

8-26-2021

Study on the eddy current loss of internal components of 12 kV switch cabinet

Yu Quan

School of Electrical Engineering, Wuhan University, Wuhan 430072, China ; State Grid Wuhan Power Supply Company, Wuhan 430051, China

Ken Jin

China Ship Development and Design Center, Wuhan 430064, China

Tong Lin

State Grid Wuhan Power Supply Company, Wuhan 430051, China

Ruohan Gong

School of Electrical Engineering, Wuhan University, Wuhan 430072, China

Zhiye Du

School of Electrical Engineering, Wuhan University, Wuhan 430072, China

Follow this and additional works at: <https://jepst.researchcommons.org/journal>

Recommended Citation

Quan, Yu; Jin, Ken; Lin, Tong; Gong, Ruohan; and Du, Zhiye (2021) "Study on the eddy current loss of internal components of 12 kV switch cabinet," *Journal of Electric Power Science and Technology*. Vol. 36: Iss. 3, Article 17.

DOI: 10.19781/j.issn.1673-9140.2021.03.019

Available at: <https://jepst.researchcommons.org/journal/vol36/iss3/17>

This Article is brought to you for free and open access by Journal of Electric Power Science and Technology. It has been accepted for inclusion in Journal of Electric Power Science and Technology by an authorized editor of Journal of Electric Power Science and Technology.

12 kV 开关柜内部构件的涡流损耗研究

全 好^{1,2}, 金 颀³, 林 桐², 龚若涵¹, 杜志叶¹

(1. 武汉大学电气工程学院, 湖北 武汉 430072; 2. 国网武汉供电公司, 湖北 武汉 430051; 3. 中国舰船研究设计中心, 湖北 武汉 430064)

摘 要:在大电流开关柜运行时, 涡流损耗所产生的发热现象严重。为研究开关柜中的涡流损耗, 首先推导涡流损耗的计算方法, 然后借助 SolidWorks 三维画图软件, 根据图纸和现场测量建立开关柜磁场的简化计算模型。其次通过有限元仿真计算软件, 分别计算母排在交直流加载条件下的损耗, 指出集肤效应和邻近效应对母排发热的影响, 并对整个开关柜进行涡流场仿真计算, 得到整个柜体的涡流损耗。最后根据计算结果提出优化建议。研究发现, 开关柜柜体涡流损耗很大, 总值达到 3 831.66 W, 在开关柜的温升计算中是不可忽略的。

关 键 词:开关柜; 涡流; 损耗; 集肤效应

DOI:10.19781/j.issn.1673-9140.2021.03.019 中图分类号:TM51 文章编号:1673-9140(2021)03-0141-07

Study on the eddy current loss of internal components of 12 kV switch cabinet

QUAN Yu^{1,2}, JIN Qi³, LIN Tong², GONG Ruohan¹, DU Zhiye¹

(1. School of Electrical Engineering, Wuhan University, Wuhan 430072, China; 2. State Grid Wuhan Power Supply Company, Wuhan 430051, China; 3. China Ship Development and Design Center, Wuhan 430064, China)

Abstract: In the operation of large current switch cabinet, the thermal phenomena caused by eddy current losses is serious. In order to study the eddy current loss in the switch cabinet, a calculation method of eddy current loss is derived in this paper. Then a simplified switch cabinet model for the magnetic field calculation is established by SolidWorks. In addition, the losses of busbar in AC and DC load conditions are calculated through the finite element simulation software. It is found that the skin effect and proximity effect have influences on the busbar heating. Then the eddy current field of the entire switch cabinet is simulated and the eddy current loss for entire cabinet is obtained. Finally, several optimized suggestions are put forward according to the calculation results. It is found that eddy current loss in switch cabinet is large, which reaches 3 831.66 W. Therefore, the eddy current loss cannot be ignored in the calculation of temperature rise in the switch cabinet.

Key words: switch cabinet; eddy current; loss; skin effect

开关柜是变电站内电能分配的重要设备^[1], 目前国内生产的高压开关柜中主母排额定电流大多数为 3 150 A, 少数为 4 000 A 及以上^[2]。在开关柜的母线室中, 当电流流过载流母排时, 产生交变磁场,

以致在柜体的面板和隔板内产生感应电动势, 进而产生大量的杂散涡流。开关柜壳体、金属固定板、隔板等都是由磁导率高、电阻值大的非载流铁磁质材料构成, 在大电流开关柜运行时, 涡流损耗发热所产

生的发热现象严重^[3]。其后果轻则造成用户负荷无法达到运行额定值,重则致使开关柜中绝缘器件发生老化、绝缘性能降低、寿命减少等现象,甚至导致元器件烧毁,造成危险事故^[2,4-7]。因此,为了保障开关柜安全运行,开展高压开关柜的涡流损耗研究、提出合理的解决高损耗方案具有重要意义。

开关柜涡流场的计算方法主要有解析法^[8]和有限元法^[9-17]。解析法计算工作量大且当前只能应用于简单模型在磁场方向单一的涡流场计算,因此对于开关柜的涡流场计算多采用有限元法。

该文以 12 kV KYN-28 A 高压开关柜为研究对象,利用 Solidworks 建立其实体建模,采用有限元仿真软件对开关柜涡流场进行仿真计算,得到开关柜整体的磁场分布特征,并对其进行涡流损耗计算,根据计算结果提出优化建议。

1 涡流损耗的计算方法

1.1 涡流场求解方程

基于麦克斯韦方程组,涡流引发的求解问题可归结于电磁场定解问题的描述。计算电磁学的涡流场问题中,求解区域可划分为涡流区和非涡流区,涡流场问题的典型求解区域如图 1 所示。

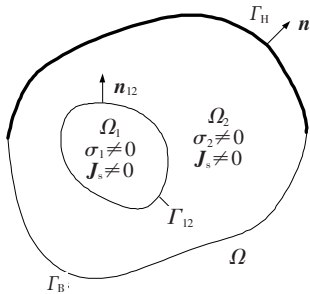


图 1 涡流场求解示意

Figure 1 Schematic diagram of eddy current field solution

图中, Ω 为整体求解区域, Ω_1 为非涡流区,存在导电介质和给定的源电流即源电流密度 $\mathbf{J}_s$ 不为 0; Ω_2 为涡流区,存在强导磁介质而无源电流; Γ_{12} 为求解域 Ω_1 和 Ω_2 的内交界面。假定求解区域 Ω 的外边界可分为 Γ_H 和 Γ_B 两部分,边界 Γ_H 上给定磁感应强度的法向分量,而边界 Γ_B 上则给定磁感应强度的切向分量^[18],即

$$\left. \begin{aligned} \nabla \times \mathbf{H} &= \mathbf{J}_s, \nabla \times \mathbf{E} + \frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} = 0 \\ \nabla \cdot \mathbf{B} &= 0 \end{aligned} \right\} \text{in } \Omega_1 \quad (1)$$

$$\nabla \times \mathbf{H} = \sigma \mathbf{E}, \nabla \cdot \mathbf{B} = 0 \quad \text{in } \Omega_2 \quad (2)$$

式(1)、(2)中 σ 为场域介质的电导率。

依据前文假设,求解区域 Ω_1 和 Ω_2 的内交界面 Γ_{12} 及求解区域 Ω 的外边界满足下述边界条件:

$$\left. \begin{aligned} \mathbf{B}_1 \cdot \mathbf{n}_{12} &= \mathbf{B}_2 \cdot \mathbf{n}_{12} \\ \mathbf{H}_1 \times \mathbf{n}_{12} &= \mathbf{H}_2 \times \mathbf{n}_{12} \end{aligned} \right\} \text{on } \Gamma_{12} \quad (3)$$

$$\mathbf{B} \cdot \mathbf{n} = 0 \quad \text{on } \Gamma_B \quad (4)$$

$$\mathbf{H} \times \mathbf{n} = 0 \quad \text{on } \Gamma_H \quad (5)$$

式(3)~(5)中 $\mathbf{n}_{12}$ 为内交界面 Γ_{12} 的单位外法向矢量,方向为求解区域 Ω_1 指向求解区域 Ω_2 ; $\mathbf{n}$ 为求解区域 Ω 的外边界的单位外法向矢量,方向为沿求解区域 Ω 向外。

采用式(1)~(5)可完整描述涡流场求解问题的数学本质,但为了求解该问题并保证解的唯一性,须引入场域矢量间的相互关系式和定解条件。该文采用常用的 $\mathbf{A}$ 、 φ - $\mathbf{A}$ 法建立涡流场的数学模型,其定义的矢量磁位 $\mathbf{A}$ 和标量电位 φ 为

$$\mathbf{B} = \nabla \times \mathbf{A} = \mu \mathbf{H} \quad (6)$$

$$\mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} - \nabla \varphi \quad (7)$$

式(6)、(7)中 μ 为磁导率。

将式(6)、(7)带入式(1)、(2)中,并以库伦规范为定解条件,经过一系列简化合并,最终可得到涡流场定解问题的完整描述:

$$\left. \begin{aligned} \nabla \times (\nu \nabla \times \mathbf{A}) - \nabla (\nu \nabla \cdot \mathbf{A}) &= \mathbf{J}_s \\ \nabla \cdot (-\sigma \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} - \sigma \nabla \varphi) &= 0 \end{aligned} \right\} \text{in } \Omega_1 \quad (8)$$

$$\left. \begin{aligned} \nabla \times (\nu \nabla \times \mathbf{A}) - \nabla (\nu \nabla \cdot \mathbf{A}) + \\ \sigma \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} + \sigma \nabla \varphi &= 0 \quad \text{in } \Omega_2 \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

$$\mathbf{n} \cdot \mathbf{A} = 0, (\nu \nabla \times \mathbf{A}) \times \mathbf{n} = 0 \quad \text{on } \Gamma_B \quad (10)$$

$$\mathbf{n} \times \mathbf{A} = 0, \nu \nabla \cdot \mathbf{A} = 0 \quad \text{on } \Gamma_H \quad (11)$$

$$\left. \begin{aligned} \mathbf{A}_1 &= \mathbf{A}_2 \\ \nu_1 \nabla \cdot \mathbf{A}_1 &= \nu_2 \nabla \cdot \mathbf{A}_2 \\ \nu_1 \nabla \times \mathbf{A}_1 \times \mathbf{n}_{12} &= \nu_2 \nabla \times \mathbf{A}_2 \times \mathbf{n}_{12} \\ \mathbf{n} \cdot (-\sigma \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} - \sigma \nabla \varphi) &= 0 \end{aligned} \right\} \text{on } \Gamma_{12} \quad (12)$$

式(8)~(12)中 ν 为场域介质磁导率 μ 的倒数; ν_1 、 ν_2 分别为求解区域 Ω_1 和 Ω_2 的介质磁导率的倒数。

1.2 载流导体上的涡流损耗

开关柜的热源主要包括焦耳热和感应热。焦耳

热是由流过导体的电流和载流导体的电阻及接触电阻决定,即

$$P = I^2 R \quad (13)$$

当直流电流流过导体时,由于电流在导体截面上均匀分布,且方向单一,因此直接用解析法即可求得焦耳热。当交流电流流过导体时,对于单根载流导体,由于电流产生磁通的作用,存在集肤效应,使得导体截面各部分的电流密度不均匀;对于 2 个载交流电流的并联导体,由于邻近效应,一个导体上产生的磁通会作用于另一导体,影响其交流电阻和焦耳损耗。

由于母排载交流时存在集肤效应和邻近效应使得母排上产生更大的热量即为母排上的涡流损耗,即

$$P_{\text{损}} = P_{\text{交}} - P_{\text{直}} \quad (14)$$

1.3 结构件上的涡流损耗

当交流电流通过载流导体,由于产生交变的磁通,根据楞次定律导体中将感应出涡流,从而会产生损耗 $W_c(W)^{[2]}$,即

$$W_c = f^2 B_m^2 / R \quad (15)$$

式中 f 为电流频率,Hz; B_m 为磁感应强度,T; R 为涡流电阻, Ω 。

按照 12 kV 高压开关柜的额定参数,在三相母线上分别加载额定电流 4 000 A,由于存在交变磁场,一定会在外壳中产生涡流损耗,其计算公式^[19]:

$$P = \sum_{i=1}^N \frac{1}{T} \int_0^T \left(\frac{1}{\sigma_x} |J_{ix}|^2 + \frac{1}{\sigma_y} |J_{iy}|^2 + \frac{1}{\sigma_z} |J_{iz}|^2 \right) dt \times v_i \quad (16)$$

式中 P 为平均涡流损耗; T 为周期; x 、 y 、 z 分别为电导率和涡流密度的 3 个分量; v_i 为第 i 个单元的体积; N 为涡流区域的单元个数。

在开关柜中,由于钢板的相对磁导率为固定值且空气中交流电场很小,因此不考虑磁滞损耗和介质损耗。

2 母排的涡流损耗计算

2.1 单根圆导体涡流损耗的计算

对于截面为圆形的长直导体,根据传统的经验公式^[20],可以得到高频电流下其交流电阻,即

$$R = \frac{1}{2\pi a \sigma \delta} \quad (17)$$

式中 a 为导体截面半径,m; σ 为导体电导率,S/m; δ 为趋肤深度。

趋肤深度指当交流电流流过导体时,发生电流向导体表面集中的现象,可以用趋肤效应深度来衡量电流离开导体载流面中心向表面集中的程度,趋肤深度的定义为

$$\delta = \frac{1}{\sqrt{\pi f \mu \sigma}} \quad (18)$$

式中 f 为导体上流过的交流高频电流的频率,Hz; μ 为导体磁导率,H/m。

利用经验公式计算半径为 2 mm 的铜导线,材料的电导率 $\sigma = 5.8 \times 10^7$ S/m,信号频率为 1 MHz,其单位长度的电阻 R 为 0.020 8 Ω /m。

利用磁场数值计算软件进行计算,通过在同样半径的导体截面上加载有效值为 10 A 的交流电流计算得到单位长度载流导体上的涡流损耗为 2.081 55 W,利用经验公式计算单位长度的交流电阻为

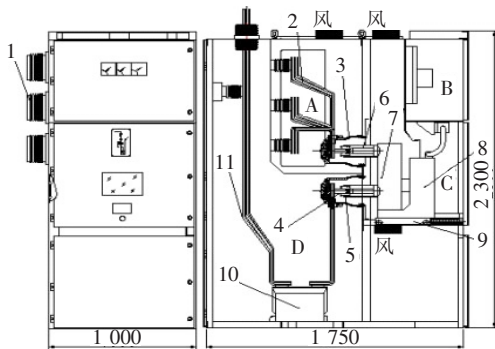
$$R = \frac{P}{I^2} = \frac{2.081\ 55\ W}{(10\ A)^2} = 0.020\ 815\ 5\ \Omega \quad (19)$$

由式(19)可知,单根圆载流导体的涡流损耗数值解和经验公式计算值相同。经验公式的计算在工程领域里得到广泛的认可,通过与经验公式的对比,验证了该文计算的正确性。但对于非长直导体,例如开关柜母排这种有多个拐角的导体,传统的经验公式已经不能计算其交流电阻。因此该文采用数值计算对开关柜的涡流损耗进行计算。

2.2 开关柜的磁场计算模型

该 12 kV KYN-28 A 高压开关柜为三相、户内型的金属封闭结构,其实验柜柜体模型如图 2 所示,开关柜包括母线室、断路器室、仪表室、架空出线室等部分。开关柜的额定电压为 12 kV,额定电流为 4 000 A,额定频率为 50 Hz^[21]。开关柜的整体结构如图 3 所示^[22]。

实际开关柜的模型极其复杂,直接利用实物结构模型进行仿真计算非常困难。因此,该文根据磁场计算要求对实际开关柜模型进行简化,删除磁场计算影响不大的结构例如柜壁上的小孔及部件如绝缘套管。



A—母线室;B—仪表室;C—断路器室;D—架空出线室。
1—母线套管;2—母线室进线母排;3—静触头盒;4—静触头;5—梅花触头;6—断路器触臂;7—断路器本体;8—断路器操作机构;9—底盘车;10—电流互感器;11—架空进线母排。

图 2 KYN-28 A 12 kV 高压开关柜结构

Figure 2 Structure of KYN-28 A 12 kV high voltage switch cabinet

由焦耳热公式 $P = I^2 R$ 可知,当加载直流电流时,同等长度截面为 $125\text{ mm} \times 10\text{ mm}$ 、母排间间距 10 mm 的 3 层母排的焦耳热 P_1 和截面为 $125\text{ mm} \times 30\text{ mm}$ 的单层母排的焦耳热 P_2 分别为

$$P_1 = 3 \times \left(\frac{I}{3} \right)^2 R_1 = 3 \times \left(\frac{I}{3} \right)^2 \rho \frac{l}{S} = \frac{I \rho l}{3S},$$
$$S = 125\text{ mm} \times 10\text{ mm} \quad (20)$$

$$P_2 = I^2 R_2 = I^2 \rho \frac{l}{3 \times S}, S = 125\text{ mm} \times 30\text{ mm} \quad (21)$$

由式(20)~(21)可知 $P_1 = P_2$ 。并且通过有限元软件仿真计算发现单位长度下 2 种截面母排的交流损耗值分别为 127 W 和 124.97 W ,仅相差 1.6% ,且由安培环路定理 $I = \int H dl$ 可知,2 种情况下母排附近的磁场并不会受影响。因此将 3 层截面为 $125\text{ mm} \times 10\text{ mm}$ 的母排简化为截面为 $125\text{ mm} \times 30\text{ mm}$ 的单层母排,得到开关柜的计算简化模型如图 3 所示。

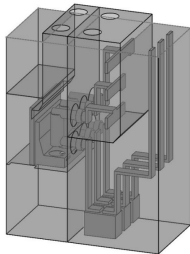


图 3 开关柜磁场计算模型

Figure 3 Schematic diagram of magnetic field calculation model of switch cabinet

其中,开关柜钢板厚度为 $2 \sim 4\text{ mm}$,柜体尺寸 $1\,800\text{ mm} \times 1\,000\text{ mm} \times 2\,240\text{ mm}$,电阻率 $1 \times 10^{-7}\text{ }\Omega \cdot \text{m}$ 。母排的截面 $125\text{ mm} \times 30\text{ mm}$,电阻率 $1.79 \times 10^{-8}\text{ }\Omega \cdot \text{m}$ 。电流互感器尺寸 $310\text{ mm} \times 210\text{ mm} \times 260\text{ mm}$ 。

2.3 集肤效应对涡流损耗的影响

根据开关柜母排尺寸,建立开关柜中层叠母排中的单母排的模型,母排截面积为 $125\text{ mm} \times 30\text{ mm}$,并根据母排尺寸在外叠加 2 层空气包,如图 4 所示。通过计算得到加载有效值为 $4\,000\text{ A}$ 的直流损耗和交流损耗如表 1 所示。

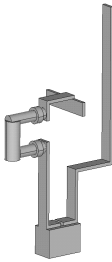


图 4 单母排仿真模型

Figure 4 Simulation model of single busbar

表 1 单母排加载直流和交流时各部位损耗对比

Table 1 Losses contrast of components while DC and AC loading on single busbar				W
加载类型	母线室	断路器	进线母排	总损耗
直流	45.43	26.58	232.41	304.43
交流	142.63	167.09	722.73	1 032.45

由表 1 可知,对于母线和进线母排,加载交流时的损耗值约为直流时的 3 倍,而断路器处的损耗比值约为 6。对于开关柜的单母排上的交直流损耗差异较大的原因,一是由于载流体截面积较大,尤其是断路器,集肤效应明显;二是由于母排转角较多,会影响电流的传导,导致加载交流电流时,母排上电流密度分布更为不均匀,交直流损耗差异更大。因此,集肤效应对母排上涡流损耗的影响很大。

2.4 邻近效应对涡流损耗的影响

开关柜中三相层叠母排分别加载幅值为 $5\,656\text{ A}$,相角为 $0^\circ, 120^\circ, -120^\circ$ 的 50 Hz 交流电流,得到层叠母排的涡流损耗分布如表 2 所示。表中 A 相母排指的是长度最短、最靠近右侧钢板的母排,B 相母排指的是中间那块母排,C 相母排指的是长度最长、最靠近左侧钢板的母排。

表 2 层叠母排各部位涡流损耗

Table 2 Eddy current losses of laminated busbar				
components				W
部位	涡流损耗			总损耗
	A 相母排	B 相母排	C 相母排	
母线室	135.61	212.00	308.54	656.15
断路器	161.32	168.17	162.30	491.79
进线母排	678.43	710.60	686.12	2 075.15
总损耗	975.36	1 090.71	1 156.95	3 223.02

1)不考虑母线室损耗下,A、B、C 三相母排损耗分别为 839.75、878.77、848.42 W,B 相母排损耗最大。这是因为 3 根母排的断路器与进线母排横截面积相同,B 相母排离另外两相母排距离最近,受到的邻近效应最明显;

2)三相母线室母排,电流流过的路径长度分别为 287.5、562.5、837.5 mm,C 相的路径最长。根据 $R=\rho l/S$ 可知其交流电阻最大,因此产生的损耗最多。同理,每相的进线母排较断路器和母线室母排更长,因此产生的损耗较断路器和母线室也最大。

对比单母排加载交流时的损耗情况,发现 A 相母排上的损耗相差不大,因此可得出邻近效应对涡流损耗的影响较小的结论。

3 开关柜的涡流损耗计算

3.1 开关柜的涡流损耗分析计算

对建立的开关柜磁场仿真简化模型进行网格剖分,并加载激励和边界条件有:A、B、C 三相母排在母线室进线处加载最大值为 5 656 A 的负载电流,加载相角分别为 0°、120°、240°;三相母排出线处加载零电位;外包空气边界加载磁通平行条件。通过计算得到开关柜的磁感应强度分布如图 5 所示。

由图 5 可知,整个柜体中,左侧面板和上面板的磁感应强度较大,其他部件磁感应强度较小,由涡流损耗在结构件上的计算式(3)可知,B 值越大,结构件的涡流损耗越大,因此涡流损耗的最值应该出现在这 2 块面板中。对 12 kV 开关柜柜体以及母排上的涡流损耗进行提取,得到表 3。

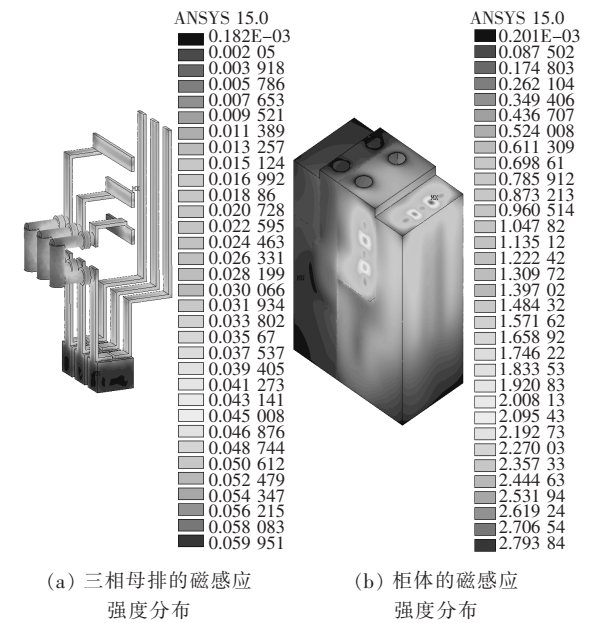


图 5 开关柜磁感应强度分布
Figure 5 Distribution of magnetic induction intensity in switchgear

表 3 12 kV 开关柜的涡流损耗分布

Table 3 Eddy current loss distribution of 12 kV switch cabinet	
开关柜内部构件	涡流损耗/W
母排	2 968.38
前面板	2.66
后面板	528.37
左面板	513.37
右面板	807.68
上面板	409.54
下面板	9.27
断路器与母线室隔板	825.01
断路器和仪表室隔板	9.71
断路器和电流互感器室隔板	41.51
母线室和电流互感器隔板	684.54
手推车	45.59
钢板总涡流损耗	3 831.66
开关柜总涡流损耗	6 845.63

由表 3 可知,断路器与母线室隔板的涡流损耗最大为 825.01 W,右面板次之为 807.68 W,与上一节磁感应强度对比分析,得出的结论有所不同。主要的原因是断路器与母线室隔板处在断路器与分支母排之间,虽然磁感应强度最大值比上面板小,但是处在断路器附近隔板上的磁感应强度分布较为均匀且较大。而右面板仅在靠近架空进线母排处的磁感

应强度值很大,而远离母排处的磁感应强度较小。对开关柜总体损耗进行计算,得到开关柜总损耗值为 6 845.63 W,柜体上涡流损耗值较大。

3.2 优化建议

由表 3 可知,开关柜中柜体的涡流损耗相当严重。而柜体中发热较为严重的几块钢板都有距离母排近的特点。因此为减少涡流损耗,提出以下优化建议:

1)由于实际开关柜中,母排与柜壁之间是由环氧树脂套管连接,因此可在套管内制作屏蔽层,以减小柜体涡流并可保证其磁场屏蔽效果;

2)由于断路器与母线室隔板只起到了固定断路器触头的作用,因此可以将该隔板的材料由钢板改为环氧树脂等非铁磁性材料,进而还可以减小该隔板上的涡流造成的上下面板涡流密度大的问题;

3)在保证屏蔽效果的情况下,在对接左右 2 块钢板时在其对接的缝隙中垫上磁导率较低的填充物,使磁路不能通过钢板直接闭合,从而达到减小涡流损耗的目的。

4 结语

高压开关柜是电力行业中非常重要的电气设备,供电的稳定性和可靠性息息相关。开关柜的温升问题一直是生产设计的重点,由于磁场计算的困难,涡流损耗在开关柜的温升计算中不能准确被计算。该文借助开关柜模型,对 12 kV 开关柜的涡流场以及涡流损耗进行计算和分析,具体结论如下:

1)该文计算了单根长直圆导体在 1 MHz 下的交流电阻,通过与经验公式的对比验证了计算方法的正确性;

2)单母排加载交流时的损耗是加载直流时损耗的 3 倍,集肤效应对母排发热影响较为严重;层叠母排加载交流时,A 相损耗较单母排加载交流时损耗相差无几,邻近效应对母排发热无影响;

3)通过研究 12 kV 交流开关柜的涡流损耗,发现开关柜柜壁涡流损耗为 3 831.66 W,发热严重,因此开关柜的涡流损耗在开关柜的温升计算中必不可少忽视;

4)根据涡流损耗的分布情况对开关柜的设计提

出优化建议,在套管内制作屏蔽层、将隔板材料改为非铁磁性材料和在对接钢板的缝隙处垫上磁导率低的填充物。

参考文献:

- [1] 罗思敏,田妍,郑服利,等. 开关柜局部放电检测技术应用[J]. 高压电器,2020,56(4):204-208.
LUO Simin,TIAN Yan,ZHENG Fuli,et al. Application of partial discharge detection technology in switchgear[J]. High Voltage Apparatus,2020,56(4):204-208.
- [2] 钱家骊,袁大陆,杨丽华,等. 高压开关柜结构计算运行发展[M]. 北京:中国电力出版社,2007:1-10.
- [3] 刘旭光,顾小虎,姜富修. 基于磁旁路方法的开关柜温升优化[J]. 高压电器,2019,55(8):96-100+107.
LIU Xuguang,GU Xiaohu,JIANG Fuxiu. Temperature-rise optimization of switchgear based on magnetic bypass method[J]. High Voltage Apparatus,2019,55(8):96-100+107.
- [4] 邹斌. 基于有限元法的配电柜温度场研究[D]. 江苏:苏州大学,2009.
- [5] 任双赞,薛建议,吴昊,等. 基于电磁-温湿度耦合的三维开关柜温湿度分布仿真研究[J]. 智慧电力,2019,47(9):81-85+126.
REN Shuangzan,XUE Jianyi,WU Hao,et al. Simulation study on three dimensional switchgear temperature & humidity distribution based on electromagnetic-temperature-humidity coupling calculation [J]. Smart Power,2019,47(9):81-85+126.
- [6] 牛博,张欣宜,李亚峰,等. 基于特高频法识别配电站房开关柜的局部放电类型研究[J]. 电测与仪表,2019,56(23):43-47.
NIU Bo,ZHANG Xinyi,LI Yafeng,et al. Study on identification of partial discharge types of switch cabinets in distribution station room based on UHF method[J]. Electrical Measurement & Instrumentation,2019,56(23):43-47.
- [7] 朱溥楠,李腾飞. 特高频定位技术在高压开关柜故障诊断中的应用[J]. 电网与清洁能源,2020,36(9):43-49+62.
ZHU Punan,LI Tengfei. Application of ultra-high frequency location technology in fault diagnosis of high voltage switchgear[J]. Power System and Clean Energy,2020,36(9):43-49+62.
- [8] 邵新发,程武山. 高压开关柜中大电流母排电磁耦合实验研究[J]. 电力电子技术,2013,47(12):90-92.
SHAO Xinfa,CHENG Wushan. Experimental study of

- electromagnetic coupling from busbar system in high-voltage switchgear[J]. Power electronics, 2013, 47(12): 90-92.
- [9] 胡志强, 张孝军, 阮江军. 室内配电房母线工频磁场分布计算[J]. 武汉大学学报(工学版), 2004, 37(1): 98-101+136.
- HU Zhiqiang, ZHANG Xiaojun, RUAN Jiangjun. Calculation of power frequency magnetic field from indoor substation busbars [J]. Journal of Wuhan University (Engineering Edition), 2004, 37(1): 98-101+136.
- [10] 王寅超, 丁银梅, 李卫彬, 等. 基于 COMSOL 仿真分析的环网柜湿度控制[J]. 中国电力, 2020, 53(12): 206-213.
- WANG Yinchao, DING Yinmei, LI Weibin, et al. Humidity control of rmu based on comsol simulation analysis[J]. Electric Power, 2020, 53(12): 206-213.
- [11] 许莎, 金先龙, 庞峰, 等. 大电流母线桥三维涡流场的有限元分析[J]. 上海交通大学学报, 2005, 39(12): 2097-2101.
- XU Sha, JIN XianLong, PANG Feng, et al. A finite element analysis of 3D eddy current field for heavy current bus bar bridge system[J]. Journal of Shanghai Jiaotong University, 2005, 39(12): 2097-2101.
- [12] 段慧青, 何为, 杨帆, 等. 基于时域有限元方法的配电房大电流母排涡流场分析[J]. 电力自动化设备, 2008, 28(9): 52-54+59.
- DUAN Huiqing, HE Wei, YANG Fan, et al. Substation busbar eddy current field analysis based on time-stepping finite element method[J]. Electric Power Automation Equipment, 2008, 28(9): 52-54+59.
- [13] 段慧青. 配电房母排磁场及屏蔽方法研究[D]. 重庆: 重庆大学, 2008.
- [14] 陈平, 薛毓强, 郭建钊, 等. 大电流母排三维涡流场-温度场耦合分析[J]. 电力科学与技术学报, 2009, 24(3): 68-71.
- CHEN Ping, XUE Yuqiang, GUO Jianzhao, et al. Analysis of coupled eddy current-thermal field for heavy current bus bar [J]. Journal of Electric Power Science and Technology, 2009, 24(3): 68-71.
- [15] 陶诗洋, 冯义, 张天辰, 等. 基于脉冲电流法的高压开关柜局部放电在线监测装置[J]. 电力系统保护与控制, 2019, 47(9): 145-149.
- TAO Shiyang, FENG Yi, ZHANG Tianchen, et al. High-voltage switch cabinet partial discharge on-line monitoring device based on pulse current method[J]. Power System Protection and Control, 2019, 47(9): 145-149.
- [16] 燕宣余. 开关电源中高电流密度汇流排的仿真与优化[D]. 重庆: 西南交通大学, 2014.
- [17] 刘守豹, 阮江军, 杜志叶, 等. 有限元—边界元耦合法在 3 维开域涡流场中的应用[J]. 高电压技术, 2010, 36(3): 655-660.
- LIU Shoubao, RUAN Jiangjun, DU Zhiye, et al. Application of FE-BECM in 3D eddy current problem with open boundary[J]. High Voltage Engineering, 2010, 36(3): 655-660.
- [18] 张建良. 电抗器铁心硅钢片涡流场有限元分析[D]. 北京: 华北电力大学, 2008.
- [19] 汪飒, 康添慧, 饶夏锦, 等. 高压同轴 GIS 母线三维磁-热耦合场的计算与分析[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2014, 41(8): 73-77.
- WANG Feng, KANG Tianhui, RAO Xiajin, et al. Analysis and calculation of magnetic-thermal coupled field for high-voltage coaxial gis busbar[J]. Journal of Hunan University (Natural Science Edition), 2014, 41(8): 73-77.
- [20] 张小林, 徐精华. 趋肤效应下传输线高频交流电阻的分析[J]. 江西科学, 2008, 26(6): 873-875.
- ZHANG Xiaolin, XU Jinghua. Discussion of the skin effect in transmission line for signals[J]. Jiangxi Science, 2008, 26(6): 873-875.
- [21] 潘岐泽, 杨芳, 杨志. 12 kV 高压开关柜受潮凝露机理及防治关键技术探讨[J]. 电力系统保护与控制, 2019, 47(5): 160-172.
- PAN Qize, YANG Fang, YANG Zhi. Discussion on mechanism of the dampness and dewing inside 12 kV high-voltage switchgear and its key control techniques[J]. Power System Protection and Control, 2019, 47(5): 160-17.
- [22] 黄雪薇, 熊俊, 张宇, 等. 基于残差卷积神经网络的开关柜局部放电模式识别[J]. 中国电力, 2021, 54(2): 44-51.
- HUANG Xueyou, XIONG Jun, ZHANG Yu, et al. Partial discharge pattern recognition of switchgear based on residual convolution neural network[J]. Electric power, 2021, 54(2): 44-51.