значимом влиянии толщины опорного элемента и диэлектрических свойств изолирующих элементов на распределение поля в междуэлектродной области. Из рис.3 вытекает, что при фиксированном межэлектродном расстоянии ΔR с увеличением толщины опорной втулки Δr напряженность поля у токопровода $E_{m,т}$ возрастает заметно круче, чем напряженность $E_{m,ф}$ на краях фланца (см. рис.3, кривые 1, 2). Кроме того, напряженность поля на краях фланца по величине значительно превышает поле у токопровода вследствие сгущения силовых линий на краях электрода.

Как известно, краевой эффект удается существенно смягчить увеличивая радиус кривизны, в данном случае, торцевой части электрода. В качестве иллюстрации на рис. 4 сопоставлены две картины эквипотенциальных линий электрического поля вблизи краев фланца до и после изменения профиля по образцу электрода Роговского [4].

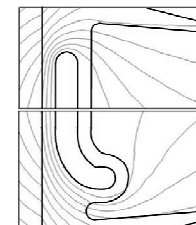


Рис. 4 – Эквипотенциальные линии поля у краев фланца

Количественная оценка сравниваемых полей представлена на (рис. 5) в виде распределений напряженностей вдоль наиболее электрически нагруженных поверхностей краев электрода. Величины поля на этом рисунке приведены в относительных единицах, относительно наибольшей напряженности на поверхности края фланца с измененным профилем. Это сделано для того чтобы непосредственно представить уровень возможного выравнивания поля. Как можно заключить по рис. 3 (сравни кривые 2 и 3) и рис. 5, посредством оптимизации формы краев фланца удастся уменьшить напряженности поля ниже напряженности поля на поверхности токопровода:

$$E_{m,ф} < E_{m,т} \quad (7)$$

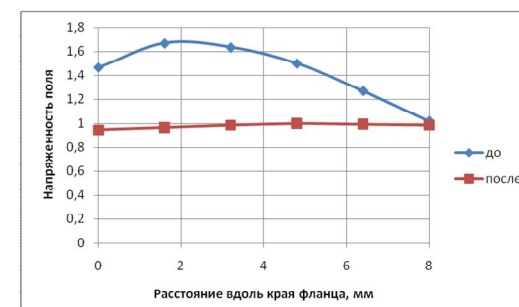


Рис. 5 – Распределение напряженности поля вдоль поверхности краев фланца

Основываясь на выполненных исследованиях можно сформулировать следующие рекомендации по оптимизации электрического поля проходного изолятора:

– при заданных исходных параметрах: радиуса токопровода r_0 , диэлектрических характеристик изоляции ϵ_1 и ϵ_2 , определить относительную толщину опорной втулки $\Delta r / \Delta R$ согласно (5);

– установить изоляционное расстояние между электродами ΔR по формуле (3), принимая за максимальную напряженность поля у токопровода $E_{m,t}$ электрическую прочность σ_r используемой резины с учетом коэффициента запаса k :

$$E_{m,t} \leq k \sigma_p, \quad (8)$$

тем самым определить радиусы опорной втулки, r_1 и r_2 ;

- проверить опорную втулку на механическую прочность. В случае, если втулка не удовлетворяет по механической прочности (либо из – за чрезмерно большого запаса прочности, либо вследствие пониженной прочности), то уменьшив или увеличив на шаг радиусы r_1 и r_2 ; провести повторные расчеты согласно (5) и (8). Таким образом, определить наиболее подходящие радиальные параметры изолятора;

- краям фланца придать форму, близкую по форме краям электрода Роговского с тем, чтобы максимальная напряженность $E_{m,\phi}$ у фланца не превышала напряженности поля $E_{m,t}$ у токопровода (7).

Список литературы: 1. Гордон Дж. Конструкции, или почему не ломаются вещи / Дж. Гордон – М.: Мир, 1980. - 327 с. 2. Ким Е.Д. Оценка термоупругих напряжений в фарфоровом проходном изоляторе / Е. Д. Ким // Энергетика та електрифікація. – 2012. – №2 – С. 45–48. 3. Костенко М. В. Техника высоких напряжений / М.В. Костенко. – М.: Высшая школа, 1973. – 528 с. 4. Патент RU(11)2423765(13)C1(51). Способ подбора профиля поверхности электродов для высоковольтных разрядников. Юрьев А.Л.,(RU), Николаев Д.П.,(RU), Эльши С.Л. 2006. [Электронный ресурс]. – Режим доступа : www.freepatent.ru/patents/2423765

Поступила в редколлегию 05.02.2013

УДК 621.315

Исследование электрического поля высоковольтного проходного изолятора с полимерной изоляцией / Е. Д. Ким, А. В. Назаренко, Д. Г. Карюк // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Надійність та енергоефективність. – Харків : НТУ «ХПІ». – 2013. – №17 (990). – С.92-98. Бібліогр.: 4 назв. Іл.:5.

Запропоновано методичну основу оптимізації електричного поля полімерного прохідного ізолятора, дано аналітичний вираз для оцінки максимальної напруженості поля в ізоляційному проміжку струмопровід - фланець.

Ключові слова: струмопровід, прохідний ізолятор, фланець, напруженість поля.

The methodical basis for optimizing the electric field of polymer bushing An analytical expression for the evaluation of the maximum field strength in the insulating gap current lead - flange.

Keywords: Conductors, bushing, flange, the field strength.

УДК 621.311.1

Ю.В. ТОПОРОВА, асп., НТУ «ХПІ»;

А.П. ЛАЗУРЕНКО, канд. техн. наук, проф., НТУ «ХПІ»

СРАВНИТЕЛЬНАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА МЕТОДОВ ОПРЕДЕЛЕНИЯ РЕАКТИВНОЙ МОЩНОСТИ

В работе рассмотрены теоретические основы определения и компенсации реактивной мощности для однофазных и трехфазных цепей.

Ключевые слова: реактивная мощность, несимметрия, несинусоидальность, компенсация, показатели качества электроэнергии.

Вступление. Интенсивный рост электрической нагрузки в бытовом секторе сопровождается повышением единичной мощности электроприемников, реактивной составляющей полной мощности, а также увеличением искажения формы токов и напряжения в электроэнергетической системе. Таким образом, для сетей электроснабжения бытовых потребителей возникает задача оптимальной компенсации реактивной мощности в таких условиях, что приведет к улучшению качества электроэнергии, сокращению потерь в сети и энергосистеме.

Цель исследований, постановка проблемы. Целью данной статьи является анализ методов определения и компенсации реактивной мощности для однофазных и трехфазных цепей в условиях несинусоидальности сигналов напряжений и токов.

Материалы исследований.

Теория энергетических процессов в цепях с несинусоидальными токами и напряжениями начинает развиваться после появления работ С. Vudeanu [1] и S. Fryze [2]. Рассмотрим основные определения реактивной мощности для однофазных систем. С. Vudeanu предложил следующее определение реактивной мощности:

$$Q = \sum_n Q_n = \sum_n U_n I_n \sin \varphi_n, \quad (1)$$

где U_n и I_n - среднеквадратические значения напряжения и тока гармоник n-порядка; φ_n - угол сдвига фаз между ними.

Основным преимуществом этого определения является то, что оно может применяться в цепях с произвольной формой сигналов. Основным недостатком является то, что реактивная мощность может быть скомпенсирована подключением индуктивных или емкостных компонентов для отдельных имеющихся гармоник.

© Ю. В.Топорова, А. П.Лазуренко, 2013