

## Анализ механизмов распространения геоиндуцированных токов в системообразующих электрических сетях различной топологии<sup>1</sup>

КУВШИНОВ А.А., ВАХНИНА В.В., КУЗНЕЦОВ В.А., РЫБАЛКО Т.А., ЗЮЗИН М.О.

*Решается актуальная задача определения геоиндуцированных токов (ГИТ) в ветвях сложной электрической сети в периоды геомагнитной активности и, соответственно, адекватной оценки степени опасности геомагнитных бурь различной интенсивности для оборудования и режима работы конкретного энергообъединения. Для этого необходимо исследовать закономерности распространения ГИТ в электрических сетях типовых топологий – радиальной, магистральной и кольцевой, поскольку реальные сети состоят из участков с признаками указанных топологий. Исследование показало, что наиболее тяжелым воздействием геоиндуцированных токов при прочих равных условиях подвергаются силовые трансформаторы в электрической сети кольцевого типа.*

*Ключевые слова: электрическая сеть, геомагнитная буря, геоиндуцированный ток, силовой трансформатор*

В периоды геомагнитных бурь (ГМБ) в протяженных электрических сетях возникают геоиндуцированные токи (ГИТ), протекающие через заземленные обмотки силовых трансформаторов (СТ) и провода воздушных линий электропередачи [1]. Мониторинг ГИТ осуществляется в электрических сетях многих стран. Наблюдаемые значения ГИТ в нейтралях силовых трансформаторов в годы со средней геомагнитной активностью достигают 100 А и более, а в годы с высокой геомагнитной активностью могут превышать 200 А [2–4]. В предположении симметрии электрической сети значения ГИТ при сильных геомагнитных бурях в фазных проводах линий электропередачи могут превышать 67 А и быть сопоставимы с их рабочими токами. В последнее время предпринимаются попытки регистрации ГИТ и в электрических сетях нашей страны [5, 6].

Частота ГИТ обычно находится в пределах 0,001–0,1 Гц, т.е. во много раз меньше номинальной частоты (50 или 60 Гц) напряжения электрической сети, а значение может быть соизмеримо с рабочими токами силовых трансформаторов. Поэтому основное воздействие ГИТ на электрическую сеть заключается в насыщении магнитной системы силовых трансформаторов, приводящем к многократному возрастанию несинусоидальных токов намагничивания. Это одинаково опасно как для силовых трансформаторов, поскольку возникает дополнительный нагрев обмоток, изоляции, масла, так и для режима электрической сети, поскольку увеличивается потребление реактивной мощности [7].

Многие системные аварии в электрических сетях различных стран спровоцированы именно дефицитом реактивной мощности и последующим прогрессирующим снижением напряжения. В частности, одной из причин возникновения системной

аварии после отключения подстанции «Чагино» в мае 2005 г., назван недостаток реактивной мощности, приведший к снижению напряжения в южной части Московской электрической сети [8]. Следует добавить, что за последние 15 лет из баланса ЕЭС России выведены компенсирующие устройства с суммарной установленной мощностью свыше 50 Гвар [9].

В сложившихся условиях опасность могут представлять не только интенсивные ГИТ, способные непосредственно повредить силовые трансформаторы, но и менее интенсивные, достаточные для создания дефицита реактивной мощности, способного спровоцировать развитие системной аварии или крупного технологического нарушения в электрической сети с отключением большого объема потребителей.

Поэтому актуальной является задача определения значений ГИТ в различных ветвях сложной электрической сети в периоды геомагнитной активности и, соответственно, адекватной оценки степени опасности ГМБ различной интенсивности для оборудования и режима конкретного энергообъединения. Для этого необходимо исследовать закономерности распространения ГИТ в электрических сетях типовых топологий – радиальной, магистральной и кольцевой, поскольку реальные сети состоят из участков с признаками указанных топологий. Такая задача и решается в статье.

**Методика расчета геоиндуцированных токов.** Известные подходы к расчету ГИТ используют в качестве исходных данных параметры горизонтальной компоненты геоэлектрического поля на поверхности земли [10–12]. Для выявления закономерностей распространения ГИТ с учетом особенностей топологии сети геоэлектрическое поле предполагается неизменным в пределах пространственной области, занимаемой частью или всей

<sup>1</sup> В порядке обсуждения. *Ред.*

рассматриваемой сетью. Это позволяет определять разность потенциалов на поверхности земли между заземлителями двух подстанций, связанных воздушной линией (ВЛ), с помощью интегрального соотношения

$$U = \int_l \text{grad} \Phi = \int_l |\mathbf{E}| \cos \alpha dl, \quad (1)$$

где  $\mathbf{E}$ ,  $|\mathbf{E}|$  – вектор и модуль вектора напряженности геоэлектрического поля;  $d\mathbf{l}$  – вектор, равный по значению элементу пути  $dl$  и направленный по касательной к выбранному пути интегрирования  $l$ ;  $\alpha$  – угол между векторами  $\mathbf{E}$  и  $d\mathbf{l}$ .

Разность потенциалов не зависит, как следует из принятого допущения, от выбора конкретного пути интегрирования, который в частности может совпадать с трассой ВЛ. Поскольку трасса состоит из прямолинейных участков, то с учетом  $|\mathbf{E}| = \text{const}$  целесообразно в (1) заменить интегрирование суммированием [13]:

$$U = |\mathbf{E}| \sum_{j=1}^J l_j \cos \alpha_j, \quad (2)$$

где  $l_j$  – длина  $j$ -го участка ВЛ;  $\alpha_j$  – угол ориентации  $j$ -го участка ВЛ относительно вектора напряженности геоэлектрического поля;  $J$  – число прямолинейных участков ВЛ.

Опыт наблюдений показывает, что типичные диапазоны значений напряженности и частоты геоэлектрического поля на поверхности земли составляют 1, 20 В/км и 0,001, 0,1 Гц соответственно, хотя зарегистрировано и экстремально высокое значение напряженности 50 В/км [14]. Таким образом, принятое допущение и известные результаты инструментальных измерений позволяют свести задачу определения ГИТ, вызываемых геоэлектрическим полем в конкретной электрической сети, к расчету линейных цепей постоянного тока. При составлении схемы замещения для расчета значений ГИТ в электрической сети произвольной конфигурации необходимо, в первую очередь, учитывать активные сопротивления заземленных обмоток СТ, фазных проводов ВЛ, сопротивления растекания заземлителей и источники напряжения, равные по значению разности потенциалов между заземлителями под действием геоэлектрического поля.

Физическая картина растекания ГИТ от заземлителей при частоте 0,001, 0,1 Гц аналогична растеканию постоянного тока в земле. Постоянный ток растекается от заземлителей во все стороны и проникает глубоко в землю, в связи с чем плотность постоянного тока в земле быстро убывает по мере удаления от заземлителя примерно обратно пропорционально квадрату расстояния [15]. Такая кар-

тина распределения позволяет принимать в расчетах сопротивление земли для постоянного тока равным нулю. Поэтому при расчетах ГИТ достаточно учитывать только сопротивление растекания заземлителей, которое практически одинаково для постоянного и переменного токов и не зависит от значений ГИТ во всем возможном диапазоне изменения.

Аналогичный вывод можно получить в результате анализа выражений для определения расстояния  $h$  от провода до границы зоны протекания в земле переменного тока и погонного сопротивления  $R_{30}$  земли [16]:

$$h = \frac{3}{\sqrt{\rho / \mu_0 g_3}}, \quad (3)$$

$$R_{30} \gg \frac{\rho}{4} \mu_0 f, \quad (4)$$

где  $f$  – частота тока;  $g_3$  – удельная проводимость земли;  $\mu_0 = 4\pi \times 10^{-7}$  Гн/м – магнитная постоянная.

При  $f = 0,001, 0,1$  Гц и средней проводимости земли  $g_3 = 0,01$  См/м граница зоны протекания тока согласно (3) достигает значений  $h = 478, 4780$  км, т.е. область растекания ГИТ от заземлителя вполне соизмерима с размерами рассматриваемой электрической сети и может даже превышать их.

С другой стороны, согласно (4) погонное сопротивление земли при частоте  $f = 0,001, 0,1$  Гц составляет  $R_{30} \gg 9,87(10^{-5}, 10^{-7})$  Ом/км. Поэтому сопротивление «земли» для ГИТ будет принимать сколько-нибудь заметные значения (более 0,01 Ом) при протяженности пути протекания более 1000 км.

**Электрическая сеть радиальной конфигурации.** В общем случае электрическая сеть радиальной конфигурации образуется воздушными линиями  $ВЛ_1, \dots, ВЛ_n$ , которые связывают центр питания с силовым трансформатором  $T$  и распределительные силовые трансформаторы  $T_1, \dots, T_n$ , как показано на рис. 1,а. В сетях 110 кВ и выше обмотки высокого напряжения (ВН) силовых трансформаторов имеют глухозаземленную нейтраль. В результате в радиальной сети образуется  $n$  контуров, в которых в период ГМБ под воздействием геоэлектрического поля могут протекать ГИТ, ограниченные только активными сопротивлениями фазных проводов ВЛ, обмоток ВН и заземляющих устройств. Схема замещения на рис. 1,б составлена в предположении полной идентичности одноименных активных сопротивлений разных фаз рассматриваемой электрической сети, позволяющего определить параметры с помощью выражений:

$$r_i = \frac{1}{3}r_{ли} + \frac{1}{6}r_{Ti} + r_{zi} + r_{zyi}; \quad (5)$$

$$R = \frac{1}{6}R_T + R_{zy},$$

где  $r_{ли} = r_{0i}l_i$  – активное сопротивление фазного провода воздушной линии  $ВЛ_i$ ;  $R_T$ ,  $r_{Ti}$  – активные составляющие сопротивлений КЗ центрального силового трансформатора  $T$  и распределительного силового трансформатора  $T_i$ ;  $r_{zi}$  – активное сопротивление грунта между заземляющими устройствами центрального  $T$  и распределительного  $T_i$  силовых трансформаторов;  $R_{zy}$ ,  $r_{zyi}$  – сопротивления растекания заземлителей центрального  $T$  и периферийного  $T_i$  силовых трансформаторов;  $r_{0i}$ ,  $l_i$  – активное погонное сопротивление и длина фазного провода воздушной линии  $ВЛ_i$ .

Для оценки значения  $E_i$  – источника постоянного напряжения, равного разности потенциалов между заземлителями центрального  $T$  и распределительного  $T_i$  силовых трансформаторов, – необходимо учитывать взаимное пространственное расположение трансформаторных подстанций и, соответственно, заземляющих устройств. Наиболее просто это сделать в полярной системе координат, которая должна задаваться:

поллюсом  $O$ , совмещаемым с одним из заземляющих устройств рассматриваемой электрической сети. В качестве полюса целесообразно принять заземляющее устройство центрального силового трансформатора  $T$ , потенциал которого принимается равным нулю;

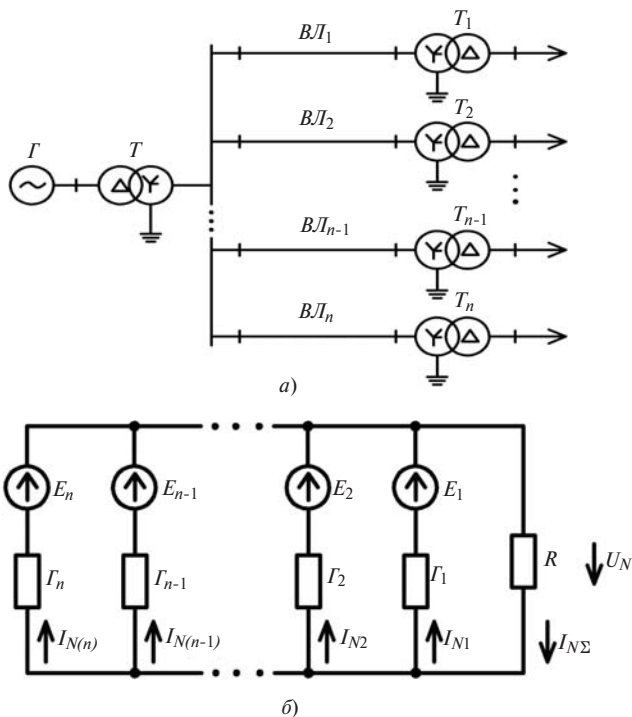


Рис. 1. Расчетная электрическая схема радиальной сети (а) и схема замещения (б) для расчета ГИТ

полярной осью, совмещаемой либо с направлением вектора напряженности геоэлектрического поля, либо с одним из географических направлений, либо с трассой наиболее протяженной ВЛ.

Если полярную ось совместить с направлением вектора  $E$  напряженности геоэлектрического поля, то взаимное расположение подстанций и соответствующих заземляющих устройств рассматриваемой электрической сети можно изобразить в виде карты, показанной на рис. 2.

Потенциал заземляющего устройства трансформаторной подстанции  $T_i$  определяется значениями полярного радиуса (предварительно его можно принять равным длине соответствующей  $ВЛ_i$ ) и полярного угла  $a_i$ , который отсчитывается от полярной оси против часовой стрелки. Тогда ЭДС  $E_i$  на схеме замещения (рис. 1, б) определяется из выражения

$$E_i = j_i - j_0 = |E|l_i \cos a_i, \quad (6)$$

где  $j_i$  – потенциал заземляющего устройства распределительного силового трансформатора  $T_i$ ;  $j_0 = 0$  – потенциал заземляющего устройства центрального силового трансформатора  $T$ .

Узловое напряжение схемы замещения на рис. 1, б

$$U_N = \frac{\sum_{i=1}^n E_i G_i}{\sum_{i=1}^n G_i + 1/R}, \quad (7)$$

а значение ГИТ в глухозаземленной нейтрали распределительного силового трансформатора  $T_i$  составит

$$I_{N(i)} = (E_i - U_N)G_i, \quad (8)$$

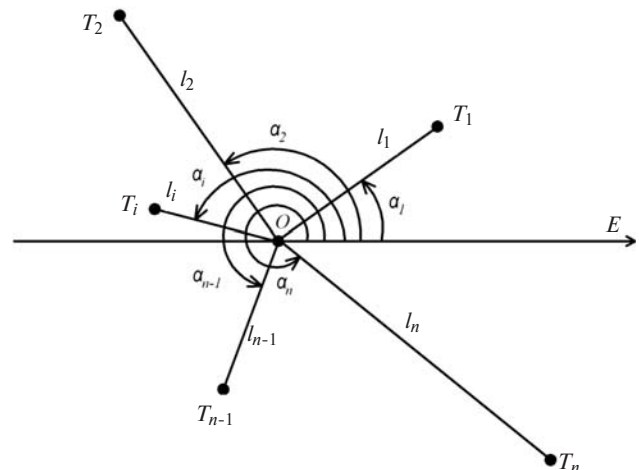


Рис. 2. Карта взаимного пространственного расположения силовых трансформаторов  $T_1, \dots, T_n$  радиальной сети в полярной системе координат

где  $G_i = 1/r_i$  – проводимость  $i$ -й ветви схемы замещения.

Наиболее тяжелым воздействиям ГИТ подвергается центральный силовой трансформатор  $T$ , в нейтрали которого протекает суммарный ток

$$I_{NS} = \sum_{i=1}^n I_{N(i)}.$$

Последнее выражение с помощью (7) и (8) можно преобразовать к более информативному виду:

$$\sum_{i=1}^n I_{N(i)} = \frac{\sum_{i=1}^n E_i G_i}{1 + R \sum_{i=1}^n G_i}. \quad (9)$$

Совместный анализ (6) и (9) позволяет отметить, что значение ГИТ в нейтрали центрального трансформатора  $T$  будет максимальным при  $a_1 \gg a_2 \gg \dots \gg a_n \gg 0$ . В этом случае расположение распределительных трансформаторов  $T_1, \dots, T_n$  локализовано относительно центрального трансформатора  $T$  таким образом, что расстояния между  $T_1, \dots, T_n$  гораздо меньше протяженности питающих воздушных линий  $ВЛ_1, \dots, ВЛ_n$ , а пространственная ориентация последних близка к направлению вектора напряженности геоэлектрического поля.

Интересно отметить следующую особенность рассматриваемой топологии электрической сети. Если пространственное расположение трансформаторных подстанций радиальной сети таково, что

$$l_1 \cos a_1 = l_2 \cos a_2 = \dots = l_n \cos a_n, \quad (10)$$

то, как видно из (6), будут равны между собой и все ЭДС схемы замещения на рис.1,б, т.е.  $E_1 = E_2 = \dots = E_n = E$ . Тогда при «разземлении» нейтрали центрального силового трансформатора  $T$  ( $R = \infty$ ) узловое напряжение, как следует из (7), принимает значение  $U_N = E$ , а ГИТ в нейтралях всех распределительных трансформаторов  $T_1, \dots, T_n$  согласно (8) примут нулевые значения. Условие (10) означает, что  $l_i \cos a_i = \text{const}$  (здесь  $i = 1, 2, \dots, n$ ), и может выполняться при различных сочетаниях протяженности  $l_i$  и пространственной ориентации  $a_i$  воздушных линий.

Заслуживает отдельного рассмотрения и такая пространственная ориентация воздушных линий, при которой образуется уравновешенная система ЭДС

$$\sum_{i=1}^n E_i = 0$$

или с учетом (6)

$$\sum_{i=1}^n |E| l_i \cos a_i = 0. \quad (11)$$

Условие (11), как и (10), может выполняться при различных сочетаниях полярных координат  $l_i, a_i$  воздушных линий. Например, при  $l_1 = l_2 = \dots = l_n$  выражение (11) вырождается в равенство

$$\sum_{i=1}^n \cos a_i = 0, \quad (12)$$

которое выполняется только в том случае, если

$$a_i = a_1 + \frac{2\pi}{n} i. \quad (13)$$

При указанных условиях (полагается, что индексация распределительных трансформаторов упорядочена в соответствии с возрастанием полярных углов) радиальная сеть представляет собой пространственную  $n$ -лучевую симметричную звезду. Если при этом имеет место равенство проводимостей  $G_1 = G_2 = \dots = G_n$  (фазные провода линий не только одинаковой длины, но и одинакового сечения), то, как видно из (7), узловое напряжение  $U_N = 0$ , а ГИТ в нейтралях распределительных трансформаторов  $T_1, \dots, T_n$  согласно (8) образуют уравновешенную систему токов

$$\sum_{i=1}^n I_{N(i)} = \sum_{i=1}^n (E_i - U_N) G_i = 0.$$

Последнее равенство означает, что ГИТ в нейтрали самого мощного в радиальной сети центрального трансформатора  $T$  равен нулю, т.е.  $I_{NS} = 0$ . В реальных условиях соотношения (11)–(13) могут выполняться лишь с некоторым приближением. При этом ГИТ в нейтрали центрального трансформатора  $T$  будет тем больше, чем сильнее полярные координаты распределительных трансформаторов  $T_1, \dots, T_n$  отличаются от указанных выше «идеальных» условий. Поэтому для оценки степени уязвимости центрального трансформатора  $T$  к воздействию ГМБ целесообразно вновь обратиться к (11) и ввести понятие относительной электрической длины примыкающих линий:

$$L_{\Sigma}^* = \frac{\sum_{i=1}^n l_i \cos a_i}{\sum_{i=1}^n l_i}, \quad (14)$$

которое определяется суммарной длиной проекций трасс воздушных линий на направление геоэлектрического поля и может изменяться в диапазоне  $-1 \leq L_{\Sigma}^* \leq 1$ . При  $L_{\Sigma}^* = 1$  или  $-1$  центральный трансформатор  $T$  подвергается наиболее сильному воздействию ГИТ, а при  $L_{\Sigma}^* = 0$  воздействию ГИТ не подвергается.

Аналогично оценивается степень уязвимости каждого распределительного трансформатора  $T_i$  в



отдельности по относительной электрической длине примыкающей линии

$$L_{\Theta(i)}^* = \frac{l_i \cos \alpha_i}{l_i} = \cos \alpha_i, \quad (15)$$

которая определяется только пространственной ориентацией  $ВЛ_i$  относительно направления вектора напряженности геоэлектрического поля.

Сравнительный анализ количественных значений  $L_{\Theta}^*$  и  $L_{\Theta(i)}^*$  позволяет определить наиболее «слабые» с точки зрения уязвимости к воздействию ГИТ трансформаторы радиальной электрической сети, а также наиболее эффективные по степени уменьшения значений  $L_{\Theta}^*$  и  $L_{\Theta(i)}^*$  оперативные переключения. К числу последних можно отнести, например, отключение воздушной линии  $ВЛ_i$ , питающей распределительный трансформатор  $T_i$  с наибольшим значением  $L_{\Theta(i)}^*$ , и «разземление» нейтрали центрального трансформатора  $T$  на период ГМБ. В последнем случае, как видно из (7) и (8), произойдет изменение значений ГИТ и в нейтралях распределительных трансформаторов  $T_1, \dots, T_n$ , причем таким образом, что их сумма станет равной нулю, т.е.  $\sum_{i=1}^n I_{N(i)} = 0$ . При этом следует ожидать уменьшения ГИТ и в нейтралях распределительных трансформаторов  $T_1, \dots, T_n$ .

*Пример 1.* Радиальная сеть 220 кВ образована воздушными линиями  $ВЛ_1, \dots, ВЛ_3$  ( $n = 3$ ) и содержит силовые трансформаторы: центральный  $T$  типа ТДЦ-250000/220 ( $r_T = 0,55$  Ом) и распределительные  $T_1, \dots, T_3$  типа ТДЦ-80000/220 ( $r_T = 2,9$  Ом).

Длина трех воздушных линий одинакова ( $l = 100$  км), активное погонное сопротивление проводов  $r_0 = 0,096$  Ом/км (сечение провода  $300$  мм<sup>2</sup>),  $r_{3(i)} = 0$  ( $i = 1, 2, 3$ ) Ом, сопротивление растекания заземлителей  $R_{3y} = r_{3y1} = r_{3y2} = r_{3y3} = 0,5$  Ом, напряженность геоэлектрического поля на поверхности земли  $10$  В/км, а направление совпадает с трассой воздушной линии  $ВЛ_1$ .

Тогда параметры схемы замещения на рис. 1,б примут значения  $r_1 = r_2 = r_3 = 4,183$  Ом,  $R = 0,09167$  Ом. В табл. 1 представлены значения ГИТ для нескольких вариантов пространственного расположения распределительных трансформаторов  $T_1, \dots, T_3$ . Как видно из табл. 1, уровень воздействия ГИТ на наиболее мощный центральный силовой трансформатор  $T$  существенно зависит от пространственного расположения распределительных силовых трансформаторов  $T_1, \dots, T_3$ . В случае пространственной симметрии ( $L_{\Theta}^* = 0$ ) трансформатор  $T$  не подвергается воздействию ГИТ, наибольшему воздействию ГИТ подвергается распределительный силовой трансформатор  $T_1$  ( $\alpha_1 = 0$ ;  $L_{\Theta(1)}^* = 1$ ).

Во всех других случаях центральный силовой трансформатор  $T$  подвергается тем большему воздействию ГИТ, чем больше относительная электрическая длина распределительной сети. В предельном случае  $L_{\Theta}^* = 1$  токи (ГИТ) нейтралей рас-

Таблица 1

Карта пространственного расположения трансформаторов	Полярные углы, град.			Степень уязвимости трансформаторов				Заземление нейтрали центрального трансформатора	ГИТ в нейтралях трансформаторов, А			
	$\alpha_1$	$\alpha_2$	$\alpha_3$	$L_{\Theta}^*$	$L_{\Theta(1)}^*$	$L_{\Theta(2)}^*$	$L_{\Theta(3)}^*$		$I_N$	$I_{N1}$	$I_{N2}$	$I_{N3}$
	0	120	240	0	1	-0,5	-0,5	есть	0	239,06	-119,53	-119,53
								нет	0	239,06	-119,53	-119,53
	0	60	300	2/3	-1	0,5	0,5	есть	335,62	191,54	72,04	72,04
								нет	0	79,67	-39,835	-39,835
	0	0	0	1	-1	-1	-1	есть	503,42	167,81	167,81	167,81
								нет	0	0	0	0

пределительных силовых трансформаторов  $T_1, \dots, T_3$  арифметически суммируются в нейтрали центрального трансформатора  $T$ . Как видно из табл. 1, «разземление» нейтрали центрального силового трансформатора при  $L_{\text{э}}^* = 1$  защищает от воздействия ГИТ всю радиальную сеть. Следует добавить, что оценка степени уязвимости силовых трансформаторов по относительной электрической длине прилегающих линий вполне адекватно отражает соотношение между уровнями значений ГИТ в нейтралях отдельных трансформаторов.

Степень уязвимости трансформаторов радиальной сети можно, как следует из (14), (15), изменить с помощью оперативных переключений, например включения/отключения отдельных воздушных линий на период ГМБ. Эффективность таких коммутационных операций рассмотрена на примере (табл. 2) радиальной сети, имеющей вид четырехлучевой симметричной пространственной звезды, в которой центральный трансформатор  $T$  и распределительные трансформаторы  $T_2$  и  $T_4$  воздействию ГИТ не подвергаются.

Поэтому отключение  $ВЛ_4$  ( $ВЛ_2$ ), а также «разземление» нейтрали центрального трансформатора не оказывают влияния на значения ГИТ в нейтралях распределительных трансформаторов  $T_1$  и  $T_3$  ( $L_{\text{э}(1)}^* = -1, L_{\text{э}(3)}^* = 1$ ), оставшихся в работе.

Отключение воздушной линии  $ВЛ_3$  и, соответственно, распределительного трансформатора  $T_3$  ( $L_{\text{э}(3)}^* = 1$ ) нарушает пространственную симметрию радиальной сети, что приводит к появлению большего по значению ГИТ в нейтрали центрального трансформатора  $T$ . Дополнительное «разземление»

нейтрали центрального трансформатора позволяет уменьшить ГИТ в нейтрали распределительного трансформатора  $T_1$  (примерно на 35%), но вызывает увеличение ГИТ в нейтралях трансформаторов  $T_2$  и  $T_4$  (примерно в 3,36 раза).

Отключение двух воздушных линий  $ВЛ_3$  и  $ВЛ_4$  также приводит к появлению ГИТ в нейтрали центрального трансформатора  $T$  (примерно на 11% больше, чем в предыдущем случае). При этом в нейтралях распределительных трансформаторов  $T_1$  и  $T_2$  ГИТ практически не изменяются. Если дополнительно «разземлить» нейтраль центрального трансформатора, то ГИТ в нейтралях распределительных трансформаторов  $T_1$  и  $T_2$  станут одинаковыми по значению и противоположными по направлению, но  $I_{N2}$  возрастет в 4,54 раза.

Таким образом, оперативные переключения в периоды ГМБ сопровождаются разнонаправленным изменением ГИТ в нейтралях распределительных трансформаторов радиальной сети. Наиболее опасны оперативные переключения, нарушающие пространственную симметрию радиальной сети, поскольку в этом случае неизбежно увеличивается и степень уязвимости  $L_{\text{э}}^*$  и значение ГИТ в нейтрали центрального трансформатора  $T$ .

**Электрическая сеть магистральной конфигурации.** На рис. 3,а показана расчетная схема электрической сети магистральной конфигурации с двухсторонним питанием, которая образована магистральными  $T_1, T_n$  и распределительными  $T_2, \dots, T_{n-1}$  силовыми трансформаторами (СТ), воздушными линиями  $ВЛ_1, \dots, ВЛ_{n-1}$ . Обмотки ВН всех трансформаторов имеют глухозаземленную нейтраль. На рис. 3,б показана схема замещения магистральной

Таблица 2

Карта пространственного расположения трансформаторов	$ВЛ_1$	$ВЛ_2$	$ВЛ_3$	$ВЛ_4$	Степень уязвимости трансформаторов					Заземление нейтрали центрального трансформатора	ГИТ в нейтралях трансформаторов, А				
					$L_{\text{э}}^*$	$L_{\text{э}(1)}^*$	$L_{\text{э}(2)}^*$	$L_{\text{э}(3)}^*$	$L_{\text{э}(4)}^*$		$I_N$	$I_{N1}$	$I_{N2}$	$I_{N3}$	$I_{N4}$
	вкл	вкл	вкл	вкл	0	1	0	-1	0	есть	0	239	0	-239	0
	вкл	вкл	откл	вкл	1	-1	0	0	0	нет	0	239	0	-239	0
	вкл	вкл	откл	вкл	1	-1	0	0	0	есть	167,81	215,27	-23,73	0	-23,73
	вкл	вкл	откл	вкл	0	-1	0	1	0	нет	0	159,33	-79,67	0	-79,67
	вкл	вкл	вкл	откл	0	-1	0	1	0	есть	0	239	0	-239	0
	вкл	вкл	вкл	откл	0	-1	0	1	0	нет	0	239	0	-239	0
	вкл	вкл	откл	откл	1	-1	0	0	0	есть	186,3	212,65	-26,35	0	0
	вкл	вкл	откл	откл	1	-1	0	0	0	нет	0	119,5	-119,5	0	0

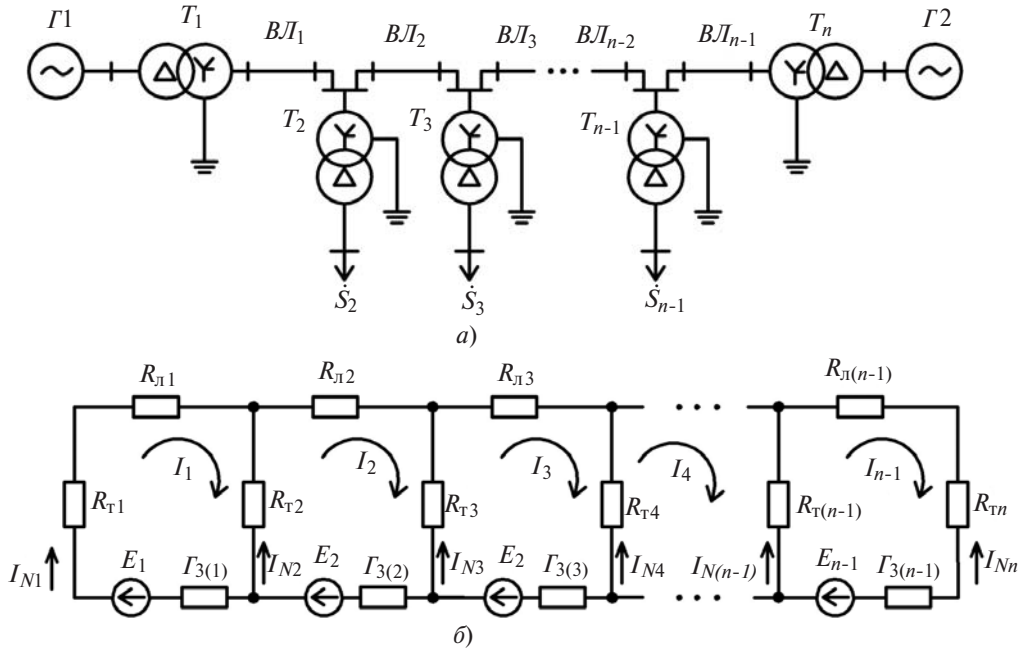


Рис. 3. Расчетная электрическая схема магистральной сети с двухсторонним питанием (а) и схема замещения (б) для расчета ГИТ

сети для расчета ГИТ в нейтралях и обмотках ВН силовых трансформаторов с учетом всех наиболее значимых активных сопротивлений.

При полной идентичности отдельных фаз сопротивления схемы замещения определяются выражениями:

$$R_{л(i)} = \frac{1}{3} r_{л(i)}; \tag{16}$$

$$R_{т(i)} = \frac{1}{3} r_{т(i)} + r_{зy(i)},$$

а параметры источников напряжения  $E_i$  – выражением (6). Достаточно совместить полюс  $O$  полярной системы координат с заземляющим устройством одного из СТ, например магистрального трансформатора  $T_1$ .

Значения ГИТ в глухозаземленных нейтралях СТ при магистральной конфигурации электрической сети равны:

$$\begin{aligned} I_{N1} &= I_1; \\ I_{N2} &= I_2 - I_1; \\ I_{N3} &= I_3 - I_2; \\ &\dots \\ I_{Nn} &= - I_{n-1}, \end{aligned} \tag{17}$$

где  $I_1, I_2, I_3, \dots, I_{n-1}$  – контурные токи, направления которых выбраны совпадающими с направлениями соответствующих ЭДС  $E_1, E_2, \dots, E_{n-1}$  схемы замещения на рис. 3,б, а значения определяются уравнением

$$I_i = \sum_{j=1}^n \hat{a}_{ij} E_j \frac{D_{ij}}{D}, \tag{18}$$

где  $D$  – главный определитель;  $D_{ij}$  – алгебраические дополнения, которые получают из главного определителя путем вычеркивания  $i$ -й строки и  $j$ -го столбца, а также умножения полученного результата на  $(-1)^{i+j}$ , причем для линейных цепей  $D_{ij} = D_{ji}$  ( $i = 1, \dots, n; j = 1, \dots, n$ ).

Выражения (16) – (18) совместно с (6) позволяют определить ГИТ в нейтралях каждого силового трансформатора  $T_1, \dots, T_n$  произвольной магистральной сети.

Степень уязвимости магистральных трансформаторов  $T_1$  и  $T_n$  к воздействию ГМБ определяется (15) и, соответственно, пространственной ориентацией воздушных линий  $ВЛ_1$  и  $ВЛ_{n-1}$ , т.е.  $L_{\Delta(1)}^* = \cos \alpha_1$ ,  $L_{\Delta(n-1)}^* = \cos \alpha_{n-1}$ . Степень уязвимости распределительных трансформаторов  $T_2, \dots, T_{n-1}$  к воздействию ГМБ определяется (14), которое с учетом только двух примыкающих воздушных линий примет вид

$$L_{\Delta(i)}^* = \frac{l_{i-1} \cos \alpha_{i-1} + l_i \cos \alpha_i}{(l_{i-1} + l_i)}, \quad i = 2, 3, \dots, n-1.$$

Наиболее интенсивным воздействиям ГИТ силовые трансформаторы  $T_1, \dots, T_n$  подвергаются при таком пространственном расположении магистральной сети, когда  $\alpha_1 = \alpha_2 = \dots = \alpha_n = 0$  ( $L_{\Delta(1)}^* = \dots = L_{\Delta(n)}^* = 1$ , т.е. при одинаковом географическом направлении воздушных линий  $ВЛ_1, \dots, ВЛ_{n-1}$ , совпадающим с направлением геоэлектрического поля. При этом, как видно из (17), наибольшие по значению ГИТ будут протекать при прочих равных условиях через нейтралы магист-

ральных силовых трансформаторов  $T_1$  и  $T_n$ . Если  $a_1 = a_2 = \dots = a_n = \rho / 2$  ( $L_{\text{Э}(1)}^* = \dots = L_{\text{Э}(n)}^* = 0$ ), т.е. если направление геоэлектрического поля перпендикулярно трассам воздушных линий  $ВЛ_1, \dots, ВЛ_{n-1}$ , то магистральная сеть не будет подвергаться воздействию ГИТ при любой интенсивности ГМБ.

*Пример 2.* Магистральная сеть 220 кВ с двухсторонним питанием от силовых трансформаторов  $T_1, T_5$  типа ТДЦ-250000/220 ( $r_T = 0,55$  Ом) и тремя подстанциями промежуточного отбора мощности с силовыми трансформаторами  $T_2 - T_4$  типа ТДЦ-80000/220 ( $r_T = 2,9$  Ом) ( $n = 5$ ).

Длина воздушных линий  $ВЛ_1, \dots, ВЛ_4$  одинакова и составляет  $l = 100$  км, активное погонное сопротивление проводов  $r_0 = 0,096$  Ом/км (сечение провода 300 мм<sup>2</sup>). Напряженность геоэлектрического поля 10 В/км. Параметры схемы замещения на рис. 3,б:  $R_{T1} = R_{T5} = 0,092$  Ом;

$$\begin{aligned} R_{T2} = R_{T3} = R_{T4} &= 0,483 \text{ Ом}; \\ R_{Л1} = R_{Л2} = R_{Л3} = R_{Л4} &= 3,2 \text{ Ом}; \\ r_{3y1} = r_{3y2} = r_{3y3} = r_{3y4} = r_{3y5} &= 0,5 \text{ Ом}; \\ r_{3(1)} = r_{3(2)} = r_{3(3)} = r_{3(4)} &= 0. \end{aligned}$$

Расчет ГИТ в нейтралях силовых трансформаторов  $T_1, \dots, T_5$  по (17), (18) для  $n = 5$  при указанных параметрах схемы замещения и различной пространственной ориентации воздушных линий показал следующий результат.

При одинаковой пространственной ориентации воздушных линий  $ВЛ_1, \dots, ВЛ_4$  наибольшей степенью уязвимости характеризуются магистральные трансформаторы  $T_1, T_4$ , которые и подвергаются наиболее сильному воздействию ГИТ практически одинаковых значений. Степень уязвимости распределительных трансформаторов минимальна, причем распределительный трансформатор  $T_3$  воздействию ГИТ не подвергается, а распределительные трансформаторы  $T_2, T_4$  подвергаются «слабому» (почти в 6 раз меньшему, чем магистральные трансформаторы  $T_1, T_5$ ) воздействию ГИТ практически одинаковых значений. Интересно отметить, что при «разземлении» нейтралей магистральных трансформаторов  $T_1, T_5$  в нейтралях распределительных трансформаторов ГИТ примут значения  $I_{N2} = 160$  А;  $I_{N3} = 0$ ;  $I_{N4} = -160$  А, т.е. вся тяжесть воздействия ГМБ переносится с магистральных трансформаторов  $T_1, T_5$  на распределительные  $T_2, T_4$ .

При различной пространственной ориентации воздушных линий уровень воздействия ГИТ на силовые трансформаторы  $T_1, \dots, T_5$  существенно зависит от пространственного расположения последних и соответствует степени уязвимости каждого, т.е. большему значению  $L_{\text{Э}(i)}^*$  в рамках данной пространственной конфигурации соответствует и большее значение  $I_{N(i)}$ .

**Электрическая сеть кольцевой конфигурации.** На рис. 4,а показана расчетная схема произвольной электрической сети кольцевой конфигурации с двухсторонним питанием, образованной воздушными линиями  $ВЛ_1, \dots, ВЛ_{n+k}$ , которые связывают магистральные силовые трансформаторы  $T_1, T_n$  с распределительными силовыми трансформаторами  $T_2, \dots, T_{n-1}$  и  $T_{n+1}, \dots, T_{n+k}$ . Обмотки ВН всех СТ электрической сети имеют глухозаземленную нейтраль. На рис. 4,б представлена схема замещения

для расчета ГИТ в рассматриваемой электрической сети, активные сопротивления которой определяются по (16), а источники напряжения  $E_i$  учитывают разность потенциалов между заземлителями силовых трансформаторов  $T_i$  и  $T_{i+1}$ , связанных между собой воздушной линией  $ВЛ_i$ .

Согласно принятому ранее допущению о равномерности геоэлектрического поля должно выполняться равенство

$$\begin{aligned} [(j_{1-} - j_2) + \dots + (j_{n-1} - j_n)] - [(j_n - j_{n+1}) + \dots \\ \dots + (j_{n+k} - j_1)] = 0, \end{aligned} \quad (19)$$

где  $j_n$  – потенциал заземляющего устройства силового трансформатора  $T_n$ .

Равенство (19) необходимо учитывать при расчете ГИТ в электрической сети кольцевой топологии для корректного выбора направления источников ЭДС, моделирующих в схеме замещения на рис. 4,б разности потенциалов заземляющих устройств силовых трансформаторов.

Для учета пространственного расположения кольцевой электрической сети при определении ЭДС в схеме замещения на рис. 4,б целесообразно полюс полярной системы координат совместить с заземляющим устройством наиболее мощного магистрального трансформатора, например  $T_1$ . В этом случае выполняется равенство

$$\sum_{i=1}^{n-1} l_i \cos a_i = \sum_{i=1}^{n+k} l_i \cos a_i \quad (20)$$

суммы проекций  $ВЛ_1, \dots, ВЛ_{n-1}$  сумме проекций  $ВЛ_n, \dots, ВЛ_{n+k}$  на направление геоэлектрического поля.

Электрическую сеть кольцевой топологии можно рассматривать как результат объединения двух магистральных сетей. Первая образована магистральным трансформатором  $T_1$ , распределительными трансформаторами  $T_2, \dots, T_{n-1}$ , воздушными линиями  $ВЛ_1, \dots, ВЛ_{n-1}$  и характеризуются относительной электрической длиной  $L_{\text{Э}(M1)}^*$ , определяемой по (14) при  $i = 1, 2, \dots, (n-1)$ . Вторая образована магистральным трансформатором  $T_n$ , распределительными трансформаторами  $T_{n+1}, \dots, T_{n+k}$ , линиями  $ВЛ_n, \dots, ВЛ_{n+k}$  и характеризуются значением  $L_{\text{Э}(M2)}^*$ , определяемой также по (14), но при  $i = n, \dots, (n+k)$ . Следует отметить, что  $L_{\text{Э}(M1)}^* \cdot L_{\text{Э}(M2)}^*$  несмотря на равенство (20), поскольку в общем случае  $\sum_{i=1}^{n-1} l_i \neq \sum_{i=n}^{n+k} l_i$ . Такая декомпозиция кольцевой сети позволяет использовать все результаты, полученные ранее для магистральной сети.



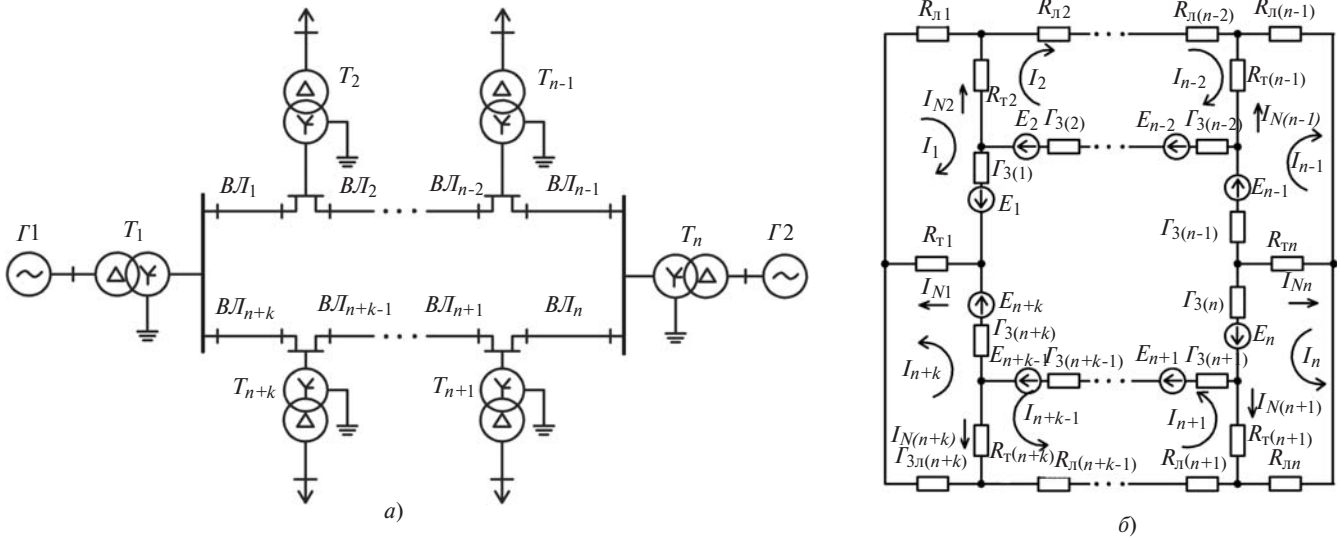


Рис. 4. Расчетная схема произвольной электрической сети кольцевой конфигурации (а) и схема замещения (б) для расчета ГИТ

Направление каждого контурного тока  $I_i$  на схеме замещения рис. 4,б принято совпадающим с направлением соответствующего источника напряжения  $E_i$ , а значение сопротивлений  $R_{Ti}$  должно определяться с помощью (16). Тогда значение ГИТ в нейтрали каждого силового трансформатора будет определяться уравнениями вида (17) при соответствующем изменении индексации.

В распределительных силовых трансформаторах  $T_2, \dots, T_{n-1}$  и  $T_{n+1}, \dots, T_{n+k}$  токи глухозаземленных нейтралей  $I_{N2}, \dots, I_{N(n-1)}$  и  $I_{N(n+k)}, \dots, I_{N(n+k)}$  определяются разностью соответствующих контурных токов. И только в глухозаземленных нейтралях магистральных силовых трансформаторов  $T_1$  и  $T_n$  контурные токи суммируются. Поэтому следует ожидать, что магистральные силовые трансформаторы будут подвергаться наиболее сильному воздействию ГИТ.

В нейтрали магистрального трансформатора  $T_1$  суммируются ГИТ фазных проводов линий  $ВЛ_1$  и  $ВЛ_{n+k}$ , в нейтрали трансформатора  $T_n$  — линий  $ВЛ_{n-1}, \dots, ВЛ_n$ . Для ослабления ГИТ в нейтралях трансформаторов  $T_1$  и  $T_n$  практически в два раза достаточно на период ГМБ «разорвать кольцо», отключив, например, линии  $ВЛ_{n-1}, \dots, ВЛ_{n+k}$ . Питание распределительных трансформаторов  $T_2, \dots, T_{n-1}$  и  $T_{n+1}, \dots, T_{n+k}$  при этом не нарушится, но через нейтраль магистрального трансформатора  $T_1$  будет протекать ГИТ только  $ВЛ_1$ , а через нейтраль  $T_n$  — только  $ВЛ_n$ .

**Пример 3.** Простейшая кольцевая сеть 220 кВ ( $n+k=4$ ) связывает магистральные силовые трансформаторы  $T_1, T_3$  типа ТДЦ-250000/220 ( $r_T = 0,55$  Ом) с распределительными силовыми трансформаторами  $T_2, T_4$  типа ТДЦ-80000/220 ( $r_T = 2,9$  Ом) воздушными линиями  $ВЛ_1, \dots, ВЛ_4$

( $r_0 = 0,096$  Ом/км) длиной 100 км каждая, напряженность геоэлектрического поля 10 В/км. Параметры схемы замещения для расчета ГИТ:  $R_{T1} = R_{T3} = 0,592$  Ом;

$$R_{T2} = R_{T4} = 0,983 \text{ Ом};$$

$$R_{L1} = R_{L2} = R_{L3} = R_{L4} = 3,2 \text{ Ом};$$

$$r_{3(1)} = r_{3(2)} = r_{3(3)} = r_{3(4)} = 0;$$

$$E_1 = E_2 = E_3 = E_4 = 1000 \text{ В}.$$

Вычисление контурных токов  $I_1, \dots, I_4$  с помощью уравнений вида (18) и ГИТ в нейтралях силовых трансформаторов кольцевой электрической сети с помощью уравнений вида (17) позволяет получить результат:  $I_{N1} = 399,24$  А;  $I_{N2} = 12,1$  А;  $I_{N3} = -399,2$  А;  $I_{N4} = -12,1$  А.

Как видно, воздействие ГИТ на магистральные силовые трансформаторы  $T_1, T_3$  многократно превышает воздействие на распределительные силовые трансформаторы  $T_2, T_4$ . Это объясняется тем, что принятое на схеме замещения рис. 4,б направление источников напряжения  $E_1, \dots, E_4$  соответствует пространственной ориентации геоэлектрического поля на поверхности земли во время ГМБ от магистрального силового трансформатора  $T_3$  к магистральному силовому трансформатору  $T_1$ . Такое направление (или противоположное) геоэлектрического поля является наиболее неблагоприятным, поскольку наиболее сильному воздействию ГИТ подвергаются самые мощные СТ, состояние которых способно оказать непосредственное влияние на пропускную способность кольцевой сети. При изменении пространственной ориентации геоэлектрического поля, например от распределительного силового трансформатора  $T_4$  к распределительному силовому трансформатору  $T_2$  (или наоборот), наиболее мощному воздействию ГИТ будут подвергаться распределительные СТ рассматриваемой кольцевой сети.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Kappenman J.G., Albertson V.D.** Bracing for the Geomagnetic Storm. — IEEE Spectrum, 1990, 28, No. 3, pp. 27–33.
2. **Albertson V.D.** Measurement and instrumentation for disturbance monitoring of geomagnetic storm effects. — Effects of solar-geomagnetic disturbances on power systems, IEEE Publication 90TH0291-5 PWR, Special Panel Session REPORT, IEEE PES Summer Meeting, 1989.
3. **Geomagnetic Laboratory.** Data modified: 2013-11-13. Электронный ресурс: Системные <http://www.geomag.nrcan.gc.ca/lab/default-eng.php>
4. **Makinen T.** Geomagnetically induced currents in the Finnish power transmission system. — Geophysical Publications 32, Finnish Meteorological Institute, Helsinki, 1993, 101 p.
5. **Селиванов, В.Н., Данилин А.Н., Колобов В.В., Сахаров Я.А., Баранник М.Б.** Результаты длительных регистраций токов в нейтральных силовых трансформаторов. — Труды Кольского научного центра РАН, вып.1. Энергетика, 2010(1), № 1, с. 84–90.
6. **Сивоконь В.П., Сероветников А.С., Писарев А.В.** Высшие гармоники как индикатор геомагнитно-индуцированных токов. — ЭЛЕКТРО. Электротехника, электроэнергетика, электротехническая промышленность, 2011, № 3, с. 30–34.
7. **Overbye T.J., Hutchins T.R., Shetye K., Weber J., Dahman S.** Integration of geomagnetic disturbance modeling into the power flow: a methodology for large-scale system studies. — Submitted to 2012 North America Power Symposium (NAPS), September 2012, Champaign, IL.
8. **Ковалев В.Д., Ивакин В.Н.** О системной аварии в электрических сетях центрального региона России 25 мая 2005 г. — Электричество, 2006, № 9, с. 52–55.
9. **Максимов А.В., Паули В.К., Бычкова М.П., Воротников Р.А.** Компенсация реактивной мощности — актуальная задача энергосбережения. — ЭЛЕКТРО. Электротехника, электроэнергетика, электротехническая промышленность, 2009, № 3, с. 7–10.
10. **Wik M., Viljanen A., Pirjola R., Pulkkinen A., Wintoft P., Lundsted H.** Calculation of geomagnetically induced currents in 400 kV power grid in southern Sweden. — Space weather, vol.6, S07005, doi: 10.1029/2007 SW000343, 2008.
11. **Boteler D.** Modelling of geomagnetically induced current. — Final Report, Geological Survey of Canada and Ontario Hydro Collaborative Research Project, August 1998.
12. **Prijola R.** Effect of interactions between stations on the calculation of geomagnetically induced currents in an electric power transmission systems. — Earth Planet Space, 2008, 60, pp. 743–751.
13. **Вахнина В.В., Кретов Д.А., Кузнецов В.А.** Расчет геоиндуцированных токов в высоковольтных линиях электропередач систем электроснабжения при геомагнитных бурях. — Изв. Самарского научного центра РАН, 2012, т. 14, № 6, с. 244–246.
14. **Касинский В.В., Птицына Н.Г., Ляхов Н.Н., Тясто М.И., Виллорези Дж., Ючки Н.** Влияние геомагнитных возмущений на работу железнодорожной автоматики и телемеханики. — Геомагнетизм и аэронавигация, 2007, т. 47, № 5, с. 714–718.
15. **Поссе А.В.** Схемы и режимы электропередач постоянного тока. — Л.: Энергия, 1973, 303 с.
16. **Рюденберг Р.** Эксплуатационные режимы электроэнергетических систем и установок/Пер. с нем. под ред. К.С. Демирчяна, 3-е изд., перераб. — Л.: Энергия, 1980, 578 с.

[29.01.2014]

*А в т о р ы : Кувшинов Алексей Алексеевич окончил электротехнический факультет Тольяттинского политехнического института (ТПИ) в 1975 г. В 2004 г. в Ульяновском государственном техническом университете защитил докторскую диссертацию «Логико-алгебраическое моделирование и синтез интеллектуальных систем электропитания электронных и вычислительных средств в элементном базисе универсальных и силовых релейторов». Профессор кафедры «Электроснабжение и электротехника» Тольяттинского государственного университета (ТГУ).*

*Вахнина Вера Васильевна окончила электротехнический факультет ТПИ в 1983 г. В 2013 г. в Московском энергетическом институте защитила докторскую диссертацию «Разработка основ теории функционирования систем электроснабжения потребителей при воздействии геоиндуцированных токов». Профессор, заведующая кафедрой «Электроснабжение и электротехника» ТГУ.*

*Кузнецов Виталий Александрович окончил электротехнический факультет ТГУ в 2011 г. В 2014 г. в Саратовском государственном техническом университете защитил кандидатскую диссертацию «Обнаружение геоиндуцированных токов и их мониторинг в системах электроснабжения». Старший преподаватель кафедры «Электроснабжение и электротехника» ТГУ.*

*Рыбалко Татьяна Александровна — магистрант Института энергетики и электротехники ТГУ.*

*Зюзин Максим Олегович окончил Поволжский государственный университет сервиса в 2013 г. Аспирант кафедры «Электроснабжение и электротехника» ТГУ.*

*Elektrichestvo (Electricity), 2015, No. 5, pp. 36–46.*

## An Analysis of Mechanisms Governing the Propagation of Geoinduced Currents in Backbone Electric Networks Having Different Topologies

A.A. KUVSHINOV, V.V. VAKHNINA, V.A. KUZNETSOV, T.A. RYBALKO, and M.O. ZYUZIN

*The article considers solution of the topical problem of determining geoinduced currents in the branches of a complex electric network in the periods of geomagnetic activity and, accordingly, of adequately determining the degree of hazard from geomagnetic storms of different intensity for the equipment and operating conditions of a particular power pool. To do so, it is necessary to investigate the regularities pertinent to propagation of geoinduced currents in the electric networks of standard topologies: radial,*

trunk, and ring ones, because the real networks consist of sections having the signs of these topologies. The study results have shown that, all other things being equal, geinduced currents exert the heaviest impact on power transformers installed in electric networks having a ring configuration.

Key words: electric network, geomagnetic storm, geinduced current, power transformer

## REFERENCES

1. **Kappenman J.G., Albertson V.D.** Bracing for the Geomagnetic Storm. – IEEE Spectrum, 1990, 28, No. 3, pp. 27–33.
2. **Albertson V.D.** Measurement and instrumentation for disturbance monitoring of geomagnetic storm effects. – Effects of solar-geomagnetic disturbances on power systems, IEEE Publication 90TH0291-5 PWR, Special Panel Session REPORT, IEEE PES Summer Meeting, 1989.
3. **Geomagnetic Laboratory.** Data modified: 2013-11-13. Электронный ресурс: Системные <http://www.geomag.nrcan.gc.ca/lab/default-eng.php>
4. **Makinen T.** Geomagnetically induced currents in the Finnish power transmission system. – Geophysical Publications 32, Finnish Meteorological Institute, Helsinki, 1993, 101 p.
5. **Selivanov V.N., Danilin A.N., Kolobov V.V., Sakharov Ya.A., Barannik M.B.** Trudy Kol'skogo nauchnogo tsentra RAN. Vyp. 1. Energetika – in Russ. (Proc. of the Kol'skii Scientific Centre of the Russian Academy of Sciences. Iss. 1. Power Engineering), 2010(1), No. 1, pp. 84–90.
6. **Sivokon' V.P., Serovetnikov A.S., Pisarev A.V.** ELEKTRO. Elektrotehnika, elektroenergetika, elektrotekhnicheskaya promyshlennost' – in Russ. (ELECTRO. Electrical Engineering, Power Engineering, Electrical Industry), 2011, No. 3, pp. 30–34.
7. **Overbye T.J., Hutchins T.R., Shetye K., Weber J., Dahman S.** Integration of geomagnetic disturbance modeling into the power flow: a methodology for large-scale system studies. – Submitted to 2012 North America Power Symposium (NAPS), September 2012, Champaign, IL.
8. **Kovalev V.D., Ivakin V.N.** Elektrichestvo – in Russ. (Electricity), 2006, No. 9, pp. 52–55.
9. **Maksimov A.V., Pauli V.K., Bychkova M.P., Vorotnikov R.A.** ELEKTRO. Elektrotehnika, elektroenergetika, elektrotekhnicheskaya promyshlennost' – in Russ. (ELECTRO. Electrical Engineering, Power Engineering, Electrical Industry), 2009, № 3, pp. 7–10.
10. **Wik M., Viljanen A., Pirjola R., Pulkkinen A., Wintoft P., Lundsted H.** Calculation of geomagnetically induced currents in 400 kV power grid in southern Sweden. – Space weather, vol.6, S07005, doi: 10.1029/2007 SW000343, 2008.
11. **Boteler D.** Modelling of geomagnetically induced current. – Final Report, Geological Survey of Canada and Ontario Hydro Collaborative Research Project, August 1998.
12. **Prijola R.** Effect of interactions between stations on the calculation of geomagnetically induced currents in an electric power transmission systems. – Earth Planet Space, 2008, 60, pp. 743–751.
13. **Vakhnina V.V., Kretov D.A., Kuznetsov V.A.** Izv. Samarskogo nauchnogo tsentra RAN – in Russ. (News of the Samara Scientific Centre of the Russian Academy of Sciences), 2012, vol. 14, No. 6, pp. 244–246.
14. **Kasinskii V.V., Ptitsyna N.G., Lyakhov N.N., Tyasto M.I., Villorezi Dzh., Yuchchi N.** Geomagnetizm i aeronomiya – in Russ. (Geomagnetizm and Aeronomy), 2007, vol. 47, No. 5, pp. 714–718.
15. **Posse A.V.** Skhemy i rezhimy elektroperedach postoyannogo toka (Schemes and regimes of electricity transmission DC). Leningrad, Publ. Energiya, 1973, 303 p.
16. **Ryudenberg R.** Ekspluatatsionnye rezhimy elektroenergeticheskikh sistem i ustanovok/Per. s nem. pod red. K.S. Demirchyan, 3 izd. (Operating conditions of electrical power systems and instalations. Transl. from German / Edit. by K.S. Demirchyan, 3d publ.). Leningrad, Publ. Energiya, 1980, 578 p.

*Authors: Kuvshinov Aleksei Alekseyevich (Tol'yatti, Russia) – Dr. Sci. (Eng.), Professor, Tol'yatti State University (TSU).*

*Vakhnina Vera Vasil'yevna (Tol'yatti, Russia) – Dr. Sci. (Eng.), Professor, Head of the Department, TSU.*

*Kuznetsov Vitalii Aleksandrovich (Tol'yatti, Russia) – Cand. Sci. (Eng.), Senior Lecturer, TSU.*

*Rybalko Tat'yana Aleksandrovna (Tol'yatti, Russia) – Magistrant, TSU.*

*Zyuzin Maksim Olegovich (Tol'yatti, Russia) – Ph. D. Student, TSU.*