

# 500 kV 单相变压器直流偏磁下损耗及绕组热点温度的计算分析

李明洋<sup>1</sup>, 张俊双<sup>2</sup>, 李海明<sup>2</sup>, 王泽忠<sup>1</sup>, 陈永维<sup>3</sup>

(1.华北电力大学高电压与电磁兼容北京市重点实验室, 北京 102206;

2.国网内蒙古东部电力有限公司, 内蒙古 呼和浩特 010010;

3.特变电工股份有限公司新疆变压器厂, 新疆 昌吉 831100)

**摘要:** 为了分析直流偏磁对电力变压器顶层油温度和绕组热点温度的影响, 本文提出了基于场路耦合模型和热路模型的直流偏磁下顶层油温度和绕组热点温度的计算方法。利用该方法计算分析了某 500 kV 单相自耦变压器在直流偏磁下的损耗、顶层油温度和绕组热点温度等的变化规律。直流偏磁后, 变压器绕组损耗略有下降, 铁心、夹件等钢结构件的损耗随直流偏磁电流的增大而增大。由于地磁感应电流(GIC)波形的短时脉冲特性, GIC 作用下的变压器顶层油温升和绕组热点温升均低于相同直流偏磁电流下的稳态温升。本文的研究方法和结论对变压器耐受直流偏磁能力的研究具有一定的参考价值。

**关键词:** 直流偏磁; 场路耦合模型; 损耗; 绕组热点温度

**DOI:** 10.12067/ATEEE2101003

**文章编号:** 1003-3076(2021)08-0051-09

**中图分类号:** TM401

## 1 引言

直流输电工程的单极运行、地磁暴、电网中的非线性电力电子元件都会导致有直流电流流过电网中的变压器, 引起变压器的直流偏磁问题。当变压器发生直流偏磁时, 会导致铁心发生半波饱和; 励磁电流变得严重不对称, 变压器消耗的无功增大、电流高次谐波含量增多、漏磁及损耗增加、出现局部热点等影响变压器安全稳定运行的问题<sup>[1-3]</sup>。直流偏磁引起的局部过热问题对变压器安全稳定运行的影响最为直接<sup>[2]</sup>。当局部热点温度达到变压器油的闪点温度时, 可能会导致绝缘纸板局部严重老化和变压器油产气分解<sup>[1]</sup>。

高电压等级变压器的直流偏磁试验需要配备大容量的发电机等试验设备, 并需要较多的人力成本、经济成本。直流偏磁试验属于特殊试验, 如果在实际变压器产品上进行试验, 还会面临一定风险。因

此基于仿真计算方法的变压器直流偏磁下的损耗和温升特性的分析具有重要的工程应用价值。

对于变压器能够耐受的最大直流偏磁电流, 尚未能形成明确、统一的标准<sup>[4-6]</sup>。2004年实测的磁暴时的广东岭澳核电站1号变压器中性点电流瞬时最大值达到 75.5 A<sup>[3]</sup>。2005年9月16日岭澳核电站实测的直流输电单极运行所引起的变压器中性点直流电流达到 13 A<sup>[7]</sup>。2014年1月天-中直流输电启动调试期间, 实测到 750 kV 沙洲变电站中性点电流最大达到 18.548 A<sup>[8]</sup>。

文献[9]基于某变压器厂家给出的直流偏磁下的热点温度值, 利用卷积得到某一地磁感应电流(Geomagnetic Induced Current, GIC)流过变压器中性点时的热点温度的变化曲线。但是除非客户要求, 变压器厂家一般无法提供直流偏磁下的热点温度值。

本文首先基于 500 kV 单相自耦变压器的场路

**收稿日期:** 2021-01-04

**基金项目:** 国家重点研发计划专项(2016YFC0800100)、国家自然科学基金(51677068)、中央高校基本科研业务费专项资金(2018QN005)资助项目

**作者简介:** 李明洋(1991-), 男, 河南籍, 博士研究生, 研究方向为电力变压器直流偏磁;

张俊双(1986-), 男, 黑龙江籍, 高级工程师, 硕士, 研究方向为电力设备检测与诊断技术。

耦合仿真模型,仿真分析了直流偏磁下的损耗等随直流电流增大的变化规律,并指出了结构件上可能的热点位置。然后以损耗作为热路模型的输入,基于热路模型计算了直流偏磁下的顶层油和绕组热点的稳态温度,并计算了某一 GIC 流过变压器中性点时热点温度的变化曲线。

## 2 变压器的热路模型

变压器的等效热路模型较多地应用于变压器正常运行、不同大小负荷情况下的顶层油温、绕组热点温度的计算分析,有较高的精度<sup>[10-12]</sup>。变压器顶层油温和绕组热点温度的等效热路模型分别如图 1(a)、图 1(b)所示,其数学方程如式(1)、式(2)所示。当变压器达到热平衡状态时,式(1)、式(2)的瞬态热路方程可分别简化为式(3)、式(4)的稳态热路方程。

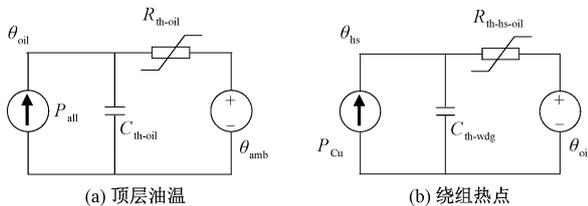


图1 变压器的热路模型

Fig.1 Thermal circuit model

$$P_{\text{all}} = C_{\text{th-oil}} \frac{d\theta_{\text{oil}}}{dt} + \frac{\theta_{\text{oil}} - \theta_{\text{amb}}}{R_{\text{th-oil}}} \quad (1)$$

$$P_{\text{Cu}} = C_{\text{th-wdg}} \frac{d\theta_{\text{hs}}}{dt} + \frac{\theta_{\text{hs}} - \theta_{\text{oil}}}{R_{\text{th-hs-oil}}} \quad (2)$$

$$P_{\text{all}} = \frac{\theta_{\text{oil}} - \theta_{\text{amb}}}{R_{\text{th-oil}}} \quad (3)$$

$$P_{\text{Cu}} = \frac{\theta_{\text{hs}} - \theta_{\text{oil}}}{R_{\text{th-hs-oil}}} \quad (4)$$

式中, $\theta_{\text{amb}}$ 为环境温度; $\theta_{\text{oil}}$ 为顶层油温度; $\theta_{\text{hs}}$ 为绕组热点温度; $C_{\text{th-oil}}$ 为变压器油的热容; $C_{\text{th-wdg}}$ 为绕组的热容; $P_{\text{all}}$ 为变压器的总损耗(铁心损耗、杂散损耗与绕组损耗之和); $P_{\text{Cu}}$ 为绕组损耗; $R_{\text{th-oil}}$ 为顶层油对环境温度的非线性热阻; $R_{\text{th-hs-oil}}$ 为绕组热点对顶层油的非线性热阻。利用龙哥库塔法等数值计算方法,由式(1)、式(2)可得顶层油温、绕组热点温度的瞬态变化曲线。

## 3 直流偏磁下损耗的仿真分析

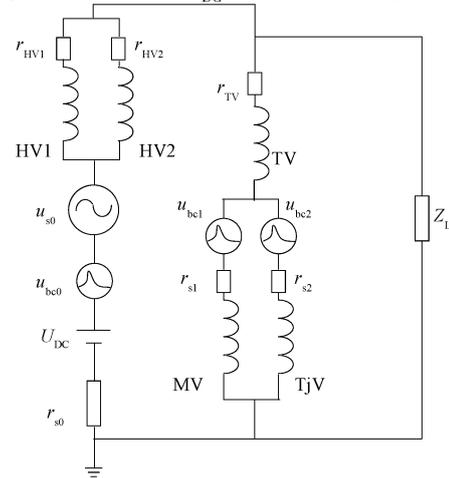
本节基于 3D 场路耦合模型,仿真计算直流偏磁下各结构的损耗。本文研究的 500 kV 单相自耦变压器的基本参数见表 1。

表1 变压器基本参数

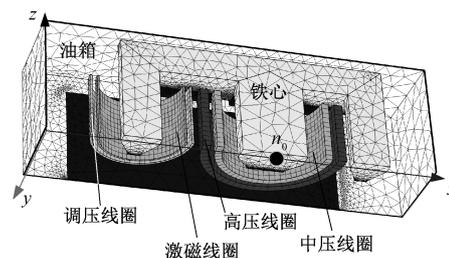
参数	数值
产品型号	ODFS-250000/500
电压组合/kV	$(536/\sqrt{3})(230\sqrt{3} \pm 2 \times 2.5\%)/63$
额定容量/(kV·A)	250 000/250 000/80 000
额定电流/A	807.9/1 882.7/1 269.8
空载损耗/kW	70
冷却方式	ONAF

### 3.1 场路耦合模型

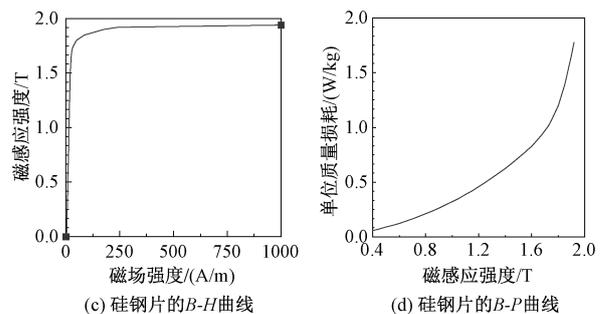
场路耦合模型如图 2 所示。基于场路耦合模型,对变压器在高压侧加额定电压  $u_{s0}$ 、中压侧接额定负载  $Z_L$ (负载电阻的阻值等于中压侧额定电压除以中压侧额定电流)、低压侧空载的情况,分别进行了直流偏磁电流( $I_{\text{DC}}$ )为 0 A、1 A、2 A、3 A、6 A、12 A 时的仿真分析;直流偏磁电流  $I_{\text{DC}}$  由高压侧引入。



(a) 电路模型



(b) 1/4有限元模型



(c) 硅钢片的B-H曲线

(d) 硅钢片的B-P曲线

图2 场路耦合模型

Fig.2 Field-circuit coupling model

图 2(a) 为电路模型,  $r_{HV}$ 、 $r_{TV}$  分别为高压线圈、调压线圈的直流电阻。与线圈的感抗相比, 线圈的直流电阻很小, 如果直接进行小电阻、大电感电路的直流偏磁仿真, 计算效率低、计算误差大。为此在交流电源( $u_{s0}$ ) 侧、中压线圈、励磁线圈上分别串联一个大值电阻( $r_{s0}$ 、 $r_{s1}$ 、 $r_{s2}$ ), 并进行多次循环迭代补偿( $u_{bc0}$ 、 $u_{bc1}$ 、 $u_{bc2}$ ) 以弥补大值电阻引起的电压下降<sup>[13]</sup>, 提高计算精度和计算效率。因为  $r_{s1}$  与  $r_{s2}$  的比值影响直流电流在中压线圈、励磁线圈中的分配, 所以  $r_{s1}$  与  $r_{s2}$  的比值关系与中压线圈、励磁线圈实际的直流电阻的比值相等。文献[13]对于采用串联大值电阻计算大容量单相变压器直流偏磁问题的方法有详细的分析和验证, 本文不作过多描述。如图 2(a) 中的直流电压值 ( $U_{DC}$ ) 等于直流偏磁电流 ( $I_{DC}$ ) 值和回路直流电阻的乘积。

图 2(b) 为根据对称性建立的 1/4 有限元 (Finite Element Method, FEM) 模型; 在  $x$ - $y$  平面所在的对称面上施加磁场垂直边界条件, 其他 5 个外侧面 (油箱外侧空气层的外表面) 施加磁场平行边界条件。在 FEM 模型中做以下近似: ①将绕组视为电流密度均匀分布的块状导体, 绕组匝数给定为实际的匝数; ②构建了各向同性的铁心块模型, 采用硅钢片的直流磁化曲线<sup>[14]</sup> 表征铁心的磁化性能, 忽略铁心损耗对电流的影响; ③忽略油箱外部冷却器的管道结构; ④考虑趋肤效应的影响, 在油箱、拉板、夹件等结构件上进行多层网格划分; ⑤由于现有的主流电磁场 FEM 软件无法模拟形状不规则的钢结构件在直流偏磁下的磁滞损耗, 因此本文在计算钢结构件的损耗时, 仅计算了钢结构件的涡流损耗。

图 2(c) 为铁心硅钢片 (型号为 30SQG105) 的直流磁化曲线 ( $B$ - $H$  曲线)<sup>[14]</sup>, 图 2(d) 为 50 Hz 下的硅钢片单位质量的损耗曲线 ( $B$ - $P$  曲线)。

各结构的材料参数见表 2。

表 2 各结构的材料参数

Tab.2 Material parameters of each structure

参数	结构			
	铁心	夹件、油箱	立柱拉板、旁柱拉板	铜屏蔽
材料名称	30SQG105	Q235A	Mn23Al	copper
相对磁导率	$B$ - $H$ 曲线	$B$ - $H$ 曲线	1	1
电导率/(S/m)	0	6 484 000	1 388 900	59 980 000

### 3.2 有限元模型的网格剖分

线圈的网格剖分效果在图 2(b) 中可以清晰地

显示。4 个线圈的网格剖分方式完全相同, 线圈的网格单元类型为六面体网格。每个线圈在厚度方向上均为 1 层网格, 在环向方向上均为 30 个网格, 在高度方向上均为 12 个网格。

FEM 模型中涡流区的网格剖分对损耗计算结果的影响较大。本文在剖分钢板等涡流区的网格时, 在靠近表面的趋肤深度内至少剖分 5 层形状规则的五面体棱柱或六面体网格, 得到了质量较好的网格, 同时保证了计算精度。

涡流区不同结构的网格剖分方式见表 3。其中, 五面体棱柱网格或六面体网格的生成方法为: 首先对可扫掠结构的一侧表面划分为自由三角形或四边形网格, 然后以此表面为源面, 扫掠得到多层五面体棱柱或六面体网格。夹件、油箱的材料为导磁钢板, 其相对磁导率在 1~1 400 之间, 当相对磁导率取 1 400 时的趋肤深度 (50 Hz) 为 0.7 mm。

表 3 不同结构的网格剖分方式

Tab.3 Mesh generation methods of different structures

	夹件	油箱	立柱拉板、旁柱拉板	铜屏蔽
几何厚度/mm	25	16	20	6
50 Hz 时的趋肤深度/mm	0.7	0.7	60.4	9.2
网格单元类型	五面体棱柱+四面体	五面体棱柱	五面体棱柱+六面体	五面体棱柱
厚度方向的网格层数	>16	12	6	5

各主要结构件的网格剖分效果如图 3 所示。图 3 中的各局部坐标系的  $x_n$ 、 $y_n$ 、 $z_n$  轴分别与图 2(b) 中坐标系的  $x$ 、 $y$ 、 $z$  轴平行, 正方向相同。

旁柱拉板的网格剖分效果如图 3(a) 所示。立柱拉板网格的剖分效果如图 3(b) 所示。在立柱拉板上有开槽以降低涡流损耗。拉板网格尺寸限制原则为: 在厚度方向上, 靠近表面的网格厚度较小; 每层的厚度均小于 10 mm (趋肤深度的 1/6)。

铜屏蔽网格的剖分效果如图 3(c) 所示。在铜屏蔽与油箱之间有薄空气层以等效二者间实际存在的绝缘漆。铜屏蔽每层网格的厚度为 1.2 mm。

夹件网格的剖分效果如图 3(d) 所示。夹件位于 FEM 模型的内部, 其表面的网格与夹件周围的网格共享节点。为了得到质量较好的网格, 首先对夹件表面划分自由三角形网格, 然后采用 FEM 软件的“边界层网格”方法剖分夹件内部的网格, 可以得到

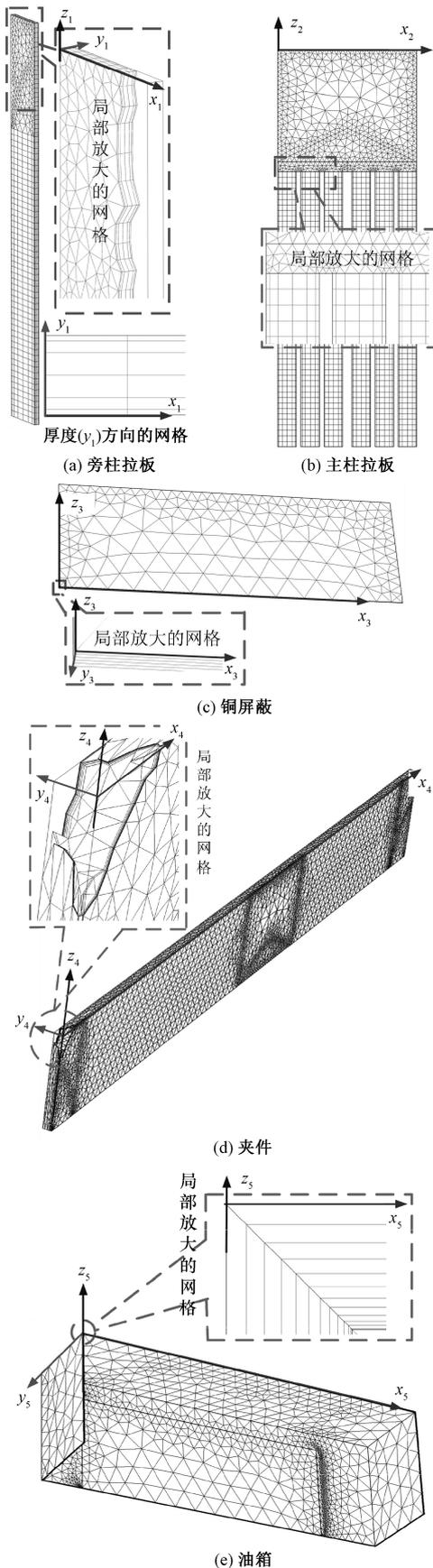


图3 涡流区各主要结构件的网格剖分效果图  
Fig.3 Mesh of some structural parts in eddy domain

从表层到内部按照一定比例增长的五面体棱柱网格;夹件的最内层被四面体网格填充。夹件网格的尺寸限制原则为:第一层网格的厚度为0.15 mm,第二层网格的厚度为第一层厚度的1.2倍,第三层网格的厚度为第二层厚度的1.2倍,依次类推,从表面到内部共拉伸6层。厚度方向的网格总层数大于16层。

油箱网格的剖分效果如图3(e)所示。首先将油箱切割成4个可扫掠剖分的六面体块;其次对油箱内表面划分三角形网格;然后以内表面为源面,分别对4个六面体块扫掠得到多层五面体棱柱网格。油箱网格尺寸限制原则为:第一层网格的厚度为0.15 mm,第二层网格的厚度为第一层厚度的1.2倍,第三层网格的厚度为第二层厚度的1.2倍,依次类推,从油箱内表面到油箱外表面共拉伸12层网格。

FEM模型对铁心、变压器油、油箱外层空气的网格的要求较低,但网格尺寸不能太大。将此3种体自由剖分成四面体网格。

### 3.3 绕组电流及绕组损耗的计算分析

仿真得到电流、谐波、无功功率随 $I_{DC}$ 增大的变化曲线如图4所示。由图4(a)、图4(b)、图4(c)可见, $I_{DC}$ 越大,高压绕组电流和励磁电流波形畸变越严重;电流谐波次数越高,其谐波幅值越小,并且电流谐波中同时出现了偶次谐波分量和奇次谐波分量。电流谐波会对变压器差动保护装置和变电站的其他设备产生影响,可能会引起相关设备误动作。

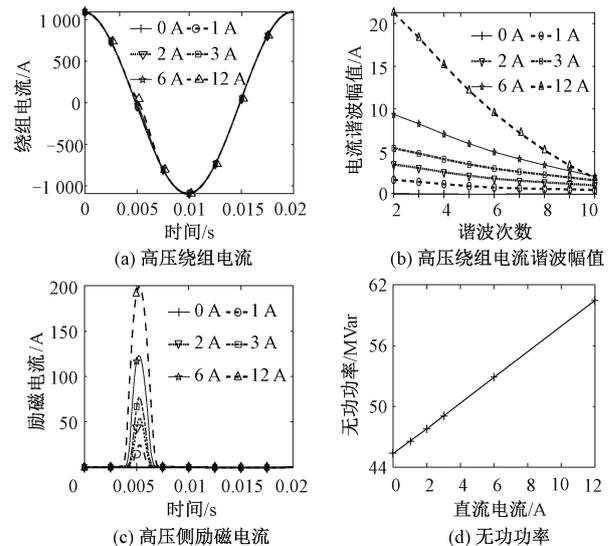


图4 直流偏磁下的电流、谐波、无功功率

Fig.4 Current, harmonic and reactive power under DC bias

由图 4(d)可见,无功功率与  $I_{DC}$  近似呈线性增加的关系,即直流偏磁后变压器消耗的无功功率增大,会导致变压器的运行效率降低。文献[15,16]利用两条折线代表变压器的磁化曲线,推导出无功功率与  $I_{DC}$  的关系式,并证明了无功功率与  $I_{DC}$  的线性关系仅在  $I_{DC}$  不超过一定值时才成立;并详细分析了“无功功率与  $I_{DC}$  近似呈线性增加关系”的机理。无功功率与  $I_{DC}$  近似呈线性增加关系的原因<sup>[17]</sup>为:直流偏磁后变压器励磁电流增大,即等效励磁电抗减小;相当于在正常运行时的励磁电抗上又并联了一个电抗支路(记为“支路2”)。“支路2”可近似看做一个无功负荷,铁心饱和越严重,“支路2”消耗的无功功率越大。

采用 GB/T 18494.1—2001<sup>[18]</sup> 中的方法计算直流偏磁下的绕组损耗,计算公式为:

$$P_{Cu} = R_{DC} \sum_{m=1}^{25} I_m^2 + P_{WE0} \sum_{m=1}^{25} \left[ \left( \frac{I_m}{I_1} \right)^2 m^2 \right] \quad (5)$$

式中,  $I_m$  为电流谐波幅值;  $m$  为电流谐波次数,25 是计算的最高谐波次数;  $R_{DC}$  为绕组的直流电阻;  $P_{WE0}$  为无直流偏磁时的绕组涡流损耗;  $I_1$  为基波幅值。式中等号右边的第一项为绕组的直流损耗,第二项为绕组的涡流损耗。

对于线性系统,由数学上的 Parseval 理论,运用频域分析法与时域分析法得到的损耗是相等的,因此绕组损耗可利用频域分析法计算。电流或漏磁中的直流分量不会在铜导线中感应出涡流,电流中的直流分量对导体自身的直流损耗有贡献。因此将式(5)的绕组损耗计算公式应用于本文的 500 kV 交流变压器在直流偏磁下绕组损耗的计算是合理的。

基于对绕组电流的谐波分析可以得到  $I_{DC}$  下高压绕组电流基波幅值的变化规律,如图 5(a)所示。由图 5(a)可见,高压绕组电流的基波幅值随  $I_{DC}$  的增大略有下降。

基于式(5)计算得到  $I_{DC}$  下的绕组损耗的标么值如图 5(b)所示。由图 5(b)可见,直流偏磁后,绕组直流损耗  $P_{DC}$  有小幅降低;绕组谐波损耗  $P_{WE}$  有小幅增加,绕组总损耗  $P_{Cu}$  略有下降。其原因如下:直流偏磁后,铁心饱和严重,漏磁通增大;由电磁感应定律,漏磁通增大会导致漏磁电动势增大(漏抗增大);而电源电压不变,导致绕组感应电动势减小。中压侧负载  $Z_L$  不变时,直流偏磁后从一次侧看去的等效阻抗增大(漏抗增大导致)。虽然直流偏磁后绕组电流中的谐波增多,但谐波幅值远小于基波幅

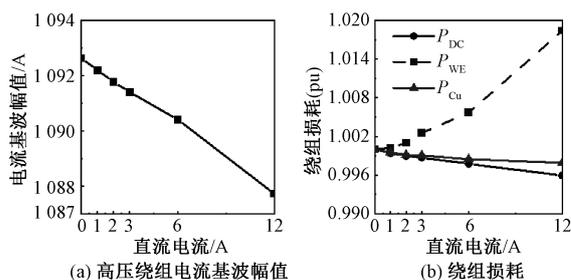


图 5 直流偏磁下的高压绕组电流基波幅值和绕组总损耗

Fig.5 Fundamental current amplitude of high voltage winding and total winding loss under DC bias

值。绕组总的谐波损耗的增加量低于总的直流损耗的减小量,导致直流偏磁后绕组总损耗略有下降。

### 3.4 铁心损耗的计算分析

提取图 2(b)所示 FEM 模型中的铁心主柱中心点  $n_0$  在  $I_{DC}$  分别为 0 A 与 12 A 下的磁感应强度波形,如图 6(a)所示。由图 6(a)可见,无直流偏磁时,磁感应强度  $B$  的波形上下对称;直流偏磁后,  $B$  的波形向上偏移。采用文献[19,20]中的半波平均法计算直流偏磁下的铁心损耗,计算得到铁心的周期平均体损耗如图 6(b)所示。由图 6(b)可见,直流偏磁下的铁心损耗先快速增大,随后增速变缓,表现出一定的饱和特性。

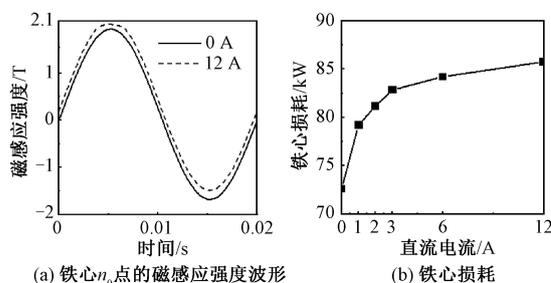


图 6 直流偏磁下的铁心磁场及铁心损耗

Fig.6 Core magnetic field and loss under DC bias

### 3.5 结构件涡流损耗分布

基于 3.1 节的场路耦合模型,仿真得到油箱、拉板等结构件的周期平均损耗分布如图 7 所示(图中仅显示  $I_{DC}$  分别 0 A 与 12 A 下的结果)。由图 7 可见,0 A 与 12 A 直流偏磁下的损耗较大的位置一致;直流偏磁后夹件上在靠近绕组侧的端面局部损耗较大,可能会出现局部热点。  $I_{DC}$  为 0 A 情况下的最大损耗密度为  $9.14 \times 10^6 \text{ W/m}^3$ , 最小损耗密度为  $1.56 \times 10^{-3} \text{ W/m}^3$ ;  $I_{DC}$  为 12 A 情况下的最大损耗密度为  $1.3 \times 10^7 \text{ W/m}^3$ , 最小损耗密度为  $0.06 \text{ W/m}^3$ 。

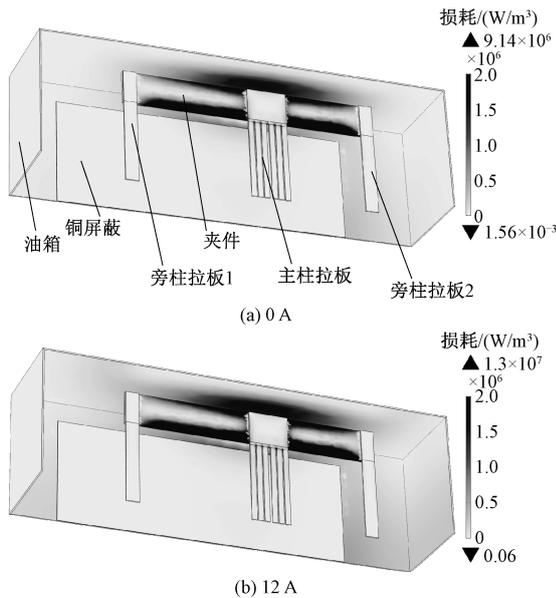


图7 结构件的周期平均损耗分布

Fig.7 Periodic average loss distribution of structural parts

#### 4 计算结果与试验结果的对比

将计算的各结构的周期平均体损耗汇总,结果见表4。由表4可见,无直流偏磁下计算的总损耗为401 kW,而厂家给出的高-中侧额定运行状态下的总损耗为420 kW(其中,负载损耗350 kW,空载损耗70 kW),即本文计算的无直流偏磁下的变压器总损耗比实际损耗低,二者的相对误差 $[(420-401)/420]$ 为4.5%,验证了损耗计算结果的有效性。

表4 各结构的周期平均体损耗

Tab.4 Periodic average body loss of structural parts (单位:kW)

结构	直流电流/A					
	0	1	2	3	6	12
夹件	15.44	15.44	15.51	15.58	15.90	17.00
铜屏蔽	3.04	3.04	3.05	3.05	3.06	3.10
油箱	27.75	28.23	28.84	29.45	30.88	36.96
立柱拉板	4.93	4.94	5.00	5.06	5.21	5.69
旁柱拉板	0.63	0.63	0.65	0.66	0.71	0.80
铁心	72.09	81.98	83.99	84.62	85.59	86.44
绕组	277.21	277.06	276.97	276.94	276.78	276.62
总损耗	401.09	411.33	414.01	415.38	418.12	426.62

变压器生产厂家在变压器出厂前对变压器开展了常规温升试验,试验过程中记录的顶层油温度、环境温度、变压器总损耗随时间的变化曲线如图8所示。图8也给出了顶层油温度的“热路模型计算

值”与“试验值”的对比,由图8可见二者的一致性较好,验证了热路模型的有效性。

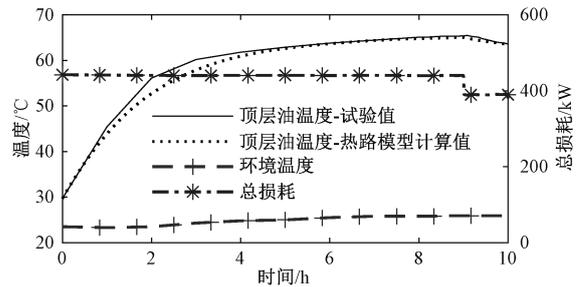


图8 常规温升试验的顶层油温及损耗

Fig.8 Top oil temperature and loss of conventional temperature rise test

变压器生产厂家在常规温升试验中未直接测量绕组热点的温度,而是通过在温升试验结束后测量绕组的直流电阻来获得绕组的冷却曲线<sup>[21]</sup>,进而反推出断电瞬间绕组的平均温升,并根据相关经验公式进行修正得到绕组的热点温升值。变压器厂家给出的高-中侧额定运行条件下的变压器的顶层油、高压绕组热点、中压绕组热点相对环境温度的温升值分别为39.4℃、65.7℃、56.6℃。

#### 5 直流偏磁下顶层油和绕组热点温度的计算分析

本节基于热路模型计算分析直流偏磁下的顶层油温度和绕组热点温度。

##### 5.1 稳态温度的计算分析

假设环境温度为30℃,以表4中的直流偏磁下的损耗为输入,基于式(3)、式(4)的稳态热路方程,计算得到 $I_{DC}$ 分别为0 A、3 A、6 A、12 A时的顶层油和高压绕组热点的稳态温度,结果见表5。由表5可见,相比无直流偏磁情况,顶层油在3 A、6 A、12 A直流偏磁下的稳态温度分别升高了1.29℃、1.52℃、2.13℃;绕组热点在3 A、6 A、12 A直流偏磁下的稳态温度分别升高了1.14℃、1.34℃、1.88℃。高压绕组热点稳态温度的变化量低于顶层油稳态温度的变化量,其原因为:绕组损耗降低引起的绕组热点温度的减小量少于顶层油温度的增加量。

##### 5.2 GIC作用下的瞬态温升的计算分析

假设某一GIC流过500 kV单相自耦变压器的中性点,其中GIC的波形如图9(a)所示,GIC持续时间约为27 h。由于GIC波形的准直流特性<sup>[3]</sup>,不同时刻的变压器损耗可通过对不同 $I_{DC}$ 下计算的损

表 5 直流偏磁下的稳态温度和增量

Tab.5 Steady-state temperature and increment under DC bias

直流 电流/A	顶层油温度/°C		高压绕组热点温度/°C	
	稳态温度	温度增量	稳态温度	温度增量
0	68.89	0.00	95.24	0.00
3	70.18	1.29	96.37	1.14
6	70.42	1.52	96.58	1.34
12	71.02	2.13	97.12	1.88

耗进行插值得到,进而基于热路模型计算得到 GIC 流过变压器中性点时顶层油温的温升增量和高压绕组热点的温升增量(相对无直流偏磁时稳态温度的温度增量)随时间的变化曲线,如图 9(b)所示。由图 9(b)可见,由于 GIC 波形的短时脉冲特性,顶层油温升和绕组热点温升增量最大值均不超过 1 °C,即 GIC 流过单台变压器时引起的绕组温升可以不重点考虑。

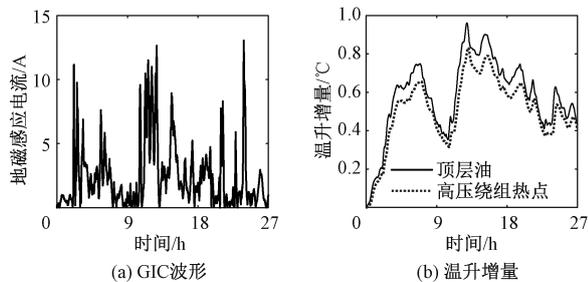


图 9 GIC 作用下的顶层油和绕组热点的温升增量  
Fig.9 Temperature rise increment of top oil and winding hot spot under the action of GIC

## 6 结论

本文提出了基于场路耦合模型和热路模型的直流偏磁下顶层油和绕组热点温度的计算方法。

首先基于场路耦合模型,仿真得到直流偏磁下各结构的损耗。直流偏磁后变压器消耗的无功功率增大;绕组电流波形中同时出现了偶次谐波分量和奇次谐波分量。直流偏磁后,绕组总损耗略有下降;铁心损耗随直流电流的增大,先快速增加,然后增速变缓,表现出一定的饱和特性。直流偏磁后,夹件在靠近绕组侧端面的局部损耗较大,可能会出现局部热点。

以损耗作为热路模型的输入,计算了直流偏磁下的顶层油温和绕组热点温度。假设直流电流流过变压器中性点的时间足够长,并最终使变压器温度达到了热平衡状态,基于稳态热路方程计算得到直流偏磁下的顶层油温度和绕组热点温度。相比无直

流偏磁情况,顶层油稳态温度在 3 A、6 A、12 A 直流偏磁下分别升高了 1.29 °C、1.52 °C、2.13 °C;高压绕组热点稳态温度在 3 A、6 A、12 A 直流偏磁下分别升高了 1.14 °C、1.34 °C、1.88 °C。

假设某一 GIC 流过 500 kV 单相自耦变压器的中性点,通过对直流偏磁下的损耗进行插值得到不同时刻对应的变压器损耗;基于瞬态热路方程计算得到 GIC 流过变压器中性点时顶层油温的温升和高压绕组热点温升的变化曲线。由于 GIC 波形的短时脉冲特性,顶层油温升增量和绕组热点温升增量最大值均不超过 1 °C。

## 参考文献 (References):

[1] 张书琦,汪可,李金忠,等 (Zhang Shuqi, Wang Ke, Li Jinzhong, et al.). 单相单柱旁轭变压器空负载工况下的直流偏磁关键性能测试 (Tests of DC bias key performances of power transformer with single-phase three-limb core under no-load and rated-load conditions) [J]. 中国电机工程学报 (Proceedings of the CSEE), 2019, 39 (14): 4334-4345.

[2] 孙建涛,李金忠,张书琦,等 (Sun Jiantao, Li Jinzhong, Zhang Shuqi, et al.). 单相单柱旁轭变压器直流偏磁运行性能测试与分析 (Test and analysis on operating performance of transformer with single-phase three-limb core under DC bias) [J]. 电网技术 (Power System Technology), 2013, 37 (7): 2041-2046.

[3] 刘连光,刘春明,张冰,等 (Liu Lianguang, Liu Chunming, Zhang Bing, et al.). 中国广东电网的几次强磁暴影响事件 (Strong magnetic storm's influence on China's Guangdong power grid) [J]. 地球物理学报 (Chinese Journal of Geophysics), 2008, 51 (4): 976-981.

[4] DL/T 437-2012, 高压直接地极技术导则 (Technical guide of HVDC earth electrode system) [S]. 2012.

[5] 李长云,李庆民,李贞,等 (Li Changyun, Li Qingmin, Li Zhen, et al.). 电能质量约束下变压器承受直流偏磁能力的分析 (Analysis on the withstanding ability of power transformers to DC bias under power quality constraints) [J]. 高电压技术 (High Voltage Engineering), 2010, 36 (12): 3112-3118.

[6] QGDW 13011.6, 500 kV 自耦变压器采购规范 (Specification for purchase of 500 kV autotransformer) [S]. 2018.

[7] 王明新,张强 (Wang Mingxin, Zhang Qiang). 直流输电系统接地极电流对交流电网的影响分析 (Analysis on influence of ground electrode current in HVDC on AC

- power network) [J]. 电网技术 (Power System Technology), 2005, 29 (3): 9-14.
- [ 8 ] 胡春江, 张忠元, 温定筠, 等 (Hu Chunjiang, Zhang Zhongyuan, Wen Dingyun, et al.).  $\pm 800$  kV 直流输电工程对地区电网 750 kV 变压器直流偏磁的影响及治理措施 (Influence of  $\pm 800$  kV DC power transmission project on DC-bias of 700 kV transformer in regional power grid and treatment measures) [J]. 电气安全 (Electric Safety), 2017, (5): 42-45.
- [ 9 ] Luis Marti, Afshin Rezaei-Zare, Arun Narang. Simulation of transformer hotspot heating due to geomagnetically induced currents [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2013, 28 (1): 320-327.
- [ 10 ] Susa D, Palola J, Lehtonen M, et al. Temperature rises in an OFAF transformer at OFAN cooling mode in service [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2005, 20 (4): 2517-2525.
- [ 11 ] 王丰华, 周翔, 高沛, 等 (Wang Fenghua, Zhou Xiang, Gao Pei, et al.). 基于绕组热分布的改进油浸式变压器绕组热点温度计算模型 (Improved thermal circuit model of hot spot temperature in oil-immersed transformers based on heat distribution of winding) [J]. 高电压技术 (High Voltage Engineering), 2015, 41 (3): 895-901.
- [ 12 ] Mohammad Djamali, Stefan Tenbohlen. Hundred years of experience in the dynamic thermal modelling of power transformers [J]. IET Generation, Transmission & Distribution, 2017, 11 (11): 2731-2739.
- [ 13 ] 王泽忠, 谭瑞娟, 臧英, 等 (Wang Zezhong, Tan Ruijuan, Zang Ying, et al.). 基于串联电阻的特高压变压器空载直流偏磁计算 (DC-bias calculation for UHV transformer in no-load by series resistance) [J]. 电工技术学报 (Transactions of China Electrotechnical Society), 2017, 32 (8): 129-137.
- [ 14 ] 张艳丽, 彭志华, 谢德馨, 等 (Zhang Yanli, Peng Zhihua, Xie Dexin, et al.). 直流偏磁下不同磁化曲线对变压器铁心损耗仿真的影响 (Effect of different magnetization curves on simulation for transformer core loss under DC bias) [J]. 电工技术学报 (Transactions of China Electrotechnical Society), 2014, 29 (5): 43-48.
- [ 15 ] Afshin Rezaei-Zare. Reactive power loss versus GIC characteristic of single-phase transformers [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2015, 30 (3): 1639-1640.
- [ 16 ] Afshin Rezaei-Zare. Behavior of single-phase transformers under geomagnetically induced current conditions [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2014, 29 (2): 916-925.
- [ 17 ] 林湘宁, 杨国稳, 翁汉琰, 等 (Lin Xiangning, Yang Guowen, Weng Hanli, et al.). 直流偏磁下变压器无功消耗增多对系统电压的影响分析 (Analysis of system voltage impact by transformer reactive power consumption increased under DC bias) [J]. 高电压技术 (High Voltage Engineering), 2016, 42 (1): 272-278.
- [ 18 ] GB/T 184942-2007, 变流变压器 (第2部分): 高压直流输电用换流变压器 (Convertor transformers-Part2: Transformers for HVDC applications) [S]. 2007.
- [ 19 ] 党艳阳, 张欣宜, 马婧, 等 (Dang Yanyang, Zhang Xinyi, Ma Qiang, et al.). 直流偏磁条件下变压器励磁电流及铁心损耗计算 (Calculation of excitation current and core loss of transformer under DC bias) [J]. 变压器 (Transformer), 2019, 56 (10): 1-6.
- [ 20 ] 马健, 刘文里, 李航, 等 (Ma Jian, Liu Wenli, Li Hang, et al.). 直流偏磁对换流变压器空载损耗的影响 (Influence of DC bias on no-load loss of converter transformer) [J]. 变压器 (Transformer), 2016, 53 (1): 35-40.
- [ 21 ] JB/T 501, 电力变压器试验导则 (Test guide for power transformers) [S]. 2006.

## Calculation and analysis of loss and winding hot spot temperature under DC bias of 500 kV single-phase transformer

LI Ming-yang<sup>1</sup>, ZHANG Jun-shuang<sup>2</sup>, LI Hai-ming<sup>2</sup>, WANG Ze-zhong<sup>1</sup>, CHEN Yong-wei<sup>3</sup>  
(1.Beijing Key Laboratory of High Voltage & EMC, North China Electric Power University, Beijing 102206, China;2.State Grid East Inner Mongolia Electric Power Co., Ltd., Hohhot 010010, China;3.Xinjiang Transformer Plant of TBEA Stock Co., Ltd., Changji 831100, China)

**Abstract:** In order to analyze the influence of DC bias on top oil temperature and winding hot spot temperature of power transformer, this paper proposes a calculation method of top oil and winding hot spot temperature under DC bias based on field circuit coupling model and thermal circuit model. This method is used to calculate and analyze the loss, top oil and winding hot spot temperature of a 500 kV single-phase auto-transformer under DC bias. After DC bias, the winding loss of transformer decreases slightly, and the loss of iron core, clamp and other steel structure parts increases with the increase of DC bias current. Due to the short-time pulse characteristics of geomagnetic induced current (GIC) waveform, the temperature rise of transformer top oil and winding hot spot under GIC is lower than the steady-state temperature rise under the same DC bias current. The research methods and conclusions of this paper have certain reference value for the research on the ability of transformer to withstand DC bias.

**Key words:** DC bias; field-circuit coupling model; loss; winding hot spot temperature