

МОДЕЛИРОВАНИЕ И РАСЧЕТ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ ПО ДЛИНЕ ПРОВОДА В ЗАДАЧАХ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОПУСКНОЙ СПОСОБНОСТИ ЛИНИЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ ВБЛИЗИ КОНТАКТНЫХ СОЕДИНЕНИЙ

В статье получено аналитическое решение уравнения теплопроводности для контактного соединения длинных участков воздушных линий, а также рассмотрен случай для линии с двумя короткими и двумя длинными участками, позволяющий учесть распределенные дефекты и размеры зажимов. Показано применение полученной математической модели для определения температуры воздушной линии электропередачи вблизи контактных соединений. Выполнен сравнительный анализ значений температуры в линии электропередачи, рассчитанных по созданной математической модели, с опубликованными данными, полученными на основе моделирования методом конечных элементов при использовании результатов физического эксперимента. Показано, что нагрев контактных соединений может существенно ограничивать пропускную способность линий даже при допустимом уровне контактных сопротивлений. Это делает актуальными задачи расчета температуры контактных соединений линий электропередачи и уточнения допустимых токов с учетом влияния переходных сопротивлений контактов.

Ключевые слова: осевая передача тепла, контактное соединение, температура, пропускная способность, допустимый ток, контактное сопротивление.

Введение. Актуальным направлением при исследовании пропускной способности линий электропередачи является учет тепловых процессов [1–4]. Однако указанные научные работы относятся к исследованиям, учитывающим только радиальную передачу тепла. В линиях электропередачи величина переменного электрического тока изменяется по длине. Поэтому передача тепла происходит также вдоль оси провода. Кроме того, осевую передачу тепла в локальных масштабах создают также соприкосновения контактов.

В работах [5, 6] исследуются вопросы, связанные как с радиальной, так и с осевой передачей тепла в воздушных линиях. Проведенные исследования дают возможность повысить точность расчета потерь электроэнергии и анализа пропускной способности линий электропередачи. Важным вопросом при проведении подобных исследований является достоверность результатов. В работе [5] рассмотрена осевая передача тепла под действием изменяю-

щегося по длине тока. Достоверность подтверждается путем сравнения полученного аналитического решения с методом конечных разностей. В настоящей работе рассматривается осевая передача тепла, создаваемая контактными сопротивлениями или локальными дефектами. Результаты расчета температуры в линии электропередачи сравниваются с экспериментальными данными, опубликованными в [7].

Существующие в настоящее время методы расчета температуры контактных соединений сложны для практического использования, так как требуют моделирования трехмерных температурных полей при большом количестве исходных данных [8, 9]. Основной целью данной статьи является вывод и оценка достоверности упрощенных аналитических формул для распределения температуры в окрестностях контактного соединения воздушных линий. В отличие от прямого моделирования температурных полей, эти формулы требуют гораздо

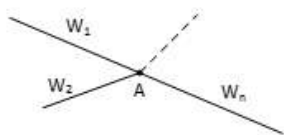


Рис. 1. Контактное соединение длинных участков линий

меньше исходных данных. В то же время перспективная область применения таких расчетов значительно шире по сравнению с существующей практикой. Действительно, в настоящее время расчет локального нагрева воздушных линий производится лишь в тех случаях, когда линия имеет дефект или когда контактное сопротивление превышает установленную норму (сопротивление на участке соединения не должно превышать сопротивление участка провода той же длины более чем в 1,2 раза [10]). При этом такие расчеты не считаются очень актуальными, поскольку устранение дефекта или снижение контактного сопротивления требуется независимо от получаемых результатов расчета.

Однако возможна иная ситуация: контактные сопротивления находятся в допустимых пределах, но линия нагружена по максимально допустимому току. При этих условиях даже небольшое контактное сопротивление, удовлетворяющее нормам, может привести к повышению температуры сверх максимально допустимой, что эквивалентно перегрузке линии. Приведенные в статье формулы позволяют учесть такие режимы при анализе пропускной способности линий путем сравнения максимальной температуры контактного соединения с допустимой температурой провода либо путем коррекции допустимых токов по температуре контакта. Результаты этого анализа могут быть использованы при вводе режима в допустимую область, что в конечном итоге будет способствовать снижению повторяемости аварийных и ненормальных режимов электрической сети.

Температура контактного соединения длинных участков линий электропередачи. Пусть n проводов неограниченной длины соединяются в точке А (рис. 1). В [5] выведена приближенная формула для распределения температуры по длине провода:

$$\Theta(x) \approx (\Theta_{r_2} - \Theta_g) e^{-\frac{L-x}{L_r}} + (\Theta_{r_1} - \Theta_g) e^{-\frac{x}{L_r}} + \Theta_g, \quad (1)$$

где Θ_{r_1} и Θ_{r_2} — температура в начале и в конце линии, °С; L_r — тепловой масштаб длины; Θ_g — температура неограниченно длинного провода (в данном случае температура провода на большом удалении от контакта).

Тепловой масштаб длины представляет собой расстояние, при перемещении на которое от начала (конца) внутрь линии разность между температурой в начале (конце) линии и температурой неограниченно длинного провода уменьшается в e раз [5],

$$L_r = \sqrt{\frac{\lambda F}{2\pi g a_{mn} - I^2 r_0 \alpha}}, \quad (2)$$

где λ — коэффициент теплопроводности; F — сечение провода; r — радиус провода; a_{mn} — коэффици-

ент теплопередачи; I — сила электрического тока; r_0 — погонное активное сопротивление; α — температурный коэффициент сопротивления.

Формула (1) справедлива при допущении $L \gg L_r$ и при условии, что ток в линии не меняется по ее длине. Применим ее для рис. 1, отсчитывая координату от точки А и заменив Θ_{r_1} на температуру Θ_A в точке контакта:

$$\Theta_i(x_i) = (\Theta_A - \Theta_{gi}) e^{-\frac{x}{L_{Ti}}} + \Theta_{gi}. \quad (3)$$

Первое слагаемое из формулы (1) здесь не учитывается, так как в дальнейшем формула (3) будет использоваться только вблизи контакта при малых значениях x .

По закону Фурье тепловой поток в линии вблизи точки А (при $x_i = 0$), направленный от этой точки в линию:

$$Q_i = -\lambda_i F_i \frac{\partial \Theta_i}{\partial x} \Big|_{x=0} = \frac{\lambda_i F_i}{L_{Ti}} (\Theta_A - \Theta_{gi}) = \beta_i (\Theta_A - \Theta_{gi}) \quad (4)$$

Здесь введено обозначение $\beta_i = \frac{\lambda_i F_i}{L_{Ti}}$. В дальнейшем будем называть эту величину *параметром осевой теплопередачи*. По физическому смыслу параметр β представляет собой количество теплоты, передаваемой в линию из точки контакта в единицу времени при единичной разности температур точки контакта и температуры линии на большом удалении от контакта.

Сумма потоков тепла, исходящих из точки контакта, равна тепловыделению в этой точке:

$$\sum_{i=1}^n \beta_i (\Theta_A - \Theta_{gi}) = \Delta P_{\text{конт}} = I^2 R_{\text{конт}}, \quad (5)$$

где $R_{\text{конт}}$ — сопротивление контакта, которое в данном случае считается сосредоточенным в точке А.

Решая уравнение (5) относительно Θ_A , получаем следующую формулу для температуры контактного соединения линий:

$$\Theta_A = \frac{\Delta P_{\text{конт}} + \sum_{i=1}^n \beta_i \Theta_{gi}}{\sum_{i=1}^n \beta_i}. \quad (6)$$

Формула (6) не может учесть влияние параметров зажимов. Кроме того, она справедлива только при сосредоточенном контакте, в то время как в действительности участок контакта имеет конечную длину (учет этих факторов рассмотрен ниже). Поэтому формула (6) должна рассматриваться как наиболее упрощенная и возможность ее практического использования требует дополнительных исследований.

Тем не менее полученная формула позволяет проводить оценочные расчеты. В качестве условий для такого расчета рассмотрим простейший случай — контактное соединение внутри одной линии. С учетом выражения для β формула (6) примет вид:

$$\Theta_A = \Delta P_{\text{конт}} \frac{L_r}{2\lambda F} + \Theta_g. \quad (7)$$

Действующая методика проверки контактных соединений линий электропередачи [10] нормирует сопротивление контакта на участке линии длиной L относительно сопротивления участка той же длины без контактного соединения. Тогда формулу для контактного сопротивления можно записать следующим образом:

$$R_{\text{конт}} = k\rho \frac{L}{F_{\text{эл}}}, \quad (8)$$

где k — относительная разность сопротивлений участка линии с контактным соединением и без контактного соединения; ρ — удельное сопротивление материала провода; $F_{\text{эл}}$ — сечение провода, по которому рассчитывается активное сопротивление.

Выразим из (7) превышение температуры контакта над температурой провода вдали от контактного соединения с учетом (8) при плотности тока j :

$$\Delta\theta_A = j^2 k\rho \frac{L_T L F_{\text{эл}}}{2\lambda F}. \quad (9)$$

Произведем оценку величины $\Delta\theta_A$ при допустимом превышении сопротивления участка линии с контактным соединением над сопротивлением такого же участка без контактного соединения, которое составляет 20 % ($k = 0,2$). Примем длину этого участка $L = 0,5$ м. Предположим, что по линии протекает максимально допустимый по нагреву ток. Тогда плотность тока может составлять около 3 А/мм² (в зависимости от типа и сечения линии, а также от условий охлаждения эта величина может изменяться как в большую, так и в меньшую сторону). Для теплового масштаба длины примем типовое значение $L_T = 0,2$ м [5]. Рассмотрим провод с алюминиевой токоведущей частью ($\rho = 0,028$ Ом·мм²/м, $\lambda = 237$ Вт/(м·°С) [5]), принимая для простоты $F_{\text{эл}} = F$. Тогда формула (9) дает результат $\Delta\theta_A = 10,6$ °С.

Полученное превышение температуры является существенным. Поэтому контактные сопротивления, даже находясь в допустимых пределах, могут заметно ограничивать пропускную способность линии.

Температура контактных соединений при наличии участков малой длины. Соединение проводов линий электропередачи осуществляется с помощью зажимов, геометрические параметры и условия охлаждения которых существенно отличаются от проводов без зажима. Это может быть учтено путем введения в математическую модель участков малой длины, для которых условие $L \gg L_T$ уже не выполняется. Для таких участков вместо формулы (1) следует использовать более точное выражение [5]:

$$\theta_{ij}(x) = C_1 e^{-\frac{L_{ij}-x}{L_{T,ij}}} + C_2 e^{-x/L_{T,ij}} + \theta_{g,ij}, \quad (10)$$

где

$$C_1 = \frac{\theta_j - \theta_{g,ij} - (\theta_i - \theta_{g,ij}) e^{-L_{ij}/L_{T,ij}}}{1 - e^{-2L_{ij}/L_{T,ij}}}, \quad (11)$$

$$C_2 = \frac{\theta_i - \theta_{g,ij} - (\theta_j - \theta_{g,ij}) e^{-L_{ij}/L_{T,ij}}}{1 - e^{-L_{ij}/L_{T,ij}}}. \quad (12)$$

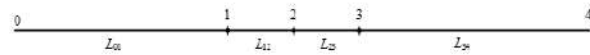


Рис. 2. Контактное соединение линии с двумя длинными и двумя короткими участками

Здесь границы участка обозначены точками с номерами i, j , причем координата x отсчитывается от точки i .

На рис. 2 показана расчетная схема для линии с двумя длинными участками 0-1, 3-4 и двумя короткими участками 1-2, 2-3.

В частности, данную расчетную схему можно трактовать как линию с зажимом, началу и концу которого соответствуют точки 1, 3. Точка 2 моделирует сосредоточенное контактное сопротивление. В действительности это сопротивление может быть не сосредоточенным, а распределенным по всей длине или части длины зажима. Однако на практике распределение контактного сопротивления внутри зажима является неизвестным, а максимальный нагрев будет наблюдаться при сосредоточенном сопротивлении, в связи с чем оно и введено в расчетную схему.

Таким образом, схема на рис. 2 позволяет учесть как распределенные, так и сосредоточенные сопротивления контактов. Причем сосредоточенные сопротивления без значительного усложнения задачи могут быть заданы не только в точке 2, но и в точках 1, 3 (например, этому могут соответствовать какие-либо дефекты линии).

Балансовые выражения осевых потоков тепла для схемы рис. 2 имеют вид:

$$\begin{cases} Q_{10} + Q_{12} = \Delta P_{\text{конт},1} \\ Q_{21} + Q_{23} = \Delta P_{\text{конт},2} \\ Q_{32} + Q_{34} = \Delta P_{\text{конт},3} \end{cases} \quad (13)$$

где Q_{ij} — тепловой поток на участке i, j вблизи точки i , направленный внутрь участка:

$$Q_{ij} = -\lambda_{ij} F_{ij} \frac{\partial \theta_{ij}}{\partial x} \Big|_{x=0}. \quad (14)$$

Выполнив дифференцирование и подставив результат в (13), получим систему линейных уравнений относительно температур $\theta_1, \theta_2, \theta_3$ в точках 1, 2, 3. Эта система имеет следующее решение:

$$\theta_2 = \frac{a_1 \Delta P_{\text{конт},1} + \Delta P_{\text{конт},2} + a_3 \Delta P_{\text{конт},3}}{\beta_{\text{экв}}} + \frac{a'_1 \beta_{12} \theta_{g,01} + a'_1 \beta_{12} \theta_{g,12} + a'_3 \beta_{23} \theta_{g,34} + a'_3 \beta_{23} \theta_{g,23}}{\beta_{\text{экв}}}, \quad (15)$$

$$\theta_1 = a_1 \theta_2 + a'_0 \theta_{g,01} + a'_2 \theta_{g,12} + a_0 \frac{\Delta P_{\text{конт},1}}{\beta_{01} + \beta_{12}}, \quad (16)$$

$$\theta_3 = a_3 \theta_2 + a'_4 \theta_{g,34} + a'_2 \theta_{g,23} + a_4 \frac{\Delta P_{\text{конт},3}}{\beta_{23} + \beta_{34}}. \quad (17)$$

Здесь β_{ij} — параметры осевой теплопередачи соответствующих участков; $\beta_{\text{экв}}$ — некоторый эквивалентный параметр осевой теплопередачи, равный:

$$\beta_{\text{эвб}} = \beta_{12} \frac{1 - \delta_{02} e^{-2L_{12}/L_{T,12}}}{1 + \delta_{02} e^{-2L_{12}/L_{T,12}}} + \beta_{23} \frac{1 - \delta_{24} e^{-2L_{23}/L_{T,23}}}{1 + \delta_{24} e^{-2L_{23}/L_{T,23}}}, \quad (18)$$

где $\delta_{02} = \frac{\beta_{12} - \beta_{01}}{\beta_{12} + \beta_{01}}$, $\delta_{24} = \frac{\beta_{23} - \beta_{34}}{\beta_{23} + \beta_{34}}$ — коэффициенты, характеризующие неоднородность участков соответственно 0-1-2 и 2-3-4.

Остальные коэффициенты, входящие в формулы (15)-(17), определяются по следующим выражениям:

$$\begin{aligned} a_1 &= \frac{1 + \delta_{02}}{1 + \delta_{02} e^{-2L_{12}/L_{T,12}}} e^{-L_{12}/L_{T,12}}, & a_3 &= \frac{1 + \delta_{24}}{1 + \delta_{24} e^{-2L_{23}/L_{T,23}}} e^{-L_{23}/L_{T,23}}, \\ a'_1 &= \frac{1 - \delta_{02}}{1 + \delta_{02} e^{-2L_{12}/L_{T,12}}} e^{-L_{12}/L_{T,12}}, & a''_1 &= \frac{\left(1 - e^{-L_{12}/L_{T,12}}\right)^2}{1 - e^{-2L_{12}/L_{T,12}}} (a_1 + 1), \\ a'_3 &= \frac{1 - \delta_{24}}{1 + \delta_{24} e^{-2L_{23}/L_{T,23}}} e^{-L_{23}/L_{T,23}}, & a''_3 &= \frac{\left(1 - e^{-L_{23}/L_{T,23}}\right)^2}{1 - e^{-2L_{23}/L_{T,23}}} (a_3 + 1), \\ a_0 &= \frac{1 - e^{-2L_{12}/L_{T,12}}}{1 + \delta_{02} e^{-2L_{12}/L_{T,12}}}, & a'_0 &= 0,5(1 - \delta_{02})a_0, \\ a_2 &= \frac{0,5(1 + \delta_{02})\left(1 - e^{-L_{12}/L_{T,12}}\right)^2}{1 + \delta_{02} e^{-2L_{12}/L_{T,12}}}, & a_4 &= \frac{1 - e^{-2L_{23}/L_{T,23}}}{1 + \delta_{24} e^{-2L_{23}/L_{T,23}}}, \\ a'_4 &= 0,5(1 - \delta_{24})a_4, & a'_2 &= \frac{0,5(1 + \delta_{24})\left(1 - e^{-L_{23}/L_{T,23}}\right)^2}{1 + \delta_{24} e^{-2L_{23}/L_{T,23}}}. \end{aligned}$$

Полученные формулы довольно громоздки. Основная причина этого в том, что участки 0-1 и 1-2, а также участки 2-3 и 3-4 имеют разные параметры. Наличие трех точек само по себе усложняет решение гораздо в меньшей степени. В этом легко убедиться, приняв коэффициенты δ_{ij} равными нулю. Если при этом принять также равными нулю $\Delta P_{\text{конт},1}$ и $\Delta P_{\text{конт},3}$, то получим формулу (6) при $n = 2$.

Сравнение результатов расчета с экспериментальными данными. В работе [7] опубликованы результаты физического эксперимента и численного расчета распределения температуры в четырех последовательных участках поврежденной воздушной линии, выполненной проводом марки АCSR-330/30. Длины участков $L_{OA} = 0,2$ м, $L_{AB} = 0,26$ м, $L_{BC} = 0,3$ м и $L_{CD} = 0,655$ м. В [7] рассмотрен только внешний повив, состоящий из 22 проволок общим сечением $F = 153$ мм². Внешний радиус повива равен радиусу провода $r_{np} = 12,4$ мм. Погонное активное сопротивление неповрежденного повива при 0 °С составляет 141,2 мкОм/м (соответствует сопротивлению 23 мкОм для участка провода длиной 15 см [7] при допущении, что это сопротивление приведено к 20 °С). На участке ОА расположен медный зажим сечением 400 мм² при внешнем радиусе 18 мм. По условиям эксперимента и расчетов [7] температура окружающей среды $\Theta_{\text{окр}} = 23,9$ °С, коэффициент теплоотдачи $\alpha_m = 12,22$ Вт/(м²·°С), степени черноты провода и зажима $\epsilon_n = 0,8$ и $\epsilon_z = 0,3$, сила

электрического тока $I = 165$ А. Коэффициенты теплопроводности для алюминия и меди приняты равными соответственно 237 и 401 Вт/(м·°С). В расчетах, результаты которых приведены ниже, учтена температурная зависимость активных сопротивлений провода и зажима при температурном коэффициенте сопротивления 0,0043 °С⁻¹.

Поскольку модель (15)–(17) предполагает наличие только двух коротких участков, то она может быть применена для рассматриваемого случая лишь приближенно. Самым простым вариантом адаптации модели (15)–(17) к условиям эксперимента является замена коротких участков ОА и CD на длинные. Однако такая замена не вполне обоснована, поскольку участок ОА принципиально содержит контактное сопротивление, которое не может быть распределено на длину больше зажима. Поэтому ниже в качестве коротких участков приняты участки ОА и АВ. Таким образом, точке 1 на рис. 2 соответствует точка О, точке 2 соответствует точка А, а точке 3 — точка В.

Согласно [7], активные сопротивления участков имеют следующие значения: $R_{OA} = 1,14$ мОм, $R_{AB} = 1,482$ мОм, $R_{BC} = 1,026$ мОм и $R_{CD} = 0,249$ мОм. Для дальнейших расчетов требуется разделить эти сопротивления на распределенные и сосредоточенные. Это можно сделать на основе следующих допущений:

- 1) участок 01 представляет собой неповрежденный провод;
- 2) на участке 12 половина сопротивления R_{OA} сосредоточена в точке 1, а половина распределена по длине;
- 3) сопротивление R_{AB} полностью распределено по длине участка 23;
- 4) распределенное сопротивление участка 34 соответствует неповрежденному проводу;
- 5) избыточная часть сопротивления R_{BC} считается сосредоточенной в точке 3.

Допущение 4 основано на том соображении, что участок 34 продолжается за пределами точки D, где нет оснований считать провод поврежденным. Аналогичное допущение 1 является более произвольным, поскольку физически участок 01 — это уже не линия, а иные токоведущие конструкции. Из данных [7] следует, что температура этих конструкций не может сильно отличаться от температуры окружающей среды. Однако то же самое справедливо и для неповрежденного провода, что и дает возможность принять данное допущение.

Сопротивление участка с зажимом может быть распределено внутри этого участка весьма сложным образом. Однако в точке 2 значительного контактного сопротивления быть не может, так как здесь провод еще не заканчивается, а продолжается под зажимом. Поскольку фактическое распределение сопротивления на участке 12 неизвестно, то в допущении 2 принято, что сосредоточенное сопротивление (в точке 1) равно распределенному.

Расчетные сопротивления представлены в табл. 1. При этом распределенные сопротивления приведены к единичной длине (погонные сопротивления) и к температуре 0 °С.

Расчетные погонные сопротивления на участках 12 и 34 больше погонных сопротивлений неповрежденного провода соответственно в 18,6 и в 37,2 раза. Физически это можно трактовать как уменьшение эффективного сечения токоведущих частей. Таким образом, для участка 23 эффективное сечение составит $153/37,2 = 4,113$ мм², а для участка 12

Расчетные распределенные и сосредоточенные сопротивления

Точка или участок	1	2	3	01	12	23	34
Сопротивление	0,57 мОм	0	0,98 мОм	0,141 мОм/м	2,624 мОм/м	5,249 мОм/м	0,141 мОм/м

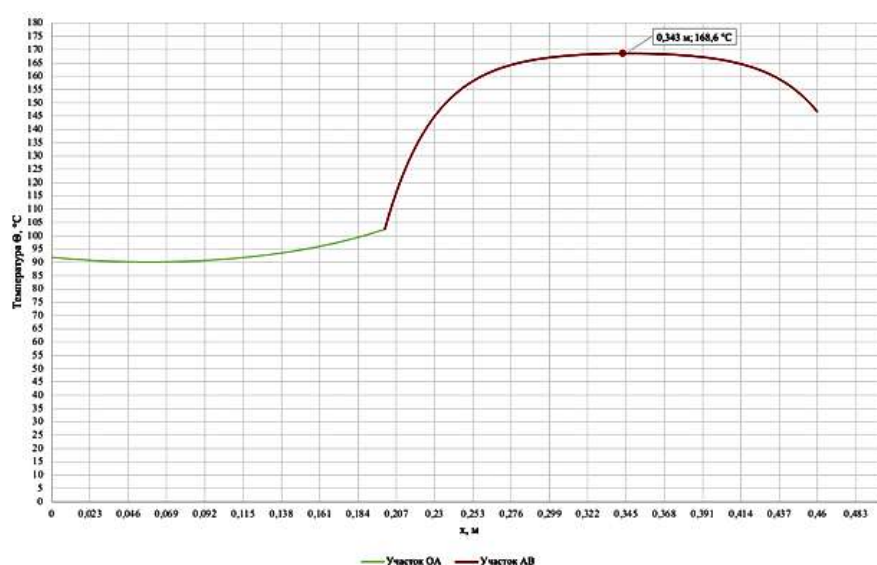


Рис. 3. Распределение температуры на участках 12 (OA) и 23 (AB)

с учетом зажима $(400 + 153)/18,6 = 29,73 \text{ мм}^2$. Эти сечения использовались при расчете тепловых масштабов длины и параметров осевой теплопередачи. Для участка с зажимом коэффициент теплопроводности был принят как средневзвешенный по сечениям алюминия и меди $\lambda_{12} = 355,6 \text{ Вт/(м} \cdot \text{°C)}$.

При этих исходных данных расчет температур по формулам (15)-(17) дает следующие значения:

$$\Theta_1 = 92 \text{ °C};$$

$$\Theta_2 = 102,4 \text{ °C};$$

$$\Theta_3 = 146,8 \text{ °C}.$$

Распределение температур на участках 12 (OA) и 23 (AB), построенное по формуле (10), показано на рис. 3.

Максимальная температура наблюдается внутри участка AB и составляет $\Theta_{\max} = 168,6 \text{ °C}$. Сравнение четырех полученных температур с данными [7] приведено в табл. 2.

Из табл. 2 видно, что полученное значение максимальной температуры хорошо соответствует экспериментальным данным [7]. При этом максимум наблюдается практически в той же точке, что и в эксперименте [7]. Распределение температуры по длине также в целом соответствует [7], однако расчетные температуры в промежуточных точках получились существенно заниженными (экспериментальные температуры в точках 2 и 3 приведены в виде интервалов, поскольку на исходной термограмме [7] в этих точках кривая имеет большой наклон, что с учетом толщины линии не дает возможности определить температуры с большей точностью). Наибольшее различие температур наблюдается в точке 2. Вероятно, оно связано с тем, что

Таблица 2

Сравнение расчетных температур с данными [7]

	$\Theta_1, \text{ °C}$	$\Theta_2, \text{ °C}$	$\Theta_3, \text{ °C}$	$\Theta_{\max}, \text{ °C}$
Расчет	92	102,4	146,8	168,6
Данные [7]	93	115–120	150–155	170

контактное сопротивление концентрируется к этой точке сильнее, чем это принято выше в допущении 2. Расхождение температуры в точке 3 объяснить труднее, поскольку все контактное сопротивление, согласно допущению 5, уже сконцентрировано в этой точке. Здесь сказываются локальные геометрические особенности поврежденных повивов, влияющие на радиальную передачу тепла, но подробное этот вопрос будет рассмотрен позже.

Выводы. Приведенные в статье аналитические формулы позволяют оценить пропускную способность линий с учетом контактных сопротивлений при уменьшенном количестве исходных данных по сравнению с численными трехмерными моделями. Расчеты, выполненные для простого контактного соединения без дефектов, показали, что даже нормально допустимое контактное сопротивление может существенно ограничивать пропускную способность линий, повышая температуру провода примерно на 10 °C. Ограничение пропускной способности здесь связано с увеличением величины контактного сопротивления за счет его температурной зависимости.

Расчеты, выполненные для более сложного случая при наличии неоднородностей и распределенных дефектов, показали хорошее совпадение с экспериментальными данными. При этом наибольшее

лее точно определена именно максимальная температура. Необходимо заметить, что указанный максимум температуры определяется не столько осевыми, сколько радиальными потоками тепла в проводе. Это связано с тем, что в данном случае максимальный нагрев наблюдается в области распределенного дефекта, который, уменьшая эффективное сечение провода, по сути, блокирует осевую теплопередачу. Максимальная относительная погрешность при сравнении с данными [7] составила 14,67 %, но такую погрешность можно объяснить тем, что в точке 2 контактное сопротивление концентрируется к этой точке сильнее, чем при допущении 2. В остальных же случаях, особенно при сравнении максимальной температуры с данными [7], относительная погрешность составила 0,82 %, то есть представленное аналитическое решение обладает высокой точностью.

Анализ результатов позволяет сделать следующий общий вывод: чем сильнее выражен распределенный дефект линии, тем меньшее влияние на температуру оказывают соседние участки. Однако для сосредоточенного дефекта такой вывод уже не будет справедливым.

С практической точки зрения, важным является не только само максимальное значение температуры при наличии дефектов, но и положение точки максимума. Как показано выше, предложенная модель позволяет определить это положение также с высокой точностью.

В целом результаты исследования могут быть использованы как для оценки пропускной способности линий при нормальных контактных сопротивлениях, так и для расчета температур при наличии дефектов.

Библиографический список

1. Fan F., Bell K., Infield D. Transient-state real-time thermal rating forecasting for overhead lines by an enhanced analytical method // *Electric Power Systems Research*. 2018. Vol. 167. P. 213–221. DOI: 10.1016/j.epsr.2018.11.003.
2. Петрова Е. В., Гиршин С. С., Криволапов В. А., Горюнов В. Н., Троценко В. М. Анализ длительных допустимых токов и потерь активной мощности в воздушных линиях электропередачи с учетом климатических факторов // *Омский научный вестник*. 2023. № 4 (188). С. 84–92. DOI: 10.25206/1813-8225-2023-188-84-92. EDN: WQGZWB.
3. Воротницкий В. Э., Могиленко А. В. Снижение потерь электроэнергии в распределительных электрических сетях: сравнительный анализ зарубежного и отечественного опыта: моногр. Москва: Инфра-Инженерия, 2023. 308 с. ISBN 978-5-9729-1388-6.
4. Martinez R., Manana M., Arroyo A. [et al.]. Dynamic Rating Management of Overhead Transmission Lines Operating under Multiple Weather Conditions // *Energies*. 2021. Vol. 14, no 4. P. 59–63. DOI: 10.3390/en14041136.
5. Троценко В. М., Гиршин С. С., Петрова Е. В. [и др.]. Математическая модель теплового режима воздушной линии электропередачи с учетом изменения температуры по длине // *iPolytech Journal*. 2022. № 26 (3). С. 519–531. DOI: 10.21285/1814-3520-2022-3-519-531. EDN: TNXREJ.
6. Троценко В. М. Анализ температуры и сравнение потерь активной мощности в нестационарном и стационарном тепловом режиме воздушных линий электропередачи //

Омский научный вестник. 2023. № 4 (188). С. 93–99. DOI: 10.25206/1813-8225-2023-188-93-99. EDN: WIGOVE.

7. Yingai J., Mingyu Q., Shijuan Y. [et al.]. Analysis of overhead transmission lines fusing failure due to poor contact between conductors and clamps // *Engineering Failure Analysis*. 2020. no. 118. P. 104858. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2020.104858.

8. Chengzeng Y., Dasheng W., Gang W. Three-dimensional finite discrete element-based contact heat transfer model considering thermal cracking in continuous–discontinuous media // *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*. 2022. Vol. 388. P. 114228. DOI: 10.1016/j.cma.2021.114228.

9. Zainuddin N. M., Rahman M. S. Abd., Ab Kadir M. Z. A. [et al.]. Review of Thermal Stress and Condition Monitoring Technologies for Overhead Transmission Lines: Issues and Challenges // *IEEE Access*. 2020. Vol. 8. P. 120053-120081, DOI: 10.1109/ACCESS.2020.3004578.

10. Правила устройства электроустановок. Москва: ЭКСМО, 2023. 512 с. ISBN 978-5-04-192789-9.

ТРОЦЕНКО Владислав Михайлович, старший преподаватель кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий» Омского государственного технического университета (ОмГТУ), г. Омск.

SPIN-код: 3958-5882

AuthorID (РИНЦ): 889516

Адрес для переписки: troch_93@mail.ru

ГИРШИН Станислав Сергеевич, кандидат технических наук, доцент (Россия), доцент кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий» ОмГТУ, г. Омск.

SPIN-код: 1125-1521

AuthorID (РИНЦ): 297584

AuthorID (SCOPUS): 57190579930

ПЕТРОВА Елена Владимировна, старший преподаватель кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий» ОмГТУ, г. Омск.

SPIN-код: 2750-7350

AuthorID (РИНЦ): 685250

ГОРЮНОВ Владимир Николаевич, доктор технических наук, профессор (Россия), заведующий кафедрой «Электроснабжение промышленных предприятий» ОмГТУ, г. Омск.

SPIN-код: 2765-2945

AuthorID (РИНЦ): 302109

AuthorID (SCOPUS): 7003455231

САФОНОВ Дмитрий Геннадьевич, кандидат технических наук, доцент (Россия), доцент кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий» ОмГТУ, г. Омск.

SPIN-код: 5090-2754

AuthorID (РИНЦ): 685258

Для цитирования

Троценко В. М., Гиршин С. С., Петрова Е. В., Горюнов В. Н., Сафонов Д. Г. Моделирование и расчет распределения температуры по длине провода в задачах исследования пропускной способности линий электропередачи вблизи контактных соединений // *Омский научный вестник*. 2024. № 3 (191). С. 117–124. DOI: 10.25206/1813-8225-2024-191-117-124.

Статья поступила в редакцию 15.06.2024 г.

© В. М. Троценко, С. С. Гиршин, Е. В. Петрова,

В. Н. Горюнов, Д. Г. Сафонов

MODELING AND CALCULATION OF TEMPERATURE DISTRIBUTION ALONG THE LENGTH OF A WIRE STUDYING PROBLEMS THE CAPACITY OF POWER TRANSMISSION LINES NEAR CONTACT CONNECTIONS

The article has obtained an analytical solution to the thermal conductivity equation for the contact connection of long sections of overhead lines, and also considered the case for a line with two short and two long sections, which makes it possible to take into account distributed defects and clamp sizes. The application of the obtained mathematical model to determine the temperature of an overhead power line near contact connections is shown. A comparative analysis of the temperature values in the power line, calculated using the created mathematical model, with published data obtained based on finite element modeling using the results of a physical experiment is performed. It has been shown that heating of contact connections can significantly limit the throughput of lines even at an acceptable level of contact resistance. This makes relevant the tasks of calculating the temperature of contact connections of power lines and clarifying permissible currents taking into account the influence of transient contact resistances.

Keywords: axial heat transfer, contact connection, temperature, throughput, permissible current, contact resistance.

References

1. Fan F., Bell K., Infield D. Transient-state real-time thermal rating forecasting for overhead lines by an enhanced analytical method // *Electric Power Systems Research*. 2018. Vol. 167. P. 213–221. DOI: 10.1016/j.epsr.2018.11.003. (In Engl.).
2. Petrova E. V., Girshin S. S., Krivolapov V. A., Goryunov V. N., Trotsenko V. M. Analiz dlitel'no dopustimnykh tokov i poter' aktivnoy moshchnosti v vozdushnykh liniyakh elektroperedachi s uchetom klimaticheskikh faktorov [The analysis of continuous admissible currents and active power losses in overhead power lines taking into account climatic factors] // *Omskiy nauchnyy vestnik. Omsk Scientific Bulletin*. 2023. No. 4 (188). P. 84–92. DOI: 10.25206/1813-8225-2023-188-84-92. EDN: WQGZWB (In Russ.).
3. Vorotnitsky V. E., Mogilenko A. V. Snizheniye poter' elektroenergii v raspredelitel'nykh elektricheskikh setyakh: cravnitel'nyy analiz zarubezhnogo i otechestvennogo opyta [Reducing electricity losses in electrical distribution networks: comparative analysis of foreign and domestic experience]. Moscow, 2023. 308 p. ISBN 978-5-9729-1388-6. (In Russ.).
4. Martinez R., Manana M., Arroyo A. [et al.]. Dynamic Rating Management of Overhead Transmission Lines Operating under Multiple Weather Conditions // *Energies*. 2021. Vol. 14, no 4. P. 59–63. DOI: 10.3390/en14041136. (In Engl.).
5. Trotsenko V. M., Girshin S. S., Petrova E. V. [et al.]. Matematicheskaya model' teplovogo rezhima vozdushnoy linii elektroperedachi s uchetom izmeneniya temperatury po dline [Mathematical model of the thermal mode of overhead power lines considering temperature variations along the line length] // *iPolytech Journal. iPolytech Journal*. 2022. No. 26 (3). P. 519–531. DOI: 10.21285/1814-3520-2022-3-519-531. EDN: TNXREJ. (In Russ.).
6. Trotsenko V. M. Analiz temperatury i sravneniye poter' aktivnoy moshchnosti v nestatsionarnom i statsionarnom teplovom rezhime vozdushnykh liniy elektroperedachi [Temperature analysis and comparison of active power losses in non-stationary and stationary thermal conditions of overhead power lines] // *Omskiy nauchnyy vestnik. Omsk Scientific Bulletin*. 2023. No. 4 (188). P. 93–99. DOI: 10.25206/1813-8225-2023-188-93-99. EDN: WIGOVE. (In Russ.).
7. Yingai J., Mingyu Q., Shijuan Y. [et al.]. Analysis of overhead transmission lines fusing failure due to poor contact between conductors and clamps // *Engineering Failure Analysis*. 2020. No. 118. P. 104858. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2020.104858. (In Engl.).

8. Chengzeng Y., Dasheng W., Gang W. Three-dimensional finite discrete element-based contact heat transfer model considering thermal cracking in continuous–discontinuous media // *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*. 2022. Vol. 388. P. 114228. DOI: 10.1016/j.cma.2021.114228. (In Engl.).

9. Zainuddin N. M., Rahman M. S. Abd., Ab Kadir M. Z. A. [et al.]. Review of Thermal Stress and Condition Monitoring Technologies for Overhead Transmission Lines: Issues and Challenges // *IEEE Access*. 2020. Vol. 8. P. 120053-120081, DOI: 10.1109/ACCESS.2020.3004578. (In Engl.).

10. *Pravila ustroystva elektroustanovok [Rules of the device of electrical installations.]*. Moscow, 2023. 512 p. ISBN 978-5-04-192789-9. (In Russ.).

TROTSENKO Vladislav Mikhaylovich, Senior Lecturer of Power Supply for Industrial Enterprises Department, Omsk State Technical University (OmSTU), Omsk.

SPIN-code: 3958-5882

AuthorID (RSCI): 889516

GIRSHIN Stanislav Sergeyevich, Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Associate Professor of Power Supply for Industrial Enterprises Department, OmSTU, Omsk.

SPIN-code: 1125-1521

AuthorID (RSCI): 297584

AuthorID (SCOPUS): 57190579930

PETROVA Elena Vladimirovna, Senior Lecturer of Power Supply for Industrial Enterprises Department, OmSTU, Omsk.

SPIN-code: 2750-7350

AuthorID (RSCI): 685250

GORYUNOV Vladimir Nikolayevich, Doctor of Technical Sciences, Professor, Head of Power Supply for Industrial Enterprises Department, OmSTU, Omsk.

SPIN-code: 2765-2945

AuthorID (RSCI): 302109

AuthorID (SCOPUS): 7003455231

Correspondence address: vladimorgoryunov2016@yandex.ru

SAFONOV Dmitriy Gennadyevich, Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Associate Professor of Power Supply for Industrial Enterprises Department, OmSTU, Omsk.

SPIN-code: 5090-2754

AuthorID (RSCI): 685258

For citations

Trotsenko V. M., Girshin S. S., Petrova E. V., Goryunov V. N., Safonov D. G. Modeling and calculation of temperature distribution along the length of a wire studying problems the capacity of power transmission lines near contact connections // *Omsk Scientific Bulletin*. 2024. No. 3 (191). P. 117–124. DOI: 10.25206/1813-8225-2024-191-117-124.

Received June 15, 2024.

© V. M. Trotsenko, S. S. Girshin, E. V. Petrova,
V. N. Goryunov, D. G. Safonov