

基于计算流体力学的直流电磁继电器 温度场仿真研究

张郑滨^{1,2}, 陈丽安¹, 王其亚³, 罗志伟⁴

(1. 厦门理工学院电气工程与自动化学院, 福建 厦门 361024; 2. 国网福建省电力有限公司超高压分公司, 福建 福州 350013;
3. 厦门宏发电声股份有限公司, 福建 厦门 361021; 4. 厦门理工学院机械与汽车工程学院, 福建 厦门 361024)

摘要: 温升是制约直流电磁继电器小型化与高负载化设计的主要影响因素, 准确的温升计算是继电器设计能够达到其性能目标的重要辅助手段。提出利用流固耦合传热及离散坐标法辐射传递方程, 建立计算流体力学散热仿真模型, 以此改进原先固体热力学有限元散热仿真模型在对流与辐射计算准确性方面的不足。运用该模型对某型继电器进行温度场仿真, 通过温升试验验证了仿真结果的准确性。另外, 本文的仿真模型在仿真模拟继电器温度分布时, 取得比固体热力学有限元散热模型更接近实际情况的结果。因此, 本文的仿真模型可为相同类型的继电器产品提供更有效的热场设计工具。

关键词: 直流电磁继电器; 计算流体力学; 温度场

DOI: 10.19781/j.issn.1673-9140.2023.03.026 中图分类号: TM581.3 文章编号: 1673-9140(2023)03-0230-11

Simulation study on temperature field of DC electromagnetic relay based on computational fluid dynamics

ZHANG Zhengbin^{1,2}, CHEN Li'an¹, WANG Qiya³, LUO Zhiwei⁴

(1. School of Electrical Engineering and Automation, Xiamen University of Technology, Xiamen 361024, China; 2. Extra High Voltage Branch Company of State Grid Fujian Electric Power Co., Ltd., Fuzhou 350013, China; 3. Xiamen Hongfa Electroacoustic Co., Ltd., Xiamen 361021, China; 4. School of Mechanical and Automotive Engineering, Xiamen University of Technology, Xiamen 361024, China;)

Abstract: Temperature rise is a major influence factor on the miniaturization and high-load design of DC electromagnetic relays. Thus, accurate temperature rise calculation is an important supplementary means in achieving the performance goals of the relay design. In this paper, a computational fluid dynamics heat dissipation simulation model using fluid-solid coupled heat transfer and discrete coordinate method radiation transfer equations is proposed to improve the accuracy of the original solid thermodynamic finite element heat dissipation simulation model in terms of convection and radiation calculations. The temperature field of a certain type of electromagnetic relay is simulated by adopting the proposed model. Then a temperature rise test is conducted to verify the accuracy of the simulation results. In addition, the temperature distribution simulation results of the relay by adopting the proposed model are closer to the actual situation than that using the solid thermodynamic finite element heat dissipation model. Therefore, the simulation model in this paper can provide a more effective thermal field design tool for the same type of relay products.

Key words: DC electromagnetic relay; computational fluid dynamics; temperature field

收稿日期: 2020-05-24; 修回日期: 2021-07-06

基金项目: 福建省自然科学基金项目(2019J01863)

通信作者: 陈丽安(1966—), 女, 博士, 教授, 主要从事电器智能化技术及应用方面研究; E-mail: chenla@xmut.edu.cn

直流电磁继电器作为开关电器广泛应用于自动控制、电力保护以及通信系统中,起控制、检测、保护和调节的作用,是国防尖端技术、先进工业和民用设备不可缺少的基本元件之一^[1]。随着直流系统及新能源系统应用的普及,对直流电磁继电器的要求也逐步提高,一方面要求继电器在多种工况下特别是在高温高负载电流环境下工作;另一方面又要求继电器向小型化与轻型化方向发展。这些要求使得继电器单位体积热量上升,导致直流电磁继电器的温升设计难度增加。因此,找到合适的散热仿真模型,对直流电磁继电器进行产品设计,优化产品结构,达到设计目标是十分必要的^[2]。

采用数值计算软件进行电器设备的温度场分析比传统实验法缩短了研发周期,且能更直观地了解电器设备整体的温度情况,因此被许多学者所采用^[3-6]。而近年来学者利用数值计算软件对各种小型电器,如继电器和接触器做了大量的温度场仿真分析的研究工作,其中文献^[7-14]皆采用固体热力学有限元散热仿真模型,基于传导微分方程,利用热力学第三定律为定解条件对继电器和接触器进行温度场分析。该种散热仿真模型在考虑对流与辐射换热的热边界条件时,仅利用相应的经验公式人为折算成综合散热系数施加在模型外壁面,未考虑热边界条件受到流体与壁面之间相互作用的制约,无法较好地模拟继电器的对流与辐射在电器内外部的热量传递规律。

针对以上方法的不足,笔者采用计算流体力学(computational fluid dynamics, CFD)仿真工具,基于计算流体力学的方法,利用流体运动控制方程及辐射传递方程,建立集传导、对流及辐射3种微分方程的计算流体力学散热数学模型。利用该散热仿真模型对某型直流电磁继电器进行不同工况下的关键部位温升以及外壳温度分布仿真计算,并进行温升试验以验证该模型的准确性,最后与固体热力学有限元散热仿真模型进行比较以验证该模型的优势性。结果表明,笔者提出的散热仿真模型不仅适用于计算继电器在不同工况下的关键部位温升,而且在模拟继电器温度分布方面优于固体热力学有限元散热仿真模型,能为直流电磁继电器的设计

提供可靠的设计方案和优化依据,减少设计与优化的盲目性,同时还能达到节省试验费用、缩短新产品研发周期的目的。

1 直流电磁继电器的热分析

1.1 直流电磁继电器结构模型

直流电磁继电器常见结构为拍合式,作为负载导通回路的动静引脚呈现对角线分布,且一般采用铜合金簧片来承载电流以构成负载回路。由于体积较小,内部元件布置较为紧凑,一般安装方式为竖直快速连接或者焊接形式。本文选取额定工作电压12 V,最大连续工作电流为20 A(环境温度为125 ℃)的某型直流电磁继电器作为研究对象,如图1所示。

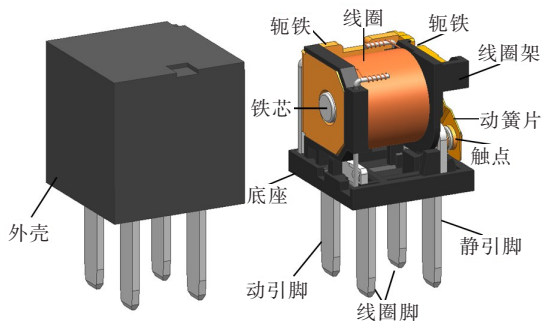


图1 直流电磁继电器结构模型

Figure 1 Structure model of the DC electromagnetic relay

1.2 直流电磁继电器内部温升分析

直流电磁继电器多属于塑封型继电器,一方面热源及主要器件集中于内部空间中,且存在导热系数较小的塑料件;另一方面内部密封空间狭小。以上因素都会造成热量不利于散出,从而影响直流电磁继电器整体温升。直流电磁继电器的热源在一般情况下由电阻损耗和电弧发热组成。其中电阻损耗主要包括:①继电器控制线圈的焦耳热;②导电时负载回路接触电阻的焦耳热。而电弧发热主要是在触点分合时瞬间产生,在长期稳定载流情况下基本可以忽略不计,因此本文主要考虑电阻损耗所产生的焦耳热。

直流电磁继电器工作时,在控制线圈两端施加额定工作直流电压,线圈通入电流而产生焦耳热,其发热功率计算公式为

$$P_{\text{coil}} = \frac{U_{\text{coil}}^2}{R_{\text{coil}}} \quad (1)$$

式中, U_{coil} 为线圈电压; R_{coil} 为线圈电阻。

当继电器负载回路导通时, 负载回路中的接触电阻产生的热能是负载回路最主要的发热源, 其主要由动静触点及动簧片铆接部分的接触电阻组成, 所以建模时不能简单地将继电器的动静触点与动簧片铆接部分直接闭合接触。本文参考文献[15]的接触电阻建模方法, 根据 Holm 接触原理建立了一个圆柱体等效模型以模拟触点间与动簧片铆接部分的接触电阻。

等效接触电阻计算公式为

$$R_{\text{cont}} = \frac{\rho_R}{2a_e} \quad (2)$$

式中, ρ_R 为接触处的平均电阻率; a_e 为等效接触半径, 即小圆柱的半径为

$$a_e = \frac{\rho_R}{2R_{\text{cont}}} \quad (3)$$

又有

$$R_{\text{cont}} = \frac{\rho_R l}{\pi a_e^2} \quad (4)$$

式中, 小圆柱的高度为

$$l = a_e \frac{\pi}{2} \quad (5)$$

接触电阻发热功率计算公式为

$$P_{\text{cont}} = I_{\text{cont}}^2 R_{\text{cont}} \quad (6)$$

式中, I_{cont} 为负载电流。

通过上述公式, 根据表1实测得到的在不同环境温度下, 额定电压 12 V 以及负载为 10 A 所测得线圈电阻和接触电阻即可计算出直流电磁继电器在不同情况下的发热功耗。

表1 不同环境温度下的线圈与负载回路接触电阻实测值

Table 1 Measured values of coil and load loop contact resistance at different ambient temperatures

环境温度/°C	线圈电阻值/Ω	负载回路接触电阻值/Ω
30	190.98	0.211
85	211.53	0.254
125	230.89	0.302

2 计算流体力学散热数学模型

计算流体力学散热仿真模型是在传导微分方程的基础上利用流体力学的流体运动方程以及辐

射传递方程对其进行补充。主要包括了流固耦合传热数学模型以及离散坐标法 (discrete ordinate, DO) 辐射传递模型。

2.1 流固耦合传热数学模型

流固耦合传热基本原理是利用在同一套网格的基础上将流固界面划分为流体域面和固体域面, 采用流、固直接耦合的方式将固体域计算得到的壁面温度作为热力学第一类边界条件, 传递给流体域进行流场和流体温度场的计算; 将流体域面计算得到的边界温度和对流传热系数作为热力学第三类边界条件, 传递给固体域进行固体温度场计算。如此反复, 直到两者的边界温度达到收敛^[16-17]。流固耦合传热示意如图2所示。

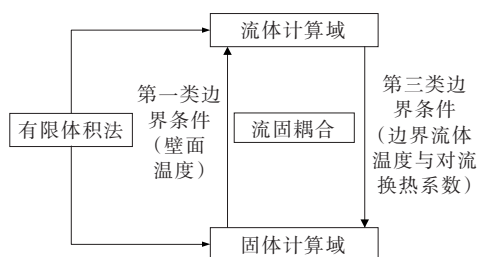


图2 流固耦合传热示意

Figure 2 Diagram of fluid-solid coupled heat transfer

根据上述分析可知, 流固耦合传热数学模型主要由固体域热传导、流体域对流传热、流体流动 (质量、动量及能量守恒方程) 以及耦合边界温度平衡控制方程组成。

1) 固体域传导微分方程。

$$\nabla \cdot (\lambda \nabla T) + S_h = \rho_1 c_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (7)$$

式中, T 为温度; λ 为物质的热导率; S_h 为体积中内热源; ρ_1 为流体的密度; c_p 为比定压热容; ∇ 为矢量微分运算符。

2) 流体流动控制方程。

流体流动控制方程包括质量守恒方程、动量守恒方程及能量守恒方程。

① 质量守恒方程。

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v}) = 0 \quad (8)$$

式中, ρ 为流体的密度; \mathbf{v} 为流体的速度矢量。

② 动量守恒方程。

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} \mathbf{v}) = -\nabla P + \nabla \tau + F \quad (9)$$

式中, P 为气体压强; τ 为流体的动力粘度; F 为动量方程的广义源项。

③能量守恒方程。

$$\frac{\partial(\rho h)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho h v) = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + S_f \quad (10)$$

式中, S_f 为流体的焓; h 为流体的焓。

3) 流体域传热控制方程。

$$\rho \frac{d}{dt} \left[h + \frac{1}{2} u^2 \right] - \frac{\partial P}{\partial t} = 0 \quad (11)$$

式中, u 为流体的流速。

4) 耦合边界温度平衡控制方程。

$$K_{\text{con}} \left(\frac{\partial T}{\partial t} \right) = q_c = h_{\text{con}} \Delta T_m \quad (12)$$

式中, K_{con} 为固体域导热系数; n 为固体域壁面法线; q_c 为相互传递热量; h_{conv} 为流体域换热系数; ΔT_m 为耦合面上流体与固体温差。

由式(7)~(12)可知,空气物性参数,如密度、导热系数、动力粘度等,影响着自然对流散热情况,而这些参数会因温度变化而变化。因此为了准确地模拟自然对流下继电器的温度场,本文所用空气与元件材料物性参数随温度变化情况主要参考文献[18],并将这些参数与温度非线性变化情况内置于CFD软件中。

2.2 DO辐射传递模型

实际工程中辐射传热计算的核心是对辐射传递方程进行求解,然而在三维问题中求出其解析解几乎是不可能的,因此工程中一般采用简化辐射模型,利用数值计算方法进行求解。本文采用DO辐射传递模型,即利用离散坐标法对辐射强度方向的变化进行离散,通过求解覆盖整个立体角的一组离散方向上的辐射传递方程而得到问题的解^[19]。DO辐射模型与其他辐射模型(如surface to surface模型、Roseland模型等)相比,更适用于复杂CAD模型辐射换热计算且无需计算反映相互辐射的不同物体之间几何形状与位置关系的角系数,具有节省仿真计算内存与计算时间等优点。离散辐射传递方程为

$$\begin{aligned} \mu_m \frac{\partial I_m}{\partial x} + \xi_m \frac{\partial I_m}{\partial y} + \eta_m \frac{\partial I_m}{\partial z} = & -(k_a + k_s) I_m + \\ & k_a I_b + \frac{k_s}{4\pi} \sum_m \left(\omega_{m'} \varphi_{m, m'} I_{m'} \right) \end{aligned} \quad (13)$$

式中, $I_m, I_{m'}$ 为辐射强度(m, m' 均为辐射传递方向); μ, ξ, η 为方向余弦; k_a 为吸收系数; k_s 为散射系数; I_b

为黑体辐射强度; $\omega_{m'}$ 为权值。

计算流体力学散热模型通过数值计算方式将上述2种模型直接耦合计算出继电器整体的散热温度系数,以此为散热边界条件进行温度场计算。

3 温度场仿真边界条件设置

3.1 外接导线边界条件

在实际温升试验中,需在继电器的动静引脚及线圈引脚处外接导线进行通电,以驱动继电器动作。由于外接导线表面存在散热过程,使得继电器与导线之间产生一定的热流,从而导致继电器温升的降低,因此在进行仿真时需考虑外接导线对继电器温升的影响。若直接建立外接导线实际三维模型,将导致仿真模型比例失调并增加仿真计算量,因此须通过相应的边界条件进行简化替代。

由于外接导线暴露在空气中,对流及辐射换热是其主要的散热方式,根据参考文献[8]可知,外接导线的对流换热系数计算公式为

$$\alpha_{\text{conv}} = \left[1.357 - \frac{0.078 (T_f + T_m)}{100} \right] \sqrt{\frac{T_f - T_m}{d}} \quad (14)$$

式中, T_f 为导线接线端温度; T_m 为环境温度; d 为导线直径。

外接导线表面辐射换热系数计算公式为

$$\alpha_{\text{rad}} = \frac{\varepsilon \sigma (T_f^4 - T_m^4)}{T_f - T_m} \quad (15)$$

式中, ε 为物体表面发射率; σ 为Stefan-Boltzmann常数。

因此外接导线表面的换热系数为

$$\alpha = \alpha_{\text{conv}} + \alpha_{\text{rad}} \quad (16)$$

则外接导线散失的热流密度为

$$q = \frac{(T_f - T_m) \sqrt{\alpha \lambda_c B A}}{A} \quad (17)$$

式中, λ_c 为导线导热系数; B 为导线截面周长; A 为导线的截面积,此处按测试标准取3.5 mm²。

将热流密度利用面热源的形式施加在直流电磁继电器的引脚上,以替代外接导线的影响,从而简化模型。

3.2 计算域边界条件及网格划分

在进行温度场仿真计算前,还需设置相应的计

算域边界条件以及划分网格。由于在实际的温升试验中,继电器有可能处于恒温、无强迫风的高温试验箱中,而继电器的体积远小于高温试验箱的工作区域,因此可认为试验箱壁面对继电器温升的影响较小。考虑计算量的影响,默认为即使在高温试验箱中,继电器依然处于无限大空间,因此将计算域6个面的尺寸设置为2倍继电器的特征尺寸并将其设置为开口,使计算域内无固体处皆充满无强迫风流动的流体。在网格划分方面选用Mesher-HD网格类型,利用多级网格和非连续性网格对继电器元件进行加密划分和生成非连续性区域,保证网格的质量和减少计算量。根据网格质量(扭曲比、细长比、偏移程度等)以及CFD的计算量等因素,划分后的网格单元数为1 274 521个,节点数为1 500 631个。

4 温度场数值仿真结果与试验验证

4.1 仿真计算流程

根据上述的数学模型及边界条件设置,利用CFD仿真软件建立基于计算流体力学散热模型,仿真计算流程如图3所示。

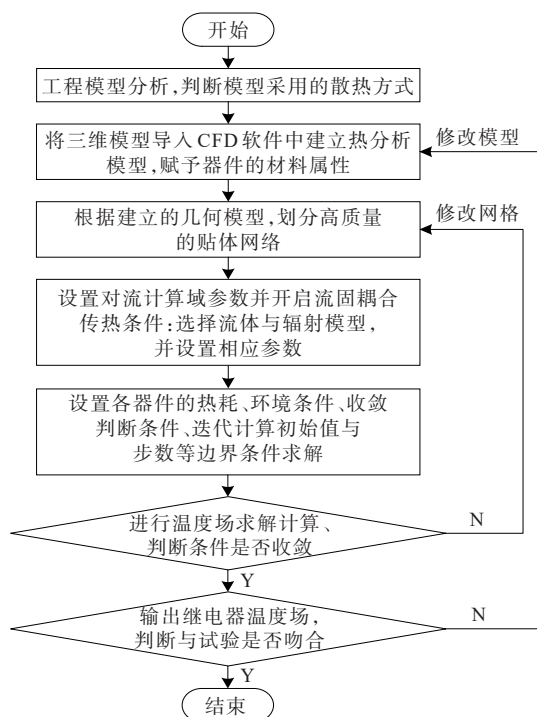


图3 温度场仿真计算流程

Figure 3 Flow chart of temperature field simulation

4.2 仿真结果与分析

图4、5所示为仿真计算所得的在环境温度为30℃,线圈电压12V,负载电流30A情况下的直流电磁继电器的仿真结果云图。

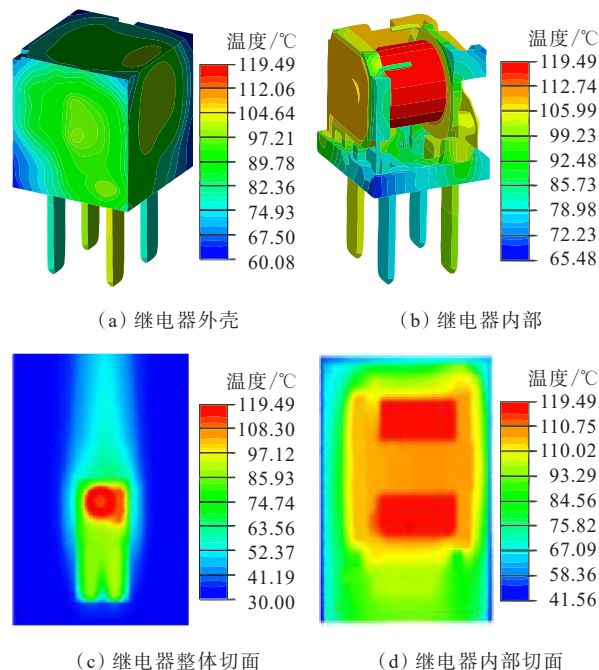


图4 继电器温度场云图

Figure 4 Cloud diagram of relay temperature field

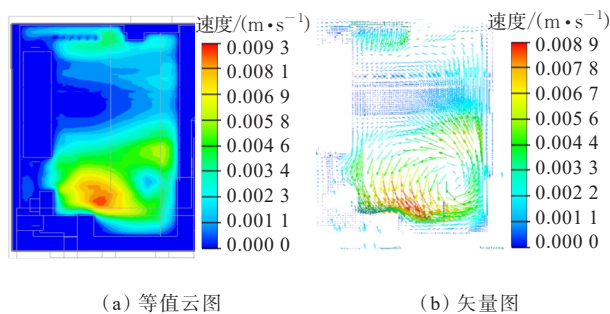


图5 继电器正面触点附近流场切面

Figure 5 Section diagram of airflow field near the front contacts of the relay

从图4中可知:线圈发热功率大于触点接触电阻发热功率,因此最高温度119.49℃位于线圈处。从图4(a)中外壳温度分布情况可知:在靠近线圈及铁芯等温度较高元件处外壳温度较高,这是由于继电器内部不仅存在固体传热,还存在对流及辐射2种非接触性传热。从图4(b)可知:线圈脚的温度小于动静引脚的温度,这是由于动静引脚不仅接收到接触电阻传递的热量,另一方面,线圈也通过线圈、铁芯、轭铁、衔铁以及动簧向动静引脚传热,因此继电

器温升试验一般仅测量动静引脚的温升值。另外,从图 4(c)可知:继电器周围空气特别是上方空气温度略微升高,这是因继电器元件均向空气传递热量,空气受热膨胀形成热空气上升运动。

从图 5 可知,线圈下方的空气间隙出现了气流短路现象,产生的原因是气流一般会朝着温度较低的区域流动,线圈下方的空气朝下流动时遇到了底座的阻挡,导致该处的空气由自由流动转变成涡流流动。由于涡流的存在将导致这些区域的空气无法自由地流动而带走热量,无法使这些区域的导体快速冷却,从而导致区域内的温度进一步上升。因此在未来的产品热场设计及热场优化时,应设法去除涡流区域,消除该区域由于气流短路带来的温度上升现象。因此相比于与固体热力学有限元散热仿真模型,采用本文的计算流体散热模型可仿真模拟继电器内外部的气流场云图,可进一步了解继电器结构对空气对流散热的影响。

4.3 继电器温度关键部位仿真与试验验证

直流电磁继电器的温度最高点一般位于线圈以及触点处,因此较为关注上述部位的温升情况。由于测量条件的限制,一般以测量动静引脚的温升

值来替代触点的温升值,因此继电器的温升试验中多以线圈与动静引脚为温升测量的关键部位。为了验证该散热仿真模型在仿真模拟继电器各关键部位温升值的准确性,根据 IEC 61810-7 技术标准要求以及在不同环境温度与负载电流的条件下,对继电器进行相应的温度场仿真计算与温升试验验证。试验中利用电阻测温法及热电偶分别测量每只继电器的线圈和负载回路上动静引脚测量点温升。同时考虑到继电器自身产品性能的分散性,选取 3 只同批次继电器的温升平均值作为试验测量值。图 6 为相应的温升试验布置,表 2、3 为仿真与试验结果的对比。



(a) 温升试验前 (b) 温升试验箱中

图 6 温升试验布置

Figure 6 Layout of temperature rise test

表 2 不同环境温度下仿真与试验温升值对比(负载回路电流为 30 A)

Table 2 Temperature rise comparison of simulation values and test values at different ambient temperatures(load circuit current is 30 A)

环境温 度/°C	线圈温升数据对比			动引脚温升数据对比			静引脚温升数据对比		
	仿真 值/°C	试验 值/°C	相对误 差/%	仿真 值/°C	试验 值/°C	相对误 差/%	仿真 值/°C	试验 值/°C	相对误 差/%
30	91.06	87.14	4.49	70.21	75.85	-7.43	67.76	73.26	-7.51
85	87.09	80.87	7.69	62.59	57.82	8.28	62.02	56.97	8.86
125	76.23	73.62	3.54	55.26	51.86	6.55	55.78	52.06	7.14

表 3 不同负载电流等级下仿真与试验温升值对比(环境温度为 125 °C)

Table 3 Temperature rise comparison of simulation values and test values at different load current levels(ambient temperature is 125 °C)

负载电流/ A	线圈温升数据对比			动引脚温升数据对比			静引脚温升数据对比		
	仿真 值/°C	试验 值/°C	相对误 差/%	仿真 值/°C	试验 值/°C	相对误 差/%	仿真 值/°C	试验 值/°C	相对误 差/%
10	42.72	39.94	6.96	27.48	25.52	7.68	23.05	25.18	-8.45
20	57.91	53.62	7.98	38.17	35.87	6.41	36.35	34.76	4.57
30	76.23	73.62	3.54	55.26	51.86	6.55	55.78	52.06	7.14

从表2、3看出,仿真值与试验值存在一定的误差。这是由于负载回路的接触电阻主要存在于触点与触点接触处及触点与簧片、簧片与衔铁、簧片与动引脚及轭铁之间的铆接处,而试验测量得到电阻值是负载回路电阻的总和,因此无法使每一处的接触部位的接触电阻的热耗与实际情况相同;另外,还存在继电器个体的差异性以及测量系统和外接线路本身的误差。即使存在某些误差因素,采用本文的方法得到的仿真与实测的相对误差为 $-7.56\% \sim 8.86\%$,基本满足工程精度的要求,因此该种散热仿真模型在仿真计算继电器的关键部位温升时具有较高的准确性。

5 2种散热仿真模型的比较

现今大多数的直流继电器的温度场数值仿真计算依然采用固体热力学有限元数值仿真模型进行温升求解。因此为了进一步验证本文所建立的仿真模型的合理性与有效性,将建立固体热力学有限元散热模型对直流继电器进行温度场仿真计算,并与计算流体力学散热模型进行比较。

5.1 固体热力学有限元散热仿真模型

为了区别2种仿真模型的不同,首先将介绍固体热力学有限元仿真数学模型及其散热边界条件的计算方法。

5.1.1 固体热力学有限元数学模型

固体热力学有限元仿真模型是基于导热微分方程,利用第三类定解边界条件作为定解条件模拟对流与辐射散热,以此构建的稳态内部热场数学模型。根据能量守恒定律,固体热力学有限元数学模型可表示为

$$\lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + q = 0 \quad (18)$$

$$\alpha'(T - T_0) = -\lambda \frac{\partial T}{\partial n} \quad (19)$$

$$T|_{t=0} = T_0 \quad (20)$$

式(18)~(20)中, α' 为综合散热系数(包括对流散热系数和辐射散热系数); n 为边界面上的法向矢量; q 为内部热源; T_0 为环境温度。

根据固体热力学有限元数学模型以及热力学第三类定解条件可知,描述热导率、对流换热和热辐射的散热系数须是已知值。由于热导率是材料的固有属性,因此计算对流换热和热辐射的散热系数作为仿真模拟的散热边界条件是固体热力学有限元数值模型进行温度场仿真的必要过程。

5.1.2 散热边界条件计算方法

固体热力学有限元仿真模型的散热边界条件一般以综合散热系数来表示,即

$$\alpha' = \alpha'_{\text{conv}} + \alpha'_{\text{rad}} \quad (21)$$

式中, α'_{conv} 为对流散热系数; α'_{rad} 为辐射散热系数。

工程上多数采用流体相似理论与量纲分析得到准则方程进行对流散热系数的求解,其计算公式如下:

$$\alpha'_{\text{conv}} = \frac{\lambda_{\text{air}} \cdot N_u}{l} \quad (22)$$

$$N_u = C(P_r \cdot G_r)^n \quad (23)$$

$$G_r = \frac{\beta g l^3 (t_w - t_t)}{\mu^2} \quad (24)$$

$$\beta = \frac{1}{273.15 + t_m} \quad (25)$$

$$t_m = \frac{t_w + t_t}{2} \quad (26)$$

式(22)~(26)中, λ_{air} 为空气热导率; N_u 为努赛尔数; l 为换热面的特征长度; C 与 n 为准则常数; P_r 为空气的普朗特系数; G_r 为格拉晓夫系数; β 为空气的体积膨胀系数; g 为重力加速度; t_w 为固体表面温度; t_t 为流体温度; μ 为流体的动力粘度; t_m 为热边界平均温度。其中, λ_{air} 、 P_r 、 μ 为空气的相应属性,可根据文献[18]查表获得;另外 l 、 C 、 n 与热边界面的形状、摆放位置以及空气流态有关,可根据文献[20]查表获得。

以上是继电器外表面,即大空间的自然对流系数求解方法。由于继电器内部处于有限空间,此时空气基本处于静止状态,只存在热传导的作用,因此固体热力学有限元模型在处理有限空间时的做法有2种:一是利用流体相似理论的有限空间的处理方式,即计算出散热系数以此来替代内部静止空气的散热作用,并施加在内部表面上^[21];二是直接建立空气体用来模拟内部静止空气热传导的作用^[22]。另外,辐射散热系数的计算与导线外表面的辐射散热系数计算公式(15)相同,因此不再详述。

通过对比2种模型散热边界计算方法可知,固

体热力学有限元仿真模型无法像计算流体力学散热模型利用流固耦合传热数学模型以及热辐射传递模型利用数值计算的方法直接计算出整个模型各个面的散热系数,需根据上述散热边界条件计算方法人为地计算出对流及辐射散热系数,并以两者之和的形式作为散热边界条件,通过面载荷的形式施加在继电器的表面上。

因此,在散热边界条件计算方面,其与计算流体力学散热模型相比有以下缺点:一是计算方便性较差,从式(20)~(24)可知,综合散热系数受温度以及继电器表面的 l 、 C 、 n 变化而变化,因此需要人为计算每个继电器表面在不同温度下的综合散热系数,计算繁杂;二是计算通用性较差,由于继电器表面的 l 、 C 、 n 与热边界面的形状、摆放位置以及空气流态有关,若修改模型或者采用新模型时,综合散热系数需重新计算;三是计算出错率较大,由于人为计算散热系数本身就存在一定的误差,且继电器表面的 l 、 C 、 n 等系数是否选择正确都对计算结果有一定的影响。

5.2 温度场数值仿真结果的比较

存在2种有限元固体热力学模型:一是内部施

加散热系数的固体热力学有限元模型,二是内部建立空气体的固体热力学有限元模型。为了更好地进行对比,笔者建立了上述2种固体热力学有限元模型及计算流体力学模型,其中除散热边界条件以外的所有其他边界条件都相同。

5.2.1 继电器线圈温度值的仿真比较

首先在上述温升试验的基础上,通过对比在不同环境温度与负载电流的条件下,2种固体热力学有限元模型及计算流体力学模型在关键部位的仿真与试验温升值。由于关键部位中,线圈温升最大,且线圈温升分布较为集中,因此选择线圈温升值进行比较。

从表4、5看出,采用本文的方法得到的仿真与实测的相对误差为3.54%~7.98%;而采用固体热力学有限元散热模型的仿真相对误差分别为-7.68%~12.60%与-9.03%~12.89%。虽然采用固体热力学有限元散热模型的仿真相对误差基本满足工程精度的要求,但是明显可知计算流体力学散热模型在仿真计算继电器的关键部位温升时的准确性优于固体热力学有限元散热模型。

表4 不同环境温度下线圈仿真与试验温升值对比(负载回路电流为30 A)

Table 4 Coil temperature rise comparison of simulation values and test values at different ambient temperatures(load circuit current is 30 A)

环境温 度/°C	流体力学散热模型温升数据			固体热力学有限元散热模型 (内部空气体)温升数据			固体热力学有限元散热模型 (内部散热系数)温升数据		
	仿真 值/°C	试验 值/°C	相对误 差/%	仿真 值/°C	试验 值/°C	相对误 差/%	仿真 值/°C	试验 值/°C	相对误 差/%
30	91.06	87.14	4.49	80.44	87.14	-7.68	79.27	87.14	-9.03
85	87.09	80.87	7.69	90.62	80.87	12.05	91.30	80.87	12.89
125	76.23	73.62	3.54	81.66	73.62	10.92	80.37	73.62	9.16

表5 不同负载电流等级下线圈仿真与试验温升值对比(环境温度为125 °C)

Table 5 Coil of temperature rise comparison of simulation values and test values at different load current levels(ambient temperature is 125 °C)

负载电流/ A	流体力学散热模型温升数据			固体热力学有限元散热模型 (内部空气体)温升数据			固体热力学有限元散热模型 (内部散热系数)温升数据		
	仿真 值/°C	试验 值/°C	相对误 差/%	仿真 值/°C	试验 值/°C	相对误 差/%	仿真 值/°C	试验 值/°C	相对误 差/%
10	42.72	39.94	6.96	43.87	39.94	9.83	44.80	39.94	12.16
20	57.91	53.62	7.98	60.38	53.62	12.60	60.28	53.62	12.42
30	76.23	73.62	3.54	81.66	73.62	10.92	80.37	73.62	9.16

5.2.2 外壳温度分布的仿真比较与试验验证

为了更明显体现出2种模型计算结果的区别,在上述温升试验的基础上利用热成像仪拍摄继电器在室温(23℃)环境下,线圈电压为额定电压及负载电流为30 A时的外壳表面温度分布,通过选取如图7所示外壳4个表面进行仿真与实验对比。

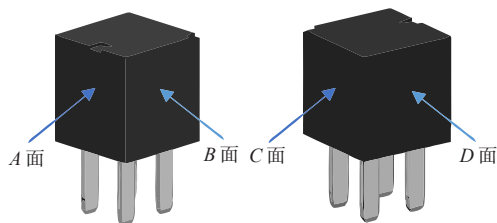


图7 外壳表面选取

Figure 7 Selection of housing surface

图8~10为继电器外壳4个面在2种散热仿真模型的仿真温度分布,图11为实际热成像图。

通过对比图8、11可知,采用散热系数替代内部静止空气的固体热力学散热模型时,外壳与其他固体零件的接触部位中温升最高处的温升分布仿真结果与实际较为接近,而外壳与内部空气接触部位以及外壳与其他固体零件的其他接触部分的温升分布仿真结果与实际相差较多。这是因为该种固体有限元散热仿真模型只考虑固体之间的热传导过程而忽略了内部静止空气的热传导过程,导致该模型无法仿真出外壳的实际温度分布情况。

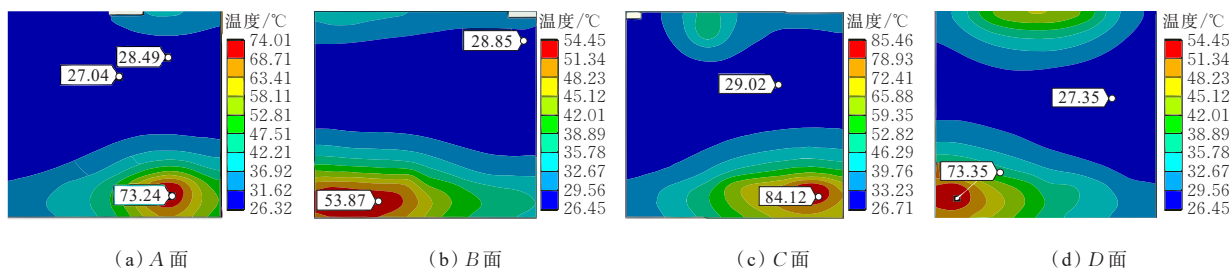


图8 继电器外壳温度分布的固体热力学有限元散热模型(内部散热系数)仿真

Figure 8 Finite element solid thermodynamic heat dissipation model (internal heat dissipation coefficient) simulation diagram of relay housing temperature distribution

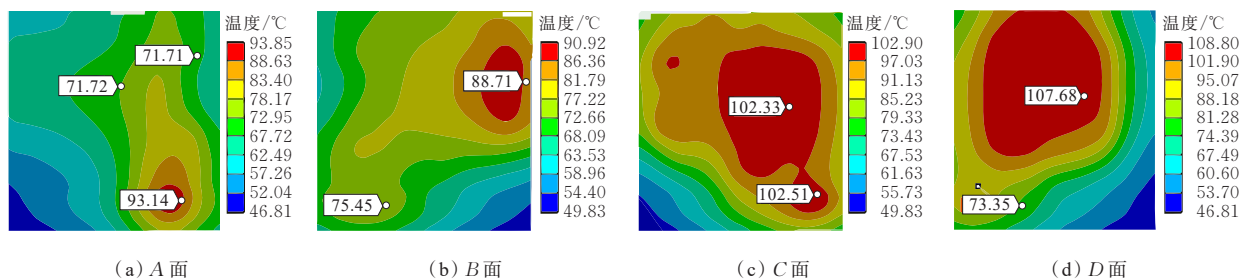


图9 继电器外壳温度分布的固体热力学有限元散热模型(内部空气体)仿真

Figure 9 Finite element solid thermodynamic heat dissipation model (internal air body) simulation diagram of relay housing temperature distribution

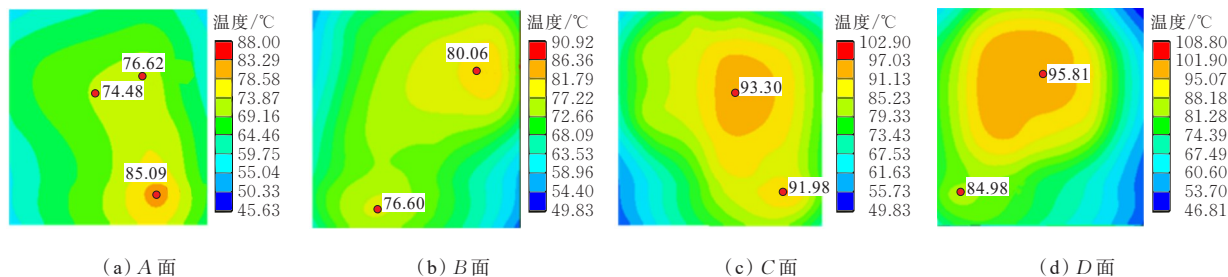


图10 继电器外壳温度分布的计算流体力学散热模型仿真

Figure 10 Computational fluid dynamics heat dissipation model simulation diagram of relay housing temperature distribution

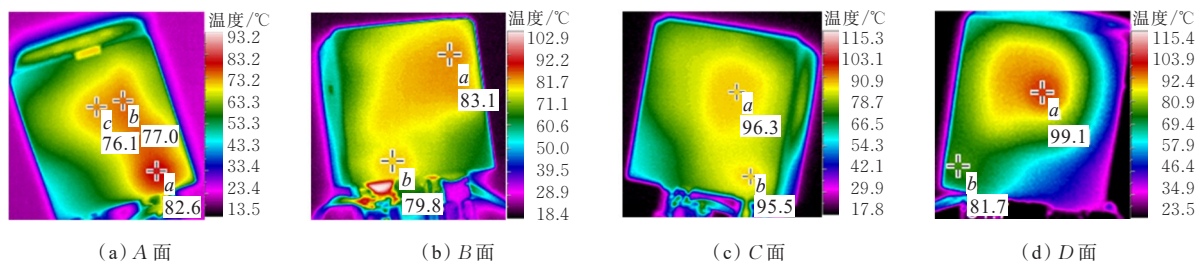


图 11 继电器外壳温度分布的热成像

Figure 11 Temperature distribution thermal imaging of relay housing

通过对比图 9、11 可知,采用建立内部实际空气模型的固体热力学散热模型时,其外壳温度分布的仿真结果相比于第一种固体热力学散热模型得到了明显的改善,但是在温升分布的形状上与实际情况却存在一定的差距。这是因为该种固体有限元散热仿真模型虽然保证了内部静止空气的热量传递,却忽略了外部流动空气对继电器外壳温度分布的影响,导致外壳温度分布的仿真结果与实际结果存在明显的差距。

通过对比图 10、11 可知,采用计算流体力学散热仿真模型时,其外壳的温升分布的仿真结果与实际情况最为接近。这是因为该种散热模型不仅在继电器的内部生成了静止空气,还在继电器外部也生成了流动的空气,运用了流固耦合传热的原理保证了内外部空气对继电器外壳温度分布的影响,从而能获得更加精确的温度分布仿真结果。

综上,基于计算流体力学散热模型相比于固体热力学散热模型有以下优点:一是不仅可获得继电器的温度场云图,还可获得继电器在发热情况下内外部气流场云图,从而进一步了解继电器内外部结构对空气对流散热的影响,为继电器的热场设计及热场优化提供有力的依据,若采用原有的固体热力学散热模型只能获得温度场云图;二是在计算散热边界条件上通过采用流固耦合传热数学模型及热辐射传递模型利用数值计算的方法直接模拟计算,能较好地模拟继电器的对流与辐射在电器内外部的热量传递规律,无需通过人为计算并施加散热边界条件,增强仿真计算的方便性与通用性,并减少计算的出错率;三是在温度场仿真模拟的准确性上优于固体热力学有限元散热模型,特别是在在仿真

模拟继电器外壳温度分布时,取得比固体热力学有限元散热模型更为接近实际情况的结果,能够为分析由于过热而导致继电器外壳烧毁等失效情况提供更符合实际的理论依据。

6 结语

采用计算流体力学散热仿真模型对直流电磁继电器进行温度场仿真。通过该模型进行仿真模拟多种工况下的线圈以及动静簧脚的温升值并与试验数据对比,仿真误差为 $-7.56\% \sim 8.86\%$,符合工程精度的要求,表明所搭建的散热仿真模型在模拟线圈与动静引脚等关键部位的温升值的准确性;另外通过搭建固体热力学有限元热力学模型进行比较,验证了该模型中的流固耦合传热模型与 DO 辐射传递模型可以有效解决原先固体热力学有限元散热仿真模型在对流与辐射计算准确性方面的不足,易获得更加精准的温度分布仿真结果。

后续可以利用该仿真模型对不同结构、不同类型的直流电磁继电器的内部关键部位温升值与温度分布情况进行准确计算,同时也可以为直流电磁继电器和类似元件热优化设计及延长使用寿命提供有效的参考依据。

参考文献:

- [1] 苏伟龙,许志红.高压直流继电器磁吹系统的建模与设计[J].电工技术学报,2022,37(6):1583-1594.
SU Weilong, XU Zhihong. Modeling and design of magnetic blowing system for high voltage direct current relay[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2022,37(6):1583-1594.

- [2] 许志红. 电器理论基础[M]. 北京:机械工业出版社,2014:15-20.
XU Zhihong. Fundamentals of electrical appliance theory [M]. Beijing: China Machine Press, 2014: 15-20.
- [3] 刘东超, 陈志刚, 崔龙飞. 基于物联网的环网柜在线监测技术研究[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(20): 60-67.
LIU Dongchao, CHEN Zhigang, CUI Longfei. Online monitoring technology of a ring network cabinet based on the internet of things[J]. Power System Protection and Control, 2022, 50(20): 60-67.
- [4] 王强钢, 倪静怡, 廖建权, 等. 基于模量相平面的柔性直流电网 T 接线故障识别方法[J]. 电力系统自动化, 2021, 45(14): 140-148.
WANG Qianggang, NI Jingyi, LIAO Jianquan, et al. Fault identification method for teed lines of flexible DC power grid based on modulus phase plane[J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(14): 140-148.
- [5] 陈郑淦哲, 张斌, 范亚洲, 等. 基于高程风速预测的架空导线温度计算方法[J]. 中国电力, 2022, 55(6): 137-145.
CHEN Zhenggan zhe, ZHANG Bin, FAN Yazhou, et al. An overhead conductor temperature calculation method based on elevation wind speed prediction[J]. Electric Power, 2022, 55(6): 137-145.
- [6] 郭强, 郝义, 王双, 等. 500 kV 充油海底电缆导体温度分布式光纤传感监测及应用[J]. 智慧电力, 2021, 49(1): 77-82.
GUO Qiang, HAO Yi, WANG Shuang, et al. Monitoring of 500 kV oil-filled submarine cable conductor temperature with distributed optical fiber sensing technology and its application[J]. Smart Power, 2021, 49(1): 77-82.
- [7] 夏川, 刘会家, 吴刚梁, 等. 含防爆盒的三芯电缆中间接头散热性能及载流量研究[J]. 电测与仪表, 2022, 59(9): 47-52.
XIA Chuan, LIU Huijia, WU Gangliang, et al. Research on heat dispersion and ampacity of three-core cable joints with explosion-proof box[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2022, 59(9): 47-52.
- [8] 苏秀苹, 陆俭国, 刘帼巾, 等. 小型直流电磁继电器温度场仿真分析[J]. 电工技术学报, 2011, 26(8): 185-189.
SU Xiuping, LU Jianguo, LIU Guojin, et al. Thermal field simulation analysis of miniature DC electromagnetic relays[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2011, 26(8): 185-189.
- [9] 王伟, 杨悦民, 雷肖, 等. 基于有限元分析的大容量叠装电抗器温度场研究[J]. 高压电器, 2022, 58(8): 267-274.
WANG Wei, YANG Yuemin, LEI Xiao, et al. Research on temperature field of large capacity stacked reactor based on finite element analysis[J]. High Voltage Apparatus, 2022, 58(8): 267-274.
- [10] 蒲路, 段玮, 孙骥, 等. 基于有限元法的单芯电缆接头线芯温度计算[J]. 电网与清洁能源, 2021, 37(2): 57-63.
PU Lu, DUAN Wei, SUN Ji, et al. Core temperature calculation of single-core cable joints based on FEM[J]. Power System and Clean Energy, 2021, 37(2): 57-63.
- [11] 赵紫恩. 继电器触簧系统回路电阻与接触温升的研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2021.
ZHAO Zien. Study on loop resistance and temperature rise of contact spring system within relays[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2021.
- [12] SUN H L, DU B X, LI J, et al. Contact resistance and temperature distribution of insulation piercing connector with various operation conditions[C]//2020 IEEE International Conference on High Voltage Engineering and Application (ICHVE), Beijing, China, 2020.
- [13] KIM H S, KIM Y K, LEE H J, et al. Study of the optimal design of a DC contactor with an electromagnetic-thermal coupling analysis workflow[C]//20th IEEE Intersociety Conference on Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems (iTherm), San Diego, CA, USA, 2021.
- [14] 薄凯, 周学, 翟国富, 等. 大电流条件下真空接触器温升特性的试验测量与仿真分析[J]. 电工技术学报, 2019, 34(24): 5135-5143.
BO Kai, ZHOU Xue, ZHAI Guofu, et al. Experiments and simulation analysis of the temperature-rise characteristics of high current vacuum contactor[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2019, 34(24): 5135-5143.
- [15] YANG W Y, LI D Y, LIU P, et al. Simulation and experimental study of thermal effects on composite contacts in electrical life cycle tests of DC relays[J]. IEEE Transactions on Components, Packaging and Manufacturing Technology, 2015, 5(6): 745-754.
- [16] 谷芳, 崔国起, 吴华杰. 基于流固耦合模型的柴油机冷却系统优化设计[J]. 汽车工程, 2012, 34(8): 675-678+674.
GU Fang, CUI Guoqi, WU Huajie. Optimization design of diesel engine cooling system based on coupled fluid-structure model[J]. Automotive Engineering, 2012, 34(8): 675-678+674.

- distribution networks under typhoon disasters considering correlation effects[J]. *Power System Automation*, 2022, 46(7):60-68.
- [22] 齐以年,胡兵,殷建荣,等.一起电容器过电压保护误跳闸的事故分析及优化方法[J]. *供用电*, 2021, 38(11):47-53.
QI Yinian, HU Bing, YIN Jianrong, et al. Analysis and optimization method of a capacitor overvoltage protection trip accident [J]. *Power supply and consumption*, 2021, 38(11):47-53.
- [23] 陈茂荣,卢泽军,方孖计,等.广东东莞10 kV 架空线路防雷治理技术研究[J]. *电瓷避雷器*, 2013(3):86-91.
CHEN Maorong, LU Zejun, FANG Maji, et al. Research on the technology of 10 kV overhead line lightning protection treatment in Dongguan Guangdong[J]. *Insulators and Surge Arresters*, 2013(3):86-91.
- [24] 郝捷,刘建华,赵泽枫,等.煤矿35 kV 输电线路防雷措施仿真分析及优化[J]. *电瓷避雷器*, 2014(4):99-102+110.
HAO Jie, LIU Jianhua, ZHAO Zefeng, et al. Simulation analysis and optimization on lightning protection measures of coal mine 35 kV transmission line[J]. *Insulators and Surge Arresters*, 2014(4):99-102+110.
- [25] 陈维江,孙昭英,王献丽,等.35 kV 架空送电线路防雷用并联间隙研究[J]. *电网技术*, 2007, 31(2):61-65.
CHEN Weijiang, SUN Zhaoying, WANG Xianli, et al. Study on shunt gap lightning protection for 35 kV overhead transmission lines[J]. *Power System Technology*, 2007, 31(2):61-65.
- [27] 漆思怡,赵洪峰.线路杆塔的放射形接地体防雷特性优化与设计[J]. *电网与清洁能源*, 2022, 38(1):1-6.
QI Siyi, ZHAO Hongfeng. Optimization and design of protection characteristics for radial grounding conductors of line towers[J]. *Advances of Power System & Hydroelectric Engineering*, 2022, 38(1):1-6.
- [28] 宋耐超,王瑞琦,李明明,等.多自然灾害下的架空输电线路运行风险评估[J]. *电力系统保护与控制*, 2021, 49(19):65-71.
SONG Naichao, WANG Ruiqi, LI Mingming, et al. Risk assessment of overhead transmission lines under multiple natural disasters[J]. *Power System Protection and Control*, 2021, 49(19):65-71.
-
- (上接第240页 = Continued from page 240)
- [17] 赵峰,孙明兴,郝哲峰,等.基于计算颗粒流体力学的旋风分离器结构优化[J]. *发电技术*, 2021, 42(5):637-642.
ZHAO Feng, SUN Mingxing, HAO Zhefeng, et al. Structure optimization of cyclone separator based on computational particle fluid dynamics[J]. *Power Generation Technology*, 2021, 42(5):637-642.
- [18] 刘光启. *化学化工物性数据手册-无机卷*[M]. 北京:化学工业出版社, 2002:30-32.
LIU Guangqi. *Handbook of physical properties of chemistry and chemical engineering-inorganic volume*[M]. Beijing:Chemical Industry Press, 2002:30-32.
- [19] 李志强. 燃烧过程辐射换热离散坐标模型的应用[J]. *航空动力学报*, 2006, 21(2):320-325.
LI Zhiqiang. Application of discrete-ordinates model to the study of radiative heat transfer[J]. *Journal of Aerospace Power*, 2006, 21(2):320-325.
- [20] 杨世铭,陶文铨. *传热学*[M]. 北京:高等教育出版社, 2006:15-16.
YANG Shiming, TAO Wenquan. *Heat transfer*[M]. Beijing: Higher Education Press, 2006:15-16.
- [21] 蔡文智. 基于有限元法的继电器三维稳态温度场分析[J]. *电器与能效管理技术*, 2015(10):32-36.
CAI Wenzhi. Analysis of 3D steady temperature field of relay based on finite element method[J]. *Electrical & Energy Management Technology*, 2015(10):32-36.
- [22] 刘成柱,张猛,奚晶亮,等.基于流体-热力学耦合的大容量干式电抗器温度场研究[J]. *高压电器*, 2021, 57(4):84-89.
LIU Chengzhu, ZHANG Meng, XI Jingliang, et al. Study on temperature field of high capacity dry-type reactor based on fluid-thermodynamic coupling[J]. *High Voltage Apparatus*, 2021, 57(4):84-89.