

对流条件下架空导线载流-温度分布热路模型构建

董选昌¹, 曲烽瑞¹, 李艳飞¹, 方百里¹, 王亦清², 李 炆², 刘 刚²

(1. 中国南方电网广州供电局输电管理所, 广东 广州 510310;
2. 华南理工大学电力学院, 广东 广州 510640)

摘要: 由于架空导线径向温差的存在, 仅仅以监测得到的架空线路表层温度表征导线温度, 为线路安全运行埋下隐患。为此, 本文根据架空导线内部导体结构特征, 借鉴热电比拟思想, 提出了导线内部温度分布热路模型, 并确定了分布接触热阻和分布内热源的计算方法; 为验证模型精度, 设计并搭建升流实验系统和风洞测温实验平台, 以 LGJ240/30mm² 导线为例, 对自然对流条件和强制对流条件下的模型计算结果进行实验验证和分析。验证结果表明: 自然对流条件下, 各层导体温度的平均相对误差为 4.6%, 强制对流条件下各层导体温度的平均相对误差仅为 1.54%; 径向温差的计算精度高于 IEEE 标准模型。

关键词: 径向温度; 热路模型; 接触热阻; 分布热源; 风洞实验

DOI: 10.12067/ATEEE1806072 **文章编号:** 1003-3076(2019)01-0054-07 **中图分类号:** TM244.1

1 引言

随着国家经济的发展, 社会用电量不断增加, 输电设备的负载率往往运行在较高的运行水平。如同对电力变压器的内部温度分布的重视^[1], 作为输电网中重要元件的架空线路, 其轴、径向温度分布逐渐引起了国内电力部门的关注^[2,3]。导线温度是架空线路设计和运行的最重要参数之一, 导线表面温度可通过监测设备获取, 或者通过成熟的理论公式求解得到^[4,5]。但是, 由于导线内部导体结构的特点, 使得在实际运行中存在径向温度梯度分布, 当导线负载率较高时, 钢心温度明显高于表层温度, 而导线高温时的张力, 由钢心完全承担^[6,7], 所以仅仅以监测表层温度表征导线实际最高温度, 可能存在着严重的安全隐患。

目前, 关于架空导线径向温度分布和承载电流之间关系的研究, 主要可分为三大类: ① IEEE Std738-2012 推荐公式, 即在将绞线简化为同轴圆柱体的基础上, 推导热传导理论计算式, 引入有效径向热传递系数, 该系数由大量实验总结得到^[8,9], 该模型易于理解, 但是只能计算某一运行电流情况下的

径向温差; ②将三维绞线简化为二维结构, 建立有限元模型, 通过合理边界条件的施加, 计算得到各层导体温度分布^[10,11], 然而有限元方法的准确度受网格尺寸和边界条件的影响, 计算量大, 使用不便; ③借鉴热电比拟思想, 建立导线径向温度分布热路模型, 计算结果具有较高精度, 然而导线内部热阻的确定需要大量训练样本, 并且该方法只在自然对流条件下得到验证^[12]。架空导线内部各层导体温度分布的计算不仅有助于导线载流量和弧垂的准确评估, 而且有助于导线内部应力分布、蠕变退火、交流电阻计算等导线运行状态的深入研究^[13,14]。

本文根据架空导线内部导体的结构特征, 建立了导线内部温度的分布热路模型, 确定了热路参数的计算方法。为验证模型准确性, 搭建了大电流实验平台和风洞实验平台, 测量了不同运行环境下的导线温度分布, 并验证了模型的有效性。

2 架空导线稳态热路模型的构建

架空裸导线在拉丝成型的过程中, 会发生与相邻导体的摩擦以及与模具的挤压, 仔细观察各股金属导体, 其表面布满高低不平的微凸体, 导线各层之

收稿日期: 2018-06-27

基金项目: 中国南方电网广州供电局有限公司科技项目(GZHKJXM20160044)

作者简介: 董选昌(1971-), 男, 安徽籍, 高级工程师, 硕士, 主要研究方向为输电线路运行管理;
王亦清(1994-), 男, 湖北籍, 硕士研究生, 主要研究方向为电气设备在线监测(通讯作者)。

间和各股之间即通过这种微凸体接触。钢心铝绞线内部可视为由两部分组成:①产生热量的金属导体;②传递热量的金属-金属点接触、接触缝隙和空气孔隙^[15]。

根据架空导线内部各层导体之间热流密度传递所经过的媒介,导线内部热阻包括金属-金属点接触热阻、接触缝隙热阻和空气孔隙热阻。据此可建立导线内部热量传递的稳态热路模型^[16],如图 1 所示。

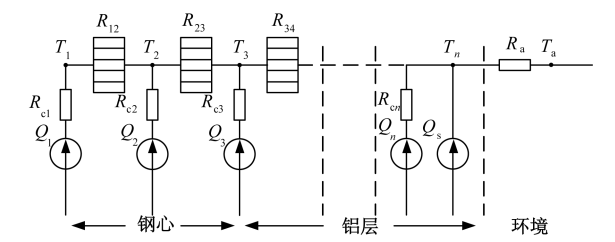


图 1 架空导线内部温度分布稳态热路模型
Fig. 1 Steady-state thermal path model for internal temperature distribution of overhead conductors

图 1 中, $Q_i(i=1,2,\cdots,n)$ 分别为钢心铝绞线内部的各层导体的产热量(W/m); Q_s 为在日照辐射的作用下导体表面的吸热量(W/m); R_{ci} 分别为导线钢心部分和铝层部分导体自身热阻($^{\circ}\text{C/W}$),其值较小,如同电流源的内阻一般; $R_{i(i+1)}$ 为钢心铝绞线相邻层导体之间的综合接触热阻($^{\circ}\text{C/W}$),其详细计算参数如图 2 所示; R_a 为环境热阻($^{\circ}\text{C/W}$),能够反映导线周围综合散热情况; T_i 为钢心铝绞线内部各层导体的温度($^{\circ}\text{C}$); T_a 为导线周围的环境温度($^{\circ}\text{C}$)。图 2 中,相邻层导体之间的综合接触电阻 $R_{i(i+1)}$ 可表示为:

$$R_{i(i+1)}=(R_m//R_g//R_v)_{i(i+1)}\tag{1}$$

式中,下标 m、g、v 分别代表金属-金属点接触、接触缝隙和空气孔隙。

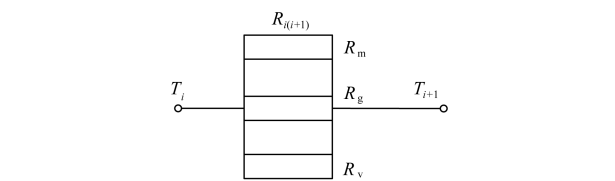


图 2 导线内部相邻层间导体综合接触热阻示意图
Fig. 2 Schematic diagram of integrated contact thermal resistance between adjacent conductor layers inside conductors

标准大气压下导线金属材料 and 空气的导热系数如表 1 所示。由表 1 可见,20℃ 时空气的导热系数 λ 分别为铝线和镀锌钢丝的 0.9%、4.53%。所以在

分析和计算各层导体温度时可以忽略各层导体本身的热阻 R_{ci} ,另外可将各层导体之间的接触热阻统一采用综合接触热阻表示。将图 1 中的热路模型作进一步简化,如图 3 所示。

表 1 标准大气压下导线金属材料和空气的导热系数
Tab. 1 Thermal conductivity of metallic materials and air in conductor under standard atmospheric pressure

材料	空气	铝线	镀锌钢丝
导热系数 $\lambda/(W/(m\cdot K))$	2.04	226	45

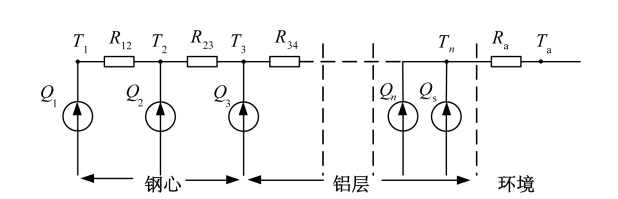


图 3 架空导线内部温度分布简化稳态热路模型
Fig. 3 Simplified steady-state thermal circuit model for temperature distribution inside overhead conductors

在对导线温度分布热路模型进行求解时,根据电路中的节点电压法,选取环境温度作为各参考节点的参考温度。由热路原理可得:

$$\begin{cases} \frac{1}{R_{12}}T_1 - \frac{1}{R_{23}}T_2 = Q_1 \\ -\frac{1}{R_1}T_1 + \left(\frac{1}{R_{12}} + \frac{1}{R_{23}}\right)T_2 - \frac{1}{R_{23}}T_3 = Q_2 \\ \vdots \\ -\frac{1}{R_{(n-1)(n-i)}}T_{n-i-1} + \left(\frac{1}{R_{(n-1)(n-i)}} + \frac{1}{R_{(n-i)(n)}}\right)T_{n-i} - \frac{1}{R_{(n-i)(n)}}T_{n-i-1} = Q_{n-i} \\ \vdots \\ -\frac{1}{R_{(n-1)(n)}}T_{n-1} + \left(\frac{1}{R_{(n-1)(n)}} + \frac{1}{R_a}\right)T_n = Q_n + Q_s + \frac{1}{R_a}T_a \end{cases}\tag{2}$$

将式(2)用矩阵形式表示,即

$$\mathbf{RT} = \mathbf{Q}\tag{3}$$

为求得架空绞线各层的稳态温度分布,在式(3)中左乘热阻矩阵 \mathbf{R} 的逆阵得:

$$\mathbf{T} = \mathbf{R}^{-1}\mathbf{Q}\tag{4}$$

式中,各层导体的温度向量 \mathbf{T} 为:

$$\mathbf{T} = [T_1 \quad T_2 \quad T_3 \quad \cdots \quad T_n]^T\tag{5}$$

各层导体的产热量向量 \mathbf{Q} 可表示为:

$$\mathbf{Q} = \left[Q_1 \quad Q_2 \quad \cdots \quad Q_{n-1} \quad \left(Q_n + Q_s + \frac{T_a}{R_a} \right) \right]^T\tag{6}$$

导线内部的热阻矩阵 R 为:

$$R = \begin{bmatrix} \frac{1}{R_{12}} & -\frac{1}{R_{12}} & 0 & 0 & \cdots & 0 \\ -\frac{1}{R_{12}} & \frac{1}{R_{12}} + \frac{1}{R_{23}} & -\frac{1}{R_{23}} & 0 & \cdots & 0 \\ 0 & -\frac{1}{R_{23}} & \frac{1}{R_{23}} + \frac{1}{R_{34}} & -\frac{1}{R_{34}} & \cdots & 0 \\ \cdots & \cdots & \cdots & \cdots & \cdots & \cdots \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{R_{(n-1)(n)}} & \frac{1}{R_{(n-1)(n)}} + \frac{1}{R_a} \end{bmatrix} \quad (7)$$

通过式(2)~式(7)即可求得钢心铝绞线各层导体的稳态温度分布情况。

3 架空线热路模型中热阻参数和热源的计算

钢心铝绞线内部存在温度梯度的主要原因为:热量在通过金属-金属点接触、接触缝隙和空气孔隙时会产生温度降落。根据传热学中的傅里叶定律,热量在传递过程中遇到的阻力与传热介质的热导率和传热面积相关。

3.1 热阻的计算

金属-金属点接触热阻、金属-金属之间接触缝隙的接触热阻和空气孔隙接触热阻的计算结果,主要受到导体与空气材料的热导率、导线结构、金属材料微硬度和导线所承受拉力的影响。

金属-金属点接触热阻计算式为:

$$R_{mi(i+1)} = \frac{\sigma}{1.13k_{hm}\tan\phi \cdot \left(\frac{P_q}{H}\right)^{0.94} q_{i(i+1)} A_{ui(i+1)}} \quad (8)$$

式中, σ 为金属表面的均方差高度,可取 $1\mu\text{m}$; k_{hm} 为两种材料导热系数的调和平均数,铝层导体为 $226\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$,钢心层为 $45\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$,而对于钢-铝接触层则为 $75\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$; $\tan\phi$ 为接触表面微凸体的斜率; P_q 为接触面上的平均压力; H 为材料的微硬度,该值与材料的屈服应力相关; $q_{i(i+1)}$ 为第 i 层导体与第 $i+1$ 层导体单位长度的接触点个数; $A_{ui(i+1)}$ 为第 i 层导体与第 $i+1$ 层导体单位长度的单个接触点实际接触面积,具体求解参考文献[15]。

金属-金属之间接触缝隙的接触热阻计算式为:

$$R_{gi(i+1)} = \frac{\sigma_g}{k_g [q_{i(i+1)} A_{qi(i+1)} - q_{i(i+1)} A_{ui(i+1)}]} \quad (9)$$

式中, k_g 为空气的热导率; σ_g 为接触缝隙的有效长度,可取 $1\mu\text{m}$; $A_{qi(i+1)}$ 为第 i 层导体与第 $i+1$ 层导体

单位长度的单个接触点的视在接触面积。

空气孔隙接触热阻计算式为:

$$R_{vi(i+1)} = \frac{\delta_v}{k_g [\pi d(2i+1) - q_{i(i+1)} A_{qi(i+1)}]} \quad (10)$$

式中, δ_v 为各层导体之间三角形气隙或矩形气隙的最大长度(m); d 为单根导体直径(m)。

环境热阻 R_a 是导线向周围环境散热效率的综合反映,通过监测当前时刻运行电流、导线温度和环境温度计算得到环境热阻:

$$R_a = \frac{T_n - T_a}{I^2 k R_d(T_n) + Q_s} \quad (11)$$

式中, I 为当前状态线路中加载的电流(A); $R_d(T_n)$ 为导线温度为 T_n 时的直流电阻(Ω/m); k 为该型号导线交直流电阻比例系数, $k = \zeta I^\tau$,该结论由大量实验数据为基础,计算结果相对误差 $< 1.4\%$,不同的导线对应各自的 ζ 和 τ ,可通过查询文献[17]获取。

3.2 热源的计算

由于架空导线各层导体之间相互绞合的结构特点,以及钢心部位铁磁材料的物理特性,使得难以准确确定流过各层导体的电流和实际的发热量,因此,国内外文献在计算导线内部各层导体之间的产热率时,往往忽略了集肤效应对产热率的影响。本文为使导线计算发热量接近实际发热量,在钢心和铝层每股导线看成是并联导体结构的基础上,将集肤效应系数引入铝层导体计算产热率,最终可以根据每股导体产热率得到各层导体产热率。

首先计算每股导体通过电流,其电流分布如图4所示。

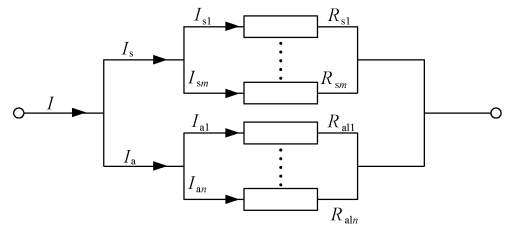


图4 钢心铝绞线内部并联电路图

Fig. 4 LGJ conductor internal parallel circuit diagram

图4中, I_{s1} 、 I_{ai} 分别为流过单股钢导体和铝导体的电流(A); I_s 、 I_a 分别为导体流过钢心层电阻和铝层电阻的电流(A); R_{ai} 、 R_{si} 分别为单股铝导体和钢导体的电阻(Ω/m)。根据图4,得到 I_{ai} 与 I_{si} 的计算公式如下:

$$I_{ai} = I_a \frac{1/R_{a1} + \cdots + 1/R_{aln}}{R_{ai}} \quad (12)$$

$$I_{si} = I_s \frac{1/R_{s1} + \cdots + 1/R_{sm}}{R_{si}} \tag{13}$$

根据每股导线通过的电流,可以得到每股导线产热率:

$$Q_{si} = \frac{4I_{si}^2 \rho_{si}}{\pi d_s^2} [1 + \alpha_s (T_s - 20)] \tag{14}$$

$$Q_{ai} = \frac{4I_{ai}^2 k \rho_{ai}}{\pi d_a^2} [1 + \alpha_a (T_{al} - 20)] \tag{15}$$

式中, d_s 、 d_a 分别为单股钢导体和铝导体的直径 (m); Q_{si} 、 Q_{ai} 分别为单股钢导体和铝导体通入电流后的产热率 (W/m^2); ρ_{si} 、 ρ_{ai} 分别为 20°C 时单股钢导体和铝导体材料的电阻率 (Ω/m); α_s 、 α_a 分别为钢导体和铝导体材料的电阻温度系数 ($1/^\circ\text{C}$); T_s 、 T_{al} 分别为钢心层和铝层导体的运行温度 ($^\circ\text{C}$)。

计算得到每股导体产热率 Q_{si} 与 Q_{ai} 之后,可根据每股导体所在的层数计算得到每层导体产热率 Q_1, Q_2, \cdots, Q_n , 用于代入到式(2)中计算。

4 实验设计及模型验证

为验证架空导线温度分布热路模型的准确性,设计并搭建导线升流系统平台和风洞实验测温平台。实验装置示意图如图 5 和图 6 所示。

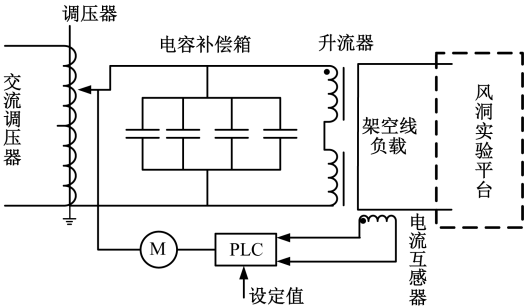


图 5 架空导线升流实验系统
Fig. 5 Boosting current experimental system for overhead conductors

4.1 实验装置

整套实验系统主要分为两部分:升流系统平台和风洞实验测温平台。升流系统包括稳流实验系统、升流器、无功补偿电容器组、LGJ240/30mm² 导线,其中稳流实验系统包括系统控制平台、柱式调压器、PLC 控制柜和大电流互感器装置。实验中,需人为设置电流加载方式,然后通过 PLC 控制柜自动控制拖动机以调节调压器接头的位置,改变升流器输入电压,使实验电流耦合到导线上。

风洞实验测温平台主体为一个封闭的循环系

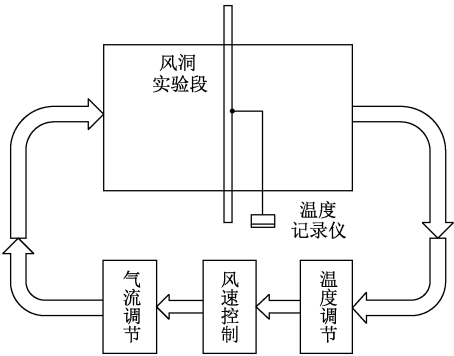


图 6 温度测量风洞实验平台示意图
Fig. 6 Schematic diagram of wind tunnel test platform for temperature measurement

统,包括温度调节、风速控制和气流调节三部分,具体实验器材为负压风机、半导体制冷块、热敏式风速检测仪、T 型铜-康铜热电偶、无纸温度记录仪和相关控制系统。风洞实验段的尺寸为 $1250\text{mm} \times 1100\text{mm} \times 900\text{mm}$, 足以保证导线周围温度场不受风洞壁的影响;热敏式风速仪量程为 $0.2 \sim 10\text{m}/\text{s}$, 分辨率为 $0.01\text{m}/\text{s}$, 误差为 $\pm 0.1\text{m}/\text{s}$; T 型热电偶测温范围为 $-200^\circ\text{C} \sim 350^\circ\text{C}$, 分辨率为 0.1°C , 误差为 $\pm 0.5^\circ\text{C}$ 。

导线径向温度测量时,根据导线所受到的风速风向布置热电偶测量位置,热电偶布置示意图如图 7 所示。在自然对流条件下,热电偶的布置位置分别位于钢心、内铝层和表层,即 3、2、1 点;而强制对流条件下,热电偶的布置位置分别位于 4、5、6 点,施加的风速风向为平行于 4、5、6 点所连成的直线。

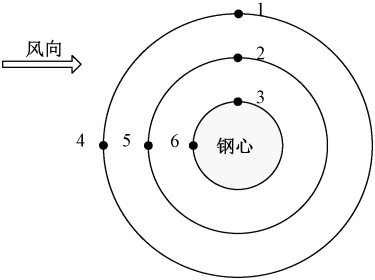


图 7 温度测量热电偶布置示意图
Fig. 7 Schematic diagram of thermocouple arrangement in temperature measurement

4.2 实验过程及结果分析

模型验证过程中,开展了自然对流条件和水平方向风速为 $0.49\text{m}/\text{s}$ 时导线温度测量实验。实验中,采用阶跃式电流加载方式,加载时长足以使导线各层导体温度达到稳定状态;热电偶采集频率为

1Hz。自然对流条件下导线测量点的温升曲线如图8所示,风速为0.49m/s时的温升曲线如图9所示。

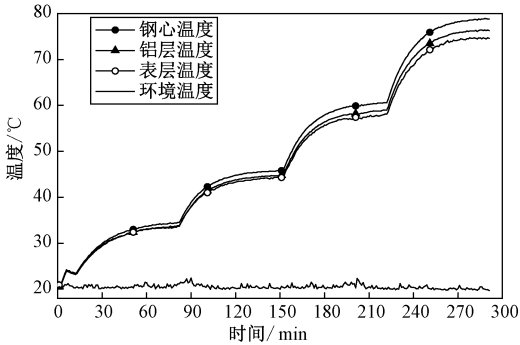


图8 自然对流条件下导体各层温度变化过程
Fig. 8 Temperature variation process of each layer of conductor under natural convection

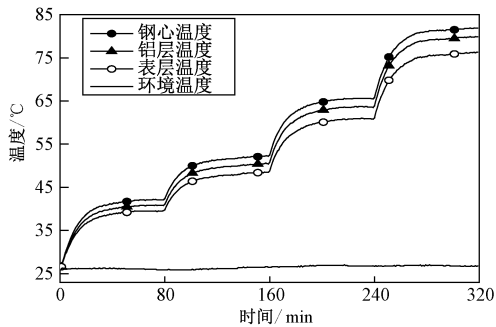


图9 强制对流条件下导体各层温度变化过程
Fig. 9 Temperature change process of each layer of conductor under forced convection

由图8和图9可知,由于导线表层与周围空气接触,易于散热,导致导线径向截面存在明显径向温度梯度;而且随着导体电流的增加和温度的升高,径向温度梯度趋于明显。

为验证导线分布热路模型的准确性,自然对流条件下,选取电流为250A时的导线表层温度和环境温度作为已知的初始状态;风速为0.49m/s时,选取电流为350A时的导线表层温度和环境温度作为已知的初始状态,分别求取不同电流下导线的钢心温度、铝层导体温度和表层导体温度。由于实验是在室内开展,导线两端基本不承受张力,导线温度实验结果和计算值的对比如表2和表3所示。可知,采用本文所建热路模型计算结果和实验结果基本一致,无论是理论计算结果还是实验结果,架空导线径向温差随着加载电流的增加而增加。

由表2可知,在自然对流条件下,本文所建导线温度分布热路模型在计算不同电流情况下各层导体

表2 自然对流条件下导线内部温度分布热路模型的实验值与计算值对比

Tab. 2 Comparison of experimental and calculated values of thermal path model of internal conductor temperature

distribution under natural convection conditions					
电流/A		250	350	450	550
表面温度	实验/℃	33.1	43.9	57.2	74.4
	计算/℃	—	42.6	57.3	75.3
	误差(%)	—	-2.96	0.17	1.48
铝层温度	实验/℃	33.5	44.7	58.8	76.7
	计算/℃	—	45	61.2	81.2
	误差(%)	—	0.67	4.08	5.87
钢心温度	实验/℃	33.9	45.4	60.0	78.8
	计算/℃	—	45.1	61.5	81.5
	误差(%)	—	-0.66	2.50	3.69

表3 强制对流条件下导线内部温度分布热路模型的实验值与计算值对比

Tab. 3 Comparison of experimental and calculated values of thermal path model of internal conductor temperature

distribution under forced convection conditions					
电流/A		350	450	550	650
表面温度	实验/℃	39.6	48.5	60.8	76.2
	计算/℃	—	46.2	57.2	69.7
	误差(%)	—	-4.74	-5.92	-8.53
铝层温度	实验/℃	40.9	50.5	63.7	79.8
	计算/℃	—	50.3	63.4	78.4
	误差(%)	—	-0.40	-0.47	-1.75
钢心温度	实验/℃	42.1	52.2	65.6	81.9
	计算/℃	—	50.5	63.7	78.8
	误差(%)	—	-3.26	-2.90	-3.79

温度时,能够准确反映导体温度的分布,平均相对误差为2.45%;对于所关注的钢心温度,平均误差为2.28%。

由表3可知,在强制对流条件下,本文计算结果的平均误差为3.53%;钢心温度平均误差为3.32%,验证了模型的准确性。

随着加载电流的增大,整体相对误差呈现逐渐增大趋势的主要原因是:①环境热阻的计算是依据电流为250A或350A的运行条件下计算所得,随着导体温度的升高,环境热阻会略微降低;②实验中热电偶的测量误差。

根据文献[14]中的实验结果,开展导线承受张力时的径向温差分析,文献中实验导线型号为LGJ240/30mm²,由于导线长度较短,即使在拉直时,张力仍较小,计算中取导线张力为2kN。计算结果如表4所示。在导线两端承受张力时,应用导线温

度分布热路模型所计算的钢心温度接近实验的钢心温度,说明本文模型在计算承受张力的导线的径向温差时具有较高精度。

表 4 实验结果和计算结果的比较

Tab. 4 Comparison of experimental and calculated results					
载流量 /A	风速 /(m/s)	环境温度 /℃	表层温度 /℃	钢心温度/℃	
				实验值	计算值
500	0.2	21.3	67.8	73.6	71.9
450	0.2	28.3	66.9	70.2	70.3

5 结论

本文提出了架空导线内部温度分布稳态热路模型,搭建了风洞实验平台进行温度实验验证,根据实验结果得到以下结论:

(1)运行中的架空导线存在径向温度梯度,导线径向温差随着载流量的提高和导线温度的提高而逐渐增大。

(2)自然对流条件下导线各层温度的整体相对误差为 4.6%,强制对流体条件下各层温度的整体相对误差仅为 1.54%。实验验证了架空导线温度分布热路模型的准确性以及在线路载流量计算时的可靠性。

参考文献 (References):

[1] 刘刚, 靳艳娇, 马永强, 等 (Liu Gang, Jin Yanjiao, Ma Yongqiang, et al.). 基于非平均热源的油浸式变压器 2 维温度场分析 (Two-dimensional temperature field analysis of oil-immersed transformer based on non-uniformly heat source) [J]. 高电压技术 (High Voltage Engineering), 2017, 43 (10): 3361-3370.

[2] 应展烽, 冯凯, 杜志佳, 等 (Ying Zhanfeng, Feng Kai, Du Zhijia, et al.). 高压架空导线电流与轴向温度关系计算的热路模型 (Thermal circuit modeling of the relationship between current and axial temperature for high voltage overhead conductor) [J]. 中国电机工程学报 (Proceedings of the CSEE), 2015, 35 (11): 2887-2895.

[3] Douglass D A. Radial and axial temperature gradients in bare stranded conductor [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 1986, 1 (2): 7-16.

[4] 戴沅, 聂聿, 程养春, 等 (Dai Yuan, Nie Song, Cheng Yangchun, et al.). 输电线路动态增容载流量计算模型综述 (Review of ampacity computation model of transmission line's dynamic capacity-increase) [J]. 广东电力 (Guangdong Electric Power), 2012, 25 (11): 51-

56.

[5] Douglass D A, Edris A A. Field studies of dynamic thermal rating methods for overhead lines [A]. Proceedings of the IEEE Power Engineering Society Transmission and Distribution Conference [C]. New Orleans, USA, 1999. 2: 842-851.

[6] Nigol O, Barrett J S. Characteristics of ACSR conductors at high temperature and stresses [J]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, 1981, PAS-100 (2): 485-494.

[7] 孟遂民, 孔伟 (Meng Suimin, Kong Wei). 架空输电线路设计 (Overhead transmission line design) [M]. 北京: 中国电力出版社 (Beijing: China Electric Power Press), 2007. 82-84.

[8] Black W Z. Theoretical model for temperature gradients within bare overhead conductors [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 1988, 3 (2): 707-716.

[9] IEEE Std738-2012, IEEE standard for calculating the current-temperature of bare overhead conductors [S].

[10] Minambres J F, Barandiaran J J, Alvarez-Isasi R, et al. Radial temperature distribution in ACSR conductors applying finite elements [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 1999, 14 (2): 472-480.

[11] 肖凯, 刘永斗, 李鹏云, 等 (Xiao Kai, Liu Yongdou, Li Pengyun, et al.). 架空导线温度场的数值模拟 (Numerical simulation of radial temperature field of overhead conductors) [J]. 武汉理工大学学报 (Journal of Wuhan University of Technology), 2015, 37 (4): 65-70.

[12] 应展烽, 杜志佳, 冯凯, 等 (Ying Zhanfeng, Du Zhijia, Feng Kai, et al.). 高压架空导线径向热路模型及其参数计算方法 (Radial thermal circuit model and parameter calculation method for high voltage overhead transmission line) [J]. 电工技术学报 (Transactions of China Electrotechnical Society), 2016, 31 (4): 13-21.

[13] Barrett J S, Nigol O, Fehervari C J, et al. A new model of AC resistance in ACSR conductors [J]. IEEE Transactions on Power Systems, 1986, PER-6 (2): 198-208.

[14] Morgan V T, Zhang Bo, Findlay R D. Effect of magnetic induction in a steel-core conductor on current distribution, resistance and power loss [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 1997, 12 (3): 1299-1308.

[15] 梁任 (Liang Ren). 架空导线运行温度及载流量的数值模拟分析 (Numerical simulation analysis on operating temperature and current carrying capacity of overhead conductor) [D]. 郑州: 郑州大学 (Zhengzhou: Zhengzhou University), 2017.

[16] 刘刚, 阮班义, 林杰, 等 (Liu Gang, Ruan Banyi, Lin

jie, et al.). 架空导线动态增容的热路法稳态模型 (Steady-state model of thermal circuit method for dynamic overhead lines rating) [J]. 高电压技术 (High Voltage Engineering), 2013, 39 (5): 1107-1113.

[17] 刘刚, 林杰, 陈荣锋, 等 (Liu Gang, Lin Jie, Chen

Rongfeng, et al.). 架空线路载流量的导线温度测量方法研究 (Method of measuring conductor temperature for ampacity of overhead lines) [J]. 电测与仪表 (Electrical Measurement & Instrumentation), 2013, 50 (4): 41-53.

Construction of thermal conduction model for overhead conductor ampacity-temperature distribution under convection conditions

DONG Xuan-chang¹, QU Feng-rui¹, LI Yan-fei¹, FANG Bai-li¹,
WANG Yi-qing², LI Yang², LIU Gang²

(1. Transmission Management Department of Guangzhou Power Supply Bureau, China Southern Power Grid, Guangzhou 510310, China; 2. School of Electric Power, South China University of Technology, Guangzhou 510640, China)

Abstract: Due to the radial temperature difference of overhead conductors, the surface temperature of the overhead lines is only used to characterize the temperature of the conductors, thus laying a hidden danger for the safe operation of the lines. For this reason, according to the characteristics of the internal conductors of overhead conductors and the idea of thermoelectricity, this paper proposes a thermal circuit model of the internal temperature distribution of the conductors, and determines the distribution contact thermal resistance and the calculation method of the internal heat sources. In order to verify the accuracy of the model, this paper designs and builds a boosting current experimental system and a wind tunnel temperature measurement experiment platform. Taking the LGJ240/30mm² wire as an example, this paper carries out experimental verification and analysis of the model calculation results under natural convection conditions and forced convection conditions. The verification results show that under natural convection conditions, the average relative error of conductor temperature in each layer is 4.6%, and the average relative error of conductor temperature in each layer under forced conditions is only 1.54%; the calculation accuracy of radial temperature difference is higher than the IEEE standard model.

Key words: radial temperature; thermal model; contact thermal resistance; distributed heat source; wind tunnel experiment