

DOI:10.13296/j.1001-1609.hva.2016.07.018

基于FVM的大型油浸式变压器风机控制策略研究

岳国良^{1,2}, 王永强¹, 何杰¹, 梁敏¹, 刘宏亮³

(1. 华北电力大学河北省输变电设备安全防护重点实验室, 河北保定 071003;

2. 国网河北省电力公司运维检修部, 石家庄 050000; 3. 河北省电力公司电力科学研究院, 石家庄 050000)

摘要: 针对大型油浸式变压器内部流—固耦合的流动传热过程, 采用控制体积法(FVM)将流—固—热耦合流动传热的非线性偏微分方程转变为网格单元上积分形式的守恒方程, 对积分形式的守恒方程应用高斯散度公式得到控制体边界形式的积分守恒方程, 通过应用PISO算法分离求解出绕组与变压器油的温度分布, 计算结果与实测数据进行比较, 验证了FVM法计算大型油浸式变压器三维流—固—热耦合场的可行性与准确性, 并在此基础上应用FVM仿真计算不同风机控制策略下绕组与变压器油的温度分布, 对比分析获取最优风机控制策略, 对实际运行的大型油浸式变压器风机的智能控制有一定的参考价值。

关键词: 油浸式变压器; 控制体积法; 风机; 控制策略; 温度场

Research of Strategies Based on FVM for Large Oil-immersed Power Transformer's Fan Control

YUE Guoliang^{1,2}, WANG Yongqiang¹, HE Jie¹, LIANG Min¹, LIU Hongliang³

(1. Hebei Provincial Key Laboratory of Power Transmission Equipment Security Defense, North China Electric Power University, Hebei Baoding 071003, China; 2. Department of Operation and Maintenance Overhaul, State Grid Hebei Electric Power Company, Shijiazhuang 050000, China; 3. Electric Power Research Institute, Hebei Electric Power Company, Shijiazhuang 050000, China)

Abstract: For the flow and heat transfer processes of large-scale oil-immersed transformer's internal fluid-solid coupling, the nonlinear partial differential equations of flow-solid-thermal coupling flow and heat transfer can be transferred based on FVM method into conservation equations of integral form on the grid unit, which applies the Gauss divergence formula to get the integral conservation equation of control body in the form of borders. Finally, the temperature distribution of core, winding and transformer oil by applying PISO algorithm, verified the reliability and accuracy of FVM method is verified by comparison of the calculated results with the measured data. Also, the temperature distribution of transformer winding and oil is gotten by the application of FVM simulation. The optimal control strategy of fan is realized by comparative analysis. This has a certain significance reference for the intelligent control of large oil-immersed power transformer's fan.

Key words: oil-immersed transformer; FVM; fan; control strategy; temperature field

0 引言

大型油浸式风冷变压器由于具有可承受负载大、散热性能良好等优点, 在电力系统中被广泛的应用。大型油浸式风冷变压器风机控制的作用是为

了使变压器绕组热点温度控制在理想范围内, 而变压器的使用寿命与绕组的热点温度有着最为密切的关系, 因此, 对大型油浸式风冷变压器风机控制策略的研究具有现实意义^[1-5]。

目前实际运行中的变压器风机开停控制, 主要是以顶层油温和负载率这两个变量为依据来进行^[6-11],

收稿日期: 2016-01-25; 修回日期: 2016-02-23

基金项目: 国家重点基础研究发展计划项目(973项目)(2009CB724508)。

Project Supported by National Key Development Program for Fundamental Research(973 Project)(2009CB724508).

但由于变压器油的时间常数大于绕组的时间常数, 导致顶层油温并不能及时反应绕组的温升变化, 基于顶层油温的风机控制具有滞后性^[12]; 以负荷电流为依据的风机控制方法虽然克服了顶层油温滞后性的缺点, 但此种方法未考虑环境温度对热点温度的影响, 比如当环境温度很低时, 较高负荷下的绕组热点温度不会过高, 而此时投入过多风机不仅会造成能源浪费, 而且导致风机使用寿命严重衰减^[13]; 同时, 当环境温度过高而负荷电流较小时, 也会因风机开启过少而对变压器安全运行造成影响。此外, 就算对于同容量同电压等级的变压器, 由于不同变压器厂家生产的变压器其各部件结构参数、产热、散热结构存在不一致, 其在同一环境温度、同一负荷下的热点温升也会存在较大差异, 因此, 在变压器的风机控制策略方面很难存在标准的控制策略^[14-15]。若能通过某一通用的计算方法, 将特定型号变压器的各部件参数以及环境温度、负载系数作为条件输入, 为此款变压器在不同环境温度、不同负载条件下, 制定对应的风机控制策略, 则基于顶层油温和负载率的风机控制策略的缺陷问题得以解决。

文中通过运用控制体积法(FVM)对大型油浸式变压器流—固—热耦合流动传热的非线性偏微分方程进行分离求解^[16-18], 变压器各部件物性参数作为微元控制方程中的组分输入, 环境温度作为微元控制方程的边界条件输入, 负载为能量方程与动量方程的生热源, 通过调整散热片外表面散热系数的方式来达到风机开停的同等效果, 应用 PISO 算法迭代求解出具体变压器某一特定环境温度、特定负载系数、不同风机控制策略下的温度分布, 与实测数据进行比较, 验证 FVM 法计算大型油浸式变压器三维流—固—热耦合场的可行性与准确性, 并通过分析比较不同风机开启情况下基于 FVM 法计算出的热点温度与顶层油温分布情况获取其最优风机控制策略, 此方法能有效解决顶层油温和负载率的风机控制策略存在的缺陷问题, 并且能针对不同型号变压器在不同环境温度、不同负荷条件下相应制定其最优风机控制策略, 具备一定的推广应用价值。

1 FVM 在流—固—热耦合场中的应用

1.1 FVM 原理

控制体积法(FVM)的原理为: 将计算域划分为一系列不重叠的小体积, 并使每个网格点周围有一个控制体积, 待求变量存储在相应网格节点上; 将待解的微分方程对每一个控制体积积分, 便得出一组离散方程。其中的未知数是网格点上的因变量的

数值。离散方程的物理意义就是因变量在有限大小的有限体积中的守恒原理, 系统内部流场和温度场的通用控制方程见式(1)。

$$\frac{\partial(\rho\varphi)}{\partial t} + \frac{\partial(u_i\rho\varphi)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\alpha \frac{\partial\varphi}{\partial x_i} \right) + S(\varphi) \quad (1)$$

式(1)中: u_i 为流速分量; ρ 为密度; φ 为因变量; α 为扩散系数; x_i 为坐标分量; $S(\varphi)$ 为源项。

将式(1)对各控制体积进行积分, 并利用高斯公式即可得到其积分形式的连续性守恒方程, 见式(2)。

$$\begin{aligned} \int_V \frac{\partial(\rho\varphi)}{\partial t} dV + \int_V \frac{\partial(u_i\rho\varphi)}{\partial x_i} dV = \\ \int_V \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\alpha \frac{\partial\varphi}{\partial x_i} \right) dV + \int_V S(\varphi) dV \end{aligned} \quad (2)$$

式(2)中, 源项和时间导数项均按控制体的平均值进行计算, 即取控制体中心点的值, 假设中心点为 P 点, 根据高斯散度公式将扩散项和对流项的积分化为控制体边界的积分, 可以得到连续性守恒方程, 见式(3)。

$$\begin{aligned} \left[\frac{\partial(\rho\varphi)}{\partial t} \right]_P \Delta V + \oint_{\Gamma} \rho\varphi u_i n_i d\Gamma = \\ \oint_{\Gamma} \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\alpha \frac{\partial\varphi}{\partial x_i} \right) d\Gamma + S_P \Delta V \end{aligned} \quad (3)$$

式(3)中: ΔV 为控制体的体积; Γ 为控制体的边界; n_i 为控制体边界单位外法线分量。

式(3)左边第 1 项表明变量 φ 的总量在控制体积内随时间的变化量, 第 2 项表示变量 φ 因对流而引起的沿控制体积表面外法线方向 n_i 的流出率。右边第 1 项是扩散项的积分, 它的物理意义就是控制体积内变量因扩散而引起的净增加量。

1.2 FVM 求解流—固—热耦合场

流—固—热耦合场涉及到流体域与固体域的温度场以及流体域的速度场共两个场的相互耦合, 应用 FVM 对此耦合场进行求解, 将计算域分解成微小控制体积后, 每个控制体积中需求解的因变量 φ 有两个, 一是温度 T , 二是三维速度场 (u, v, w) 。因此, 需将式(1)的一般形式的控制微分方程具体化为能量方程与动量方程来求解耦合的温度场和速度场。

FVM 求解的能量方程为

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho E)}{\partial t} + \frac{\partial[u_i(\rho E + P)]}{\partial x_i} = \\ \frac{\partial}{\partial x_i} \left(k_{\text{eff}} \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) - \sum_j h_j J_j + u_j(\tau_{ij})_{\text{eff}} + S_h \end{aligned} \quad (4)$$

能量方程可表述为: 微元体中能量的增加率等于进入该微元体的净热流量加上体积力与表面力对

微元体所做的功。

式(4)中, $k_{\text{eff}}=k_t+k$ 为有效导热系数(湍流导热系数根据湍流模型来定义)。 J_j 是组分 j' 的扩散通量。方程右边前3项分别为导热项、组分扩散项和粘性扩散项。 S_h 对流体来说是流体的内热源以及由于粘性作用流体机械能转换为热能的部分,对固体来说为体积热源,如化学反应热以及电阻热等。其中 $E=h-$

$\frac{p}{\rho} + \frac{u_i^2}{2}$, 对于不可压缩流体, $h = \sum_{j'} m_j h_j + \frac{p}{\rho}$ 。 m_j 是组

分 j' 的质量分数, 组分 j' 的焓定义为 $h_j = \int_{T_{\text{ref}}}^T c_{p,j'} dT$, 其

中, $T_{\text{ref}}=298.15 \text{ K}$ 。

FVM 求解的动量方程在坐标系中 i 方向上的动量守恒方程为

$$\frac{\partial(\rho u_i)}{\partial t} + \frac{\partial(u_i \rho u_i)}{\partial x_j} = \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} + \rho g_i + F_i \quad (5)$$

动量方程可表述为:微元体中流体的动量对时间的变化率等于外界作用在该微元体上的各种力之和。

式(5)中: p 是静压; τ_{ij} 是应力张量,它的表达式为 $\tau_{ij} = [\mu(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i})] - \frac{2}{3}\mu \frac{\partial u_i}{\partial x_i} \delta_{ij}$; g_i 为 i 方向上的重力体积力; F_i 为 i 方向上的外部体积力, F_i 包含了其他的模型相关源项。

从式(4)、(5)中可看出,能量方程中包含速度场因子 u_i ,动量方程中亦包含能量源项 F_i ,即流—固—热耦合场中温度场与流场之间的耦合过程即相对应于能量方程与动量方程中速度场因子 u_i 与能量源项 F_i 的相互耦合过程,在对式(4)、(5)的求解过程即相当于对流—固—热耦合场的求解过程。由1.1可知,通过对式(4)、(5)应用积分与高斯散度公式可获得其积分形式的连续性守恒方程。

变压器油的流动问题属于粘性不可压缩流动问题,在不可压缩流动问题中,压力求解的困难在于不可压流场中没有单独的压力方程,只能通过连续性方程耦合。如果连续性约束条件不能很好地满足,很容易导致数值模拟的失败,因而粘性不可压缩方程组的各种解法都是以满足连续性约束条件为中心的。针对变压器油粘性不可压缩的特性,文中采用 FVM 中基于算子分裂的压力隐式算法(PISO)分离求解通过对式(4)、(5)应用积分与高斯散度公式获得的积分形式的连续性守恒方程:通过预测—修正—再修正的负反馈机制,依据初始条件所设置的收敛因子,获取速度场与温度场的收敛解,具体求解过程为:

- 1)给出试探的压力场 p^* ;
- 2)求解动量方程,得到 u^* 、 v^* 、 w^* ;
- 3)求解 p' 方程;
- 4)通过求得的 p' 和上一迭代步的 p^* 计算得到 P ;
- 5)利用速度校正公式,得到校正后的速度 u 、 v 、 w ;
- 6)利用校正后的速度求解温度场,即将校正后的 u_i 项代入能量方程中对能量方程进行求解;
- 7)根据收敛准则来判定当前的求解是否收敛;
- 8)如果收敛,可以结束求解;若是不收敛,把当前校正后的压力作为新的试探压力 p^* ,回到第2)步,重复整个过程直到收敛为止。

2 基于 FVM 的大型油浸式变压器三维流—固—热耦合场计算

大型油浸式变压器的流—固—热耦合场,除了铁心、绕组、油箱、散热片、变压器油的内部导热,铁心、绕组、油箱、散热片与变压器油之间的耦合流动传热外,还包括油箱以及散热片表面与外部空气间的对流换热,油箱以及散热片表面即为整个 FVM 求解域的边界。因此,FVM 微元控制方程的边界条件即为油箱以及散热片外表面所处的边界条件;动量方程与能量方程中各组分参数即为绕组、铁心、油箱、油的物理参数;求解域包含两因变量,即变压器各部件温度 T 以及变压器油速度 u_i ;计算域中的热源为铁心与绕组。

该节针对一款保定天威集团生产的 SFSZ10-M-31500/110 型油浸式变压器,结合其出厂温升实验报告,应用控制体积法(FVM)对此款变压器三维流—固—热耦合场进行计算,并与其出厂温升实验报告中的实测数据进行对比分析,验证 FVM 法计算变压器三维流—固—热耦合场的可行性与准确性。

2.1 边界条件、初始条件与物性参数设置

求解大型油浸式变压器的流—固—热耦合场,在分离求解微元体控制方程(即式(4)、(5))前,需先输入计算域的初始条件以及边界条件。

边界条件就是在计算域边界上控制方程应该满足的条件,一般会对数值计算产生重要的影响。大型油浸式变压器的边界为固体壁面,即油箱表面与散热片表面,其属于第3类边界条件,满足第3类边界条件公式。

$$-\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)_w = h(T_w - T_f) \quad (6)$$

式(6)中: T_w 为油箱与散热片温度($^{\circ}\text{C}$ 或 K); $\left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)_w$ 为油箱与散热片表面的温度梯度; h 为油箱表面或

散热器表面与空气的对流换热系数 $[W/(m^2 \cdot K)]$; T_f 为变压器外表面空气的温度($^{\circ}C$ 或 K)。

由于 T_w 为待求解变量, 因此文中需指定的边界条件为油箱表面与散热器表面的对流换热系数以及环境温度, 由于文中所研究的变压器出厂温升实验报告中的温升数据都是在环境温度为 $32^{\circ}C$ 条件下测得, 因此, 边界条件中的环境温度设置成 $32^{\circ}C$, 同时, 从厂家获得变压器表面以及散热片表面的散热系数: 油箱底面为 8.3; 油箱顶面为 10.1; 油箱侧面为 12.3; 散热片表面为 15.7(风机关闭)/23.9(风机开启)。

分离求解微元体控制方程, 即依据 1.2 节所述校正方法求解出控制方程中各微元中因变量的值, 而要求出各因变量的值, 需先给出各因变量的初始值, 文中所研究的大型油浸式变压器的流—固—热耦合场, 其涉及到的因变量包括变压器整体的初始温度以及变压器油的初始速度, 显然, 文中所研究的变压器的初始温度即环境温度, 即 $T_0=32^{\circ}C$; 初始速度即静态速度 0, 即 $u_{x_0}=u_{y_0}=u_{z_0}=0$ m/s。

此外, 从天威公司获取此款变压器铁心、绕组、油箱、变压器油等部件的物性参数, 由出厂温升实验报告中各组件的尺寸以及测得的空载损耗、短路损耗可计算得到满负荷下热源铁心以及绕组的体积生热率分别为: 铁心为 10.594 kW/m³、低压绕组为 188.064 kW/m³、中压绕组为 186.038 kW/m³、高压绕组为 116.782 kW/m³。

2.2 FVM 计算结果与实测结果分析

2.1 节中确定计算域初始条件、边界条件以及热源生热率后, 结合各部件的参数, 在 FLUENT 中对网格细分后计算域内的各微元体的微分控制方程进行初始化, 应用 1.2 节所述的 FVM 法对初始化后的控制方程进行积分与高斯离散处理, 最后通过预测—修正—再修正的负反馈机制, 获取温度场的收敛解 $T=T(x, y, z, t)$, 即获取变压器额定负载下(4组风机全开)绕组、铁心、油箱、变压器油等各部件的温度分布。温度分布效果云图见图 1、2。

由图 1 可看出, 在散热片的作用下, 温升趋于稳定, 温度分布呈现明显梯度。可以看出, 同一水平线上变压器内部油温高于散热片内部油温, 顶层油温最热点出现在油箱顶面中部位置, 约为 $77.5^{\circ}C$ 。这主要是由于风机全开, 在风机作用下, 散热片表面空气的流速大于箱体表面空气的流速, 从而使散热片表面的散热速率要大于箱体表面的散热速率, 又加之散热片表面积较大的缘故, 从而使散热片内变压器油与散热片的换热速率要远高于变压器箱

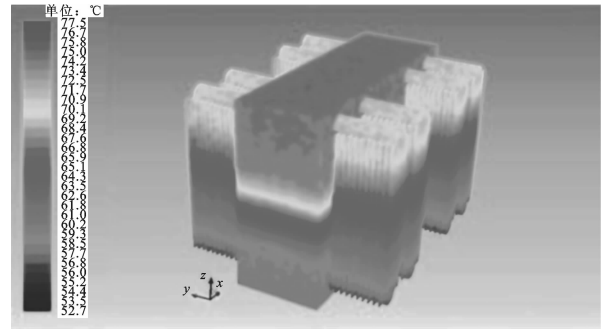


图 1 额定负载下箱体表面温度分布云图

Fig. 1 Temperature distribution on the surface of the contours under the rated load

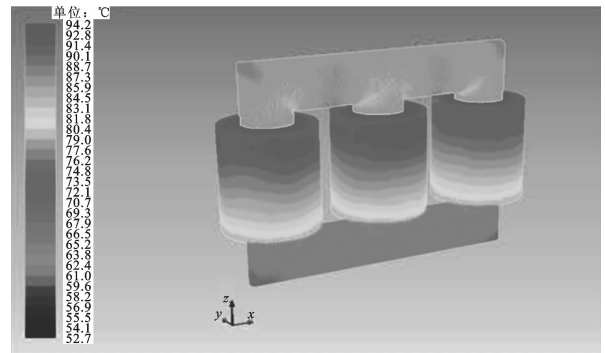


图 2 额定负载下绕组及铁心温度场分布

Fig. 2 Temperature field distribution of core and windings under the rated load

体内变压器油与箱体的换热速率, 即散热片内油温要明显低于同一水平线上变压器内部油温。又由于变压器热源为铁心与绕组, 而铁心与绕组紧密相绕, 且铁心与绕组都置于变压器中心位置, 铁心与绕组间、绕组与绕组间的油道空间相对于绕组与变压器箱体间的油道空间要小很多, 从而导致变压器中部的油的散热环境要相对较差因此顶部油温的最热点出现在油箱顶中部位置成为必然。

从图 2 可以看出, 铁心的上下温差($24^{\circ}C$)要大于绕组的上下温差($16^{\circ}C$), 这是因为绕组的导热系数要高于铁心的导热系数, 从而绕组上下间导热快, 温差较小; 变压器绕组温度沿轴向随高度的增加而升高, 但各线圈最热点不是出现在最顶端, 而是在顶端偏下的位置, 这是由于油从底部向上流动的过程中将热量带走, 温度逐渐升高, 而绕组顶端的上方无发热体, 且绕组顶端散热条件比较好, 因此绕组顶端不是最热点, 最热点出现在顶端偏下的位置。为进一步确定高、中、低压绕组轴向温度分布情况及最热点位置确定, 现在高、中、低压绕组的中心处分别沿轴向做了一条直线, 调取出位于这 3 条直线上各节点的温度分布曲线图, 见图 3。

图 3 中 1、2、3 线分别代表低压、中压以及高压

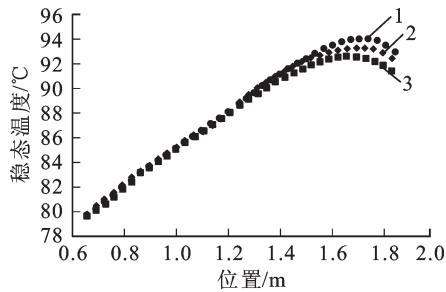


图 3 额定负载下三绕组沿轴向高度温度场分布

Fig. 3 Temperature distribution of the three windings along the axial height under the rated load

的轴向热点温度分布。从图 3 中可以看到,三绕组中,其温度都是不均匀分布的,而且都是底部温度较低,顶端的温度相对较高,低压绕组温度最高,中压绕组次之,高压绕组温度相对为最小。变压器的最热点温度为 94.2 °C,其位于低压绕组,最热点位置距离低压绕组底部约 88.5%处。主要原因有二:一是高压绕组生热率最低,低压绕组的生热率要稍高于中压绕组;二是低压绕组的位置分布,由于位于中压绕组和铁心之间,其散热方式为和变压器油的对流散热,但由于油道较窄,变压器油散热量低,所以相对于中压绕组与高压绕组来说其温度较高。以上结果皆与理论分析吻合,证明了 FVM 计算结果的准确性。

为进一步验证 FVM 法计算变压器三维流—固—热耦合场的可行性与准确性,文中对负载分别为 0.7、0.85、1.0、1.15 时的温度场基于 FVM 法进行了仿真计算,将 FVM 计算所得到的绕组平均温升结果与此变压器出厂温升试验报告结果进行比较(由于出厂温升试验报告所测得的为绕组平均温升,因此,文中只能对 FVM 计算所得到的绕组平均温升与实验温升进行对比),见表 1。

表 1 绕组平均温升计算值与实验值对比

Table 1 Comparison between calculated and measured winding average temperature

参数	负荷			
	0.70	0.85	1.00	1.15
实验值/°C	68.3	74.4	81.1	91.3
FVM 计算值/°C	70.8	77.5	85.2	95.5
误差/°C	2.5	3.1	4.1	4.2

从表 1 中可看出,温升实验结果与 FVM 计算结果比较,两者误差最大为 4.2 °C,平均误差为 3.457 °C,相对误差最大为 4.6%,实验结果与 FVM 计算结果能很好的吻合。说明 FVM 法计算大型油浸式变压器三维流—固—热耦合场是可行的,其计算精度也有很好的保证。

3 基于 FVM 的风机控制策略

通过第 2 节的分析验证了 FVM 法计算变压器三维流—固—热耦合场的可行性与准确性。该节在此基础上,通过改变散热片表面的散热系数来达到风机开停的同等效果的方式,基于 FVM 控制体积法,对环境温度为 22 °C,负载为 1.0 时,不同风机控制策略下绕组与变压器油的温度场进行仿真计算,对比分析获取最优风机控制策略。

此款油浸式变压器总共有 8 组散热片,每侧 4 组(见图 1);每相邻两组散热片共用一台风机,每侧 2 台,共 3 台风机。现对 4 台风机按以下 5 种方式运行:①变压器的 4 台风机全部开启;②关闭 1 台风机;③关闭 2 台风机;④关闭 3 台风机;⑤关闭 4 组风机。每关闭一台风机即相应的把这台风机对应的两组散热片外表面的散热系数调整为 15.7,环境温度调整为 22 °C,其他边界条件、初始条件以及热源生热率都保持不变,按照 1.2 节所述基于 FVM 法的分离求解步骤获取此变压器不同风机开停策略下的温度分布。图 4、5 分别为风机全开时以及关闭一台风机时散热片的温度分布云图。

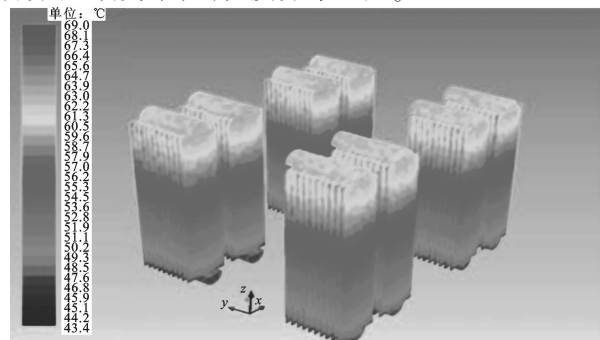


图 4 风机全开时散热片温度场分布

Fig. 4 Temperature field distribution of heat sink when the fans fully opened

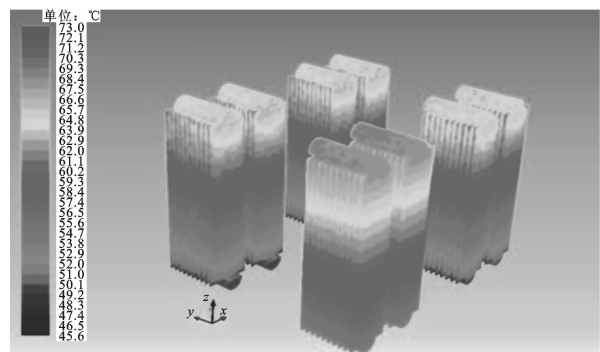


图 5 关闭一台风机时散热片温度场分布

Fig. 5 Temperature field distribution of heat sink when one fan closed

比较图 4、5 两种不同风机开停情况下散热片

的温度分布云图可知,当风机全开时,由于8组散热片表面的散热系数一样,因此8组散热片的温度分布基本一致,由下到上温度范围为43.4~63.9℃;当关闭一台风机时,由于此台风机对应的两组散热片表面的散热系数因风机的关闭而降低,导致这两组散热片表面的散热量要比其他6组散热片少,从而这两组散热片的温度要高于其它6组风机,这两组散热片由下至上温度范围为51.5~72℃,其余6组为45.6~66.5℃,这两个温度范围都要高于图4所示风机全开时散热片的温度范围43.4~63.9℃,这是由于风机的关闭造成了变压器整体温度的上升。可见随着风机关闭台数的增加,其对应的散热片表面温度以及变压器整体温度都会相应上升,汇总上文所述5种不同风机开停情况下FVM法计算所得的变压器顶层油温与绕组热点温度,见表2,并依据表2数据绘制不同风机开停情况下的温升曲线见图6。

表2 不同风机开停情况下的顶层油温、绕组热点温度

Table 2 The hottest temperature and top oil temperature under different case of fan closing

风机开停	顶层温度/℃	绕组热点温度/℃
全开	69.0	85.0
关1台	72.5	89.0
关2台	76.5	94.0
关3台	90.0	106.7
关4台	104.0	120.9

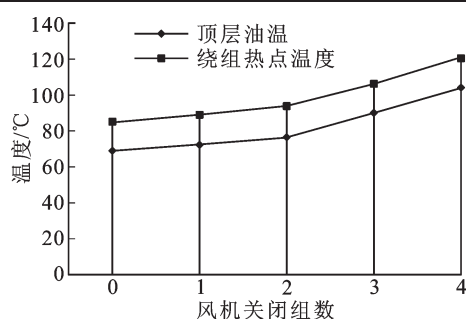


图6 不同风机开停情况下的顶层油温、绕组热点温度

Fig. 6 The hottest temperature and top oil temperature under different case of fan closing

比较图6曲线可知顶层油温与绕组热点温度都随风机关闭台数的增多而升高,当风机关闭台数小于2台时,顶层油温及绕组热点温度都处于合理范围内(即绕组热点温度小于A级绝缘的耐热温度105℃,顶层油温小于引起变压器油老化的临界温度85℃),而当关闭3台风机或4台风机后,顶层油温及绕组热点温度显著升高,致使绕组热点温度大于A级绝缘的耐热温度105℃,顶层油温远大于引起变压器油老化的临界温度85℃,这是由于关闭

3台以上风机后,油箱表面以及散热片总的散热量不能满足铁心及绕组总生热率,即达不到新的稳态平衡,造成温度急剧上升。所以,此款变压器在负载为1.0,环境温度为22℃时,严禁关闭3台以上的风机,为延长风机的使用寿命及从省电方面考虑,可以关闭2台风机。

4 结论

文中针对大型油浸式变压器内部流—固耦合的流动传热过程,基于控制体积法(FVM)计算其流—固—热耦合场,获取风机最优控制策略,具体为:

1)针对一款保定天威集团生产的SFSZ10-M-31500/110型油浸式变压器,结合其出厂温升实验报告,应用控制体积法(FVM)对此款变压器三维流—固—热耦合场进行计算,计算结果与出厂温升实验报告中的实测数据进行对比分析,验证了FVM法计算变压器三维流—固—热耦合场的可行性与准确性。

2)基于FVM法计算变压器三维流—固—热耦合场的可行性与准确性,应用FVM法对环境温度为22℃,负载为1.0时,不同风机控制策略下绕组与变压器油的温度场进行仿真计算,分析表明,当关闭3台以上风机时,热点温度急剧上升,高于A级绝缘的耐热温度105℃,为延长风机的使用寿命及从省电方面考虑,可以关闭2台风机。

由于篇幅所限,文中只对此款变压器1.0负载,环境温度22℃条件下的风机控制策略进行了研究说明。对其不同负载、环境温度下的风机控制策略,以及其它型号变压器所处的不同负荷,不同环境温度条件下的风机控制策略,基于FVM的风机控制策略方法亦能通过相应改变计算过程中的环境温度、热源生热率以及变压器各部件参数的方式来获取其特定条件下的最优风机控制策略,为变压器现场风机智能控制以及风机智能控制单元的设计开发提供参考,具备一定的推广应用价值。

参考文献:

- [1] GB/T 15164—1994 油浸式电力变压器负载导则[S]. 北京:中国标准出版社,1994.
GB/T 15164—1994 Loading guide for oil-immersed power transformer[S]. Beijing:China Standard Press,1994.
- [2] 熊浩,陈伟根,杜林,等.基于T-S模型的电力变压器顶层油温预测研究[J].中国电机工程学报,2007,27(30):15-19.
XIONG Hao, CHEN Weigen, DU Lin, et al. Study on prediction of top-oil temperature for power transformer based

- on T-S model[J]. Proceedings of the Chinese Society for Electrical Engineering, 2007, 27(30):15-19.
- [3] 李鹏飞, 李国祥, 胡玉平. 大型油浸式自冷变压器冷却系统 CFD 分析[J]. 变压器, 2008, 45(4):45-48.
LI Pengfei, LI Guoxiang, HU Yuping. CFD analysis of cooling system in large oil-immersed self-cooling transformer[J]. Transformer, 2008, 45(4):45-48.
- [4] 王秀春, 俞昌铭. 强油导向冷却结构变压器中导向油流量和油温升计算[J]. 中国电机工程学报, 1991, 11(3):45-52.
WANG Xiuchun, YU Changming. Calculation of strong oil cooling structure oriented transformer oil flow and oil temperature orient[J]. Proceedings of the CSEE, 1991, 11(3):45-52.
- [5] 傅晨利, 汲胜昌, 王世山, 等. 变压器绕组温度场的二维数值计算[J]. 高电压技术, 2002, 28(5):10-12.
FU Chenzhao, JI Shengchang, WANG Shishan, et al. 2D numerical calculation of temperature field of winding in transformer[J]. High Voltage Engineering, 2002, 28(5):10-12.
- [6] 陈伟根, 赵涛, 江淘莎, 等. 改进的变压器绕组热点温度估算方法[J]. 高压电器, 2009, 45(1):53-56.
CHEN Weigen, ZHAO Tao, JIANG Taosha, et al. Improved method for calculation of hot-spot temperature in power transformer[J]. High Voltage Apparatus, 2009, 45(1):53-56.
- [7] 邓世杰. 大型变压器风冷却系统的自动控制[J]. 变压器, 2003, 40(10):23-25.
DENG Shijie. Automatic control of forced air cooling system in large transformers[J]. Transformer, 2003, 40(10):23-25.
- [8] 王秀春, 陶军普. 大型自然油循环导向冷却变压器温度场研究[J]. 变压器, 2008, 45(7):6-10.
WANG Xiuchun, TAO Junpu. Temperature field research of large forced-directed oil cooling transformer[J]. Transformer, 2008, 45(7):6-10.
- [9] LESIEUTRE B C, HAGMAN W H, KIRTLEY J. An improved transformer top oil temperature model for use in an on-line monitoring and diagnostic system[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 1997, 12(1):249-256.
- [10] 李剑, 刘兴鹏, 王有元, 等. 以箱壁温度为判据的油浸式变压器绕组热点温度计算模型及试验分析[J]. 高电压技术, 2011, 37(10):2344-2349.
LI Jian, LIU Xingpeng, WANG Youyuan, et al. Model of hot spot temperature in oil-immersed transformers using temperature estimation of tank wall[J]. High Voltage Engineering, 2011, 37(10):2344-2349.
- [11] QING H S, JTYLAVSKY J D. Prediction of top oil temperature for transformers using neural networks[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2001, 15(4):1205-1211.
- [12] 刘辉, 索南加乐, 宋国兵, 等. 基于变压器顶层油温的动态建模[J]. 变压器, 2002, 39(9):35-42.
LIU Hui, SUONAN Jiale, SONG Guobing, et al. Dynamic mode based on transformer top oil temperature[J]. Transformer, 2002, 39(9):35-42.
- [13] 李晓刚. 变压器冷却系统的分析、改造[J]. 变压器, 2006, 43(12):48.
LI Xiaogang. Analysis and improvement of transformer cooling system[J]. Transformer, 2006, 43(12):48.
- [14] GALDI V, IPPOLITO L, PICCOLO A, et al. Neural diagnostic system for transformer thermal overload protection[J]. Proc. Inst., 2000, 147(5):415-421.
- [15] 赵斌, 张霄元. 变压器顶层油温预测及其数学模型的参数辨识[J]. 高电压技术, 2004, 30(6):9-10.
ZHAO Bin, ZHANG Xiaoyuan. Parameter identification of transformer top oil temperature model and prediction of top oil temperature[J]. High Voltage Engineering, 2004, 30(6):9-10.
- [16] SWIFT G, MOLINSKI T S, LEHN W. A fundamental approach to transformer thermal modeling-Prat I:theory and equivalent circuit[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2001, 16(2):171-175.
- [17] 陈伟根, 苏小平, 孙才新, 等. 基于有限体积法的油浸式变压器绕组温度分布计算[J]. 电力自动化设备, 2011, 31(6):23-27.
CHEN Weigen, SU Xiaoping, SUN Caixin, et al. Temperature distribution calculation based on FVM for oil-immersed power transformer windings[J]. Electric Power Automation Equipment, 2011, 31(6):23-27.
- [18] RADAKOVIC Z, FESER K. A new method for the calculation of the hot-spot temperature in power transformers with ONAN cooling[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2003, 18(4):1284-1292.
- 岳国良(1971—), 男, 在读博士, 从事输变电设备状态检修、运维管理以及高电压与绝缘技术研究、变压器类设备状态诊断技术方面研究。
- 王永强(1975—), 男, 博士, 副教授, 长期从事电气设备在线监测及变电站自动化系统等方面研究。
- 何杰(1988—), 男, 硕士研究生, 主要研究方向为电气设备状态监测与故障诊断。

版权声明:

本刊已许可中国学术期刊(光盘版)电子杂志社在中国知网及其系列数据库产品中以数字化方式复制、汇编、发行、信息网络传播本刊全文。该社著作权使用费与本刊稿酬一并支付。作者向本刊提交文章发表的行为即视为同意我编辑部上述声明。

《高压电器》编辑部