

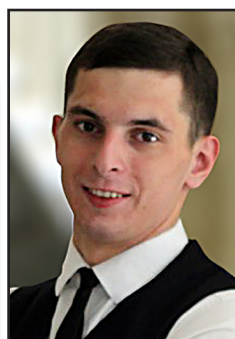


Электромагнитная совместимость высоковольтных электротехнических комплексов



Михаил БАДЁР
Mikhail P. BADER

Алексей КОСЫРЕВ
Aleksy M. KOSYREV



Николай КУКУЮК
Nikolai A. KUKUYUK

*Бадёр Михаил Петро-
вич – доктор техниче-
ских наук, профессор,
заведующий кафедрой
«Электроэнергетика
транспорта» Москов-
ского государственного
университета путей
сообщения (МИИТ),
Москва, Россия.
Косырев Алексей Ми-
хайлович – аспирант
МИИТ, Москва, Россия.
Кукуюк Николай Ана-
тольевич – аспирант
МИИТ, Москва, Россия.*

Electromagnetic Compatibility of High-Voltage Electrical Systems

(текст статьи на англ. яз. – English text of the
article – p. 215)

Анализ работоспособности и надежности электрооборудования высоковольтных электротехнических комплексов (ВЭТК) подтверждает необходимость совершенствования методов оценки и математического моделирования переходных процессов в линиях электропередачи (ЛЭП) и на подстанциях, в заземляющих и защитных устройствах. Одной из основных проблем при этом остается улучшение безопасности и качества функционирования ВЭТК с учетом их ЭМС в режимах воздействия перенапряжений, в том числе определение оценочных критериев, научное обоснование принудительного ограничения внешних и внутренних перенапряжений на электрооборудовании, оптимизация защиты ЛЭП и подстанций ВЭТК от различных уровней напряжения, электромагнитных воздействий, могущих стать причиной тяжелых аварий.

Ключевые слова: железнодорожная инфраструктура, электроснабжение, электромагнитная совместимость, высоковольтные электротехнические комплексы, грозовые перенапряжения, нейтраль трансформаторов.

Надежность и качество электроснабжения железнодорожного хозяйства в значительной мере связаны с развитием высоковольтных электротехнических комплексов (ВЭТК) электрических сетей, объектами которых являются линии электропередачи (ЛЭП) и подстанции (ПС). ВЭТК – самостоятельные технологические комплексы, но они же и неотъемлемая составная часть систем более высокого уровня, и надо обеспечивать им эффективное и безопасное функционирование в широком диапазоне мощных электромагнитных воздействий. Среди них можно выделить кратковременные импульсные внешние и внутренние перенапряжения, часто становящиеся причиной тяжелых аварий. Поэтому для ЛЭП и ПС существенным фактором улучшения эксплуатационных характеристик всегда была их электромагнитная совместимость (ЭМС) при перенапряжениях [1].

I.

Особую значимость приобретает проблема ЭМС при обеспечении надежной защиты от перенапряжений электрооборудования ВЭТК, ЛЭП, силовых и измерительных трансформаторов высокого напряжения, а также коммутационных аппаратов, реакторов. Как показывает анализ, доля нарушений ЭМС от перенапряжений и специфика электромагнитных процессов в общем потоке отказов электрооборудования превышает 35–40%.

Решение связанных с этим задач накладывает жесткие требования к разработке схем защиты и защитных аппаратов, прежде всего — нелинейных ограничителей перенапряжений (ОПН) и вентильных разрядников. Назначение защитных аппаратов с точки зрения ЭМС состоит в том, что на короткие промежутки времени, характерные для перенапряжений, они создают пути, по которым энергия электромагнитных воздействий, опасная для защищаемых электроустановок, отводится мимо них в землю.

Нарушение ЭМС очень часто возникает вследствие помех в виде перенапряжений при использовании метода разземления нейтрали части силовых трансформаторов 110–220 кВ, либо заземления их через реактор или резистор для ограничения токов короткого замыкания (КЗ).

Рост токов КЗ приводит к увеличению динамических воздействий на обмотки трансформаторов, существенному утяжелению работы коммутационной аппаратуры, усилению опасных влияний линий электропередачи на линии связи, а также ухудшает условия безопасности для персонала энергосистем и промышленных предприятий.

Ограничение токов КЗ оказывается возможным при разделении энергосистем (сетей), когда линии передачи в нормальном режиме отключены и в случае необходимости включаются с помощью системной автоматики. Однако такой способ ограничения токов КЗ применяется сравнительно редко, поскольку при этом снижается надежность электроснабжения.

В сетях 110–220 кВ, получивших наибольшее распространение в России, для ограничения токов КЗ применяется метод разземления нейтрали части силовых трансформаторов либо заземления их через реактор или резистор. Это приводит к увеличению сопротивления нулевой последовательности сети относительно точки КЗ и, следовательно, к снижению токов однофазных КЗ.

Данный факт существен для эксплуатации и проектирования сетей, поскольку при неблагоприятных сочетаниях сопротивлений прямой, обратной и нулевой последовательностей токи однофазного КЗ могут на 15–20% превосходить токи трехфазного аналога. В сетях 110–220 кВ однофазные КЗ составляют обычно более 75% от всех КЗ. Уменьшение токов однофазного КЗ, стоит иметь в виду, заметно снижает требования к устройствам заземления и аппаратуре для защиты линий связи [2, 3].

Однако при разземлении нейтрали силовых трансформаторов следует обеспечить ей соответствующую электрическую прочность изоляции необходимыми средствами защиты от перенапряжений. Кроме того, при повреждении изоляции трансформатор может продолжать свою работу фактически в режиме с заземленной нейтралью, что в конечном итоге сказывается только на соотношении реактивных сопротивлений прямой и нулевой последовательности для действующей схемы сети. Выявить повреждение изоляции нейтрали в процессе эксплуатации не представляется возможным. Обычно его находят в ходе профилактических испытаний.

Для расчета напряжений в нейтрали трансформатора при импульсных воздействиях предлагается заменять его простейшим $L-C$ контуром, а процессы исследовать методом симметричных составляющих. При этом напряжение в нейтрали соответствует напряжению на емкости контура. Показано [2], что величина напряжения зависит от периода колебаний контура $L-C$, а не от конкретных величин L и C .

Непосредственное измерение грозовых перенапряжений в нейтрали силовых трансформаторов при приходе грозовых волн по линиям сопряжено с большими трудностями. Во-первых, это связано со сложными техническими проблемами при создании регистраторов грозовых перенапряжений. Во-вторых, для измерения грозовых перенапряжений в нейтрали требуется подключение к ней делителей напряжения, которые могут существенно исказить переходный процесс. Поэтому обычно исследование грозовых перенапряжений производится аналитическим расчетом или на физической модели.

II.

Грозовые перенапряжения на нейтрали силового трансформатора возникают при приходе волн по одной, двум или трем фазам. При этом форма волны, воздействующей на линейные концы, зависит от того, вступают в действие или нет вентильные разрядники со стороны линейного конца трансформатора.

При падении волн с одинаковой амплитудой на три фазы трансформатора, обмотки которого соединены звездой с изолированной нейтралью, волновой процесс во всех трех фазах происходит практически одинаково.

В момент падения волны перенапряжения на одну фазу обмотки эта волна преломляется в нейтрали и проникает в две другие фазы, замкнутые на землю через волновое сопротивление линии (сборных шин подстанций). Воздействие напряжения можно представить гармоническим спектром, который содержит гармоники прямой, обратной и нулевой последовательности. Напряжение от гармоник прямой и обратной последовательности равно нулю. Таким образом, при расчете перенапряжений в нейтрали трансформатора следует учесть только гармоники нулевой последовательности.

При однофазном (например, по фазе «С») воздействии:

$$\begin{aligned} \dot{E}_A &= 0; \quad \dot{E}_B = 0; \quad \dot{E}_C = \dot{E}; \\ \dot{E}_{A0} = \dot{E}_{B0} = \dot{E}_{C0} &= \frac{1}{3} \cdot (\dot{E}_A + \dot{E}_B + \dot{E}_C) = \frac{1}{3} \dot{E}. \end{aligned} \quad (1)$$

То есть напряжение в нейтрали определяется тремя напряжениями \dot{E}_{A0} , \dot{E}_{B0} , \dot{E}_{C0} с амплитудой, равной $1/3$ амплитуды \dot{E} , действующей по одной фазе волны.

Подобным же образом можно найти напряжение в нейтрали при падении волны на две фазы (например, «А» и «В»):

$$\begin{aligned} \dot{E}_A = \dot{E}; \quad \dot{E}_B = \dot{E}; \quad \dot{E}_C &= 0; \\ \dot{E}_{A0} = \dot{E}_{B0} = \dot{E}_{C0} &= \frac{1}{3} \cdot (\dot{E}_A + \dot{E}_B + \dot{E}_C) = \frac{2}{3} \dot{E}. \end{aligned} \quad (2)$$

В общем случае напряжение в нейтрали определяется в однофазной схеме при приходе на трансфор-





матор волны, амплитуда которой равна $K_n \cdot U_0$, где коэффициент K_n равен 1/3, 2/3, 1 при приходе волны перенапряжения соответственно по одной, двум и трем фазам.

Отсюда вытекает, что при несимметричных воздействиях на обмотку трехфазного трансформатора переходные процессы во всех трех фазах можно рассматривать как симметричные, заменяя трехфазный трансформатор однофазным, с использованием схемы замещения, приведенной на рис. 1, в которой для упрощения изображения показана только часть взаимоиндуктивных связей. Расчет параметров схемы замещения содержит ряд упрощающих допущений. Основное из них — элементы схемы замещения линейно зависят от частоты.

Результатом исследования грозовых перенапряжений является формула для определения максимальных их значений в разземленной нейтрали силовых трансформаторов классов 110–220 кВ: $U_{\max} = n/3 \cdot U_0 \cdot f(\tau_c/T)$, где U_0 — амплитуда волны на линейных вводах, n — число фаз, по которым одновременно приходит волна.

Исследования показывают, что амплитуда напряжения на изолированной нейтрали силового трансформатора в первую очередь определяется амплитудой входящей грозовой волны и ВАХ разрядника, установленного на подстанции. Кроме того, она подчиняется той же функциональной зависимости от длины волны, что и до момента срабатывания вентильного разрядника.

Появление на подстанции волн с опасными для изоляции параметрами возможно в трех случаях: на трех фазах при индуктированных перенапряжениях; при перекрытиях двух фаз линии при ударе молнии в вершину опоры или провод; то же самое при перекрытии трех фаз линии.

При ударе молнии вблизи линии по ней в обе стороны распространяется волна перенапряжения, мгновенные значения которой зависят от величины тока молнии, средней высоты подвеса фазного провода, расстояния от линии до точки удара, скорости обратного разряда молнии, отнесенной к скорости света и времени.

$$U_u(t) = \frac{60 \cdot I_m \cdot h_{np}}{b} \cdot \left[\frac{\beta}{\beta^2 \cdot c^2 \cdot t^2 / b^2 - 1} \cdot \left[\frac{c \cdot t}{b} - \frac{1}{\sqrt{\beta^2 \cdot c^2 \cdot t^2 / b^2 + 1 - \beta^2}} \right] + \frac{b}{\sqrt{\beta^2 \cdot c^2 \cdot t^2 / b^2 + 1 - \beta^2}} \right] \quad (3)$$

где I_m — ток молнии, кА; h_{np} — средняя высота подвеса фазного провода, м; b — расстояние от линии до точки удара, м; β — скорость обратного разряда молнии, отнесенная к скорости света; c — скорость света, м/мкс; t — время, мкс.

Вероятность попадания и места удара молнии в опасную область определяется как двойной интеграл:

$$P_u = \iint_S f(I_m, b) dI_m db.$$

Интегрирование выполняется приближенно по участкам. Разбиваем всю область «опасных» пара-

метров на прямоугольные элементы, тогда

$$P_u = \sum_{i=1}^m \Delta P_i, \text{ где } m \text{ — число элементов, на которые разбита область:}$$

$$\begin{aligned} \Delta P_i &= \iint_S f(b) \cdot 0,04 \cdot e^{-0,04 \cdot I_m} db dI_m = \\ &= 0,04 \cdot f(b) \int_{I_i}^{I_{\max}} e^{-0,04 \cdot I_m} dI_m \int_b^{b_{i+1}} db = \\ &= 0,04 \cdot f(b) \int_{I_i}^{I_{\max}} (b_{i+1} - b_i) \cdot e^{-0,04 \cdot I_m} dI_m = \\ &= \Delta b \cdot f(b) \cdot e^{-0,04 \cdot (I_{\max} - I_i)}. \end{aligned} \quad (4)$$

Расчет вероятности попадания и места удара молнии в опасную зону таким способом не представляет большой трудности, особенно с использованием современных персональных вычислительных машин. Зная вероятность P_{ui} , можно определить число ударов молнии на 100 грозовых часов и 100 км линии для 0,08 ударов на 1 км² земной поверхности за один грозовой час: $n^* = 0,08 \cdot 100 \cdot 100 \cdot b_{\max} \cdot 2 \cdot P_{ui} = 1,6 \cdot b_{\max} \cdot P_{ui} \cdot 10^3$. Результаты расчета сведены в таблицу 1.

Оценим вероятность двухфазного перекрытия для линии 110 кВ на металлических опорах. Оно может произойти после однофазного перекрытия при условии, что ток молнии продолжает нарастать, то есть на фронте волны тока.

Ток молнии I_m равен:

$$I_m = \frac{U_{\tau\phi} - U_{\text{раб}} - E_{cp} \cdot h_{np} \cdot (1 - K_{mn})}{(1 - K_{mn}) \cdot \left[\chi \cdot R_{ли} + \frac{\chi^2 \cdot L_{он} + M_{он}}{\tau_{\phi}} \right]}, \quad (5)$$

где I_m — ток молнии; $U_{\tau\phi}$ — напряжение перекрытия гирлянды при времени τ_{ϕ} ; $U_{\text{раб}}$ — рабочее напряжение; E_{cp} — средняя напряженность электрического поля по длине опоры линии электропередачи; h_{np} — средняя высота подвеса провода; K_{mn} — коэффициент связи трос-провод; χ — коэффициент отсоса тока в провод; $L_{он}$ — средняя индуктивность опоры; $M_{он}$ — взаимная индуктивность между каналом тока молнии и опорой; τ_{ϕ} — время фронта волн тока молнии.

Задаваясь по ВСХ изоляции линии значениями τ_{ϕ} и $U_{\tau\phi}$, можно построить кривую опасных токов для двухфазного перекрытия линии. Проинтегрировав ее, получим вероятность двухфазного перекрытия во всем возможном диапазоне амплитуд и крутизны токов молнии $P_{2\phi}$.

Тогда удельное число двухфазных перекрытий на 100 грозовых часов и 100 км линии:

$$n^* = \left(S h_{np} + \frac{h_{np}^2}{30} \right) \cdot P_{2\phi}. \quad (6)$$

Поставив в расчет исходные данные для линии 110 кВ на металлических опорах, получим $n^* = 4,2 \cdot 10^{-3}$. Естественно, вероятность трехфазных перекрытий еще меньше, так как для перекрытия третьей гирлянды потребуется еще больший ток молнии. Следовательно, при расчете числа опасных грозовых воздействий на изоляцию нейтрали силового трансформатора двухфазными и трехфазными перекрытиями можно пренебречь, поскольку их число практически на порядок меньше, чем число перекрытий от индуктированных перенапряжений.

Таблица 1

Удельное число опасных перенапряжений для изоляции нейтрали при приходе на подстанцию волн индуктированных перенапряжений

U _н , кВ	Материал опор	Тип защитного аппарата								
		РВС			РВМГ			ОПН		
		количество отходящих линий			количество отходящих линий			количество отходящих линий		
	1	2	3	1	2	3	1	2	3	
110	металл	26	3,4	0,45	9,26	1,08	0,01	1,5	0,01	0,01
	ж/б	48	7,0	0,9	30,7	4,1	0,45	7	0,2	0,01
	дерево	26	3,4	0,45	9,26	1,08	0,01	1,5	0,01	0,01
220	металл	13	1,8	0,22	5,4	0,4	0,01	1,0	0,01	0,01
	ж/б	8	0,6	0,01	0,15	0,01	0,45	0,01	0,01	0,01

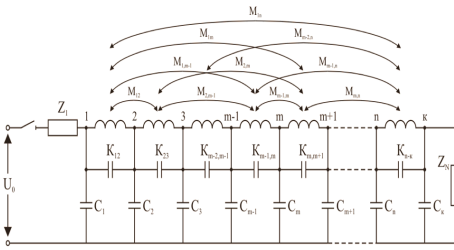


Рис. 1. Схема замещения трансформатора.

III.

Грозовые перенапряжения представляют опасность для изоляции нейтрали силовых трансформаторов 110–220 кВ и поэтому ее необходимо защищать вентильными разрядниками или нелинейными ограничителями перенапряжений. Рост числа отходящих линий снижает величину напряжения, но при этом оно продолжает оставаться опасным для изоляции.

В изолированной нейтрали силовых трансформаторов внутренние перенапряжения могут возникать в переходных и квазистационарных режимах. При симметричных режимах коммутации элементов сети в нейтрали появляются умеренные перенапряжения. Основные перенапряжения в ней вызываются квазистационарными режимами несимметричного характера.

Эти перенапряжения возникают при неполнофазных режимах отключения или включения трансформаторов, феррорезонансе, несимметричных режимах отключения или включения линий, несимметричных коротких замыканиях в сети с частично разземленной нейтралью.

На рис. 2 представлено наиболее характерное расположение трансформаторов с изолированной нейтралью. Для проведения анализа величины перенапряжений при неполнофазных включениях эту принципиальную схему можно преобразовать к виду, представленному на рис. 3.

С незначительной погрешностью можно считать, что две невключившиеся фазы (однофазное включение) или включившаяся фаза (двухфазное включение) практически симметричны, и при средней длине линий, не превышающей 200 км, их допустимо заменить сосредоточенными емкостями. Это позволяет перейти к расчетной схеме, представленной на рис. 4, с параметрами из таблицы 2.

В таблице 2: C_A, C_B, C_C – емкости фаз на землю; C_{AB}, C_{AC}, C_{CB} – междупазные емкости.

Исходные уравнения:

$$E = L \frac{di_1}{dt} + R_i i_1 + \frac{d\Psi}{dt} + \frac{1}{C_3} \int_0^t i_6 dt; \quad i_1 = i_2 + i_3 + i_4 + i_5;$$

$$E = L \frac{di_1}{dt} + R_i i_1 + R_2 i_2 + \frac{1}{C_3} \int_0^t i_6 dt; \quad i_6 = i_2 + i_3 + i_4; \quad (7)$$

$$E = L \frac{di_1}{dt} + R_i i_1 + \frac{1}{C_5} \int_0^t i_5 dt; \quad i_3 = \Phi(\Psi);$$

$$E = L \frac{di_1}{dt} + R_i i_1 + \frac{1}{C_2} \int_0^t i_1 dt + \frac{1}{C_3} \int_0^t i_6 dt; \quad E = U_0 \sin(\omega t + \alpha).$$

Для реализации на ЭВМ система уравнений (6) преобразуется к виду:

$$\frac{di_1}{dt} = i_7; \quad \frac{di_2}{dt} = F(i_1, i_2, \Psi); \quad \frac{d\Psi}{dt} = R_2 \cdot i_2;$$

$$\frac{di_1}{dt} = \frac{\omega U_0}{L} \cos(\omega t + \alpha) - \frac{R_2}{L} (1 - (C_2 / C_3 + 1) \cdot R_2 / L) \cdot F(i_1, i_2, \Psi) - \frac{L_2 \Phi(\Psi)}{LC_3}, \quad (8)$$

где

$$F(i_1, i_2, \Psi) = \frac{1}{R_2 \cdot (1 + C_2 / C_1 + C_1 / C_3)} \cdot \begin{vmatrix} i_1 - i_2 & -i_2 + \Phi(\Psi) \\ C_1 & C_3 \end{vmatrix}.$$

Перенапряжения в изолированных нейтралях силовых трансформаторов изучались в трехфазных и неполнофазных включениях и отключениях линии с холостыми трансформаторами. Результаты расчетов позволяют констатировать, что на величину перенапряжений при феррорезонансе значительное влияние оказывает наличие активной нагрузки на трансформаторе.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. В сетях 110–220 кВ имеют место нарушения нормальной работы изоляции линий и электрооборудования подстанций, вызванные грозовыми и внутренними перенапряжениями. Это объясняется несоблюдением электромагнитной совместимости в высоковольтной электроэнергетике между изоляцией, перенапряжениями и основными защитными аппаратами – вентильными разрядниками.

2. С целью обеспечения координации изоляции и электромагнитной совместимости могут быть успешно применены эффективные защитные аппараты – ОПН. Однако необоснованный выбор и размещение этих защитных аппаратов в эксплуатации приводят к негативным последствиям. Поэтому прогнозирование характеристик и правильная эксплуатация ОПН любого класса напряжения имеет большое значение.

3. Грозовые перенапряжения представляют опасность для изоляции нейтрали силовых транс-



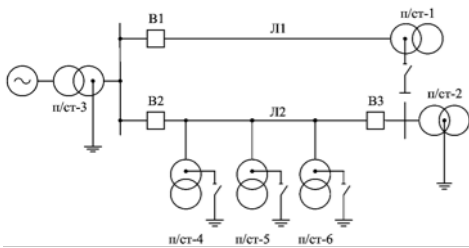


Рис. 2. Наиболее характерное расположение трансформаторов с разземленной нейтралью в сетях 110÷220 кВ.

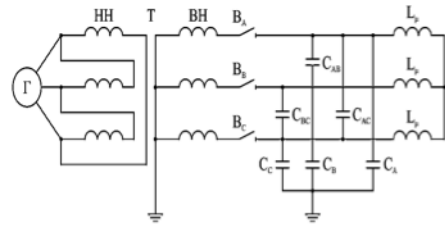


Рис. 3. Эквивалентная схема для оценки перенапряжений при неполнофазных включениях линий с трансформатором с изолированной нейтралью.

Таблица 2
Параметры расчетной схемы для
неполнофазных коммутаций силового
трансформатора с линией

Режим	E	C ₁	C ₂	C ₃
Однофазное включение (фаза А)	U _Ф	C _A	C _{AB}	C _C + C _B
Двухфазное включение (фазы А и В)	0,5·U _Ф	C _A + C _B	C _{AC} + C _{AB}	C _C

форматоров 110–220 кВ, поэтому ее необходимо защищать вентильными разрядниками или нелинейными ОПН.

4. При неполнофазных включениях тупиковых линий с холостыми трансформаторами в сети возможно возникновение феррорезонанса между нелинейной индуктивностью трансформатора и емкостью на землю невключившихся фаз. Феррорезонанс возникает при следующих условиях: все подключенные к линии трансформаторы должны иметь изолированную нейтраль и включение линии в неполнофазный режим должно происходить с углом включения в диапазоне 0–10 градусов (при двухфазном включении одна из фаз должна иметь такой угол включения).

5. Перенапряжения, возникающие при феррорезонансе, опасны для облегченной изоляции нейтрали и приводят к выходу из строя вентильных разрядников. Включение активной нагрузки (от 5 до 15%) сначала снижает уровень феррорезонансных перенапряжений в нейтрали, а в дальнейшем полностью исключает возникновение резонанса.

ЛИТЕРАТУРА

1. Бадёр М. П. Электромагнитная совместимость: Учебник. – М.: Транспорт, 2002. – 640 с.
2. Бадёр М. П., Иньков Ю. М. Электромагнитная совместимость системы тягового электроснабжения и элементов инфраструктуры на участках с высокоскоростным движением // Электротехника. – 2014. – № 8. – С. 12–18.
3. Бадёр М. П., Иньков Ю. М. О повышении энергетической эффективности преобразовательного оборудования тяговых подстанций // Электричество. – 2008. – № 2. – С. 60–65.

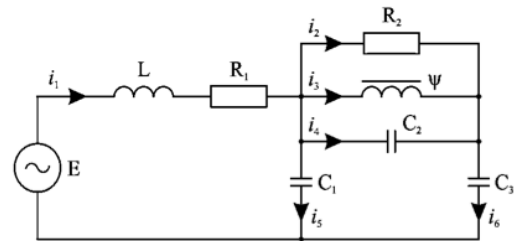


Рис. 4. Расчетная схема неполнофазных режимов.

4. Марквардт К. Г. Электроснабжение электрифицированных железных дорог. – 4-е изд., перераб. и дополн.: Пер. с англ. – М.: Транспорт, 1982. – 524 с.
5. Защита от подпитки коротких замыканий на «высокой» стороне понижающего трансформатора со стороны тяговой сети / А. Кондаков, А. Мизинцев, А. Бурьяноватый, С. Рогач // РЖД-Партнер. – 2001. – № 3. – С. 111.
6. Тиходеев Н. Н., Шур С. С. Изоляция электрических сетей. – Л.: Энергия, 1979. – 304 с.
7. Правила устройства электроустановок. – 7-е изд. – М., 2004. – 225 с.
8. РД 153–34.3–35.125–99. Руководства по защите электрических сетей 6–1150 кВ от грозовых и внутренних перенапряжений / Под ред. Н. Н. Тиходеева. – 2-е изд. – СПб.: Минтопэнерго РФ, 1999. – 205 с.
9. Инструкция по заземлению устройств электрооборудования на электрифицированных железных дорогах. – М.: Транспорт, 1997. – 68 с.
10. Мамошин Р. Р. Повышение качества энергии на тяговых подстанциях дорог переменного тока. – М.: Транспорт, 1973. – 224 с.
11. Адольф Й., Шваб А. Электромагнитная совместимость. – М.: Энергоиздат, 1995. – 480 с.
12. [Электрификация линий французских железных дорог] Courtois, С. Bahnenergieversorgung in Frankreich. Elektrische Bahnen, 92 (1994) 6, S. 167–170 und 7, S. 202–205.
13. Фигурнов Е. П. Релейная защита. – М.: Трансжелдориздат, 2002. – 343 с.
14. Мамошин Р. Р. Система электроснабжения железных дорог на переменном токе 94/27,5 кВ с симметрированием тяговых нагрузок // Электрификация – основа технического перевооружения железнодорожного транспорта: Сб. докладов научно-практич. конференции. – М., ВНИИЖТ, 2004. – С. 58–60.
15. Косарев А. Б. Основы теории электромагнитной совместимости систем тягового электроснабжения переменного тока. – М.: Интекст, 2004. – 272 с.

Координаты авторов: **Бадёр М. П.** – badjor@mail.ru, **Косырев А. М.** – alexey.kosyrev.92@gmail.com, **Кукуюк Н. А.** – nikolaykukuyuk@mail.ru.

Статья поступила в редакцию 17.10.2015, принята к публикации 15.02.2016.

ELECTROMAGNETIC COMPATIBILITY OF HIGH-VOLTAGE ELECTRICAL SYSTEMS

Bader, Mikhail P., Moscow State University of Railway Engineering (MIIT), Moscow, Russia.

Kosyrev, Aleksey M., Moscow State University of Railway Engineering (MIIT), Moscow, Russia.

Kukuyuk, Nikolai A., Moscow State University of Railway Engineering (MIIT), Moscow, Russia.

ABSTRACT

Analysis of performance and reliability of electrical equipment of high-voltage electrical systems (hereinafter – HVES) confirms the need to improve evaluation methods and mathematical modeling of transients in power lines (hereinafter – PL), at substations, and in grounding and protective devices. One of the main problems, however, remains improvement of safety and

quality of HVES functioning in accordance with their EMC in modes of overvoltage effects, including determination of evaluation criteria, scientific substantiation of deep forced restrictions of external and internal overvoltage of electrical equipment, optimization of PL protection and substations of the system from different levels of voltage, electromagnetic interference that could cause serious accidents.

Keywords: railway infrastructure, electrical power supply, electromagnetic compatibility, high-voltage electrical systems, lightning overvoltage, neutral of transformers.

Background. The reliability and quality of power supply of rail sector are largely associated with development of high-voltage electrical systems (hereinafter – HVES) of electrical networks, which include power lines (hereinafter – PL) and substations (hereinafter – ES). HVES are independent technological systems, but they are also an integral part of higher level systems, and it is necessary to provide their effective and safe operation under a wide range of powerful electromagnetic influences. Among them it is possible to distinguish short-term pulse external and internal overvoltage, often becoming a cause of serious accidents. Therefore, an essential factor in improving performance of PL and ES has always been their electromagnetic compatibility (hereinafter – EMC) during overvoltage [1].

Objective. The objective of the authors is to consider issues of electromagnetic compatibility in high-voltage electrical systems.

Methods. The authors use general scientific and engineering methods, techniques of electrical engineering, mathematical methods.

Results.

I.

The problem of EMC in providing protection against overvoltage of electrical equipment of HVES, PL, power transformers and instrument transformers of high-voltage and switching devices, reactors is of particular significance. The analysis shows that the share of EMC violations caused by overvoltage and specificity of electromagnetic processes in the general flow of electrical equipment failures exceeds 35–40%.

Solution of corresponding tasks imposes stringent requirements for development of protection circuits and protective devices, first of all of non-linear overvoltage limiters (hereinafter – OVL) and valve arresters. The purpose of protective devices in terms of EMC is that for short intervals that are typical of overvoltage, they create routes through which energy of electromagnetic effects, harmful for protected electrical installations, is drawn off them into the ground.

EMC violations often occur due to interference in the form of overvoltage while using the method of ungrounded neutral of a part of power transformers 110–220 kV or grounding them through a reactor or resistor to limit short-circuit currents.

The growth of short-circuit currents leads to an increase in dynamic effects on transformer windings, significant loading of operation of switching equipment, increase in dangerous effects of power lines on communication lines, and worsens the conditions of safety for the personnel of power systems and industrial plants.

Short-circuit current limitation is possible via separation of power systems (networks), when power lines in a normal mode are turned off and in case of need are turned on by

automation system. However, this method for limitation of short circuit currents is relatively rare because it reduces the reliability of power supply.

In networks of 110–220 kV, which are most prevalent in Russia, a method of ungrounded neutral system of a part of power transformers or a method of grounding them through a reactor or resistor are used to limit short-circuit currents. This leads to an increase in resistance of zero sequence of a network in relation to short-circuit point and, consequently, to reduction of single phase short-circuit currents.

This fact is essential for operation and design of networks, since in adverse combination of resistance of direct, reverse and zero sequences currents of single-phase short-circuit can be 15–20% higher than the current of a three-phase analog. In networks 110–220 kV single-phase short circuit represents generally more than 75% of all short circuits. Reduction of single-phase short-circuit currents, it is necessary to bear in mind, significantly reduces requirements for grounding devices and equipment for protection of communication lines [2, 3].

However, if ungrounded neutral of power transformers is used, it is necessary to give it appropriate insulation strength by necessary means of protection against overvoltage. In addition, in case of damage of isolation transformer can continue to work practically in a mode with grounded neutral, which ultimately affects only ratio of reactive resistance of direct and zero sequence for the current network of a network. It is impossible to identify neutral insulation damage during operation. Generally, it is found during preventive tests.

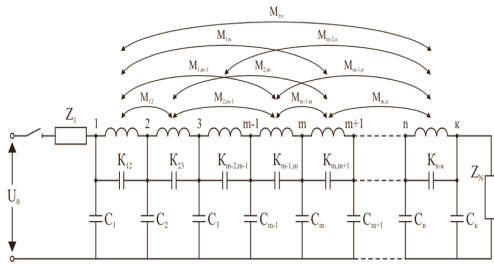
To calculate voltages in the neutral of a transformer at impulse action it is proposed to replace it with simple L–C circuit, and to study processes with a method of symmetrical components. The voltage in the neutral corresponds to the voltage at circuit capacity. It is shown [2], that voltage value depends on oscillation period of the circuit L–C, instead of specific values L and C.

Direct measurement of lightning overvoltage in the power transformer neutral during arrival of storm waves through the PL is very difficult. Firstly, this is due to complex technical problems in creating registrars of lightning overvoltage. Secondly, for measurement of lightning overvoltage in the neutral it is necessary to connect voltage dividers to it, which can significantly distort the transition process. Therefore, usually the study of lightning overvoltage is performed by an analytical calculation or using a physical model.

II.

Lightning overvoltage at the power transformer neutral arises on arrival of waves through one, two or three phases. The form of a wave, acting on linear ends, depends on whether valve arresters from linear end of a transformer





Pic. 1. The equivalent circuit of the transformer.

come into effect or not.

If the waves arrive with the same amplitude through the three phases of a transformer which windings are star-connected with isolated neutral, wave process within all three phases is almost identical.

If an overvoltage wave arrives through one phase of winding, this wave is refracted in neutral and enters two other phases, grounded through wave resistance of the line (substation bus bars). The impact of voltage can be represented in harmonic spectrum, which contains harmonics of direct, reverse and zero sequence. Voltage caused by harmonics of direct and reverse sequence is zero. Thus, for calculation of overvoltage in the neutral of the transformer it is necessary to take into account only harmonics of zero sequence.

In single-phase (e. g., phase «C») exposure:

$$\begin{aligned} \dot{E}_A = 0; \quad \dot{E}_B = 0; \quad \dot{E}_C = \dot{E}; \\ \dot{E}_{A0} = \dot{E}_{B0} = \dot{E}_{C0} = \frac{1}{3} \cdot (\dot{E}_A + \dot{E}_B + \dot{E}_C) = \frac{1}{3} \dot{E}. \end{aligned} \quad (1)$$

That is, voltage in the neutral is determined by three voltages $\dot{E}_{A0}, \dot{E}_{B0}, \dot{E}_{C0}$ with amplitude equal to 1/3 of amplitude \dot{E} , acting through one phase of the wave.

Similarly, voltage in the neutral can be found when a wave falls through two phases (for example, «A» and «B»):

$$\begin{aligned} \dot{E}_A = \dot{E}; \quad \dot{E}_B = \dot{E}; \quad \dot{E}_C = 0; \\ \dot{E}_{A0} = \dot{E}_{B0} = \dot{E}_{C0} = \frac{1}{3} \cdot (\dot{E}_A + \dot{E}_B + \dot{E}_C) = \frac{2}{3} \dot{E}. \end{aligned} \quad (2)$$

In general, the voltage in the neutral is determined by single-phase circuit in case of arrival to transformer of a wave which amplitude is equal to $K_n \cdot U_0$, where K_n coefficient is equal to 1/3, 2/3, 1, when a wave of overvoltage arrives, respectively, to one, two and three phases.

It follows that under asymmetric effects on the three-phase transformer's winding transients in all three phases can be regarded as symmetric, replacing a three-phase transformer with a single phase one, using the equivalent circuit shown in Pic. 1, in which for the sake of clarity only a portion of mutual inductance relations is shown. Calculation of equivalent circuit parameters contains a number of simplifying assumptions. The main of them is that elements of the equivalent circuit are linearly dependent on frequency.

The result of the study of lightning overvoltage is a formula for determining their maximum values in the ungrounded neutral of power transformer 110–220 kV class: $U_{max} = n/3 \cdot U_0 \cdot f(\tau_g/T)$, where U_0 is wave amplitude in the line entrance, n is a number of phases in which the wave arrives at the same time.

Studies show that the amplitude of voltage at isolated neutral of the power transformer is primarily determined by the amplitude of arriving storm wave and VAC arrester installed at the substation. In addition, it is subject to the same functional dependence of the wavelength, which existed before actuation of the valve arrester.

Emergence at the substation of waves with parameters,

Table 1

The specific number of dangerous overvoltage for insulation of the neutral on arrival at the substation of waves of induced overvoltage

U ₀ , kV	Material of supports	Type of protective device								
		RVS			RVMG			OVL		
		number of outgoing lines			number of outgoing lines			number of outgoing lines		
		1	2	3	1	2	3	1	2	3
110	metal	26	3,4	0,45	9,26	1,08	0,01	1,5	0,01	0,01
	reinforced concrete	48	7,0	0,9	30,7	4,1	0,45	7	0,2	0,01
	wood	26	3,4	0,45	9,26	1,08	0,01	1,5	0,01	0,01
220	metal	13	1,8	0,22	5,4	0,4	0,01	1,0	0,01	0,01
	reinforced concrete	8	0,6	0,01	0,15	0,01	0,45	0,01	0,01	0,01

which are dangerous for insulation, is possible in three cases: in three phases under the effect of induced overvoltages; with overlapping of two phases of the lines from lightning stroke in the top of the support or wire; the same with overlapping of three phases of the line.

When lightning strikes near the line, propagation of overvoltage waves develops through it in both directions. Instantaneous values of overvoltage depend on the value of lightning current, average height of the suspension of the phase conductor, the distance from the line to the point of impact, reverse lightning speed, divided by the speed of light and time.

$$U_u(t) = \frac{60 \cdot I_l \cdot h_c}{b} \left\{ \frac{\beta}{\beta^2 \cdot c^2 \cdot t^2 / b^2 - 1} \left[\frac{c \cdot t}{b} - \frac{1}{\sqrt{\beta^2 \cdot c^2 \cdot t^2 / b^2 + 1 - \beta^2}} \right]^+ + \frac{b}{\sqrt{\beta^2 \cdot c^2 \cdot t^2 / b^2 + 1 - \beta^2}} \right\}, \quad (3)$$

where I_l is lightning current, kA; h_c is average height of suspension of phase conductor, m; b is distance from the line to the point of impact, m; β is speed of inverse lightning, divided by the speed of light; c is speed of light, m/ms; t is time, ms.

Probability of hitting and the point of impact of lightning into the danger area is defined as the double integral:

$$P_u = \iint_s f(I_l, b) dI_l db.$$

The integration is performed approximately by the sites. We divide the entire area of «dangerous» parameters into rectangular elements, then $P_u = \sum_{i=1}^m \Delta P_i$, where m is a

$$\begin{aligned} \Delta P_i &= \int_s f(b) \cdot 0,04 \cdot e^{-0,04 \cdot I_l} db dI_l = \\ &= 0,04 \cdot f(b) \int_{I_l}^{I_{lmax}} e^{-0,04 \cdot I_l} dI_l \int_{b_i}^{b_{i+1}} db = \\ &= 0,04 \cdot f(b) \int_{I_l}^{I_{lmax}} (b_{i+1} - b_i) \cdot e^{-0,04 \cdot I_l} dI_l = \\ &= \Delta b \cdot f(b) \cdot e^{-0,04(I_{lmax} - I_l)}. \end{aligned} \quad (4)$$

Calculation of probability of lightning striking and of the point of lightning strike in the danger zone by this method is not too difficult, especially with the use of modern personal computers. Knowing the probability P_u , it is possible to determine the number of lightning strikes per 100 storm hours and per 100 km of lines for

Table 2

Parameters of a calculation scheme for open-phase switching of power transformer with the line

Mode	E	C ₁	C ₂	C ₃
Single-phase switching on (phase A)	U _F	C _A	C _{AB}	C _C + C _B
Two-phase switching on (phases A and B)	0,5·U _F	C _A + C _B	C _{AC} + C _{AB}	C _C

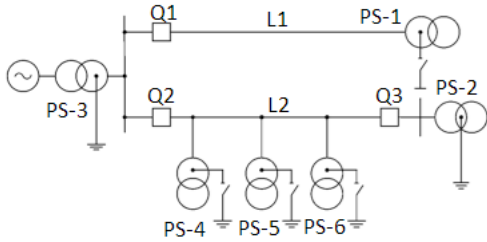


Fig. 2. The most characteristic arrangement of transformers with ungrounded neutral in networks 110-220 kV.

0,08 strikes per 1 km² of the Earth's surface in one lightning hour $n^* = 0,08 \cdot 100 \cdot 100 \cdot b_{max} \cdot 2 \cdot P_{ii} = 1,6 \cdot b_{max} \cdot P_{ii} \cdot 10^3$. The results are summarized in Table 1.

Let's estimate probability of two-phase overvoltage for a line 110 kV on metal supports. It can occur after single-phase overvoltage with a proviso that lightning current continues to increase, that is, at the front of a current wave.

The lightning current I_l is equal to:

$$I_l = \frac{U_{\tau_f} - U_{op} - E_{av} \cdot h_c \cdot (1 - K_{sc})}{(1 - K_{sc}) \cdot \left[\chi \cdot R_{su} + \frac{\chi^2 \cdot L_s + M_s}{\tau_f} \right]} \quad (5)$$

where I_l is lightning current; U_{τ_f} is voltage of lightning chain overlapping at the time τ_f ; U_{op} is operating voltage; E_{av} is average electric field strength along the length of support of power line; h_c is average height of suspension of electric conductor; K_{sc} is coupling coefficient of suspension strand-electric conductor; χ is coefficient of current drain into electric conductor; L_s is average inductance of support; M_s is mutual inductance between lightning current channel and support; τ_f is front time of lightning current waves.

Assuming that voltage-second characteristics of the insulation of the line are values τ_f and U_{τ_f} it is possible to construct a curve of dangerous currents for two-phase overlapping of the line. Integrating it, we obtain the probability of two-phase overlapping in all possible range of amplitudes and steepness of lightning currents P_{2r} .

Then, the specific number of two-phase overlapping per 100 storm hours and 100 km of the line is:

$$n^* = \left(S h_r + \frac{h_r^2}{30} \right) \cdot P_{2r} \quad (6)$$

Substituting in the calculation initial data for the 110 kV line on metal supports, we get $n^* = 4,2 \cdot 10^{-3}$. Of course, the probability of three-phase overlapping is even less, as to overlap the third string the greater lightning current is required. Therefore, when calculating the number of hazardous storm effects on the insulation of the neutral of the power transformer, two-phase and three-phase overlapping can be neglected, since their number is almost an order of

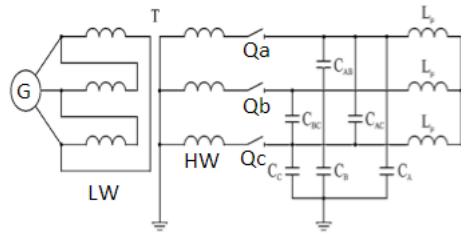


Fig. 3. The equivalent circuit for evaluation of overvoltage in open-phase inclusions of lines with transformer with isolated neutral.

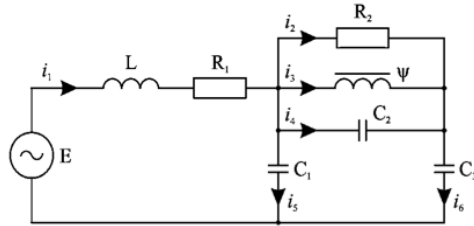


Fig. 4. Calculation scheme of open-phase modes.

magnitude less than the number of overlapping from induced overvoltage.

III.

Lightning overvoltage represents a danger for insulation of the neutral of power transformers 110-220 kV and therefore it is necessary to protect it with valve-type arresters or nonlinear voltage limiters. Increase in the number of outgoing lines reduces the voltage, but it remains to be dangerous for insulation.

In an isolated neutral of power transformers internal overvoltage may occur in transient and quasi-stationary modes. In symmetric modes of switching of network elements in the neutral appears moderate overvoltage. Basic overvoltage in it is caused by quasi-stationary modes of asymmetrical nature.

This overvoltage occurs during open-phase modes of turning off or turning on of transformers, due to ferroresonance, asymmetrical modes of turning off or turning on of lines, asymmetrical short circuits in the network with a partially ungrounded neutral.

Fig. 2 shows the most characteristic location of transformers with isolated neutral. For analysis of the values of overvoltage in open-phase switching on, this basic circuit can be transformed to the form shown in Fig. 3.

With a slight error it can be assumed that two unswitched phases (single-phase switching) or one switched phase (two-phase switching) are almost symmetrical, and with average length of lines, which does not exceed 200 km, it is permissible to replace them with lumped capacitors. This allows to move to a calculation scheme shown in Fig. 4, with parameters from Table 2.

In Table 2: C_A ; C_B ; C_C are phase capacitance to ground; C_{AB} ; C_{AC} ; C_{CB} are phase to phase capacitance.

The initial equations:

$$E = L \frac{di_1}{dt} + R_1 i_1 + \frac{d\Psi}{dt} + \frac{1}{C_3} \int_0^t i_6 dt; \quad i_1 = i_2 + i_3 + i_4 + i_5;$$

$$E = L \frac{di_1}{dt} + R_1 i_1 + R_2 i_2 + \frac{1}{C_3} \int_0^t i_6 dt; \quad i_6 = i_2 + i_3 + i_4;$$

$$E = L \frac{di_1}{dt} + R_1 i_1 + \frac{1}{C_5} \int_0^t i_5 dt; \quad i_5 = \Phi(\Psi);$$

$$E = L \frac{di_1}{dt} + R_1 i_1 + \frac{1}{C_2} \int_0^t i_3 dt + \frac{1}{C_3} \int_0^t i_6 dt; \quad E = U_0 \sin(\omega t + \alpha).$$



In order to proceed with computer calculations, a system of equations (6) is converted to the form:

$$\frac{di_1}{dt} = i_1; \quad \frac{di_2}{dt} = F(i_1, i_2, \Psi); \quad \frac{d\Psi}{dt} = R_2 \cdot i_2;$$

$$\frac{di_1}{dt} = \frac{\omega U_0}{L} \cos(\omega t + \alpha) - \frac{R_1}{L} (1 - (C_2 / C_3 + 1) \cdot R_2 / L) \cdot F(i_1, i_2, \Psi) - \frac{L_2 \Phi(\Psi)}{LC_3}, \quad (8)$$

where

$$F(i_1, i_2, \Psi) = \frac{1}{R_2 \cdot (1 + C_2 / C_1 + C_1 / C_3)} \begin{vmatrix} i_1 - i_2 & -i_2 + \Phi(\Psi) \\ C_1 & C_3 \end{vmatrix}.$$

Overvoltage in isolated neutrals of power transformers has been studied under conditions of three phase and open-phase switching, and of switching off of a line with idle transformers. The calculation results allow to state that the presence of active load on the transformer significantly affects a value of overvoltage in case of ferroresonance.

Conclusion.

1. In the networks 110–220 kV malfunction of normal operation of insulation of lines and electrical equipment of substations may occur due to lightning and internal overvoltage. This is due to non-compliance with electromagnetic compatibility in a high-voltage electric power system between insulation, overvoltage and main protection devices which are valve-type arresters.

2. In order to ensure coordination of insulation and electromagnetic compatibility effective protective devices – OVL – can be applied with success. However unreasonable choice and incorrect arrangement of those protective devices in operation lead to negative consequences. Therefore, predicting the characteristics and the proper operation of OVL of any voltage class is essential.

3. Lightning overvoltage is dangerous for insulation of the neutral of power transformers of 110–220 kV, so it is necessary to protect it with valve-type arresters or nonlinear OVL.

4. In open-phase switching of dead-end lines with idle transformers in the network ferroresonance may occur between nonlinear inductance of the transformer and capacitance on the ground of unswitched phases. Ferroresonance occurs when the following conditions are combined: all transformers connected to the line must have an isolated neutral, and switching of the line in the open-phase mode should take place with switching angle within the range of 0–10 degrees (either in two-phase switching mode one of the phases must have the same switching angle).

5. Overvoltage arising due to ferroresonance is dangerous for lightweight insulation of the neutral and results in failure of valve-type arresters. Switching of the active load (from 5 to 15%) first reduces ferroresonant overvoltage in the neutral, and further eliminates the occurrence of resonance.

REFERENCES

1. Bader, M. P. Electromagnetic compatibility: Textbook [Elekromagnitnaja sovmestimost': Uchebnik]. Moscow, Transport publ., 2002, 640 p.
2. Bader, M. P., Inkov, Yu. M. Electromagnetic compatibility of traction power supply system and elements of infrastructure in areas with high speed traffic [Elekromagnitnaja sovmestimost' sistemy t'jagovogo elektrosnabzhenija i elementov infrastruktury na uchastkah s vysokoskorostnym dvizheniem]. Elektrotehnika, 2014, Iss. 8, pp. 12–18.
3. Bader, M. P., Inkov, Yu. M. On increasing energy efficiency of converter equipment of traction substations [O povyshenii jenergeticheskoj effektivnosti preobrazovatel'nogo oborudovanija t'jagovyh podstancij]. Elektrichestvo, 2008, Iss. 2, pp. 60–65.
4. Marquardt, K. G. Electric power supply of electrified railways [Elektrosnabzhenie elektrificirovannyh zheleznyh dorog]. 4th ed., rev. and enl. Trans. from English. Moscow, Transport publ., 1982, 524 p.
5. Protection against short circuits feeding on «high» side of a step-down transformer from the traction network [Zashhita ot podpitki korotkih замыkanij na «vysokoj» storone ponizhajushhego transformatora so storony t'jagovoj seti] / A. Kondakov, A. Mizintsev, A. Buryanovaty, S. Rogach. RZD-Partner, 2001, Iss. 3, p. 111.
6. Tikhodeev, N. N., Shur, S. S. Insulation of electrical networks [Izoljacija elektricheskijh setej]. Leningrad, Energia publ., 1979, 304 p.
7. Rules for electrical installation [Pravila ustrojstva elektroustanovok]. 7th ed. Moscow, 2004, 225 p.
8. RD153–34.3–35.125–99 Manual for protection of electrical networks 6–1150 kV against lightning and internal overvoltage [RD153–34.3–35.125–99 Rukovodstva po zashhite elektricheskijh setej 6–1150 kV ot grozovyh i vnutrennih perenaprjazhenij] / Ed. by N. N. Tikhodeev. 2nd ed. St. Petersburg, Ministry of Energy of the Russian Federation, 1999, 205 p.
9. Instruction on grounding of power units on electrified railways [Instrukcija po zazemleniju ustrojstv elektrosnabzhenija na elektrificirovannyh zheleznyh dorogah]. Moscow, Transport publ., 1997, 68 p.
10. Mamoshin, R. R. Improvement of power quality at traction substations of AC roads [Povyshenie kachestva energii na t'jagovyh podstancijah dorog peremennogo toka]. Moscow, Transport publ., 1973, 224 p.
11. Schwab, A. J. Electromagnetic Compatibility [Elekromagnitnaja sovmestimost']. Moscow, Energoizdat publ., 1995, 480 p.
12. Courtois, C. Bahnenergieversorgung in Frankreich. Elektrische Bahnen, 92 (1994) 6, S. 167–170 und 7, S. 202–205.
13. Figurnov, E. P. Relay protection [Relejnaja zashhita]. Moscow, Transzheldorizdat publ., 2002, 343 p.
14. Mamoshin, R. R. Railway power supply system on AC94 / 27,5 kV with symmetrization traction loads [Sistema elektrosnabzhenija zheleznyh dorog na peremennom toke 94/27,5 kV s simmetrirovaniem t'jagovyh nagruzok]. Proceedings of scientific-practical conference «Electrification – basis of technical modernization of rail transport». Moscow, VNIIZhT, 2004, pp. 58–60.
15. Kosarev, A. B. Basic theory of electromagnetic compatibility of AC traction power supply systems [Osnovy teorii elektromagnitnoj sovmestimosti sistem t'jagovogo elektrosnabzhenija peremennogo toka]. Moscow, Intekst publ., 2004, 272 p. ●

Information about the authors:

Bader, Mikhail P. – D. Sc. (Eng.), professor, head of department of Transport power engineering of Moscow State University of Railway Engineering (MIIT), Moscow, Russia, badjor@mail.ru.

Kosyrev, Aleksey M. – Ph.D. student of Moscow State University of Railway Engineering (MIIT), Moscow, Russia, alexey.kosyrev.92@gmail.com.

Kukuyuk, Nikolai A. – Ph.D. student of Moscow State University of Railway Engineering (MIIT), Moscow, Russia, nikolaykukuyuk@mail.ru.

Article received 17.10.2015, accepted 15.02.2016.