

基于空载合闸角策略抑制变压器励磁涌流的研究

牛帅杰 魏泽民 朱成亮 张思远 李钢尧 尹磊

国网嘉兴供电公司 浙江嘉兴 314000

摘要: 电力变压器在稳定运行时,铁心中的磁通相位应滞后电压 90° 。如果在电压过零时断开电路,铁心中的磁通将瞬间达到最大值,再次合闸时就会产生很大的励磁涌流,导致电力变压器合闸失败。铁心中存在剩磁是电力变压器铁磁材料磁滞特性的结果,它是影响励磁涌流大小的主要因素。因此,本文提出了一种计及剩磁的空载合闸角策略可有效抑制励磁涌流,并通过 ATP 软件搭建单相和三相变压器空载合闸模型进行了有效验证。

关键词: 电力变压器; 励磁涌流; 剩磁; 空载合闸

1. 引言

电力变压器是电力系统中的转换枢纽,其在经过空载合闸、直流电阻测试以及故障检测再投入运行后,由于铁磁材料的磁滞特性,将会在铁心中残留有剩磁。如果合闸角度选择不当,电力变压器再次进行合闸时,将有可能导致铁心磁通发生过饱和,从而产生较大的励磁涌流和电动力,促使电力变压器线圈以及铁心发生振动变形,进而油温升高造成绝缘油流动,导致电力变压器内部的油液面波动增大,造成瓦斯保护误动作,导致变压器合闸失败。近年来国际电工届也给予了极大重视,大量文章从添加合闸电阻、变压器消磁、改善铁磁材料^[1-3]等不同角度降低变压器剩磁达到抑制励磁涌流的效果,但是均未考虑变压器剩磁大小直接选取合闸角度,励磁涌流抑制效果不佳^[4-6]。因此根据电力变压器铁磁材料的电磁特性及剩磁产生原理,推导出剩磁计算公式,从而为变压器合理投切提供理论依据。

研究电力变压器空载合闸角度和剩磁对励磁涌流大小的影响,提出单相变压器和三相变压器空载合闸策略,最后通过 ATP 软件搭建变压器空载合闸角模型进行验证,可有效降低变压器励磁涌流,为变压器合理投切提供理论依据,保障变压器稳定可靠运行。

2. 空载合闸角度和剩磁对励磁涌流的影响

稳态电压、稳态磁通以及励磁电流的关系如图 1 所示。当变压器中实际磁通超过 $\Phi-I$ 曲线中的饱和点时,将会产生励磁涌流。假设合闸前电力变压器中剩磁为 $+0.7\text{pu}$,饱和磁通为 1pu 。当合闸角度为零时,由于稳态电压超前稳态磁通 90° ,因此此时电力变压器中感应产生的瞬态磁通

为 -1pu 。电力变压器中磁通瞬间不能产生突变,则铁心中实际磁通应为剩磁和瞬态磁通之和,最大可达 $+2.7\text{pu}$,此时励磁涌流也将达到最大。根据图 1 可推知,相同情况下空载合闸,剩磁越大,产生的励磁涌流也就最大。当变压器中剩磁固定时,合闸角度会影响励磁涌流的大小,以图中 t_1 、 t_2 时刻合闸为例。 t_1 时刻变压器中的实际磁通大于 t_2 时刻磁通,对应产生的励磁涌流也大于 t_2 。由于稳态磁通滞后电压 90° ,因此在变压器初始剩磁为零时,越靠近电压峰值处合闸,磁通越小,励磁涌流也就越小,越靠近电压过零处合闸,磁通越大,励磁涌流也将越大。

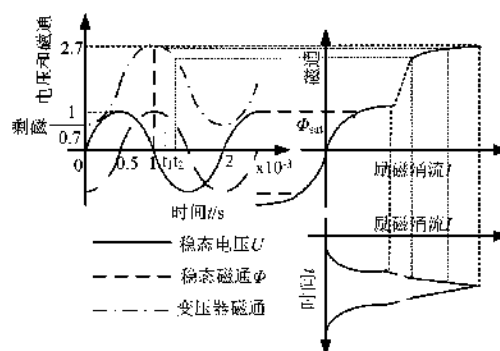


图 1 合闸角度和剩磁对励磁涌流的影响

励磁涌流的大小严重影响电力变压器的正常投切和电力系统的稳定运行,而剩磁和空载合闸角度是影响励磁涌流的主要因素^[7-8]。因此,为了达到减小励磁涌流的目的,需要制定一种考虑剩磁的变压器空载合闸角策略。

3. 计及剩磁的单相变压器空载合闸策略

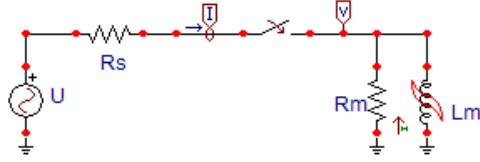


图2 单相变压器空载合闸等效电路

根据上文分析可知，在剩磁大小已知的情况下，选择合适的空载合闸角度可以有效的降低励磁涌流。通过 ATP 软件搭建单相变压器空载合闸电路等效模型如图 2 所示。图中 $U(t)=U_m \cos(\omega t + \theta)$ ， L_m 为变压器励磁电感，具有非线性特性。在电磁暂态初始时刻，电阻 R_s 上的压降很小，可忽略不计，因此根据基尔霍夫定律可知：

$$N_1 \frac{d\Phi}{dt} = U_m \cos(\omega t + \theta) \quad (1)$$

由式 (1) 可得：

$$\begin{aligned} \Phi(t) &= \frac{U_m}{N_1 \omega} \sin(\omega t + \theta) + C \\ &= \Phi_m \sin(\omega t + \theta) + C \end{aligned} \quad (2)$$

其中： Φ_m 为稳态磁通最大值。

根据磁链守恒原理，当 $t=0$ 时， $\Phi_0 = \Phi_0 + \Phi_r$ ，代入式 (2) 可得：

$$C = \Phi_r - \Phi_m \sin \theta \quad (3)$$

为确保变压器投切时不会产生励磁涌流，则要求变压器磁通不能发生过饱和，即 $-\Phi_m < \Phi < \Phi_m$ ，因此需要满足下式：

$$C = \Phi_r - \Phi_m \sin \theta = 0 \quad (4)$$

定义 $K_{res} = \Phi_r / \Phi_m$ 为剩磁比，则根据式 (4) 可得空载合闸角为：

$$\theta = \arcsin(K_{res}) \quad (5)$$

因此，当剩磁大小已知时，若空载合闸角满足式 (5)，将不会出现励磁涌流。图 2 中励磁电感 L_m (Type 96) 可以代替变压器来模拟磁滞和剩磁环境^[9]，其中 $R_m=5000\Omega$ ， $U=105000\cos(\omega t + \theta)V$ ，同时为了增加收敛效果，取 $R_s=0.55\Omega$ 。励磁电感 L_m 中磁滞回线如图 3 所示，稳态磁通最大值 34.256Wb，剩磁为 24.367Wb，剩磁比为 0.729。

根据式 (5) 可知理论合闸角度为 46.8° 。图 4 给出了剩磁比为 0.729，合闸角度为 0° 、 30° 、 46.8° 、 70° 和 100° 时所产生的励磁涌流。

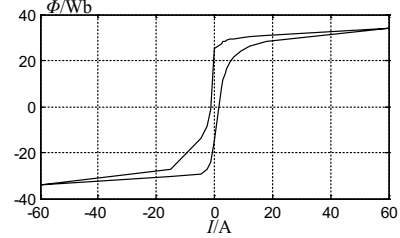
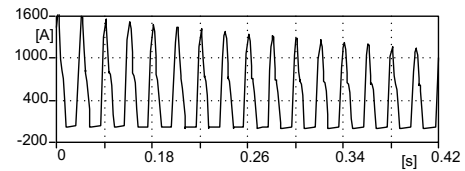
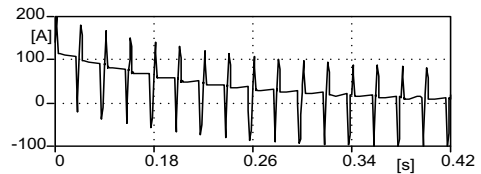


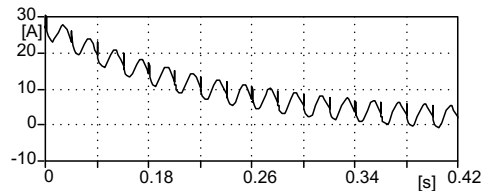
图3 电力变压器磁滞回线



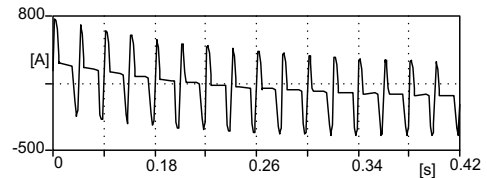
(a) $\theta=0^\circ$ 时励磁涌流



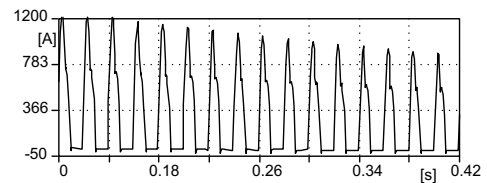
(b) $\theta=30^\circ$ 时励磁涌流



(c) $\theta=46.8^\circ$ 时励磁涌流



(d) $\theta=70^\circ$ 时励磁涌流



(e) $\theta=100^\circ$ 时励磁涌流

图4 相同剩磁下不同合闸角度的励磁电流

根据图 4 可知,励磁电流随着合闸角度的增加呈现先减小再增大的趋势。随着合闸角度的正弦值逐渐接近剩磁比,励磁电流也逐渐减小,继续增加合闸角度,励磁电流又会增加,即在合闸角度的正弦值等于剩磁比时,此时励磁电流最小。仿真证明了上述式(5)推导的单相变压器空载合闸策略可以有效的抑制励磁涌流,进而为单相变压器空载合闸提供理论指导,具有一定的实用性。

4. 计及剩磁的三相变压器空载合闸策略

如图 5 所示为三相变压器空载合闸电路图。 r_a 、 r_b 、 r_c 和 L_a 、 L_b 、 L_c 分别为电力变压器的等效电阻和等效电感。

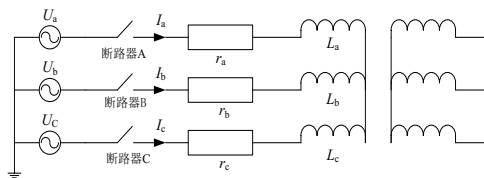


图 5 三相变压器空载合闸电路图

在电力系统中,三相变压器空载合闸时更易产生励磁涌流。为了减小励磁涌流,一般选择在回路中串联限流电阻来抑制励磁涌流的大小,但是该方法增加了经济成本和功率损耗^[10-11]。随着电力电子技术的发展,选相合闸技术被应用于空载合闸操作当中。通过控制合闸时刻电压的相角,使铁心中磁通在合闸时不发生突变,从而达到抑制励磁涌流的目的,但是该方法需要准确测量铁心中的剩磁大小才能确定合闸时刻,而对于三相电力变压器,三相磁通相互影响,准确测量剩磁难度很大,因此该方法在实际应用中也存在一定的困难^[12]。因此本文在其基础上又提出了一种新的选相合闸技术,该技术主要分为分闸和合闸操作两个步骤,具体推导过程如下:

分闸操作:在图 5 中,首先当 B 相电流过零点时断开该相断路器,然后当 A、C 相电流过零点时同时断开。假如 B 相开路时,其电压相角为 α ,则此时电路满足:

$$\begin{cases} i_a r_a - i_c r_c + N \frac{d\Phi_a}{dt} - N \frac{d\Phi_c}{dt} \\ = U_m \sin\left(\omega t + \frac{2\pi}{3} + \alpha\right) - U_m \sin\left(\omega t - \frac{2\pi}{3} + \alpha\right) \\ i_a = -i_c \end{cases} \quad (6)$$

此时 A 相的磁通为:

$$\begin{cases} \Phi_a = \frac{L_a}{N} \frac{\sqrt{3}U_m}{\sqrt{(r_a+r_b)^2 + \omega^2(L_a+L_b)^2}} \cos\left(\omega t + \frac{\pi}{2} + \alpha + \beta\right) \\ + c_a e^{-\frac{r_a+r_b}{L_a+L_b}t} \\ \beta = \arctan \frac{r_a+r_b}{\omega(L_a+L_b)} \end{cases} \quad (7)$$

其中系数 c_a 由 A 相初始磁通决定。由于 $r_a \ll \omega L_a$, $r_c \ll \omega L_c$, 则可以推出 $\beta = 0^\circ$ 。因此 A、C 相磁通可以写为:

$$\begin{cases} \Phi_a = \frac{L_a}{N} \frac{\sqrt{3}U_m}{\sqrt{(r_a+r_b)^2 + \omega^2(L_a+L_b)^2}} \sin(\omega t + \alpha) \\ + c_a e^{-\frac{r_a+r_b}{L_a+L_b}t} \\ \Phi_c = -\frac{L_c}{N} \frac{\sqrt{3}U_m}{\sqrt{(r_a+r_b)^2 + \omega^2(L_a+L_b)^2}} \sin(\omega t + \alpha) \\ + c_c e^{-\frac{r_a+r_b}{L_a+L_b}t} \end{cases} \quad (8)$$

系数 c_a 、 c_c 的大小可以通过 B 相断路器断开时刻的磁通值获得。当 A、C 相磁通达到稳定状态时,可以通过公式(8)看出 A、C 相磁通大小相同,方向相反。进入稳定状态后,当 A、C 相电流过零时,断开 A、C 相断路器,假设此时电压 U_a 相角为 γ ,则三相剩磁为:

$$\begin{cases} \Phi_{ar} = \frac{L_a}{N} \frac{\sqrt{3}U_m}{\sqrt{(r_a+r_c)^2 + \omega^2(L_a+L_c)^2}} \sin(\gamma - \frac{2\pi}{3}) \\ \Phi_{br} = 0 \\ \Phi_{cr} = -\frac{L_c}{N} \frac{\sqrt{3}U_m}{\sqrt{(r_a+r_c)^2 + \omega^2(L_a+L_c)^2}} \sin(\gamma - \frac{2\pi}{3}) \end{cases} \quad (9)$$

合闸操作:假设 A、C 相断路器闭合时,电压 U_a 的相角为 η 。此时:

$$\begin{cases} i_a r_a - i_c r_c + N \frac{d\Phi_a}{dt} - N \frac{d\Phi_c}{dt} \\ = U_m \sin(\omega t + \eta) - U_m \sin\left(\omega t + \frac{2\pi}{3} + \eta\right) \\ i_a = -i_c \end{cases} \quad (10)$$

$$\begin{cases} \Phi_a = \frac{L_a}{N} \frac{\sqrt{3}U_m}{\sqrt{(r_a+r_b)^2 + \omega^2(L_a+L_b)^2}} \cos\left(\omega t - \frac{\pi}{6} + \eta\right) \\ + c'_a e^{-\frac{r_a+r_b}{L_a+L_b}t} \\ \Phi_c = \frac{L_c}{N} \frac{\sqrt{3}U_m}{\sqrt{(r_a+r_b)^2 + \omega^2(L_a+L_b)^2}} \cos\left(\omega t - \frac{\pi}{6} + \eta\right) \\ + c'_c e^{-\frac{r_a+r_b}{L_a+L_b}t} \end{cases} \quad (11)$$

当 $t=0$ 时, A、C 相磁通应等于式 (9) 中剩磁, 因此可以推出 ca' 、 cc' :

$$\begin{cases} c_a' = \frac{L_a}{N} \frac{\sqrt{3}U_m}{\sqrt{(r_a+r_c)^2 + \omega^2(L_a+L_c)^2}} (\sin(\gamma - \frac{2\pi}{3}) - \sin(\eta - \frac{2\pi}{3})) \\ c_c' = -\frac{L_c}{N} \frac{\sqrt{3}U_m}{\sqrt{(r_a+r_c)^2 + \omega^2(L_a+L_c)^2}} (\sin(\gamma - \frac{2\pi}{3}) - \sin(\eta - \frac{2\pi}{3})) \end{cases} \quad (12)$$

根据式 (12) 可知, 当 $\gamma=\eta$ 时, ca' 、 cc' 等于 0。即当断路器 A、C 相闭合角等于断开角时, 磁通将会直接进入稳定状态而没有瞬态磁通, 励磁电流也会大大减小。

为验证该选相合闸技术的合理性, 通过 ATP 软件搭建三相变压器空载合闸电路仿真模型, 如图 6 所示。图中 G(s) 为磁通测量装置, 三相电压源幅值为 10kV, 三相变压器的原边绕组为 Y 型连接, 并且中性点不接地, 仿真结果如图 7、8、9。

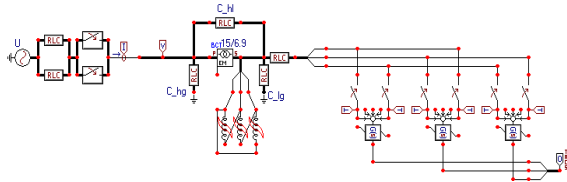


图 6 三相变压器空载合闸电路仿真图

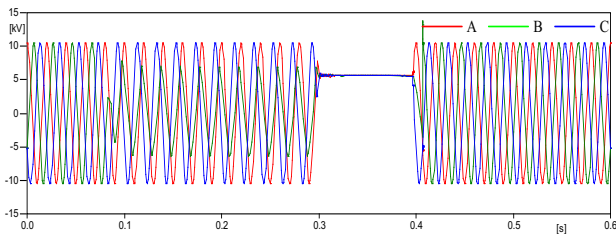


图 7 电力变压器原边电压

根据上文分析可知, 先进行分闸操作, 在 0.0817s 时 B 相电流过零点, 断开该相断路器, 此时 B 相电压并不为 0, 而是等于中性点电压, 即为 A、C 相电压之差; 在 0.2969s 时, A、C 相电流同时过零点, 断开该两相断路器, 此时三相电压均等于中性点电压。

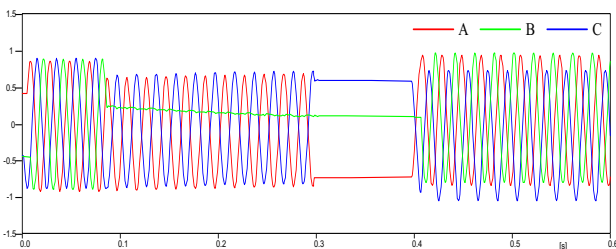


图 8 电力变压器磁通

图 8 为电力变压器磁通变化图。图 8 中 B 相断路器断开后, 该相磁通幅值随着时间的增加而逐渐减小, 符合式 (8)。一定时间后, B 相磁通降低为零, $\Phi_a \approx -\Phi_c$ 。当 A、C 相电流过零点时, A、C 相断路器断开, 此时磁通保持恒定值, 即为剩磁。虽然 A、B、C 三相磁通没有完全达到稳定状态, 但是基本符合式 (9)。在 0.3969s 时, A、C 相相角和上次断开角度相同, 随之闭合该两相断路器, 然后在 0.4065s 时 B 相电压达到峰值时对 B 相进行合闸。图 8 仿真结果显示, 三相断路器重新合闸后磁通直接进入稳定状态, 和断开之前的稳定磁通相比较差距很小, 基本符合式 (12)。由于磁通直接进入了稳定状态, 避免了与瞬态磁通叠加进入磁饱和的过程, 因此励磁电流会大大减小, 仿真结果如图 9 所示。励磁电流略大于稳定工作时的额定电流, 从而证明该选相合闸技术可以有效的抑制励磁涌流。

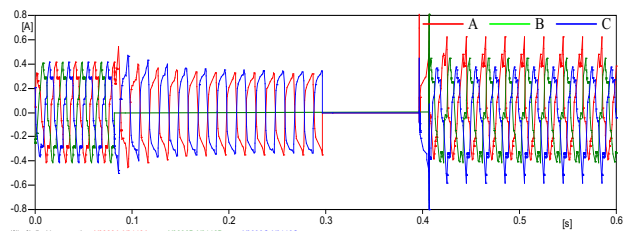


图 9 电力变压器励磁电流

通过 ATP 仿真结果表明分闸操作: B 相电压处于峰值时, 断开该相断路器, 然后 A、C 相电流同时过零点时, 再断开该两相断路器; 合闸操作: 当 A、C 相相角和上次断开时一样时, 闭合该两相断路器, 在电压源和中性点之间的电压达到峰值时, 再闭合 B 相断路器, 可以极大的抑制励磁涌流。

5. 总结

本章在分析电力变压器空载合闸角度和剩磁对励磁涌流大小影响的基础上, 提出了一种考虑剩磁的电力变压器空载合闸角策略, 得出单相变压器空载合闸角度等于剩磁比, 三相变压器 B 相电压峰值处合闸, A、C 相合闸角度等于断开角度时励磁涌流最小的结论, ATP 软件仿真结果也表明该策略的合理性。

参考文献:

- [1] 冯远程, 张浩. 变压器剩磁对设备运行的影响与防范[J]. 上海电力, 2009, 3: 252-255.
- [2] Igarashi H, Watanabe K, Kost A. A reduced model for finite element analysis of steel laminations[J]. IEEE Trans. On

Magn, 2006, 42(4): 1412–1415.

[3] Yamada S, Bessho K. Harmonic field calculation by the combination of finite element analysis and harmonic balance method[J]. IEEE Trans. On Magn, 1988, 24(6): 2588–2590.

[4] 陈泓达. 宣汉某变电站主变跳闸引出的变压器剩磁问题分析[J]. 价值工程, 2011, 55–58.

[5] 康真, 张梅. 大容量变压器直阻测试产生的剩磁危害及消除[J]. 2014, 5: 18–22.

[6] 王立大, 段周朝. 变压器励磁涌流引起保护误动分析[J]. 电力系统保护与控制, 2010, 15(10): 138–140.

[7] 常勇. 500kV 高岭换流站换流变空载充电励磁涌流分析[J]. 电网技术, 2009, 1(33): 97–100.

[8] 刘连升, 阴丽美, 李宁, 等. 剩磁对大型电力变压器的危害及消除方法[J]. 变压器, 2016, 5(53): 56–59.

[9] 程玉红. 大型电力变压器直流预防性试验后的剩磁影响及消除[J]. 电力技术, 2010, 19(5): 70–73.

[10] Preisach F. Über die magnetische nachwirkung. Zeitschrift für Physik[J], IEEE Trans. On Magn, 1935, 94:277–302.

[11] Wen YK. Method for random vibration of hysteretic

systems[J]. Journal of the Engineering Mechanics Division, 1976, 102(2): 249–263.

[12] Ye Meiyang, Wang Xiaodong. Parameter estimation of the Bouc–Wen hysteresis model using particle swarm optimization[J]. Smart Materials and Structures, 2007, 16(6): 2341.

作者简介:

牛帅杰(1992–), 男, 汉族, 浙江嘉兴人, 硕士, 电气工程师, 主要研究方向: 变电一次设备检修, 变电设备运行维护; 国网嘉兴供电公司

魏泽民(1979–), 男, 汉族, 浙江湖州人, 本科, 高级工程师, 主要研究方向: 变电设备检修与试验; 国网嘉兴供电公司

朱成亮(1988–), 男, 汉族, 江苏阜宁人, 本科, 主要研究方向: 变电一次设备检修, 国网嘉兴供电公司

张思远(1996–), 男, 汉族, 吉林吉林人, 本科, 主要研究方向: 变电一次设备检修, 国网嘉兴供电公司

李钢尧(1995–), 男, 汉族, 浙江嘉兴人, 专科, 主要研究方向: 变电一次设备检修, 国网嘉兴供电公司

尹磊(1997–), 男, 汉族, 浙江嘉兴人, 本科, 主要研究方向: 变电一次设备检修, 国网嘉兴供电公司