

特高压自耦变压器直流偏磁无功损耗算法研究

杨培宏¹, 李 亚¹, 亢 岚², 冯士伟¹

(1. 内蒙古科技大学信息工程学院, 内蒙古 包头 014010;
2. 内蒙古科技大学矿业与煤炭学院, 内蒙古 包头 014010)

摘要: 针对我国自主研发的特高压自耦变压器,依据变压器直流偏磁下磁链与励磁电流的非线性曲线,建立了偏磁电流与无功损耗间关系的数学模型。利用厂家所提供的 $U-I$ 曲线与铭牌参数,在 PSCAD 平台中建立仿真模型,通过对比仿真模型与厂家提供的 $U-I$ 曲线,证明仿真模型能准确地模拟特高压自耦变压器的饱和特性。仿真结果表明,特高压自耦变压器单相无功损耗与单相直流偏磁电流近似呈线性关系,与理论分析的结论一致,流经三相自耦变压器绕组的偏磁电流与其引起无功损耗间的比例系数为 2.3。

关键词: 特高压自耦变压器; 直流偏磁; 励磁电流; 无功损耗

DOI: 10.12067/ATEEE1708071 **文章编号:** 1003-3076(2018)12-0045-07 **中图分类号:** TM411

1 引言

高压直流输电单极或双极不对称运行时所产生的入地电流与地磁扰动所产生的地磁感应电流均会导致变压器发生直流偏磁现象,将会导致变压器励磁电流畸变且伴随有高次谐波的出现、无功需求增多、变压器噪声和振动增大等一系列问题,严重影响电网及其主要电力设备的安全稳定运行^[1-3]。发生于 1989 年 5 月 13 日的加拿大魁北克大停电事故,其主要原因就是地磁感应电流导致变压器无功损耗增大,各次谐波的增加导致电容器组被迫退出从而致使 735kV 超高压电网电压崩溃,造成了严重的经济损失^[4-6]。21 世纪以来,我国发现了多起直流偏磁电流侵害电网的事件。广东岭澳核电站中 500kV 变电站在 2004 年 11 月 10 日监测到变压器中性点的地磁感应电流为 75.5A。随着我国直流输电工程的建设,为满足长距离输电的需求,1000kV 特高压电网正在逐步投入使用。且对 1000kV 电网,其地磁感应电流的计算值高达 382.9A^[7]。同时,由于其体积较大且为便于运输,1000kV 特高压变压器为单相自耦变压器,通常是将三个单相特高压自耦变

压器组成三相变压器组投入使用,从而导致三个变压器的磁路相互独立,其偏磁磁通不能相互抵消。因此,直流偏磁电流对特高压变压器有着极大的影响。

国内外研究直流偏磁电流对变压器的影响主要是利用相关理论、算法来实现的。国外的研究方法主要指将铁心材料的磁化特性曲线等效为两段线性曲线,并利用相关的电磁理论进行分析,其分析结果发现流入变压器的直流偏磁电流与其无功功率损耗近似成线性关系,其大小主要取决于直流偏磁电流的大小、变压器电压等级、铁心电抗大小^[8]。文献[9]通过建立单相四柱式特高压自耦变压器的磁-电路耦合模型,以此来计算直流偏磁下变压器的励磁电流特性与无功损耗特性,计算结果表明直流偏磁电流与三相无功损耗近似呈线性关系,比例系数为 2.44。文献[10]利用特高压变压器的实际参数,通过有限元分析其场-路耦合模型,进行迭代计算。结果表明,当直流偏磁电流超过一定范围后,无功功率随着直流偏磁电流的增加近似呈线性关系。文献[11]则是利用特高压变压器厂家所提供的 $U-I$ 曲线,经过相应的转化与计算,计算地磁感应电流影响下变压器无功扰动的增量,为大规模电网的地磁感

收稿日期: 2017-08-25
基金项目: 内蒙古自治区自然科学基金项目(2017MS0532; 2017MS(LH)0520)
作者简介: 杨培宏(1980-),男,内蒙古籍,副教授,研究方向为电网安全运行与灾变控制;
李 亚(1992-),女,河北籍,硕士研究生,研究方向为电力系统分析与控制。

应电流无功扰动工程计算提供相应的参考依据,但是此方法忽略了漏磁对计算结果的影响。对于我国自主研发的单相四柱式特高压自耦变压器,国外相关专家学者并未对此做相应的研究,而国内的研究主要集中于电、磁相结合的分析,并未在电磁暂态环境当中研究特高压变压器的直流偏磁特性。

笔者利用 PSCAD/EMTDC 仿真软件针对我国自主研发的单相四柱式特高压自耦变压器建立了电磁仿真模型。模型中变压器的建立主要依据其中的统一电磁等效电路 (Unified Magnetic Equivalent Circuit, UMEC) 变压器模型,该模型不仅能模拟变压器铁心的非线性,还能考虑到变压器结构的特殊性。因此,笔者利用此模型计算直流偏磁下,特高压变压器的励磁特性与无功损耗特性,为治理特高压电网的无功波动提供一定的参考依据。

2 变压器直流偏磁无功损耗数学模型

直流偏磁下变压器铁心磁链与励磁电流的非线性特性曲线如图 1 所示。其中 ψ_0 为正向磁链的峰值, ψ_{knee} 、 ψ_{dc} 分别为拐点磁链、直流偏置磁链, L_m 为变压器励磁感抗, $L_{\text{air-core}}$ 为变压器空心感抗, L_0 为等效线性感抗, I_0 则为正向励磁电流, $\Delta\psi$ 为磁链增量, ΔI 为励磁电流增量。当直流偏磁电流从中性接地点进入变压器后,将会产生直流偏置磁链 ψ_{dc} , 从而导致变压器磁链向上偏移, 变压器进入半波饱和状态, 此时变压器等效电抗减小, 进一步导致无功损耗增加, 计算方法^[8]如下。

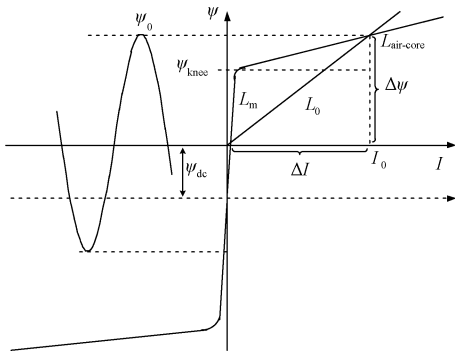


图 1 直流偏磁下磁链与励磁电流的非线性特性曲线

Fig. 1 Flux linkages versus exciting current nonlinear characteristic with DC flux offset

基于电磁感应定律,电压有效值到磁链的转换如式(1)所示,据此可求得空载情况下变压器所施加电压与磁链的关系:

$$u = \frac{d\psi}{dt} \quad (1)$$

$$\psi_0 = \frac{\sqrt{2}U_0}{\omega} \quad (2)$$

式中, U_0 为变压器所施加正弦电压有效值; ω 为电源角频率。

从图 1 可以看出,变压器铁心磁通半波饱和时,变压器励磁感抗 L_m 远大于变压器空心感抗 $L_{\text{air-core}}$, 因此,等效线性电抗 L_0 可由 $\Delta\psi$ 、 ΔI 求得。

$$L_0 = \frac{\Delta\psi}{\Delta I} = \frac{\psi_0}{(\psi_0 + \psi_{\text{dc}} - \psi_{\text{knee}})/L_{\text{air-core}}} \quad (3)$$

由于变压器直流偏磁时,励磁电流发生畸变,且波形会向上(或向下)移动,因此导致励磁电流负半周(或正半周)的幅值几乎为零。此时,变压器铁心有效线性感抗可由式(4)给出。

$$L_{\text{eff}} = 2L_0 \quad (4)$$

忽略磁滞和涡流损耗,变压器等效无功损耗如式(5)所示。

$$Q = \frac{U^2}{X_{\text{eff}}} \quad (5)$$

式中, Q 为变压器等效无功损耗; U 为电压有效值; X_{eff} 为变压器铁心有效线性感抗。

由式(3)~式(5)可得:

$$Q = \frac{(\omega\psi_0/\sqrt{2})^2}{2L_{\text{air-core}}/(\psi_0 + \psi_{\text{dc}} - \psi_{\text{knee}})} = \frac{\omega^2\psi_0}{4L_{\text{air-core}}}(\psi_{\text{dc}} - \lambda) \quad (6)$$

式中,当给定工作电压 U_0 时, λ 为常数。

$$\lambda = \psi_{\text{knee}} - \psi_0 = \frac{\sqrt{2}}{\omega}(U_{\text{knee}} - U_0) \quad (7)$$

式中, U_{knee} 为拐点等效电压有效值。直流偏置磁链 ψ_{dc} 的计算如式(8)所示,其中 I_{dc} 为直流偏磁电流。

$$\psi_{\text{dc}} \approx L_m I_{\text{dc}} \quad (8)$$

因此,直流偏磁下变压器无功损耗与直流偏磁电流的关系可表示为:

$$Q = KI_{\text{dc}} + C \quad (9)$$

式中

$$\begin{cases} K = \frac{\omega^2\psi_0 L_m}{4L_{\text{air-core}}} \\ C = -\frac{\omega^2\psi_0}{4L_{\text{air-core}}}\lambda \end{cases} \quad (10)$$

从式(9)可以看出,直流偏磁下变压器无功损耗与直流偏磁电流近似为线性关系。

3 特高压自耦变压器的 UMEC 仿真模型

3.1 特高压自耦变压器建模

由于变压器的统一电磁等效电路模型(UMEC)不仅能模拟变压器铁心的饱和特性与磁滞特性,而且在模型的分析求解过程中还能够考虑到变压器电路与磁路的耦合关系^[12-15],因此,笔者利用 PSCAD 中的 UMEC 变压器模型建立仿真模型。

其中,变压器铁心的饱和特性是利用厂家所提供的 $I-U$ 曲线来模拟实现的。即在模型参数设置过程中,从厂家所提供的 $I-U$ 曲线中选取 10 个点的 I 、 U 值作为模型的输入参数,将表示变压器铁心饱和特性的曲线用多斜率分段线性曲线来代替,并利用插值法进行计算,此方法不仅减少了矩阵倒置计算并提高了计算精度。依据特高压变压器的实际绕组结构,需将单相三绕组 UMEC 变压器模型中两绕组侧的两个绕组首尾相连,形成串联绕组和公共绕组,此外,还需对相关参数进行换算与设置。据此,可建立特高压自耦变压器模型。

3.2 仿真模型介绍

本文所研究的 1000kV 特高压自耦变压器参数详见文献[11]。单相自耦变压器的铭牌参数为:高压、中压、低压额定电压分别为 $1015/\sqrt{3}$ kV、 $525/\sqrt{3}$ kV、110kV;额定频率为 50Hz;空载损耗为 155kW;空载电流为 0.075%;高压、中压、低压额定容量分别为 $1000\text{MV}\cdot\text{A}$ 、 $1000\text{MV}\cdot\text{A}$ 、 $334\text{MV}\cdot\text{A}$ 。

通过分析变压器直流偏磁的原因可知:建立变压器直流偏磁仿真模型的关键在于模拟变压器铁心的磁化特性曲线。因此,为验证所建模型的合理性与正确性,现比较基于 UMEC 模型的特高压自耦变压器的 I_2-U 曲线与实际 I_1-U 曲线,如表 1 所示,由表 1 可知实际值与仿真值最大误差为 6.86%,即所建模型的 $I-U$ 曲线与实际值基本相同。因此,利用 PSCAD 所建立的 UMEC 特高压自耦变压器模型可用于研究直流偏磁下变压器的励磁特性与无功损耗特性。

依据特高压自耦变压器的实际运行方式发现,其通常是三台单相自耦变压器组成的变压器组投入运行的,因此其联结方式为 YN,a0,d11,如图 2 所示。高压侧连接额定电压等效电源,中压侧空载或额定负载运行;三相自耦变压器组低压侧为角型连接且与高压、中压绕组中并无“电”的联系,因此重点仿真直流偏磁对变压器励磁特性的影响以及为保

表 1 变压器非线性曲线的一致性

Tab. 1 Consistency of nonlinear curve for transformers			
U/kV	I_1/A	I_2/kV	误差(%)
424.35	0.82	0.87	6.10
454.66	0.89	0.93	4.49
484.97	0.95	1.01	6.32
515.29	1.02	1.09	6.86
545.60	1.09	1.16	6.42
575.91	1.17	1.23	5.13
606.22	1.26	1.29	2.38
636.53	1.46	1.46	0.00
666.84	2.54	2.46	3.15
697.15	8.43	8.16	3.20
727.46	28.91	27.86	3.63

证空载与负载运行情况下变量唯一,减少其他因素对仿真结果的影响,在仿真计算过程中低压绕组状态保持不变,即低压绕组开路。而直流偏磁电流则通过在中性点添加直流电势来实现。由于特高压自耦变压器具有电压等级高、高磁导率和小电阻等特性,仿真计算过程中极易导致计算结果发散^[16]。因此需在直流电势连接处添加一定阻值的电阻来保证计算结果的正确性与稳定性。依据引言中所提到的 1000kV 电网中地磁感应电流的计算值高达 382.9A,因此,在扩大仿真结果裕度的基础上,将中性点最大偏磁电流设置为 450A。

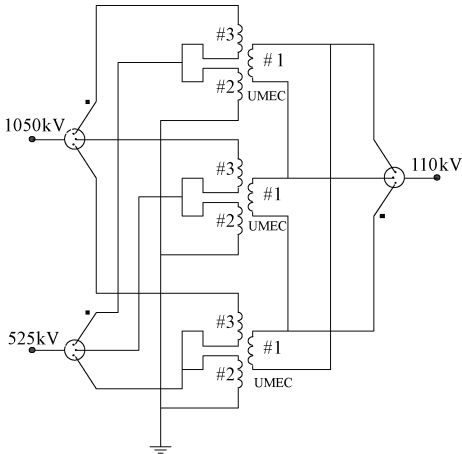


图 2 基于 UMEC 的自耦变压器模型

Fig. 2 Autotransformer model based on UMEC

4 结果分析

4.1 特高压变压器励磁特性

利用上文中所建立的特高压变压器模型,由于三相变压器组模型中的三台特高压变压器模型具有相同的非线性特性,因此本节只针对其中一台变压器进

行励磁特性分析。单台变压器中的直流偏磁电流用 I_{dc} 来表示。因此,当 I_{dc} 分别为 0、1A、5A 时特高压变压器的励磁电流波形与谐波变化分别如图 3 ~ 图 5 所示。

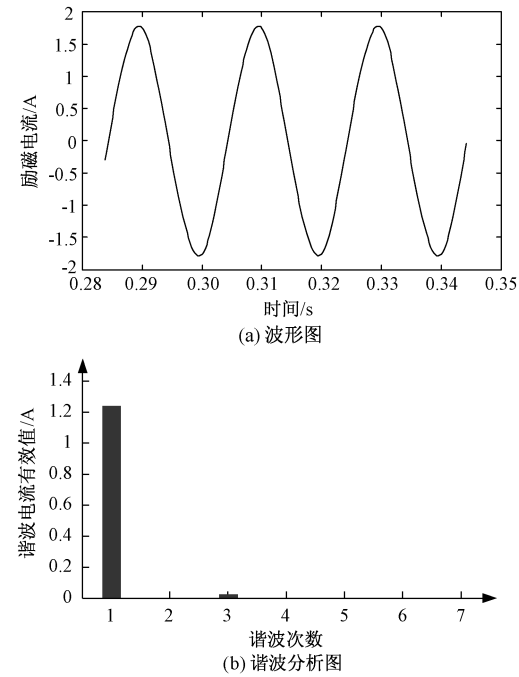


图 3 无偏磁时变压器励磁电流及其谐波分析图
Fig. 3 Exciting current and harmonics distribution of transformer without DC bias current

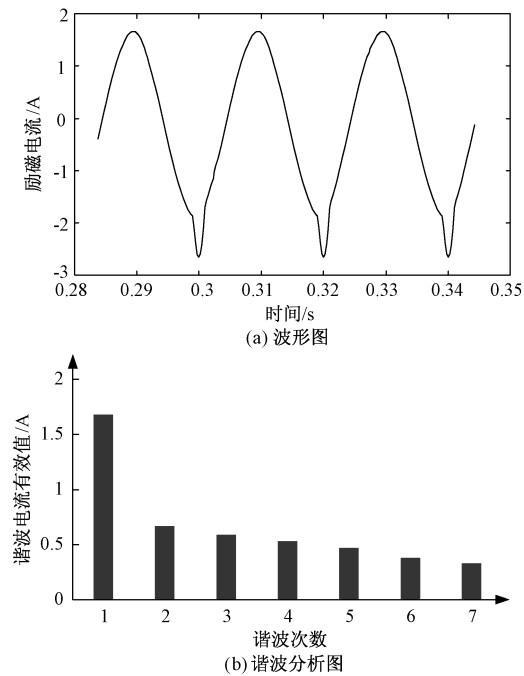


图 4 直流偏磁电流为 1A 时变压器励磁电流及其谐波分析图
Fig. 4 Exciting current and harmonics distribution of transformer under DC bias current of 1 A

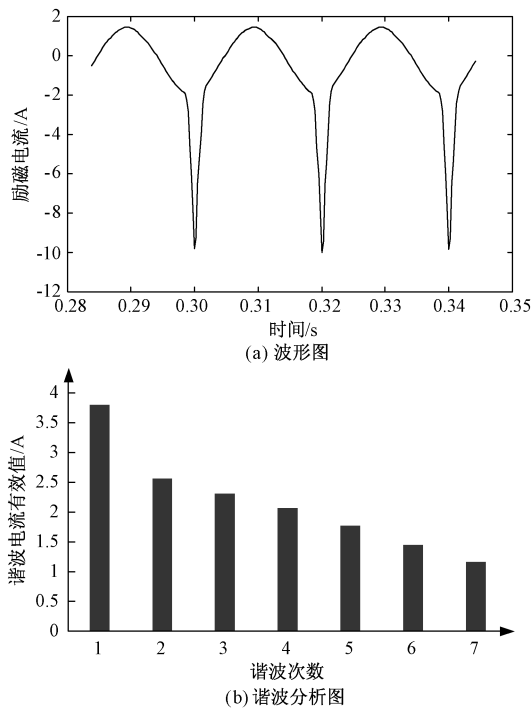


图 5 直流偏磁电流为 5A 时变压器励磁电流及其谐波分析图
Fig. 5 Exciting current and harmonics distribution of transformer under DC bias current of 5A

从图 3 ~ 图 5 可以看出,随着所加直流偏磁电流的增大,励磁电流会向负方向移动,且正向峰值逐步减小,当直流偏磁电流增大到一定程度后,正向峰值会逐步接近于零。此外,随着直流电流的增大励磁电流畸变越来越严重,其各次谐波幅值也在不断地增加,进而导致变压器无功损耗增加。且谐波次数越高,增长越缓慢。

4.2 空载无功损耗计算与分析

依据所建立的 UMEC 特高压变压器组模型,其高压侧额定电源,中、低压侧空载情况下,逐步增大直流偏磁电流,特高压变压器无功损耗(三相)如表 2 所示。

表 2 空载偏磁条件下无功损耗仿真结果
Tab. 2 Simulation results of reactive loss under no-load bias conditions

I_{dc} / A	$Q / MVar$	I_{dc} / A	$Q / MVar$
0	2.16	70	164.28
1	4.83	80	188.55
5	14.49	90	209.19
10	26.37	100	232.92
20	50.46	110	256.17
30	72.39	120	279.24
40	97.83	130	308.07
50	118.11	140	327.12
60	143.37	150	350.49

针对表 2 中的数据,利用 MATLAB 进行拟合,可得直流偏磁电流与无功损耗之间的关系如图 6 所示,对图 6 的曲线进行拟合处理得到式 (11) 的方程。

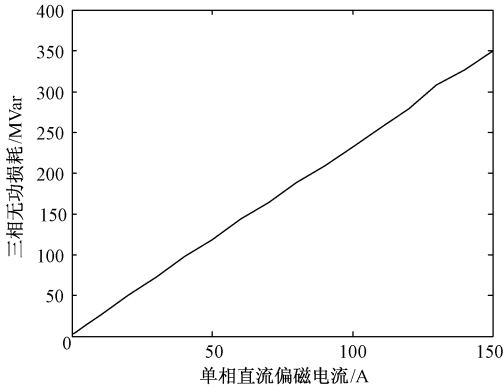


图 6 直流电流与无功损耗之间的关系

Fig. 6 Corresponding relationship between dc current and reactive loss

$$Q = 2.31I_{dc} + 2.16 \tag{11}$$

式中,2.31 为直流偏磁下无功损耗与直流偏磁电流之间的比例系数。可以看出, Q 与 I_{dc} 之间呈线性关系。

4.3 额定负载无功损耗计算与分析

结合 3.2 节中的空载无功损耗仿真计算,给中压侧添加额定负载,保持其他条件不变,测量结果如表 3 所示。

表 3 额定负载偏磁条件下无功损耗仿真结果

Tab. 3 Simulation results of reactive loss under rated load bias conditions

I_{dc} / A	$Q / MVar$	I_{dc} / A	$Q / MVar$
0	406.11	70	565.89
1	407.76	80	590.10
5	416.67	90	608.31
10	428.52	100	633.63
20	450.06	110	657.09
30	474.69	120	679.11
40	499.83	130	702.45
50	520.26	140	726.15
60	546.09	150	749.07

针对表 3 中的数据,利用 MATLAB 进行拟合,可得直流偏磁电流与无功损耗之间的关系如式 (12) 所示。

$$Q = 2.28I_{dc} + 406.08 \tag{12}$$

由表 3 与式 (12) 可以看出额定负载情况下,变压器直流偏磁下的无功损耗与直流偏磁电流之间同

样呈线性关系,且直流偏磁电流相同的情况下,负载无功损耗明显大于空载无功损耗。

4.4 误差分析

文献[9]利用变压器磁-电路模型所得到的单台变压器空载情况下无功损耗与直流偏磁电流之间的比例系数 K_1 为 2.44;文献[11]所得比例系数 K_2 为 2.22。与本文计算所得比例系数 K 相比,其误差分析如下:

$$\begin{aligned} \Delta K_1 &= \left| \frac{K - K_1}{K_1} \right| \times 100\% \\ &= \left| \frac{2.31 - 2.44}{2.44} \right| \times 100\% = 5.33\% \end{aligned} \tag{13}$$

$$\begin{aligned} \Delta K_2 &= \left| \frac{K - K_2}{K_2} \right| \times 100\% \\ &= \left| \frac{2.31 - 2.22}{2.22} \right| \times 100\% = 4.05\% \end{aligned} \tag{14}$$

由式 (13)、式 (14) 可知,与较为成熟的理论算法计算结果相比,其最大误差为 5.33%。因此,计算结果可为治理 1000kV 特高电网直流偏磁无功波动提供相应的依据。

5 结论

(1)特高压变压器受直流偏磁电流侵扰后,其励磁电流会发生畸变,并伴随有高次谐波的出现,其中,随着直流偏磁电流的增大,基波、2 次谐波、3 次谐波的增加速度明显快于 4 次谐波、5 次谐波等,即谐波次数越高,其幅值增长速度越慢。

(2)无论变压器空载运行或负载运行,其无功损耗与直流偏磁电流之间均呈线性关系,且比例系数大致相同,但直流偏磁电流相同时,负载无功损耗明显大于空载无功损耗。

(3)针对直流偏磁电流对变压器造成的危害,可通过在变压器中性点串联电阻、电容装置或反向直流电源来抑制直流偏磁电流的流通。据此,可以推测,如要从根本上治理直流偏磁电流对特高压变压器的影响,可从通过改变变压器自身的结构来抑制或消除直流偏磁电流对电力系统的影响。

参考文献 (References):

[1] Boteler D H, Bradley E. On the interaction of power transformers and geomagnetically induced currents [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2016, 31 (5): 2188-2195.
[2] 刘连光,刘春明,张 冰 (Liu Lianguang, Liu Chun-

- ming, Zhang Bing). 磁暴对我国特高压电网的影响研究 (Effects of geomagnetic storm to UHV power grids in China) [J]. 电网技术 (Power System Technology), 2009, 33 (11): 1-5.
- [3] 赵小军, 李慧奇, 张晓欣, 等 (Zhao Xiaojun, Li Huiqi, Zhang Xiaoxin, et al.). 基于单相三柱变压器的直流偏磁实验与偏磁特性分析 (DC-biasing experiment and analysis of DC-biasing characteristics based on single-phase three-limb transformer) [J]. 电工电能新技术 (Advanced Technology of Electrical Engineering and Energy), 2014, 33 (6): 69-74.
- [4] Bolduc L. GIC observations and studies in the Hydro Québec power system [J]. Journal of Atmospheric and Solar-Terrestrial Physics, 2001, 64 (16): 1739-1802.
- [5] Boteler D H. Assessment of geomagnetic hazard to power system in Canada [J]. Natural Hazards, 2001, 23 (2-3): 101-120.
- [6] 孙玉娇, 周勤勇, 申洪 (Sun Yujiao, Zhou Qinyong, Shen Hong). 未来中国输电网发展模式的分析与展望 (Analysis and prospect on development of China's power transmission network in future) [J]. 电网技术 (Power System Technology), 2013, 37 (7): 1929-1935.
- [7] 刘连光, 王开让, 郭世晓, 等 (Liu Lianguang, Wang Kairang, Guo Shixiao, et al.). 双电压等级电网 GIC 的相互作用特征 (Characteristics of GIC interaction in a dual-voltage-level power network) [J]. 中国科学: 技术科学 (Scientia Sinica (Technologica)) 2015, 45 (12): 1311-1320.
- [8] Marti L, Berge J, Varma R K. Determination of geomagnetically induced current flow in a transformer from reactive power absorption [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2013, 28 (3): 1280-1288.
- [9] 刘连光, 朱溪, 王泽忠, 等 (Liu Lianguang, Zhu Xi, Wang Zezhong, et al.). 基于 K 值法的单相四柱式特高压主体变的 GIC-Q 损耗计算 (Calculation for reactive power loss of single-phase for limbs UHV main transformer due to geomagnetically induced currents with parameter K) [J]. 高电压技术 (High Voltage Engineering), 2017, 43 (7): 2340-2349.
- [10] 王泽中, 谭瑞娟, 刘连光, 等 (Wang Zezhong, Tan Ruijuan, Liu Lianguang, et al.). 特高压变压器直流偏磁计算及无功功率特性分析 (DC bias calculation and characteristics analysis of reactive power for the UHV transformer) [J]. 高压电器 (High Voltage Apparatus), 2017, 53 (2): 101-107.
- [11] 刘连光, 秦晓培, 葛小宁 (Liu Lianguang, Qin Xiaopei, Ge Xiaoning). 基于 $U-I$ 曲线的单相自耦变 GIC 无功损耗算法 (GIC reactive power loss calculation based on $U-I$ curve for single-phase autotransformer) [J]. 电力自动化设备 (Electric Power Automation Equipment), 2015, 35 (12): 55-59, 65.
- [12] 曾麟钧, 林湘宁, 黄景光, 等 (Zeng Linjun, Lin Xiangning, Huang Jingguang, et al.). 特高压自耦变压器建模和电磁暂态仿真 (Modeling and electromagnetic transient simulation of UHV autotransformer) [J]. 中国电机工程学报 (Proceedings of the CSEE), 2010, 30 (1): 91-97.
- [13] 刘洋, 杨富尧, 范亚娜, 等 (Liu Yang, Yang Fuyao, Fan Yana, et al.). 畸变磁通作用下变压器铁心模型损耗的实验研究与模拟分析 (Experimental study and modeling analysis of iron loss in transformer core model under distorted flux density) [J]. 电工电能新技术 (Advanced Technology of Electrical Engineering and Energy), 2017, 36 (3): 65-69.
- [14] 阎秀恪, 王振芹, 于向东, 等 (Yan Xiuke, Wang Zhenqin, Yu Xiangdong, et al.). 基于场路耦合模型的超高压自耦变压器电磁场研究 (Research of electromagnetic field for extra-high voltage (EHV) autotransformer based on magnetic field circuit coupled model) [J]. 电工电能新技术 (Advanced Technology of Electrical Engineering and Energy), 2015, 34 (11): 43-47.
- [15] 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.
- [16] 谭瑞娟, 王泽忠, 邓涛, 等 (Tan Ruijuan, Wang Zezhong, Deng Tao, et al.). 特高压变压器空载直流偏磁计算精度分析 (Accuracy analysis for DC-biased UHV transformer in no-load) [J]. 电工技术学报 (Transactions of China Electrotechnical Society), 2017, 32 (4): 162-169.

Analysis of DC bias and reactive loss characteristics of UHV autotransformers based on PSCAD

YANG Pei-hong¹, LI Ya¹, KANG Lan², FENG Shi-wei¹

(1. School of Information Engineering, Inner Mongolia University of Science and Technology, Baotou 014010, China; 2. Institute of Mining and Coal Engineering, Inner Mongolia University of Science and Technology, Baotou 014010, China)

Abstract: On the basis of nonlinear flux linkages-exciting current curve of the transformer with DC bias, this paper proposes a technique to model the relationship between DC bias and reactive loss, which mainly focused on the UHV autotransformers independently developed by China. The simulation model of a case study is established in PSCAD based on the $U-I$ curve and nameplate values provided by the manufacturer. It is demonstrated that the simulation model can accurately fit the saturation characteristic of UHV autotransformer by comparing with the $U-I$ curve provided by the manufacturer. The results show that, single-phase reactive loss in UHV autotransformers has an approximate linear relation with the single-phase DC bias, which exactly corresponds to the conclusion of theoretical analysis. The ratio coefficient between the bias magnetic current flowing through the three-phase self-coupled winding and the reactive loss is 2.3.

Key words: UHV autotransformer; DC bias; exciting current; reactive loss