

Научная статья

УДК 621.315.1

DOI: <https://doi.org/10.18721/JEST.29302>



А.М. Гулов  , А.В. Колычев

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого,
Санкт-Петербург, Россия

 algu1ov@yandex.ru

МОДЕЛЬ ОПОРЫ ВОЗДУШНОЙ ЛИНИИ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ В ЗАДАЧАХ МОЛНИЕЗАЩИТЫ

Аннотация. Удар молнии в вершину опоры или в трос вблизи опоры приводит к возникновению опасных перенапряжений, которые могут привести к обратному перекрытию с опоры на фазный провод. Обратные перекрытия являются одной из причин отключения линии. Поэтому для анализа переходных процессов в опоре во время грозовых перенапряжений разработаны и продолжают разрабатываться различные модели опоры ВЛ. В работе проводится сравнение нескольких моделей опор применительно к расчету молниезащиты двухцепной ВЛ 110 кВ. Рассмотрены наиболее распространенные в отечественной практике модели опоры из набора индуктивностей рассчитанные по формулам РД, с усредненными значениями индуктивностей, а также модель из волновых сопротивлений и ее упрощенная версия. С помощью схемы участка ВЛ 110 кВ в ЕМТР-АТР рассчитаны кривые опасных токов для нескольких видов модели опоры. В ходе расчетов варьируется сопротивление заземления опор, чтобы изучить влияние падения напряжения на сопротивлении заземления опоры в сочетании с разными моделями опоры.

Ключевые слова: воздушная линия, молниезащита, модель опоры, перенапряжения, сопротивление заземления опоры.

Для цитирования:

Гулов А.М., Колычев А.В. Модель опоры воздушной линии электропередачи в задачах молниезащиты // Глобальная энергия. 2023. Т. 29, № 3. С. 31–42. DOI: <https://doi.org/10.18721/JEST.29302>



A.M. Gulov ✉, A.V. Kolychev

Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University,
St. Petersburg, Russia

✉ algu1ov@yandex.ru

OVERHEAD LINE TOWER MODEL IN TASKS OF LIGHTNING PROTECTION

Abstract. A lightning strike at the top of the tower results in dangerous overvoltages, which can lead to back flashover from the tower to the phase wire. Back flashovers are one of the reasons for the transmission line outage. Therefore, various models of overhead line tower have been developed and continue to be developed to analyze transient processes in the tower during lightning overvoltages. Several tower models were compared to calculate the lightning protection of a double-circuit 110 kV overhead line. In Russia, the most common tower model is a set of inductances, while foreign countries employ tower models from surge impedances: the article compares both models. Curves of critical lightning current for several types of tower models are calculated for 110 kV overhead line in EMTP-ATP. The tower footing resistance varies to study the effect of voltage drop at the tower.

Keywords: transmission line, lightning protection, tower model, overvoltages, tower footing resistance.

Citation:

A.M. Gulov, A.V. Kolychev, Overhead line tower model in tasks of lightning protection, Global Energy, 29 (03) (2023) 31–42, DOI: <https://doi.org/10.18721/JEST.29302>

Введение. В вопросах координации изоляции и молниезащиты важным аспектом является моделирование опор воздушной линии электропередачи. Вследствие удара молнии в вершину опоры или в трос вблизи опоры возникают опасные перенапряжения, которые могут привести к обратному перекрытию с опоры на фазный провод. Обратные перекрытия являются предметом изучения ученых-энергетиков [1–3] так как это одна из причин отключения воздушных линий. С начала прошлого века было разработано большое количество моделей для анализа переходных процессов в опоре во время грозových перенапряжений [4]. Зарубежом в расчетах молниезащиты ВЛ принято использовать модели опоры, выполненные с помощью волновых сопротивлений [5, 6]. В отечественной практике наибольшей популярностью пользуется методика РД¹, в которой опора представляется в виде индуктивности [7]. Интересно будет сравнить и проанализировать разные подходы к моделированию опоры на примере расчета молниезащиты двухцепной воздушной линии 110 кВ.

Модели опоры воздушной линии

Согласно РД, тело опоры замещается сосредоточенной индуктивностью и вычисляется следующим образом:

$$L_{on} = k \cdot h_{on}, \quad (1)$$

где h_{on} – высота опоры до точки подвеса троса (на линиях с тросом) или до вершины опоры (для ВЛ без троса), м; k – коэффициент, который зависит от типа опоры и выбирается по табл. П16.1 РД, мкГн/м. Стоит заметить, что формула (1) справедлива для опор высотой до 50 м.

Для точных расчетов грозовых перенапряжений при ударе молнии в ВЛ важно учитывать перекрытия изоляционных подвесок. Поэтому представление опоры в виде сосредоточенной индуктивности не является верным решением. Опору можно представить в виде набора индуктивностей, т. е. разбить на несколько частей (от основания до первой траверсы, от первой траверсы до второй траверсы и т. д.). В этом случае параметр $h_{оп}$ в (1) замещается на длину участка опоры. Такая схема замещения учитывает индуктивности между траверсами, т. е. траверсы имеют разный потенциал.

Другим распространенным методом моделирования опоры ВЛ является представление ее в виде волнового сопротивления. Подробный обзор различных моделей опоры ВЛ приведен в [4]. Многообразие подходов по моделированию опор можно разделить на несколько групп.

В первую группу входят подходы с использованием упрощенной геометрии опоры. Опору целиком представляют в виде цилиндра или конуса и заменяют одним волновым сопротивлением [8]. Данный тип моделей также, как и опору в виде сосредоточенной индуктивности, целесообразно применять для приближенной оценки грозовых перенапряжений на ВЛ.

Ко второй группе относятся модели, состоящие из нескольких секций. В этих моделях тело опоры разделено на несколько волновых сопротивлений, в зависимости от геометрии. Существуют модели в которых также учитывается влияние траверс и раскосов [9].

Разработаны модели опоры, где к волновому сопротивлению каждой секции последовательно подключается параллельная RL цепь [10]. Сопротивление представляет собой коэффициент затухания бегущих волн в опоре, а индуктивность позволяет более точно аппроксимировать характеристику хвоста волны [10]. Эта индуктивность является параметром, определяющим форму хвоста волны, и не имеет ничего общего с сосредоточенной индуктивностью, которая часто используется для моделирования самой опоры [10].

Такая модель была получена на основе результатов полевых измерений на реальных опорах. Значения волнового сопротивления опоры и коэффициентов затухания определяются подбором так, чтобы полученная модель соответствовала измерениям. Поэтому существуют ограничения в применении модели к другим типам опор ЛЭП [10].

Работы по созданию оптимальной модели опоры ВЛ продолжаются. Например в [11] предлагается новая модель, полученная при помощи аппроксимации геометрии опоры тонким проводом с дальнейшим расчетом в программном комплексе NEC-4 (Numerical Electromagnetic Code). В [12] предлагается новая модель, в которой может учитываться разница напряжений в зависимости от стороны удара молнии, что влияет на развитие обратных перекрытий.

Для расчета грозовых перенапряжений на ВЛ 110 кВ воспользуемся моделью, приведенной в [9], эта модель часто используется в расчетах молниезащиты ВЛ [13, 14]. В [15] показана хорошая сходимость между измеренными значениями волнового сопротивления и полученными по методике [9] (средняя разница 5,3%). Волновое сопротивление в [9] описывается эмпирической формулой:

$$Z_T = 60 \cdot \left(\ln \frac{2 \cdot \sqrt{2} \cdot h}{r} \right) - 2, \quad (2)$$

где h и r это высота и радиус цилиндра соответственно.

Опору представляют в виде многопроводниковой системы, т. е. r в (2) заменяется на эквивалентный радиус многопроводниковой системы, который описывается формулами:

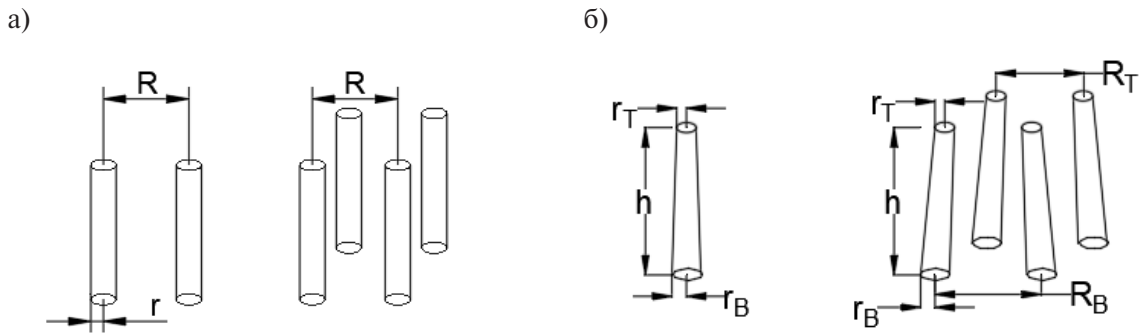


Рис. 1. Многопроводниковые системы: конфигурации многопроводниковой системы (а) и система проводников с наклоном (б)

Fig. 1. Multiconductor systems: configurations of multiconductor systems (a) and slant conductor system (b)

$$r_e = \begin{cases} r^{1/2} \cdot R^{1/2} & (n = 2) \\ r^{1/3} \cdot R^{2/3} & (n = 3), \\ 2^{1/8} \cdot r^{1/4} \cdot R^{3/4} & (n = 4) \end{cases} \quad (3)$$

где n – количество проводников, r – радиус проводника, R – расстояние между проводниками (см. рис. 1 а).

При помощи измерений авторы [9] подтвердили пригодность применения формулы (2) для многопроводниковой системы приведенной на рис. 1 б.

Радиус проводника и расстояние между проводниками в данной конфигурации заменяются следующими выражениями:

$$\begin{aligned} r &= r_T^{1/3} \cdot r_B^{2/3}, \\ R &= R_T^{1/3} \cdot R_B^{2/3}, \end{aligned} \quad (4)$$

где r_T и r_B это радиусы верха и низа цилиндра, R_T и R_B это расстояние между двумя соседними цилиндрами сверху и снизу соответственно.

Приведенные формулы применяются для опор, состоящих из цилиндрических компонентов. В случае, когда опора конструируется из уголков, r_T и r_B заменяются на половину длины стороны уголка [9].

На рис. 2 приведена геометрия опоры П-110-4 с обозначением требуемых для расчета величин.

Таким образом волновое сопротивление основных секций опоры рассчитывается по формуле:

$$Z_T = 60 \cdot \left(\ln \frac{2 \cdot \sqrt{2} \cdot h_k}{r_{ek}} \right) - 2 \quad (k = 1, 2, 3, 4), \quad (5)$$

где r_{ek}

$$r_{ek} = 2^{1/8} \cdot (r_{Tk}^{1/3} \cdot r_B^{2/3})^{1/4} \cdot (R_{Tk}^{1/3} \cdot R_B^{2/3})^{3/4} \quad (k = 1, 2, 3, 4). \quad (6)$$

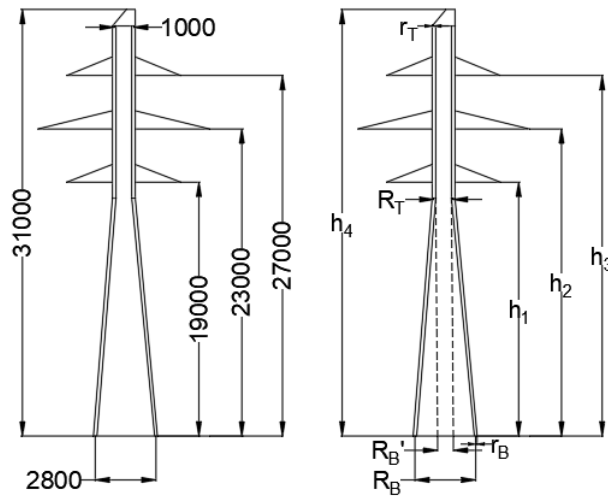


Рис. 2. Эскиз опоры П-110-4
Fig. 2. Scheme of 110 kV tower

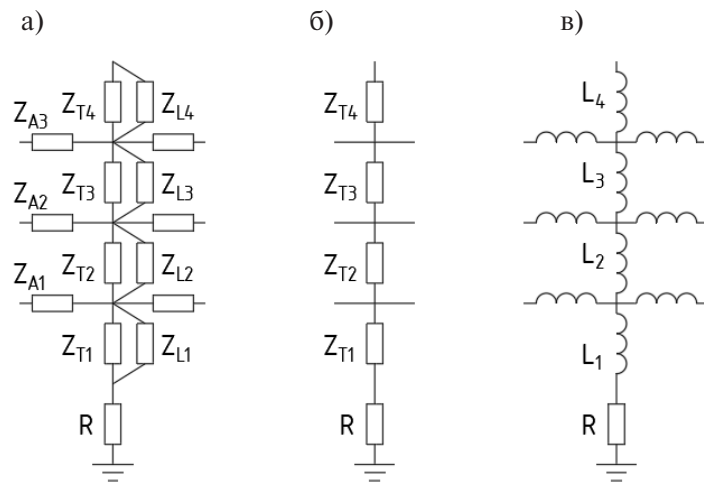


Рис. 3. Модели опоры: полная модель по [9] (а), упрощенная модель (б), модель из индуктивностей (в)
Fig. 3. Tower models: complete model based on [9] (a), simplified model (b), inductances model (c)

Данные для расчета соответствуют рис. 3 и равны реальным размерам опоры.

В [9] также предлагается учитывать волновое сопротивление раскосов опоры. По результатам измерений авторами [9] было установлено, что волновое сопротивление проводников снижается примерно на 10% за счет добавления раскосов к основным поясам опоры. В модель сопротивления раскосов добавляются как параллельные элементы основным сопротивлениям секций опоры и рассчитываются по формуле:

$$Z_{Lk} = 9 \cdot Z_{Tk} \quad (k = 1, 2, 3, 4). \tag{7}$$

Длина раскосов упрощенно принимается как 1,5 длины секции опоры. Волновое сопротивление траверс в [9] рассчитывается как сопротивление горизонтально расположенных проводников.

$$Z_{Ak} = 60 \cdot \ln \frac{2 \cdot h_k}{r_{Ak}} Z_{Tk} \quad (k = 1, 2, 3, 4), \quad (8)$$

где h и r_A это высота и эквивалентный радиус траверсы соответственно.

Скорость распространения волны примем равной скорости света, так как в [9] показано, что форма волны напряжения полученная экспериментальным путем лучше совпадает с напряжением рассчитанным при скорости распространения волны равной скорости света, чем при скорости равной 80 % от скорости света.

В результате расчета опоры П-110-4 получены следующие значения волновых сопротивлений:

$Z_{T1} = 129 \text{ Ом}; Z_{T2} = 176 \text{ Ом}; Z_{T3} = 185 \text{ Ом};$

$Z_{T4} = 194 \text{ Ом}; Z_{A1} = 286 \text{ Ом}; Z_{A2} = 297 \text{ Ом}; Z_{A3} = 307 \text{ Ом}; Z_{L1} = 1161 \text{ Ом};$

$Z_{L2} = 1584 \text{ Ом}; Z_{L3} = 1665 \text{ Ом}; Z_{L4} = 1746 \text{ Ом}.$

В [9] приводятся расчеты, доказывающие важность учета сопротивления траверс, однако авторами рассматривается опора 500 кВ с траверсами длиной более 10 метров. В случае же промежуточной опоры 110 кВ длина траверсы составляет 2–4 метра. Существуют определенные трудности при расчете схемы с короткими участками в программном комплексе ЕМТР-АТР, когда размеры расчетной модели не позволяют задать требуемый достаточно мелкий шаг расчета по времени. Поэтому далее будет также рассмотрена упрощенная модель опоры без учета волновых сопротивлений траверс.

Результаты

Необходимо провести сравнение моделей опор, чтобы выяснить наиболее подходящую для исследования молниезащиты ВЛ. Будем сравнивать три модели: из волновых сопротивлений по методике [9] (рис. 3 а), упрощенный вариант из [9] без учета траверс и раскосов (рис. 3 б), из набора индуктивностей (рис. 3 в).

На рис. 4 приведены осциллограммы напряжения на тросостойке для различных конфигураций модели опоры из волновых сопротивлений.

Присутствие в модели сопротивления раскосов дает снижение максимального напряжения, что подтверждает приведенное в [9] описание данной модели. Таким образом видно, что наличие волновых сопротивлений траверс оказывает влияние на форму напряжения, в то время как дополнительные сопротивления раскосов влияют в основном на величину напряжения.

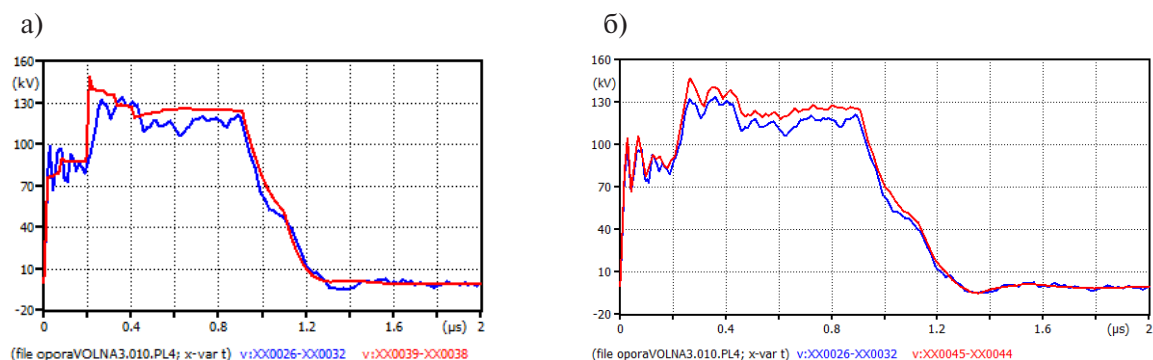


Рис. 4. Напряжение на тросостойке. Импульс тока молнии 1/100 мкс амплитудой 50 кА, сопротивление ЗУ опоры 10 Ом. Синим — полная модель (а, б), красным — упрощенная модель без траверс и раскосов (а) и упрощенная модель с траверсами, но без раскосов (б)

Fig. 4. Voltage on the ground wire support. The impulse of lightning current is 1/100 μs with an amplitude of 50 kA, the tower footing resistance is 10 Ohms. Blue line is for complete model (a, b), red line for simplified model with no traverses or braces (a) and simplified model with traverses but no braces (b)

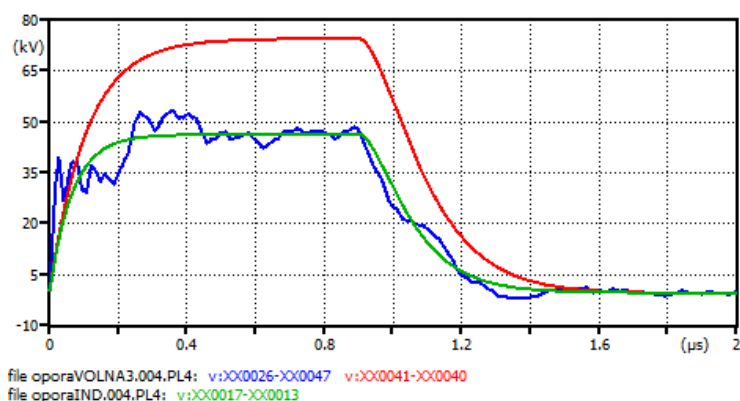


Рис. 5. Напряжение на тросостойке. Импульс 1/100 мкс амплитудой 20 кА, сопротивление ЗУ опоры 10 Ом. Синим – полная модель из волновых сопротивлений, красным – модель из набора индуктивностей по РД, зеленым – модель из набора индуктивностей с усредненным значением

Fig. 5. Voltage on the ground wire support. The impulse of lightning current is 1/100 μs with an amplitude of 20 kA, the tower footing resistance is 10 Ohms. Blue is a complete model of surge impedances, red is a model from a set of inductances according to RD (Guidelines), green is a model from a set of average value inductances

Сравним теперь полную модель опоры из волновых сопротивлений с моделью из набора индуктивностей. Согласно РД, коэффициент k в формуле (1) для одностоечной металлической опоры П-110-4 равен 0,965 мкГн/м.

В то же время в книге «Молниезащита электрических сетей среднего, высокого и сверхвысокого напряжения»² приводят усредненное значение коэффициента k для одностоечных металлических опор равное 0,6 мкГн/м. На рис. 5 приведены осциллограммы напряжений как для опоры из индуктивностей, рассчитанных с использованием коэффициента k равного 0,965 мкГн/м, так и для усредненного значения коэффициента k .

Как видно из рис. 5 осциллограмма напряжения по модели с применением усредненного коэффициента k лучше совпадает с осциллограммой напряжения, полученной на модели из волновых сопротивлений. Наибольшее значение напряжения на Z_{T4} (см. рис. 3 а) достигает 53 кВ, в то время как на L_4 (см. рис. 3 в) оно составляет 46,4 и 74,5 кВ для коэффициента k равного 0,6 и 0,965 мкГн/м соответственно.

На нижней стойке напряжение на индуктивности L_1 больше, чем на волновом сопротивлении Z_{T1} . Наибольшее значение напряжения на Z_{T1} достигает 200 кВ, в то время как на L_1 оно составляет 220 и 353 кВ для коэффициента k равного 0,6 и 0,965 мкГн/м соответственно. Таким образом можно сказать, что результаты расчета напряжения показывают неплохую сходимость для опор смоделированных по формулам из [9] и книги «Молниезащита электрических сетей среднего, высокого и сверхвысокого напряжения», в то время как результаты полученные по формулам из РД значительно отличаются в большую сторону.

Чтобы оценить влияние модели опоры на расчеты молниезащиты ВЛ рассчитаем кривые опасных токов (КОТ) для одноцепных отключений для 4 схем со следующими видами моделей опоры: 1) Полная модель опоры из волновых сопротивлений; 2) Упрощенная модель из волновых сопротивлений без траверс и раскосов; 3) Модель из индуктивностей, рассчитанных с коэффициентом $k = 0,6$ мкГн/м; 4) Модель из индуктивностей, рассчитанных с коэффициентом $k = 0,965$ мкГн/м. Молнии, у которых сочетание амплитуды I_M и крутизны I'_M импульса тока молнии дает точку, расположенную выше кривой опасных токов, способны вызвать перекрытие изоляции при ударе в вершину опоры, точки, расположенные ниже КОТ, не приводят к перекрытию изоляции. Таким

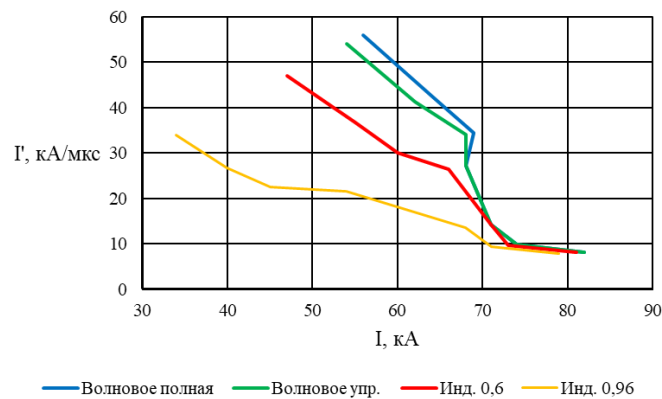


Рис. 6. Кривые опасных токов молнии. Сопротивление ЗУ опоры 10 Ом
 Fig. 6. Curves of critical lightning currents for tower footing resistance of 10 Ohms

образом, КОТ является границей области опасных параметров молнии в координатах I_M, I'_M .

При ударе молнии в вершину опоры на вершине опоры создается потенциал, вызванный падением напряжения на сопротивлении заземления, падением напряжения на теле опоры, а также наведенной электромагнитной составляющей за счет магнитной индукции между телом опоры и каналом молнии:

$$U_{\text{оп}} = U_R + U_{Z/L} + U_{\text{м-оп}} \cdot \quad (9)$$

Напряжение на гирлянде равно разности напряжений на опоре и фазном проводе. Обратное перекрытие изоляции происходит, когда напряжение на гирлянде превышает ее импульсную прочность.

При изменении модели опоры будет изменяться падение напряжения на теле опоры $U_{Z/L}$, при этом необходимо оценить влияние падения напряжения на сопротивлении заземления опоры U_R в сочетании с разными моделями опоры. Для этого рассчитаем КОТ варьируя сочетание модель опоры-сопротивление заземления. В каждом случае сопротивление заземления всех опор в расчетной схеме принимается одинаковым и равным: 10 Ом, 30 Ом, 50 Ом. Фронт импульса тока молнии варьируется в диапазоне 1–10 мкс.

На рис. 6 приведены КОТ для сопротивления заземления опор 10 Ом. Наибольшая разница между границами КОТ наблюдается при коротких фронтах импульса 1–5 мкс. При фронте 10 мкс границы КОТ практически совпадают. Худший случай получается при использовании модели опоры из индуктивностей по РД, так как потенциал на элементах опоры в такой модели наибольший. Разница между полной и упрощенной моделями с волновыми сопротивлениями минимальна. Таким образом использование моделей из набора индуктивностей дает более высокую вероятность отключения ВЛ.

При увеличении сопротивления заземления опор до 30 Ом получим КОТ на рис. 7, где видно, что из-за увеличения влияния составляющей напряжения U_R в формуле (9) различия в КОТ полученных на разных моделях опоры сокращается. При фронте импульса тока молнии 2,5 мкс и более КОТ для всех моделей и вовсе совпадают. Разница в границах КОТ между полной и упрощенной моделями с волновыми сопротивлениями отсутствует.

При увеличении сопротивления заземления опор до 50 Ом получим КОТ на рис. 8, где видно, что разница между границами КОТ остается только для модели опоры из индуктивностей по формулам РД. Расхождение получается только для фронта тока молнии 1 мкс.

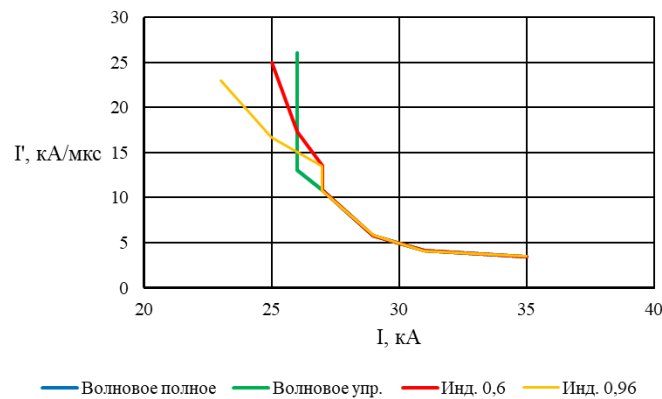


Рис. 7. Кривые опасных токов молнии. Сопротивление ЗУ опоры 30 Ом
 Fig. 7. Curves of critical lightning currents for tower footing resistance of 30 Ohms

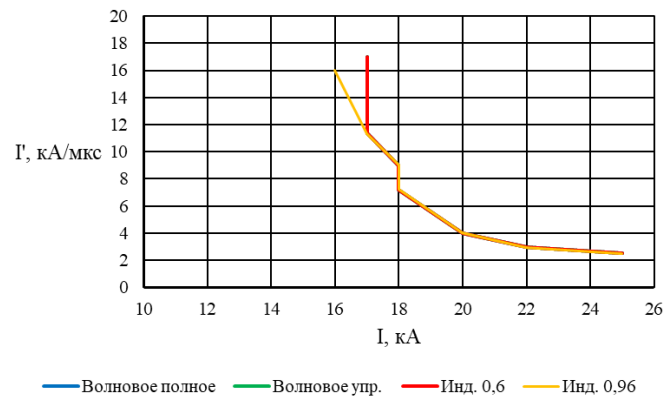


Рис. 8. Кривые опасных токов молнии. Сопротивление ЗУ опоры 50 Ом
 Fig. 8. Curves of critical lightning currents for tower footing resistance of 50 Ohms

Выводы

При расчете обратных перекрытий при ударе молнии в вершину опоры вид модели опоры вносит наибольший вклад при малом сопротивлении ЗУ опор. С увеличением сопротивления заземления опор разница между КОТ для разных моделей опор уменьшается и при 50 Ом практически отсутствует. При сопротивлении заземления опор 10 Ом использование моделей из индуктивностей даст более высокие показатели при расчете количества отключений ВЛ. Худший случай получается при вычислении индуктивности опоры по формулам из РД. При увеличении сопротивления заземления опор до 30 Ом КОТ для разных моделей не совпадают при коротких фронтах до 2,5 мкс, при дальнейшем увеличении фронта импульса тока молнии отличий для разных моделей опор не наблюдается.

Длина фронта импульса тока молнии также оказывает заметное влияние на границу КОТ для разных моделей опор. Так при коротких фронтах раньше происходит перекрытие на опоре из индуктивностей. При увеличении длины фронта тока молнии границы КОТ сближаются для разных моделей опоры даже при малом сопротивлении ЗУ опор 10 Ом.

При упрощении модели опоры из волновых сопротивлений (когда из схемы удаляются элементы замещающие траверсы и раскосы) значительной разницы с полной моделью в границах

КОТ не наблюдается. Таким образом, если размеры расчетной схемы в ЕМТР-АТР не позволяют ввести достаточно мелкий шаг расчета по времени, чтобы учитывать короткие участки волнового сопротивления (траверсы), то от них можно отказаться.

При расчете молниезащиты ВЛ, проходящей в местности с высокоомными грунтами, принципиальной разницы между разными моделями опоры нет. В случае низкоомных грунтов лучше использовать в расчетах модель опоры из волновых сопротивлений или из индуктивностей с усредненным значением индуктивности опоры на единицу длины так как использование модели опоры, рассчитанной по формулам из РД, даст значительно большую вероятность одноцепных отключений ВЛ.

СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

- [1] **Silveira F.H., Visacro S.** Lightning Performance of Transmission Lines: Impact of Current Waveform and Front-Time on Backflashover Occurrence // *IEEE Transactions on Power Delivery*. 2019. № 6 (34). С. 2145–2151. DOI: 10.1109/TPWRD.2019.2897892
- [2] **Silveira F.H., Almeida F.S., Visacro S., Zago G.M.P.** Influence of the current front time representation on the assessment of backflashover occurrence of transmission lines by deterministic and probabilistic calculation approaches // *Electric Power Systems Research*. 2021. № May (197). DOI: 10.1016/j.epsr.2021.107299
- [3] **Silveira F.H., Visacro S., Souza R.E.** Lightning performance of transmission lines: Assessing the quality of traditional methodologies to determine backflashover rate of transmission lines taking as reference results provided by an advanced approach // *Electric Power Systems Research*. 2017. № 2016 (153). С. 60–65. DOI: 10.1016/j.epsr.2017.01.005
- [4] **Stracqualursi E., Pelliccione G., Celozzi S., Araneo R.** Tower Models for Power Systems Transients: A Review // *Energies*. 2022. № 13 (15). С. 1–40. DOI: 10.3390/en15134893
- [5] **Khodsuz M.** Externally gapped line arrester performance in high voltage transmission line using frequency grounding system: Absorbed energy and expected life assessment // *IET Science, Measurement and Technology*. 2022. № 7 (16). С. 426–440. DOI: 10.1049/smt2.12116
- [6] **Nor Hassan N.H., Abu Bakar A.H., Illias H.A., Abd Halim S., Mokhlis H., Terzija V.** Analysis of discharge energy on surge arrester configurations in 132 kV double circuit transmission lines // *Measurement: Journal of the International Measurement Confederation*. 2019. (139). С. 103–111. DOI: 10.1016/j.measurement.2019.02.088
- [7] **Матвеев Д.А., Гилязов М.З.** Подход к численному моделированию в воздушных линиях электропередачи 110–750 кВ с подвесными ограничителями перенапряжения // *Энергетик*. 2011. (12). С. 12–15.
- [8] **De Conti A., Visacro S., Soares A., Schroeder M.A.O.** Revision, extension, and validation of Jordan's formula to calculate the surge impedance of vertical conductors // *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*. 2006. № 3 (48). С. 530–536. DOI: 10.1109/TEMC.2006.879345
- [9] **Hara T., Yamamoto O.** Modelling of a transmission tower for lightning-surge analysis // *IEE Proceedings: Generation, Transmission and Distribution*. 1996. № 3 (143). С. 283–289. DOI: 10.1049/ip-gtd:19960289
- [10] **Ishii M., Kawamura T., Kouno T., Murotani K., Ohsaki E., Higuchi T.** Multistory transmission tower model for lightning surge analysis 1991. № 3 (6). С. 1327–1335.
- [11] **Salarieh B., De Silva H.M.J., Gole A.M., Ametani A., Kordi B.** An electromagnetic model for the calculation of tower surge impedance based on thin wire approximation // *IEEE Transactions on Power Delivery*. 2021. № 2 (36). С. 1173–1182. DOI: 10.1109/TPWRD.2020.3003250
- [12] **Yamanaka A., Nagaoka N., Baba Y.** Equivalent Circuit Model of a Transmission Tower Considering a Lightning Struck Point and Cross-arms // *Electric Power Systems Research*. 2021. № November 2020 (196). С. 1–7. DOI: 10.1016/j.epsr.2021.107253

[13] **Li H., Xiang N., Bao H., Jin M., Ding L.** Lightning protection performance of quadruple-circuit 500 kV transmission lines on the same tower with composite cross arm // *Energy Reports*. 2022. (8). С. 520–526. DOI: 10.1016/j.egyр.2021.11.162

[14] **Zhou L., Wu T., Wang D., Hu C., Chen S.** Research on Optimal Configuration of Line Lightning Arrester Considering Terrain and Flashover Cost // 2021 IEEE 2nd China International Youth Conference on Electrical Engineering, CIYCEE 2021. 2021. С. 1–5. DOI: 10.1109/CIYCEE53554.2021.9676873

[15] **Ametani A., Triruttanapiruk N., Yamamoto K., Baba Y., Rachidi F.** Impedance and Admittance Formulas for a Multistair Model of Transmission Towers // *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*. 2020. № 6 (62). С. 2491–2502. DOI: 10.1109/TEMC.2020.2976644

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ГУЛОВ Александр Михайлович – аспирант, Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, без степени.

E-mail: algu1ov@yandex.ru

ORCID: <https://orcid.org/0009-0003-6107-277X>

КОЛЫЧЕВ Александр Валерьевич – доцент, Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, канд. техн. наук.

E-mail: alkoly4ev@yandex.ru

ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-0803-9121>

REFERENCES

[1] **F.H. Silveira, S. Visacro,** Lightning Performance of Transmission Lines: Impact of Current Waveform and Front-Time on Backflashover Occurrence // *IEEE Transactions on Power Delivery*. 2019. № 6 (34). S. 2145–2151. DOI: 10.1109/TPWRD.2019.2897892

[2] **F.H. Silveira, F.S. Almeida, S. Visacro, G.M.P. Zago,** Influence of the current front time representation on the assessment of backflashover occurrence of transmission lines by deterministic and probabilistic calculation approaches // *Electric Power Systems Research*. 2021. № May (197). DOI: 10.1016/j.epсr.2021.107299

[3] **F.H. Silveira, S. Visacro, R.E. Souza,** Lightning performance of transmission lines: Assessing the quality of traditional methodologies to determine backflashover rate of transmission lines taking as reference results provided by an advanced approach // *Electric Power Systems Research*. 2017. № 2016 (153). S. 60–65. DOI: 10.1016/j.epсr.2017.01.005

[4] **E. Stracqualursi, G. Pelliccione, S. Celozzi, R. Araneo,** Tower Models for Power Systems Transients: A Review // *Energies*. 2022. № 13 (15). S. 1–40. DOI: 10.3390/en15134893

[5] **M. Khodsuz,** Externally gapped line arrester performance in high voltage transmission line using frequency grounding system: Absorbed energy and expected life assessment // *IET Science, Measurement and Technology*. 2022. № 7 (16). S. 426–440. DOI: 10.1049/smt2.12116

[6] **N.H. Nor Hassan, A.H. Abu Bakar, H.A. Ilias, S. Abd Halim, H. Mokhlis, V. Terzija,** Analysis of discharge energy on surge arrester configurations in 132 kV double circuit transmission lines // *Measurement: Journal of the International Measurement Confederation*. 2019. (139). S. 103–111. DOI: 10.1016/j.measurement.2019.02.088

[7] **D.A. Matveyev, M.Z. Gilyazov,** Podkhod k chislenному modelirovaniyu v vozdushnykh liniyakh elektropredachi 110–750 kV s podvesnymi ogranichitelyami perenapryazheniya (An approach to numerical modeling of lightning overvoltages in 110–750 kV overhead power lines with surge arresters) // *Energetik*. 2011. (12). S. 12–15.

- [8] **A. De Conti, S. Visacro, A. Soares, M.A.O. Schroeder**, Revision, extension, and validation of Jordan's formula to calculate the surge impedance of vertical conductors // IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility. 2006. № 3 (48). S. 530–536. DOI: 10.1109/TEMC.2006.879345
- [9] **T. Hara, O. Yamamoto**, Modelling of a transmission tower for lightning-surge analysis // IEE Proceedings: Generation, Transmission and Distribution. 1996. № 3 (143). S. 283–289. DOI: 10.1049/ip-gtd:19960289
- [10] **M. Ishii, T. Kawamura, T. Kouno, K. Murotani, E. Ohsaki, T. Higuchi**, Multistory transmission tower model for lightning surge analysis 1991. № 3 (6). S. 1327–1335.
- [11] **B. Salarieh, H.M.J. De Silva, A.M. Gole, A. Ametani, B. Kordi**, An electromagnetic model for the calculation of tower surge impedance based on thin wire approximation // IEEE Transactions on Power Delivery. 2021. № 2 (36). S. 1173–1182. DOI: 10.1109/TPWRD.2020.3003250
- [12] **A. Yamanaka, N. Nagaoka, Y. Baba**, Equivalent Circuit Model of a Transmission Tower Considering a Lightning Struck Point and Cross-arms // Electric Power Systems Research. 2021. № November 2020 (196). S. 1–7. DOI: 10.1016/j.epsr.2021.107253
- [13] **H. Li, N. Xiang, H. Bao, M. Jin, L. Ding**, Lightning protection performance of quadruple-circuit 500 kV transmission lines on the same tower with composite cross arm // Energy Reports. 2022. (8). S. 520–526. DOI: 10.1016/j.egyr.2021.11.162
- [14] **L. Zhou, T. Wu, D. Wang, C. Hu, S. Chen**, Research on Optimal Configuration of Line Lightning Arrester Considering Terrain and Flashover Cost // 2021 IEEE 2nd China International Youth Conference on Electrical Engineering, CIYCEE 2021. 2021. S. 1–5. DOI: 10.1109/CIYCEE53554.2021.9676873
- [15] **A. Ametani, N. Triruttanapiruk, K. Yamamoto, Y. Baba, F. Rachidi**, Impedance and Admittance Formulas for a Multistair Model of Transmission Towers // IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility. 2020. № 6 (62). S. 2491–2502. DOI: 10.1109/TEMC.2020.2976644

INFORMATION ABOUT AUTHORS

Alexander M. GULOV – *Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.*

E-mail: algu1ov@yandex.ru

ORCID: <https://orcid.org/0009-0003-6107-277X>

Alexander V. KOLYCHEV – *Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.*

E-mail: alkoly4ev@yandex.ru

ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-0803-9121>

Поступила: 18.05.2023; Одобрена: 24.06.2023; Принята: 06.07.2023.

Submitted: 18.05.2023; Approved: 24.06.2023; Accepted: 06.07.2023.