

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2025-68-4-311-323>

УДК 621.3.052.3

Расчет температур в проводах низковольтных воздушных линий электропередачи

Д. И. Зализный¹⁾, Г. И. Селиверстов¹⁾, Д. Г. Кроль¹⁾

¹⁾Гомельский государственный технический университет имени П. О. Сухого
(Гомель, Республика Беларусь)

Реферат. Предложена методика расчета нестационарных тепловых процессов в проводах для низковольтных воздушных линий электропередачи. Методика основана на представлении провода как системы из нескольких однородных тел и решении дифференциальных уравнений, описывающих эту систему. Уравнения решены методом электротепловых аналогий на основе тепловой схемы замещения и операторного преобразования Лапласа. Приведены формулы для определения потерь мощности в проводе, тепловых сопротивлений и теплоемкостей провода. Особое внимание уделено расчету коэффициента теплоотдачи с поверхности провода. Разработаны алгоритмы расчета температур одно- и многожильных проводов при изменении влияющих внешних факторов. Показано, что расчет температур необходимо выполнять за несколько итераций. Введено понятие угла теплообмена, характеризующего часть поверхности провода, через которую идет теплообмен. Экспериментальные исследования для разных марок проводов при различных токах показали, что максимальная абсолютная погрешность расчетной температуры изоляции провода по отношению к измеренной составляет не более 6 °С. Для длительно допустимых токов проводов марки СИП-4 рассчитаны значения понижающих коэффициентов в зависимости от количества жил. Например, для провода СИП-4 4×16 допустимый ток должен быть не 100 А, как дается в справочниках, а 80 А при температуре окружающей среды 25 °С. Представленные в статье методики и алгоритмы расчета могут быть использованы для оценки пропускной способности низковольтных электрических сетей, а также на этапе проектирования систем электроснабжения.

Ключевые слова: воздушная линия электропередачи, тепловой процесс, математическая модель, тепловая схема замещения, алгоритм, допустимый ток

Для цитирования: Зализный, Д. И. Расчет температур в проводах низковольтных воздушных линий электропередачи / Д. И. Зализный, Г. И. Селиверстов, Д. Г. Кроль // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2025. Т. 68, № 4. С. 311–323. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2025-68-4-311-323>

Temperature Calculation in Wires of Low-Voltage Overhead Power Lines

D. I. Zalizny¹⁾, G. I. Seliverstov¹⁾, D. G. Krol¹⁾

¹⁾Sukhoi State Technical University of Gomel

Abstract. A method for calculating non-stationary thermal processes in wires for low-voltage overhead power transmission lines is proposed. The technique is based on the representation

Адрес для переписки
Зализный Дмитрий Иванович
Гомельский государственный технический
университет имени П. О. Сухого
просп. Октября, 48
246746, г. Гомель, Республика Беларусь
Тел. +375 232 40-57-64
zaldmi@yandex.ru

Address for correspondence
Zalizny Dmitry I.
Sukhoi State Technical
University of Gomel
48, Octiabria Ave.,
246746, Gomel, Republic of Belarus
Tel. +375 232 40-57-64
zaldmi@yandex.ru

of a wire as a system of several homogeneous bodies and the solution of differential equations describing this system. The equations are solved by the method of electrothermal analogies based on the thermal substitution circuit and the Laplace operator transformation. Formulas are given for determining the power losses in the wire, thermal resistances and heat capacities of the wire. Special attention is paid to calculating the coefficient of heat transfer from the surface of the wire. Algorithms for calculating the temperatures of single-core and multi-core wires when influencing external factors change have been developed. It is shown that the temperature calculation must be performed in several iterations. The concept of heat exchange angle is introduced, characterizing the part of the wire surface through which heat exchange takes place. Experimental studies for different brands of wires at different currents have shown that the maximum absolute error of the calculated insulation temperature of the wire relative to the measured temperature is no more than 6 °C. For the long-term allowable currents in the wires of the SIP-4 brand ('self-supporting insulated wires'), the values of the reduction coefficients are calculated depending on the number of cores. For example, for the SIP-4 4x16 wire, the permissible current should not be 100 A, as given in the directories, but 80 A at an ambient temperature of 25 °C. The calculation methods and algorithms presented in the article can be used to estimate the capacity of low-voltage electric networks, as well as at the design stage of power supply systems.

Keywords: overhead power line, thermal process, mathematical model, thermal substitution circuit, algorithm, permissible current

For citation: Zalizny D. I., Seliverstov G. I., Krol D. G. (2025) Temperature Calculation in Wires of Low-Voltage Overhead Power Lines. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 68 (4), 311–323. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2025-68-4-311-323> (in Russian)

Введение

В последние годы в нашей стране наблюдается тенденция к увеличению электропотребления абонентами частного жилого сектора в городах и домов сельской жилой застройки. Электроснабжение таких потребителей в большинстве случаев осуществляется по воздушным линиям электропередачи (ЛЭП). Нагрузочная способность проводов этих линий ограничивается допустимой температурой их изоляции для изолированных проводов или допустимой температурой изоляторов, к которым они присоединены, для неизолированных проводов. Если провод покрыт изоляцией из сшитого полиэтилена, то длительно допустимая температура для него составляет 90 °C, а в остальных случаях она равна 70 °C.

Вопросы расчетов тепловых процессов в проводах низковольтных воздушных ЛЭП в литературе представлены слабо. Соответственно у специалистов проектных и эксплуатационных организаций зачастую возникают трудности с оценкой нагрузочной способности тех или иных марок проводов. Особенно это актуально для проводов марок СИП, длительно допустимые токи которых однозначно не прописаны в справочной литературе в зависимости от количества жил. Так, для проводов СИП с двумя и с четырьмя жилами в справочниках указываются одни и те же значения длительно допустимых токов, что неверно.

Цель представленных в статье исследований – разработка методики расчетов температур в проводах низковольтных воздушных ЛЭП и экспериментальное подтверждение этой методики.

Существующие методы расчета температур в проводах и кабелях

Математические тепловые модели проводов и силовых кабелей бывают двух видов: подробные, на основе сеточных методов, и упрощенные, на основе небольшого количества тепловых однородных тел.

Для подробных математических моделей используют мощные компьютерные программы типа ANSYS или Flux [1, 2], позволяющие анализировать тепловые поля вокруг и внутри кабелей. Однако эти программы требуют значительных вычислительных ресурсов, что ограничивает их применение для расчетов в рамках новых разрабатываемых программ.

В упрощенных математических моделях силовой кабель рассматривают как систему нескольких однородных тел [3–7]. Так, в [3] одножильный кабель представлен как система из четырех однородных тел: токоведущей жилы, основной изоляции, защитной оболочки и внутренней окружающей среды. При этом температура внутренней окружающей среды зависит от нагрева кабеля, а температура внешней окружающей среды не зависит.

Дифференциальные уравнения теплового равновесия, описывающие тепловые процессы в такой системе, записываются в виде:

$$\begin{cases} C_1 \cdot \frac{d\theta_1}{dt} + \frac{\theta_1 - \theta_2}{R_1} = \Delta P; \\ C_2 \cdot \frac{d\theta_2}{dt} + \frac{\theta_2 - \theta_1}{R_1} + \frac{\theta_2 - \theta_3}{R_2} = 0; \\ C_3 \cdot \frac{d\theta_3}{dt} + \frac{\theta_3 - \theta_2}{R_2} + \frac{\theta_3 - \theta_4}{R_3} = 0; \\ C_4 \cdot \frac{d\theta_4}{dt} + \frac{\theta_4 - \theta_3}{R_3} + \frac{\theta_4 - \theta_5}{R_4} = 0, \end{cases} \quad (1)$$

где $\theta_1 - \theta_5$ – соответственно температуры однородных тел: токоведущей жилы, основной изоляции, защитной оболочки, внутренней и внешней окружающей сред, °C; $C_1 - C_4$ – теплоемкости соответствующих однородных тел, Вт·с/°C; $R_1 - R_4$ – тепловые сопротивления соответствующих однородных тел, °C/Вт; ΔP – потери активной мощности в токоведущей жиле, Вт.

На основе системы (1) можно синтезировать тепловую схему замещения кабеля, приведенную на рис. 1 и позволяющую вести расчет нестационарных тепловых процессов методами электротехники.

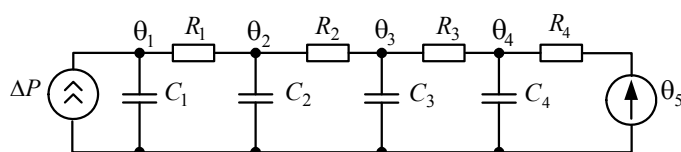


Рис. 1. Тепловая схема замещения одножильного силового кабеля

Fig. 1. Thermal replacement circuit of a single-core power cable

В [3] показано, что расчеты температур основных элементов одиночного одножильного силового кабеля, расположенного на воздухе, проведенные на основе схемы на рис. 1, дают максимальную абсолютную погрешность ± 4 °C по отношению к экспериментальным данным.

Расчеты остальных тепловых сопротивлений силовых кабелей регламентируются ГОСТ Р МЭК 60287-2-1–2009 (IEC 60287-2-1:1994) [8]. Провода воздушных ЛЭП в этом ГОСТ не рассматриваются.

Предлагаемая математическая модель тепловых процессов одножильного провода для воздушной ЛЭП

Моделирование тепловых процессов будем проводить по аналогии с методикой, изложенной в [3, 7] и ГОСТ [8].

Конструкция изолированного провода с одной жилой и тепловая схема замещения для него показаны на рис. 2.

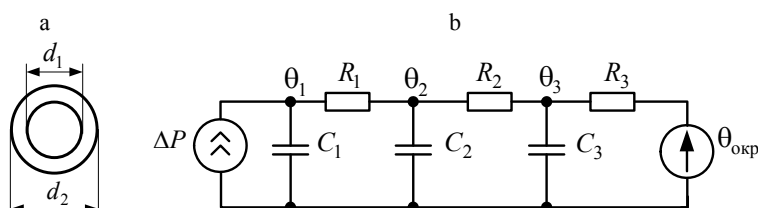


Рис. 2. Изолированный провод с одной жилой:
а – конструкция; б – тепловая схема замещения

Fig. 2. Insulated wire with one core:
a – construction; б – thermal replacement circuit

На рис. 2 обозначены величины: d_1 – диаметр жилы; d_2 – то же изоляции жилы; ΔP – потери активной мощности в жиле; R_1 – тепловое сопротивление жилы; R_2 – то же изоляции жилы; R_3 – то же внутренней окружающей среды; C_1 – теплоемкость жилы; C_2 – то же изоляции жилы; C_3 – то же окружающей среды; θ_1 – температура наиболее нагретой точки жилы; θ_2 – то же наиболее нагретой точки изоляции жилы; θ_3 – то же на поверхности провода; $\theta_{\text{окр}}$ – то же окружающей среды.

Как известно, тепловое сопротивление проводников намного меньше теплового сопротивления изоляции. Поэтому тепловым сопротивлением R_1 будем пренебрегать, то есть считать его равным нулю. В этом случае будет выполняться равенство $\theta_1 = \theta_2$.

Теплоемкостью окружающей среды также можно пренебречь, поскольку удельная теплоемкость воздуха значительно ниже удельных теплоемкостей проводников и диэлектриков.

На рис. 3 приведена тепловая схема замещения изолированного одножильного провода после указанных выше упрощений.

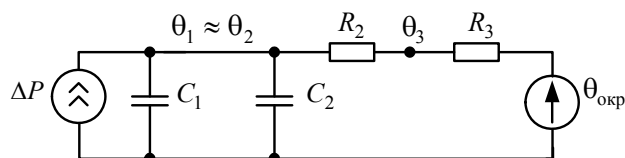


Рис. 3. Тепловая схема замещения изолированного одножильного провода
после упрощений

Fig. 3. Thermal replacement circuit of an insulated single-core
wire after the simplifications

Из схемы видно, что теплоемкости C_1 и C_2 образуют суммарную теплоемкость $C = C_1 + C_2$.

Рассмотрим расчетные формулы для параметров тепловой схемы замещения в соответствии с [1, 2].

Потери мощности в жиле будем определять по известной формуле, но с учетом зависимости сопротивления жилы от температуры

$$\Delta P = I^2 R_{\text{эл}} = I^2 r_{\text{км}} L (1 + k_{\theta} (\theta_2 - 25)), \quad (2)$$

где I – ток в жиле, А; $R_{\text{эл}}$ – электрическое сопротивление жилы, Ом; $r_{\text{км}}$ – удельное сопротивление жилы на 1 км при 25 °С, Ом/км; L – длина провода, км; k_{θ} – температурный коэффициент сопротивления, 1/°С; θ_1 – температура провода, °С.

Тепловое сопротивление изоляции рассчитывается следующим образом [6]:

$$R_2 = \frac{\ln \frac{d_2}{d_1}}{2\pi\gamma L}, \quad (3)$$

где d_1 – диаметр жилы, м; d_2 – то же изоляции жилы, м; γ – удельная теплопроводность материала изоляции, Вт/(°С·м); L – длина провода, м.

Тепловое сопротивление окружающей среды будем определять по известной формуле [6]

$$R_3 = \frac{1}{\alpha F} = \frac{1}{\alpha \pi d_2 L}, \quad (4)$$

где α – коэффициент теплоотдачи с поверхности провода, Вт/(°С·м²); F – площадь поверхности теплоотдачи, м².

Теплоемкость провода равна

$$C = C_1 + C_2 = c_1 G_1 + c_2 G_2 = c_1 \rho_1 \pi \frac{d_1^2}{4} L + c_2 \rho_2 \pi \frac{d_2^2}{4} L = \frac{\pi L}{4} (c_1 \rho_1 d_1^2 + c_2 \rho_2 d_2^2), \quad (5)$$

где c_1 – удельная теплоемкость материала жилы, Вт·с/(°С·кг); c_2 – то же изоляции жилы, Вт·с/(°С·кг); ρ_1 – плотность материала жилы, кг/м³; ρ_2 – то же изоляции жилы, кг/м³.

Далее рассмотрим расчет коэффициента теплоотдачи α в формуле (4). С определением этого параметра всегда имеются трудности, так как он зависит от множества факторов.

Известно, что коэффициент теплоотдачи содержит три слагаемые

$$\alpha = \alpha_{\text{изл}} + \alpha_{\text{кон.ест}} + \alpha_{\text{кон.вын}}, \quad (6)$$

где $\alpha_{\text{изл}}$ – коэффициент теплоотдачи излучением; $\alpha_{\text{кон.ест}}$ – то же при естественной конвекции; $\alpha_{\text{кон.вын}}$ – то же при вынужденной конвекции.

Коэффициент теплоотдачи излучением $\alpha_{\text{изл}}$ определяется по формуле [9]

$$\alpha_{\text{изл}} = \varepsilon_n \sigma \frac{(\theta_3 + 273)^4 - (\theta_{\text{окр}} + 273)^4}{\theta_3 - \theta_{\text{окр}}}, \quad (7)$$

где ε_n – коэффициент излучения (значение данного параметра зависит от материала поверхности, наличия оксидных пленок, загрязнения и т. д.); σ – постоянная Стефана – Больцмана для излучения абсолютно черного тела, равная $5,6704 \cdot 10^{-8} \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К}^4)$.

Коэффициент теплоотдачи при естественной конвекции $\alpha_{\text{кон.ест}}$ можно рассчитать следующим образом [10]:

$$\alpha_{\text{кон.ест}} = 0,0749 \sqrt{\frac{p_{\text{атм}}}{\theta_{\text{окр}} + 273}} \sqrt[4]{\frac{\theta_3 - \theta_{\text{окр}}}{d_2}}, \quad (8)$$

где $p_{\text{атм}}$ – атмосферное давление, Па.

Коэффициент теплоотдачи при вынужденной конвекции $\alpha_{\text{кон.вын}}$ определяется по выражению [10]

$$\alpha_{\text{кон.вын}} = 0,044 \frac{k_v (p_{\text{атм}} v)^{0,6}}{((\theta_{\text{окр}} + 273) d_2)^{0,4}}, \quad (9)$$

где k_v – коэффициент угла атаки ветра; v – скорость ветра, м/с.

При расчетах для наихудших условий нагрева проводов скорость ветра можно принять равной нулю. Тогда соответственно параметр $\alpha_{\text{кон.вын}}$ будет равен нулю.

Рассмотрим выражение для нестационарного теплового процесса провода на основе тепловой схемы замещения (рис. 3). Для этого запишем уравнение в операторной форме для температуры наиболее нагретой точки изоляции θ_2 , используя метод наложения. В результате получим

$$\theta_2(p) = \frac{R_2 + R_3}{1 + pC(R_2 + R_3)} \Delta P(p) + \frac{1}{1 + pC(R_2 + R_3)} \theta_{\text{окр}}(p), \quad (10)$$

где p – оператор преобразования Лапласа.

Если температуру окружающей среды считать постоянной ($\theta_{\text{окр}} = \text{const}$), то в соответствии с правилами операторного преобразования Лапласа выражение (10) примет вид

$$\theta_2(p) = \frac{R_2 + R_3}{1 + p \cdot C \cdot (R_2 + R_3)} \cdot \Delta P(p) + \theta_{\text{окр}}. \quad (11)$$

Для температуры поверхности провода θ_3 расчетное выражение получим аналогичным образом

$$\theta_3(p) = \frac{R_3}{1 + pC(R_2 + R_3)} \Delta P(p) + \theta_{\text{окр}}. \quad (12)$$

В случае неизолированного провода все расчеты аналогичны, только тепловое сопротивление изоляции R_2 необходимо принять равным нулю. При этом будет справедливо равенство $\theta_2 = \theta_3$. Это значит, что для такого провода потребуется рассчитывать только температуру его поверхности в соответствии с выражением (12).

Алгоритмы расчета температур одножильного провода для воздушной ЛЭП

Находя по правилам обратного преобразования Лапласа оригинал операторного изображения из формулы (11) и используя методику дискретизации во времени, предложенную в [3], получим алгоритм расчета температуры изоляции провода θ_2 :

$$\begin{cases} \tau_n = C(R_2 + R_3); \\ s = (R_2 + R_3) \Delta P; \\ v_i = s + (v_{i-1} - s) \cdot e^{-\frac{\Delta t}{\tau_n}}; \\ \theta_{2,i} = v_i + \theta_{\text{окр}}, \end{cases} \quad (13)$$

где τ_n – тепловая постоянная времени провода; i – номер расчетного интервала; s – установившееся значение превышения расчетной температуры θ_2 над температурой окружающей среды; v_i – превышение расчетной температуры θ_2 над температурой окружающей среды; Δt – период дискретизации.

Аналогично на основе выражения (12) можно получить алгоритм для расчета температуры поверхности провода θ_3 .

Из формул (2) и (7)–(9) следует, что в расчетах должны присутствовать две нелинейности: зависимость электрического сопротивления жилы от температуры и зависимость коэффициента теплоотдачи от температуры. Для учета этих нелинейностей расчет будем вести итерационным методом в такой последовательности:

- 1) расчет значения теплового сопротивления R_2 по формуле (3);
- 2) расчет значения теплоемкости по (5);
- 3) присвоение начальных условий в алгоритме (13): $v_0 = 0$ и $\theta_{2,0} = \theta_{\text{окр}}$;
- 4) присвоение $\alpha = 10 \text{ Вт}/(\text{°C} \cdot \text{м}^2)$ (минимально возможное значение для проводов);
- 5) начало внешнего цикла по итерациям;
- 6) начало внутреннего цикла по i ;
- 7) расчет значения потерь мощности по формуле (2);
- 8) расчет значения теплового сопротивления R_3 по (4);

9) выполнение расчета по алгоритму (13);

10) расчет коэффициента теплоотдачи по формулам (7)–(9).

Исследования алгоритма показали, что для получения окончательного результата требуется только 3–4 итерации.

Моделирование тепловых процессов провода с несколькими жилами для воздушной ЛЭП

Как показано в [3], моделирование тепловых процессов в многожильных кабелях и проводах – достаточно трудоемкая задача и расчеты удобно сводить к эквивалентному одножильному проводу (или кабелю), если по жилам протекают приблизительно равные токи. Такой же подход предлагается и в [7, с. 355].

В случае равенства токов в жилах внутри провода устанавливаются равные температуры на соответствующих симметричных участках относительно осей симметрии. Это значит, что на таких участках отсутствует теплообмен (так как нет разности температур) и их условно можно вырезать из провода. Таким образом, каждая из жил имеет теплообмен с окружающей средой через некоторый угловой сектор β , показанный на рис. 4 для проводов с разным количеством жил. Угол β будем называть углом теплообмена.

На рис. 4 углы β формируются через касательные, проведенные от центра жилы к поверхности изоляции соседних жил. Из прямоугольного треугольника ABC (рис. 4а) следует, что угол $\alpha = 30^\circ$. Тогда $\beta = 360 - 2\alpha = 300^\circ$. Таким же путем можно получить значения для углов β других типов проводов: с тремя жилами $\beta = 270^\circ$ (рис. 4б), с четырьмя жилами $\beta = 210^\circ$ (рис. 4с).

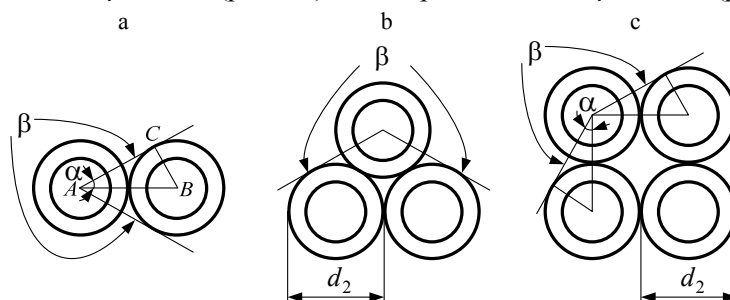


Рис. 4. Расположение возможных зон теплообмена жил проводов:

а – две жилы; б – три жилы; с – четыре жилы

Fig. 4. Location of possible heat exchange wire cores zones:

а – 2 cores; б – 3 cores; с – 4 cores

Реальные значения углов β могут отличаться от полученных теоретически, так как в проводах типа СИП (и подобных им) жилы соединены не плотно и скручены между собой. Более точные значения углов β ниже определены экспериментальным путем.

Рассмотрим влияние угла β на значения тепловых сопротивлений.

Из теории теплотехники известно, что тепловое сопротивление обратно пропорционально площади поверхности теплоотдачи, как в формуле (4). При этом для цилиндрического тела площадь его поверхности пропорцио-

нальна длине окружности по его сечению, которая, в свою очередь, пропорциональна некоторому параметру b , определяемому по формуле

$$b = \frac{\beta}{360}. \quad (14)$$

Из (4) следует, что тепловое сопротивление обратно пропорционально параметру b . Таким образом, при расчетах тепловых сопротивлений R_2 и R_3 для многожильных проводов в знаменатели формул (3) и (4) необходимо добавить параметр b :

$$R'_2 = \frac{R_2}{b}; \quad R'_3 = \frac{R_3}{b}. \quad (15)$$

Используя соотношения (15), расчеты температур для многожильного провода можно свести к расчетам для эквивалентного одножильного провода по изложенным выше алгоритмам.

Экспериментальные исследования тепловых процессов в проводах

Для проверки точности разработанной математической модели тепловых процессов на кафедре «Электроснабжение» ГГТУ имени П. О. Сухого была создана установка, позволяющая пропускать через испытуемые провода трехфазные или однофазные токи значением до нескольких сотен ампер. Установка состоит из понижающего трехфазного трансформатора, в окна магнитопровода которого пропущены провода, соединенные с испытуемым проводом таким образом, чтобы в каждой фазе образовывались короткозамкнутые витки. Регулируя напряжение со стороны первичной обмотки трансформатора, можно изменять значения токов в жилах провода.

В процессе исследований с помощью измерительных приборов и видеокамер, направленных на дисплеи этих приборов, в компьютер записывались следующие величины:

- падение напряжения на жиле провода;
- ток в жиле провода;
- температура на жиле провода;
- температура на поверхности провода;
- температура воздуха на расстоянии 20 см от провода.

Ток подавался на жилу скачкообразно и поддерживался приблизительно на одном и том же значении.

Экспериментальная температура изоляции Θ_2 определялась по формуле, которая следует из зависимости сопротивления жилы от температуры (2):

$$\Theta_2 = \frac{1}{k_\Theta} \left(\frac{\Delta U \cdot 1000}{I L r_{km}} - 1 \right) + 25, \quad (16)$$

где ΔU – падение напряжения на жиле провода.

На рис. 5 приведены временные диаграммы расчетной и измеренной температур изоляции для одной жилы провода СИП-4 сечением 16 мм² при токе 100 А и температуре воздуха 27,5 °С.

Из рис. 5 видно, что кривые достаточно близки друг к другу, как в нестационарном, так и в стационарном режимах. Это свидетельствует о хорошей точности математической модели.

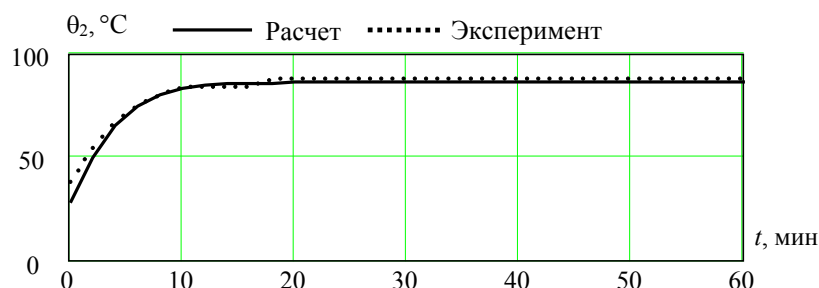


Рис. 5. Расчетная и экспериментальная диаграммы нестационарного теплового процесса для одной жилы провода СИП-4

Fig. 5. Calculation and experimental diagrams of the non-stationary thermal process for one core of the SIP-4 wire

Установившееся значение расчетной температуры составило 86,1 °С, а экспериментальной 88,1 °С, что для провода марки СИП близко к допустимому значению температуры 90 °С при длительно допустимом справочном значении тока 100 А.

Для определения экспериментальных значений угла теплообмена β (формула (14)) были использованы экспериментальные значения температур для провода СИП-4 сечением 16 мм² с различным количеством жил при токе в одной жиле 100 А. В результате получены значения, приведенные в табл. 1.

Таблица 1

Значения экспериментальных и расчетных параметров

Values of experimental and calculated parameters

Количество жил	Теоретический угол β	Экспериментальный угол β	Экспериментальный параметр b	Понижающий коэффициент k
Две	300°	260°	0,722	0,85
Три	270°	240°	0,667	0,82
Четыре	210°	230°	0,639	0,80

Из таблицы следует, что экспериментальные значения угла β существенно отличаются от теоретических, особенно для провода с двумя жилами. Это можно объяснить сложностью тепловых потоков в скрученных между собой жилах.

Экспериментальные исследования выполнены для проводов марки СИП-4 с одной, двумя, тремя и четырьмя жилами сечением 16, 25, 35 и 50 мм² при различных токах. Также был исследован провод марки А16. Во всех случаях использовались значения параметра b из табл. 1. В результате максимальная абсолютная погрешность расчетной температуры изоляции провода по отношению к измеренной составила 6 °С, а максимальное значение тепловой постоянной времени 13,3 мин.

В случае трехфазных ЛЭП в экспериментальных исследованиях предполагалась их симметричная нагрузка. В реальной ситуации в таких ЛЭП всегда наблюдается несимметрия. Однако симметричный режим приводит к тому, что центральная часть провода не участвует в теплообмене, и каждая из жил обменивается теплом с окружающей средой, как было показано выше, через угол теплообмена β . Следовательно, такой режим является наихудшим с точки зрения тепловых процессов, что согласуется с задачами проектирования систем электроснабжения.

Корректировка длительно допустимых токов проводов СИП-4

Для проводов СИП-4 в каталогах и справочной литературе длительно допустимые токи даются в зависимости от сечения жилы без учета количества жил. Однако экспериментальные исследования, выполненные авторами данной статьи, показали, что при наличии двух и более жил длительно допустимый ток приводит к превышению допустимой температуры, равной 90 °С. Это значит, что в зависимости от количества жил провода его длительно допустимый ток должен умножаться на понижающий коэффициент k . Рассмотрим расчет этого коэффициента.

Из тепловой схемы замещения (рис. 3) и соотношения (11) следует, что установившееся значение температуры изоляции θ_2 равно

$$\theta_2 = (R_2 + R_3) \Delta P + \theta_{\text{окр}}. \quad (17)$$

С учетом формул (2) и (15) выражение (17) перепишем в виде

$$\theta_2 = \frac{(R_2 + R_3)}{b} I^2 R_{\text{эл}} + \theta_{\text{окр}}. \quad (18)$$

Откуда получим уравнение для длительно допустимого тока

$$I = \sqrt{\frac{(\theta_2 - \theta_{\text{окр}}) b}{(R_2 + R_3) R_{\text{эл}}}}. \quad (19)$$

В существующих справочных данных для проводов СИП-4 считается, что $b = 1$, то есть не учитывается количество их жил. Из формулы (19) следует, что длительно допустимый ток пропорционален $\sqrt{b}$. Это значит, что понижающие коэффициенты k в зависимости от количества жил провода будут определяться по выражению

$$k = \sqrt{b}. \quad (20)$$

Экспериментальные значения этих коэффициентов, полученные по выражению (20), приведены в последнем столбце в табл. 1.

Например, для провода СИП-4 4×16 допустимый ток должен быть не 100 А, как дается в справочниках, а $100 \cdot \sqrt{0,639} = 100 \cdot 0,8 = 80$ А при температуре окружающей среды 25 °С.

ВЫВОДЫ

1. Предложена методика расчета нестационарных тепловых процессов в проводах низковольтных воздушных ЛЭП.

2. Экспериментальные исследования для различных марок проводов при различных токах показали, что максимальная абсолютная погрешность расчетной температуры изоляции провода по отношению к измеренной температуре не превысила 6 °С.

3. Определены значения понижающих коэффициентов для длительно допустимых токов проводов СИП-4 в зависимости от количества их жил.

4. Предложенные в статье методики и алгоритмы расчета могут быть использованы для оценки пропускной способности низковольтных электрических сетей, а также на этапе проектирования систем электроснабжения [13, 14].

Исследования выполнены в рамках НИР «Разработка методики оценки пропускной способности электрических сетей 0,4 кВ в условиях роста электропотребления бытовых потребителей частного жилого фонда» в сотрудничестве с РУП «Гомельэнерго».

ЛИТЕРАТУРА

1. Thermal Analysis of Parallel Underground Energy Cables / J. Desmet, D. Putnam, G. Vanalme [et al] // 18th International Conference and Exhibition on Electricity Distribution (CIRED 2005). Turin, Italy, 2005. P. 1–4. <https://doi.org/10.1049/cp:20050921>.
2. Schmidt, H.-P. Efficient Simulation of Thermal and Electrical Behaviour of Industrial Cables / H.-P. Schmidt // Modelling and Simulation / Eds. G. Petrone, G. Cammarata. Intechopen, 2008. P. 523–532. <https://doi.org/10.5772/5967>.
3. Зализный, Д. И. Математическая модель тепловых процессов одножильного силового кабеля / Д. И. Зализный, С. Н. Прохоренко // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2012. № 5. С. 25–34.
4. Зализный, Д. И. Методика численного расчета нестационарных тепловых процессов в изоляции силового кабеля / Д. И. Зализный, М. Н. Новиков, Н. М. Ходанович, А. Ю. Шутов // Вестник ГГТУ им. П.О. Сухого. 2010. № 4. С. 86–96.
5. Зализный, Д. И. Адаптивная математическая модель тепловых процессов трехжильного силового кабеля / Д. И. Зализный, О. Г. Широков // Вестник ГГТУ им. П. О. Сухого. 2014. № 2. С. 51–63.
6. Ларина, Э. Т. Силовые кабели и высоковольтные кабельные линии: учеб. для вузов / Э.Т. Ларина. М.: Энергоатомиздат, 1996. 464 с.
7. Дмитриев, М. В. Кабельные линии высокого напряжения / М. В. Дмитриев. СПб.: ПОЛИТЕХ-ПРЕСС, 2021. 688 с.
8. Кабели электрические. Расчет номинальной токовой нагрузки. Ч. 2-1: Тепловое сопротивление. Расчет теплового сопротивления: ГОСТ Р МЭК 60287-2-1–2009. Введ. 26.07.2009. М.: Стандартиформ, 2009. 32 с.
9. Основы кабельной техники / В. М. Леонов, И. Б. Пешков, И. Б. Рязанов, С. Д. Холодный. М.: Изд. центр «Академия», 2006. 432 с.
10. Математическая модель расчета потерь мощности в изолированных проводах с учетом температуры / С. С. Гиршин, А. А. Бубенчиков, Е. В. Петрова, В. Н. Горюнов // Омский научный вестник. 2009. № 3(83). С. 176–179.
11. A thermal Model for Calculating Axial Temperature Distribution of Overhead Conductor under Laboratory Conditions / X. Zhang, Z. Ying, Y. Chen, X. Chen // Electric Power Systems Research. 2019. Vol. 166. P. 223–231. <https://doi.org/10.1016/j.epsr.2018.10.008>.
12. Riba, J.-R. Analyzing the Role of Emissivity in Stranded Conductors for Overhead Power Lines / J.-R. Riba, L. Yuming, M.-E. Manuel // International Journal of Electrical Power and Energy Systems. 2024. Vol. 159. P. 110027. <https://doi.org/10.1016/j.ijepes.2024.110027>.

13. Фурсанов, М. И. Расчет технологического расхода (потерь) электроэнергии в современных распределительных электрических сетях 0,38–10 кВ / М. И. Фурсанов, А. А. Золотой, В. В. Макаревич // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2018. Т. 61, № 5. С. 408–422. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-5-408-422>.
14. Данилов, М. И. Оперативная идентификация сопротивлений проводов распределительных сетей 380 В автоматизированными системами учета / М. И. Данилов, И. Г. Романенко // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2023. Т. 66, № 2. С. 124–140. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2023-66-2-124-140>.

Поступила 24.12.2024 Подписана в печать 26.02.2025 Опубликовано онлайн 31.07.2025

REFERENCES

1. Desmet J., Putman D., Vanalme G., Belmans R., Vandommelent D. (2005) Thermal Analysis of Parallel Underground Energy Cables. *CIREN 2005 – 18th International Conference and Exhibition on Electricity Distribution*, Turin, Italy, 2005, 1–4. <https://doi.org/10.1049/cp: 200 50921>.
2. Schmidt H.-P. (2008). Efficient Simulation of Thermal and Electrical Behaviour of Industrial Cables. Petrone G., Cammarata G. (eds.). *Modelling and simulation*. Intechopen, 523–532. <https://doi.org/10.5772/5967>.
3. Zalizny D. I., Prohorenko S. N. (2012) Mathematical Model for Thermal Processes of Single-Core Power Cable. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, (5), 25–34 (in Russian).
4. Zalizny D. I., Novikov M. N., Khodanovich N. M., Shutov A. Yu. (2010) Method of Numerical Calculation of Non-Stationary Thermal Processes in the Insulation of a Power Cable. *Vestnik Gomel'skogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta imeni P. O. Sukhogo*, (4), 86–96 (in Russian).
5. Zalizny D. I., Shirokov O. G. (2014) Adaptive Mathematical Model of Thermal Processes of a Three-Core Power Cable. *Vestnik Gomel'skogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta imeni P. O. Sukhogo*, (2), 51–63 (in Russian).
6. Larina E. T. (1996) *Power Cables and High-Voltage Cable Lines*. Moscow, Energoatomizdat Publ. 464 (in Russian).
7. Dmitriev M. V. (2021) *High Voltage Cable Lines*. St. Petersburg, Polytech Press. 688 (in Russian).
8. GOST R IEC 60287-2-1:1994. *Electric Cables – Calculation of the Current Rating – Part 2-1: Thermal Resistance – Calculation of Thermal Resistance (IDT)*. Moscow, Standartinform, 2009. 32 (in Russian).
9. Leonov V. M., Peshkov I. B., Ryazanov I. B., Kholodny S. D. (2006) *Fundamentals of Cable Technology*. Moscow, Publishing Center “Academy”. 432 (in Russian).
10. Girshin S. S., Bybenchikov A. A., Gorynov V. N., Levchenko A. A., Petrova E. V. (2009) A Mathematical Model for Power Losses in Insulated Wires Taking Temperature into Account. *Omsk Scientific Bulletin*, (3), 176–179 (in Russian).
11. Zhang X., Ying Z., Chen Y., Chen X. (2019) A Thermal Model for Calculating Axial Temperature Distribution of Overhead Conductor under Laboratory Conditions. *Electric Power Systems Research*, 166, 223–231. <https://doi.org/10.1016/j.epsr.2018.10.008>.
12. Riba J.-R., Yuming L., Manuel M.-E. (2024) Analyzing the Role of Emissivity in Stranded Conductors for Overhead Power Lines. *International Journal of Electrical Power and Energy Systems*, 159, 110027. <https://doi.org/10.1016/j.ijepes.2024.110027>.
13. Fursanov M. I., Zolotoy A. A., Makarevich V. V. (2018) Calculation of Technological Consumption (Loss) of Electricity in Modern 0.38–10 kV Electrical Distribution Networks. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 61 (5) 408–422. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-5-408-422> (in Russian).
14. Danilov M. I., Romanenko I. G. (2023) Operational Identification of Resistances of Wires of 380 V Distribution Networks by Automated Accounting Systems. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 66 (2), 124–140. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2023-66-2-124-140> (in Russian).

Received: 24 December 2024

Accepted: 26 February 2025

Published online: 31 July 2025