

低压开关柜母线温度场数值计算与分析

陆 彪¹, 汤 凯¹, 陈德敏¹, 唐 咏², 何胜方², 许 石²

(1. 安徽工业大学建筑工程学院, 安徽 马鞍山 243002;
2. 马鞍山钢铁股份有限公司, 安徽 马鞍山 243000)

摘要: 低压开关柜母线散热特性对其安全稳定运行至关重要。本文在全面考虑辐射与对流两种传热方式的基础上,采用有限元法建立热-流耦合模型求解低压开关柜母线温度场、速度场。并利用该模型分析了母线错位布置、间距大小对母线散热的影响,结果表明:在错位布置中工况 3 是 5 种母线错位排列中最优的,其三相母线温度比初始工况 0 分别低 8.83 K、11.66 K、7.25 K;母线表面温度受母线间距影响,电流为 1 200~1 800 A 时母线之间最佳间距为 50 mm。

关键词: 母线; 散热特性; 母线错位排列; 母线间距; 温度场

DOI: 10.12067/ATEEE2004015 **文章编号:** 1003-3076(2020)10-0065-07 **中图分类号:** TM591

1 引言

低压开关柜是承载电流输配的基础部件,其主要结构为低压开关柜体、母线及断路器^[1]。由于母线功率损耗,实际工作母线一直处于发热状态,使其成为低压开关柜内主要发热源,母线温升不仅影响用电的安全稳定性,而且降低了母线的最大载流量^[2]。因此,为了防止母线温升过高导致设备效率与安全性下降,需要对低压开关柜母线散热特性进行分析,以提高散热效率。低压开关柜母线的热耗散存在三种方式,分别为:导热、对流和辐射。其散热机理为:母线内部发热量通过导热传递到母线表面,而母线表面散热量再通过对流与辐射的方式被低压开关柜内空气带走。

国内外对低压开关柜母线散热研究较多,基本上集中在低压开关柜母线温度场的求解与散热因素的探讨上。

低压开关柜母线温度场的分析一般采用解析法和数值模拟法^[3-5]。2001 年 Delesega I 等人采用解析法较为透彻地分析了母线的散热过程,求解了母线温升,得到了母线上接触电阻、材料特性和温升的关系,但解析法仅适合母线温升初步计算,且无法反映母线温度场分布^[6],因此,基于能量守恒进行解

析法计算低压开关柜母线温度的应用较少。而近年来由于计算流体力学的发展,已有很多学者利用有限元方法计算了低压开关柜母线温度场^[7-9],学者陈荆洲等人在有限元基础上分析了母线温度场,但在求解过程中忽略了母线辐射效应,导致了计算结果与实际值之间存在较大误差^[10];侯国斌等人虽肯定了母线的对流、辐射效应,但由于其对流计算过程中利用经验公式将对流换热等效为热传导,导致低压开关柜外壳温度均匀分布^[11];学者 Kim J K 基于 CFD 求解了多场耦合的三相共箱式母线温度场分布,但该模型建模中忽略了气体流动性,仅做了定性分析,导致流场与温度场不同单元结构之间数据无法传递,使得计算结果存在偏差^[12]。

而对于低压开关柜母线散热因素探究大多数集中于外界环境对其散热影响^[13-15],李玲^[16]通过改变外界环境的气压、温度等因素,得到了外界环境对母线温度分布影响规律,优化了母线设计方案,但其提出的散热方案易受到外界环境变化的影响,导致散热效果的不确定性。

综上所述,本文利用有限元法建立了热-流耦合模型,该模型主要体现了两个特点:①实现了温度场与速度场之间的数据传递,减小了因在母线表面施加固定对流换热系数造成的误差;②同时考虑了

收稿日期: 2020-04-17
作者简介: 陆 彪(1979-),男,安徽籍,讲师,博士,研究方向为电气系统传热过程及节能;
陈德敏(1978-),女,蒙古族,辽宁籍,副教授,博士,研究方向为系统节能技术在建筑能效管理中的应用(通讯作者)。

对流和辐射两种传热方式对母线温度的影响,减少了由于忽略辐射传热所产生的误差。最后,利用该模型分析了母线布置形式(横向间距、纵向错位)、电流大小对母线温度的影响,为低压开关柜的设计提供理论指导。

2 低压开关柜母线热-流耦合模型

2.1 基本假设

为了便于分析,对低压开关柜母线的温度场进行如下假设:

- (1) 母线无限长,忽略断路器的影响。
- (2) 整个低压开关柜母线温度场计算过程为近似稳态,不考虑母线温度滞后于电流负荷。
- (3) 母线热传导系数等物理参数不随温度变化而发生变化。
- (4) 空气为理想气体。即空气不随温度、压力等因素变化而变化。

2.2 控制方程

依据传热学原理^[17]可知,母线内部基于热传导方式进行热量传递,表达式为:

$$\frac{\partial}{\partial x}(K \frac{\partial T}{\partial x}) + \frac{\partial}{\partial y}(K \frac{\partial T}{\partial y}) + \frac{\partial}{\partial z}(K \frac{\partial T}{\partial z}) = -q_v \quad (1)$$

式中, T 为温度(℃); q_v 为体积热源(W/m³); K 为材料导热系数(W/(m·K))。

低压开关柜内流体的运动,遵循不可压缩流体的连续性方程(2)、动量方程(3)~(5)及能量方程(6),表达式为:

$$\frac{\partial(\rho u)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho w)}{\partial z} = 0 \quad (2)$$

$$\rho u \frac{\partial u}{\partial x} + \rho v \frac{\partial u}{\partial y} + \rho w \frac{\partial u}{\partial z} = \mu \nabla^2 u - \frac{\partial P}{\partial x} + S_u \quad (3)$$

$$\rho u \frac{\partial v}{\partial x} + \rho v \frac{\partial v}{\partial y} + \rho w \frac{\partial v}{\partial z} = \mu \nabla^2 v - \frac{\partial P}{\partial y} + S_v \quad (4)$$

$$\rho u \frac{\partial w}{\partial x} + \rho v \frac{\partial w}{\partial y} + \rho w \frac{\partial w}{\partial z} = \mu \nabla^2 w - \frac{\partial P}{\partial z} + S_w \quad (5)$$

$$\rho c u \frac{\partial T_1}{\partial x} + \rho c v \frac{\partial T_1}{\partial y} + \rho c w \frac{\partial T_1}{\partial z} = k_1 \nabla^2 T_1 \quad (6)$$

式中, ρ 为流体密度(kg/m³); u 、 v 、 w 分别为流体速度矢量在 x 、 y 、 z 方向上分量; P 为流体场压力(Pa); μ 为流体运动黏性系数(m²/s); S_u 、 S_v 、 S_w 为动量守恒方程广义源项; T_1 为流体温度(℃); k_1 为流体导热系数(W/(m·K)); c 为流体比热容(J/(kg·K)); ∇^2 为调和算子。

同时,低压开关柜内存在辐射换热,表达式为:

$$Q_c = \varepsilon \delta A_{cl}(T_c^4 - T_f^4) \quad (7)$$

式中, Q_c 为辐射换热量(W); δ 为斯忒藩-玻尔兹曼常数,其值为 5.67×10^{-8} W/(m²·K⁴); ε 为发射率; A_{cl} 为热辐射物体表面积(m²); T_c 、 T_f 分别为热辐射物体表面温度及环境温度(℃)。

2.3 边界条件

低压开关柜内由于温度差异,存在自然对流与辐射换热两种方式。具体计算时采用边界条件如下:

(1) 采用热力学中第三类边界条件^[18],并依据自然对流情况下,开关柜外壁对流换热系数为 5~15 W/(m²·K)^[19]选取开关柜外壁对流换热系数,通常情况开关柜外壁对流换热系数值为 10 W/(m²·K)。

(2) 基于表 1 进行模型仿真参数的设置。

表 1 低压开关柜数值模拟边界条件

Tab.1 Boundary conditions for numerical simulation of low-voltage switchgear		
边界条件位置	边界条件类型	数值
低压开关柜外壳	混合传热	表面发射率为 0.97,外界辐射与对流温度为环境温度,对流换热系数为 10 W/(m ² ·K)
进口	压力进口	环境压力,回流温度为环境温度
出口	压力出口	环境压力,回流温度为环境温度

(3) 依据式(8)进行母线功率损耗计算,并将计算结果作为热源,映射至流场进行热分析。

$$H = \frac{P}{V} = \frac{I^2 R}{Sl} = \frac{I^2 \rho_1}{S^2} \quad (8)$$

式中, H 为母线热生成率(W/m³); P 为母线发热功率(W); V 为母线体积(m³); I 为母线电流(A); R 为母线电阻(Ω); S 为母线截面面积(m²); l 为母线长度(m); ρ_1 为母线电阻率(Ω·m)。

3 模型验证

本文以 A.Ryfa^[20]等人的实验数据为数据源,进行数值模型的验证。低压开关柜分析对象的具体几何参数如图 1(a)所示,该模型的求解域主要由母线、低压开关柜体及低压开关柜体内外空气区域构成。三相母线中母线 L2 的中心点为建模原点(0,0,0),三相母线材料为铜,其电流由图 1 中的前端接入,后端接出,通过大电流发生器调节电流值。环

境温度为 292 K,母线电阻率为 $0.0177\times10^{-6}\ \Omega\cdot\text{m}$, 电流 $I=1\ 600\ \text{A}$,低压开关柜体对流换热系数为 $10\ \text{W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$ 。

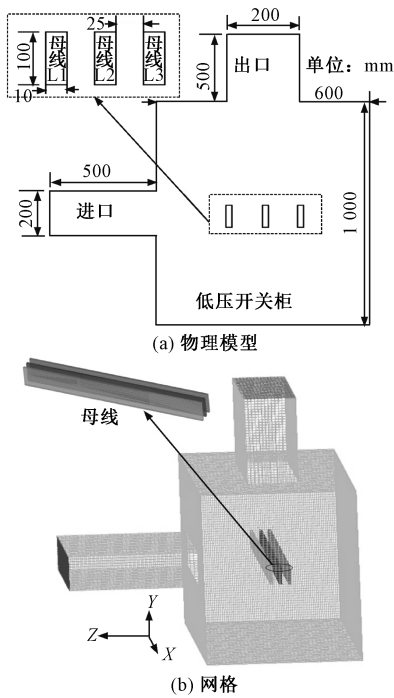


图1 低压开关柜物理模型及网格划分

Fig.1 Physical model and grid division of low-voltage switchgear

为了加强计算过程的收敛性,采用了结构网格进行模型划分,并对母线局部进行加密,提高计算结果准确性,低压开关柜的网格划分如图 1(b) 所示。图 2 给出了低压开关柜进出口温差随网格数变化,由图 2 可知,温差随着网格数量的增加先增加然后趋于稳定。因此,一定范围内网格数对进出口温差影响较小,结合网格数越大对计算机硬件要求越高,本文采用约 25 万网格数进行数值模拟,网格数适宜且网格质量在 0.7~1 之间。数值模拟计算结果与实验数据^[20]对比见表 2,由于忽略了母线磁场的影响,直接采用式(8)进行母线热损耗的计算导致母线热损耗低于实际值,因此,造成数值模拟结果与实验值之间存在误差,本模型平均计算误差在 3 K 以内,在允许的误差范围内,所以本文采用的数值模型可靠。

表 2 母线表面平均温度实验与数值模拟结果对比

Tab.2 Comparison of experimental and numerical simulation results of busbar surface average temperature

工况	母线 L1/K	母线 L2/K	母线 L3/K
数值模拟	336.7	339.0	336.78
实验值 ^[20]	336.6	340.5	341.7

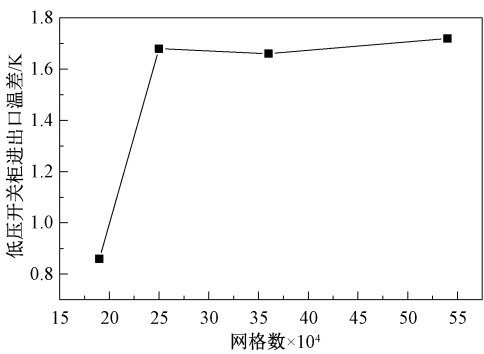


图2 低压开关柜进出口温差随网格数变化

Fig.2 Variation of temperature difference between inlet and outlet of low-voltage switchgear with the number of grids

4 结果与讨论

4.1 热-流耦合场稳态热分析

上述低压开关柜母线模型的稳态速度场与温度场分布如图 3 所示。由图 3(a) 低压开关柜速度场可知,进入低压开关柜内部的外界空气由于空气粘性作用,靠近母线表面空气流速小,母线附近空气因母线热传导影响流速大。此外,母线 L1 在 I、II 区域流速差异较大。

上述现象产生的原因是由于来流在母线 L1 处受阻向母线 I、II 区域运动。其中流向 I 区域的受热空气在上浮过程中由于母线布置原因受阻,形成局部速度大区域,而流向 II 区域的受热空气可向低压开关柜上部空间自由运动,因此在 II 区域速度减小。

同时由图 3(b) 的低压开关柜温度场可见,由于受热空气在热压作用下上浮,在低压开关柜内部母线上方 100 mm 处空气比下方 100 mm 处空气的平均温度高约 1.61 K。三相母线 L1、L2、L3 表面平均温度分别为 336.7 K、339.0 K、336.78 K,母线 L2 因为左右两端受限于母线 L1、L3 热耗散的影响,表面平均温度比 L1、L3 高约 2 K,其表面最高点温度可达到 339.3 K。低压开关柜底部温度近似外界环境温度。因此,在进行低压开关柜温度场分析时,母线 L2 温度是评价低压开关柜是否符合规定限度的重要指标,低压开关柜底部的温度及流速分布反映了其主要是通过辐射与母线进行热量的交换,说明将低压开关柜的散热过程等效为热对流的传统分析方法的不合理。

4.2 母线布置形式温升分析

基于本文建立的热-流耦合模型进行常见母线

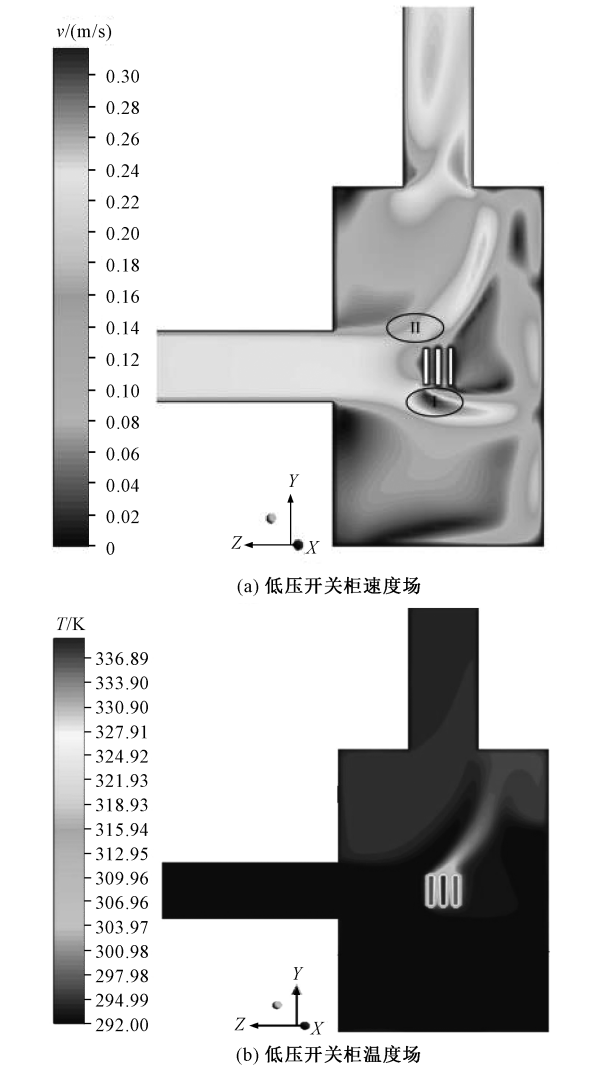


图 3 低压开关柜速度场及温度场

Fig.3 Temperature cloud diagram and speed cloud diagram of low-voltage switchgear

错位布置温升分析,有利于合理地了解母线布置形式,错位分析时仅调整母线位置,其他参数与图 1(a)相同,母线具体的错位位置参数与形式如表 3 与图 4 所示。工况 1 表示将工况 0(工况 0 即为图 1(a)所示物理模型)中母线 L3 向上平移 100 mm;工况 2 表示将工况 0 中母线 L1、L3 分别向上、下平移 100 mm;工况 3 表示将工况 0 中母线 L2 向上平移 100 mm;工况 4 表示将工况 0 中母线 L2、L3 分别向下、上平移 100 mm。

表 3 低压开关柜错位布置时母线中心点位置参数

Tab.3 Position parameter of busbar center point with misplaced low-voltage switchgear			
工况	母线 L1/mm	母线 L2/mm	母线 L3/mm
工况 0	(0,0,35)	(0,0,0)	(0,0,-35)
工况 1	(0,0,35)	(0,0,0)	(0,100,-35)
工况 2	(0,100,35)	(0,0,0)	(0,-100,-35)
工况 3	(0,0,35)	(0,100,0)	(0,0,-35)
工况 4	(0,0,35)	(0,-100,0)	(0,100,-35)

由图 4 可见,工况 2、工况 4 比工况 1、工况 3 下空气扰动范围广。上述现象是因为母线在垂直空间上错位布置时,在热压作用下形成了对受热气流的引导,说明合理的母线错位布置具有气流引导作用,有利于防止灰尘在低压开关柜底部累积。

与速度场对应的低压开关柜母线表面平均温度计算值如图 5 所示,当低压开关柜内母线采用工况 1 布置时,母线 L3 的降温效果最佳,但母线采用工况 2、工况 3、工况 4 时三相母线降温效果比工况 1 更为显著,且三相母线表面平均温度差异减小。说明母线在垂直空间上错位布置时,相邻母线之间的

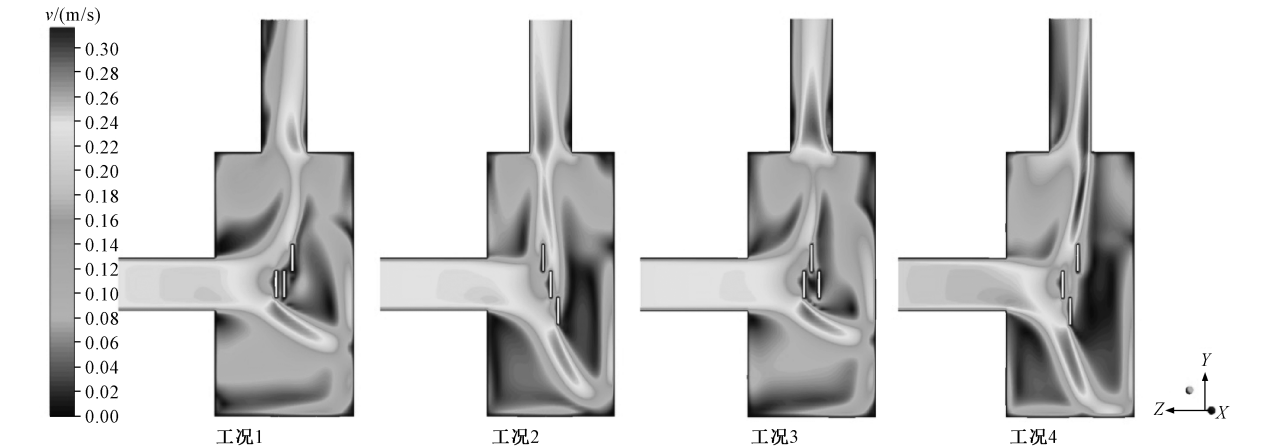


图 4 低压开关柜错位布置速度场

Fig.4 Speed cloud diagram of low-voltage switchgear with four busbar malposition

热耗散影响减弱,母线与内部空气之间的对流换热量增加了。与工况 0 相比,工况 3 母线降温效果最佳,三相母线表面平均温度值由工况 0 下的 336.7 K、339 K、336.78 K 下降到工况 3 下的 327.87 K、327.34 K、328.85 K。由此可见,低压开关柜中母线错位布置有利于降低母线温升,不利于母线上高温热点的出现,是降低母线温升的一条有效措施。

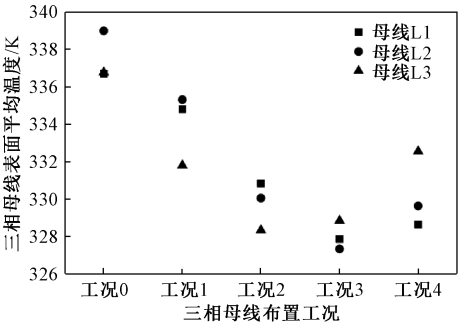


图 5 三相母线表面平均温度随错位变化过程
Fig.5 Change process of surface average temperature of three-phase busbar with dislocation

4.3 母线间距变化温升分析

根据传热学理论^[18]可知,母线间距过小不利于低压开关柜母线散热,易造成母线局部温度过高产生安全隐患,母线间距过大,造成柜体结构尺寸增大,不利于成本节约。因此,本文依据所建立的热流耦合模型进行了母线间距变化温升分析,在图 1 (a)所示低压开关柜基础上,将三相母线之间间距依据图 6 进行调整,得到如图 7 所示的单相母线 L2 表面平均温度随间距变化过程。

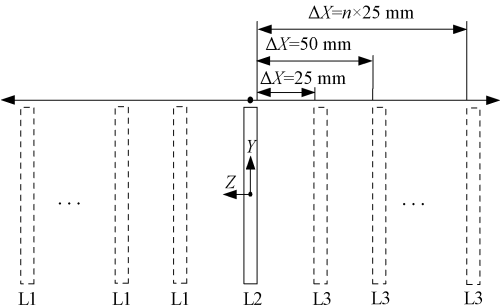


图 6 三相母线间距变化过程
Fig.6 Change of three-phase busbar spacing

由图 7 可以看出,在电流恒定的情况下,低压开关柜中单相母线 L2 表面平均温度随间距的增大先降低后趋于平缓,三相母线间距在 25~50 mm 范围内变化时,单相母线 L2 的降温幅度最大。电流 $I=1\,200\sim1\,800\text{ A}$ 时,三相母线之间最佳间距为 50

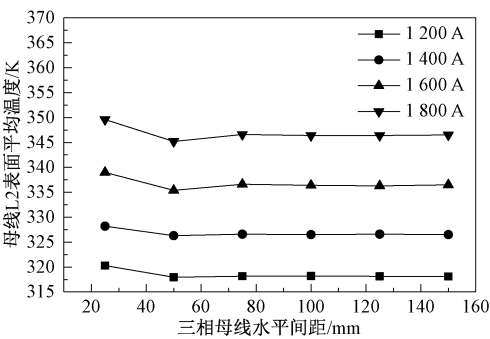


图 7 单相母线 L2 温度随间距变化过程
Fig.7 Temperature change of busbar L2 with spacing

mm。上述现象是因为三相母线之间间距在 25~50 mm 范围内易受到相互之间热耗散影响,此范围内三相母线间距增大增加了母线的热耗散温差,但当三相母线之间间距大于 50 mm 时,三相母线相互之间的热耗散影响基本消失,此时继续增大间距,三相母线与周围空气之间的对流换热能力不再显著变化。综上所述可知,低压开关柜散热因素研究必须重视母线间距对温升的影响。

4.4 电流变化温升分析

因为三相母线中 L2 散热环境最差,其温度变化研究最具意义,因此,在 4.2 节母线错位布置分析的基础上,进行电流温升分析,得到的母线 L2 温升随电流变化过程如图 8 所示。

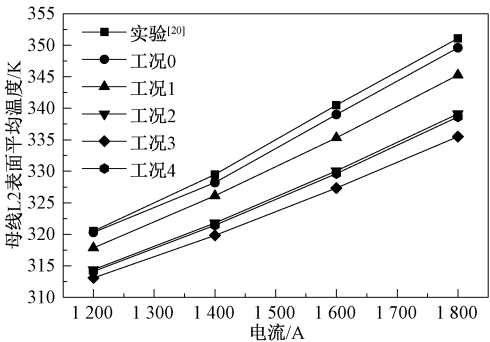


图 8 母线温升随电流变化过程
Fig.8 Temperature change of busbar with load

由图 8 可以看出,电流在一定范围内,单相母线 L2 表面平均温度随电流的增大而增大。在 5 种工况下,以电流每增加 200 A 为一个区间可以发现,母线 L2 在每个区间内的增温幅度并不一致,说明了电流与母线温升之间无线性关系。因此,不可依据电流大小预测母线温升,且在进行低压开关柜降温时必须重视电流的变化。

5 结 论

本文建立了低压开关柜母线热-流耦合模型,并通过 A.Ryfa^[20] 的实验数据验证了模型的正确性,在此基础上分析了低压开关柜母线错位布置及间距、电流大小等因素对母线散热特性影响,得到以下结论:

(1)采用热-流耦合模型计算低压开关柜母线温度场,避免了母线表面对流换热系数的计算,为低压开关柜母线温度场分析提供了一种有效途径。

(2)低压开关柜内三相母线中 L2 的温度最高,其母线温升是衡量低压开关柜安全稳定运行的重要指标。

(3)在低压开关柜内采用合理的母线错位布置能够有效地降低母线温升,通过对比常见的低压开关柜母线布置形式发现,工况 3 下最有利于母线散热。

(4)母线之间间距变化对低压开关柜母线散热影响明显,电流 $I=1\ 200\sim 1\ 800\text{ A}$ 时母线之间最佳间距为 50 mm。

(5)一定范围内,电流增大,母线表面温度升高,但母线温升与电流之间并不是线性关系,不可依据电流大小预测低压开关柜母线表面温度。

参考文献 (References):

- [1] Ryfa A, Bulinski Z, Smolka J, et al. Determination of busbar system heat losses in naturally ventilated and hermetic switchgear [J]. IET Generation, Transmission & Distribution, 2017, 11 (7): 1652-1660.
- [2] Delgado F, Renedo C J, Ortiz A, et al. 3D thermal model and experimental validation of a low voltage three-phase busduct [J]. Applied Thermal Engineering, 2017, 110: 1643-1652.
- [3] Bedkowski M, Smolka J, Bulinski Z, et al. 2.5-D multi-layer optimisation of an industrial switchgear busbar system [J]. Applied Thermal Engineering, 2016, 101: 147-155.
- [4] Ruan J, Wu Y, Li P, et al. Optimum methods of thermal-fluid numerical simulation for switchgear [J]. IEEE Access, 2019, 7: 32735-32744.
- [5] Kim M J, Bak S H, Jung W C, et al. Improvement of heat dissipation characteristics of Cu bus-bar in the switchboards through shape modification and surface treatment [J]. Energies, 2019, 12 (1): 146.
- [6] Delesega I. Heating of the bus-bar prolongation muff [J]. Electric Power Components and Systems, 2001, 29 (5): 427-436.
- [7] Seker A E, Sakaci E A, Deniz A, et al. Thermal analyses for a simplified medium-voltage switchgear: Numerical and experimental benchmark studies [A]. 2019 11th International Conference on Electrical and Electronics Engineering (ELECO) [C]. Nanjing, China, 2019. 116-120.
- [8] Li S, Han Y, Liu C. Coupled multiphysics field analysis of high-current irregular-shaped busbar [J]. IEEE Transactions on Components, Packaging and Manufacturing Technology, 2019, 9 (9): 1805-1814.
- [9] Halidi S N A M, Rosli R A, Ghafar H, et al. Temperature rise effects on busbars used in low voltage switchgear [J]. Proceedings of Mechanical Engineering Research, 2018: 273-274.
- [10] 陈荆洲, 杜志叶, 王栋, 等 (Chen Jingzhou, Du Zhiye, Wang Dong, et al.). 高压开关柜温度场数值分析 (Numerical analysis of temperature field of high voltage switchgear) [J]. 电工电能新技术 (Advanced Technology of Electrical Engineering and Energy), 2018, 37 (1): 38-44.
- [11] 侯国斌, 邓晓峰, 吴艺红, 等 (Hou Guobin, Deng Xiaofeng, Wu Yihong, et al.). 电力开关设备温升仿真研究综述 (Review of temperature rise simulation of power switchgear) [J]. 电器与能效管理技术 (Electrical & Energy Management Technology), 2017, (11): 1-6.
- [12] Kim J K, Hahn S C, Park K Y, et al. Temperature rise prediction of EHV GIS bus bar by coupled magneto-thermal finite element method [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2005, 41 (5): 1636-1639.
- [13] 彭诗怡, 阮江军, 杜志叶 (Peng Shiyi, Ruan Jiangjun, Du Zhiye, et al.). 等. 不同散热条件对开关柜母线室温度分布影响探究 (Influence of different heat dissipation conditions on the temperature distribution in busbar room of switchgear) [J]. 电工电能新技术 (Advanced Technology of Electrical Engineering and Energy), 2018, 37 (8): 48-57.
- [14] Wang L, Wang L, Li X, et al. Multi physical field simulation of medium voltage switchgear and optimal design [A]. 2016 27th International Symposium on Discharges and Electrical Insulation in Vacuum (ISDEIV) [C]. Suzhou, China, 2016. 2: 1-4.
- [15] Kim H M, Choi J Y. Study on the optimization of the fan position for cooling of the busbar of the enclosed switchboard [J]. Transactions of the Korean Society of Mechanical Engineers B, 2018, 42 (1): 9-16.
- [16] 李玲, 吴晓文, 李洪涛, 等 (Li Ling, Wu Xiaowen, Li

Hongtao, et al.). 气体绝缘母线热计算及其影响因素分析 (Thermal field calculation and influencing parameters analysis of gas insulated busbars) [J]. 电工技术学报 (Transactions of China Electrotechnical Society), 2012, 27 (9): 264-270.

[17] Bedkowski M, Smolka J, Banasiak K, et al. Coupled numerical modelling of power loss generation in busbar system of low-voltage switchgear [J]. International Journal of Thermal Sciences, 2014, 82: 122-129.

[18] 赵镇南 (Zhao Zhennan). 传热学 (Heat transfer theory) [M]. 北京: 高等教育出版社 (Beijing: Higher Education Press), 2008.

[19] Bedkowski M, Smolka J, Bulinski Z, et al. Experimentally validated model of coupled thermal processes in a laboratory switchgear [J]. IET Generation, Transmission & Distribution, 2016, 10 (11): 2699-2709.

[20] Ryfa A, Smolka J, Bulinski Z, et al. Experimental determination of the convective heat transfer coefficient for a switchgear busbar system with a use of the data reconciliation method [J]. Applied Thermal Engineering, 2018, 136: 541-547.

Thermal field calculation and analysis of low-voltage switchgear busbar

LU Biao¹, TANG Kai¹, CHEN De-min¹, TANG Yong², HE Sheng-fang², XU Shi²

(1. School of Civil Engineering and Architecture, Anhui University of Technology, Ma' anshan, 243002, China; 2. Ma' anshan Iron and Steel Co., Ltd, Ma' anshan 243000, China)

Abstract: For improving the safety and stability of low-voltage switchgear, the heat dissipation characteristic of switchgear busbar system should be discussed in depth. Then, this paper considers the radiation and convection effects of the busbar. And the coupled thermal-fluid model is used to investigate the fluid field and the thermal field distribution of the low-voltage switchgear. Based on the proposed model, busbar dislocation arrangements and various busbar gaps are investigated, and the result shows that Case 3 is the optimal scheme among five busbar dislocation arrangements, and its three phase busbar temperature are lower than initial working condition by 8.83 K, 11.66 K, 7.25 K. Temperature changes of busbar with the spacing, and the optimal spacing between busbars is 50mm when the current is 1 200 A and 1 800 A.

Key words: busbar; heat dissipation ability; dislocation arrangement; busbar spacing; temperature field