

区分发电机不对称运行和定子绕组匝间短路的故障检测

张超,夏立,吴正国,黄海,王家林
(海军工程大学 电气与信息工程学院,湖北 武汉 430033)

摘要: 为了有效检测和辨识发电机定子绕组匝间短路故障,应用交流电机绕组理论分析了定子绕组匝间短路时并联支路感应电动势的频率、幅值和相位以及转子绕组感应电动势的谐波特征。以试验所用的故障模拟发电机为例,分别对发电机不对称运行和定子绕组匝间短路进行了故障特征计算。发现在发电机不对称运行和定子绕组小匝数匝间短路不断恶化时,发电机励磁电流频率为 4 倍和 6 倍电枢电流基频的谐波成分的变化趋势不同,从而提出了基于发电机励磁电流偶数次谐波的辨识发电机不对称运行和定子绕组匝间短路的故障检测方法。应用故障模拟发电机组进行了不同故障情况的动模试验。通过分析、比较算例和试验结果验证了故障检测方法的有效性。

关键词: 匝间短路; 不对称运行; 同步发电机; 定子绕组; 故障检测

中图分类号: TM 34; TM 307

文献标识码: A

文章编号: 1006-6047(2011)04-0041-06

0 引言

同步发电机定子绕组匝间短路故障是一种常见的、破坏性很强的故障^[1-4],对发电机、乃至电力系统的安全运行都将带来一系列严重的影响,有效地判断出该故障是否发生具有十分重要的意义。文献[5]将定子绕组正序 3 次谐波电动势作为定子绕组发生匝间或相间短路时的故障特征。文献[6]研究定子绕组短路对发电机定子绕组并联支路环流特性的影响,得出定子绕组故障将引起定子绕组并联支路之间的基波环流,且幅值随短路程度的增加而增大。此方法需要在定子绕组并联支路内装设传感器,但不易实现。文献[7]通过测量励磁机电枢电流的谐波成分来检测发电机定子绕组故障,将励磁机电枢电流的 400 Hz 谐波分量作为故障特征。文献[8]研究定子绕组匝间短路对发电机定、转子径向振动特性的影响,得出定子垂直方向频率为 2 倍基频的振动速度变大的结论。文献[9]应用 R/S 分析和小波变换,将定子绕组匝间短路时发电机相电压、相电流暂态波形在一定尺度下低频分量的分形维数曲线作为故障特征来识别 3 种不同类型的匝间短路,但结论缺乏一般性。

大型同步发电机定子绕组内部同分支匝间短路,特别是匝数很小的短路,短路环中的电流很大,但发电机端和中性点侧电流变化很小^[10],这就增加了故障检测的难度。并且当发电机接有容量较大的不对称负荷或是由于系统中出现短路故障、非全相运行等异常状态时,都会造成发电机的不对称运行。而发电机不对称运行时出现的故障特征与定子

绕组匝间短路的故障特征相似。发电机的负序功率方向保护可以区分上述 2 种故障,但是在外部系统发生对称或不对称的暂态过程中,或者在系统发生单相短路的单相跳闸、单相重合于永久故障继而三相跳闸的全过程中可能发生频率偏离,极易造成误动。本文针对上述问题,借鉴多回路理论^[11-13]的思想,应用交流电机绕组理论^[14]深入分析了定子绕组同分支小匝数的匝间短路对发电机定子绕组侧和转子绕组侧的电磁影响,得到了适用于一般电机结构的,区别于发电机不对称运行的故障特征规律。最后通过算例分析和实测故障模拟发电机的试验数据对理论分析进行了验证。

1 研究对象与分析方法

本文分析的交流电机的定子绕组为常用的三相双层叠绕组,每极每相槽数为整数,相带为 60° 电角度。单层绕组为整距绕组,属于双层绕组的特例,因此,文中不再对单层绕组单独进行理论分析。叠绕组的线圈组之间连接线较长,实际同步发电机中相邻线圈组相互串联连接组成并联支路。转子绕组以纵轴为中心对称分布,由一系列同心线圈串联而成。凸极电机的励磁绕组为集中式绕组,结构比隐极电机的励磁绕组简单,以下也不再单独讨论。本文采用传统的谐波分析方法,假定电机铁心未饱和,忽略齿槽效应,气隙均匀,其导磁系数为常数,从而构成线性磁路。

发电机定子绕组匝间短路后,定子绕组的磁动势可看作短路前的定子绕组磁动势和短路线圈通过反向电枢电流产生的磁动势的叠加量^[7,15-16]。由于前者是完全对称的,只需对短路线圈产生的脉振磁动势进行分析即可。该磁动势可分解为一系列转

速不同、转向相反的旋转磁动势,将在转子绕组和定子绕组上感应一系列谐波电动势,形成不同的谐波电流。而发电机不对称运行时,定子绕组的三相负序电流仅在气隙中产生转速与转子转速相同、转向与转子转向相反的旋转磁动势。该磁动势仅在转子绕组上感应出 2 倍基频的谐波电动势。若忽略 2 种故障情况下发电机定子绕组对转子绕组的谐波电枢反应,则定子绕组匝间短路时转子绕组上将产生区别于发电机不对称运行时的谐波电动势。

本文从短路线圈产生的脉振磁动势出发,依次分析定子绕组和转子绕组上感应的谐波成分。分析过程中依据先分解后综合的原则,即在分析定子绕组的感应电动势时把单个线圈作为基本单位,然后按照线圈组、并联支路的顺序依次综合分析。在分析转子绕组的感应电动势时把转子绕组的单个线圈作为基本单位,然后按照每极线圈组、并联支路的顺序依次综合分析。同理将定子绕组短路匝产生的脉振磁动势分解为一系列谐波磁动势,先分析某一次谐波磁动势对定子绕组侧和转子绕组侧的影响,然后将各次谐波磁动势产生的电磁影响进行叠加。

2 定子绕组匝间短路时定子绕组感应电动势谐波分析

设定子绕组短路匝流过的反向电枢电流为 $I \sin \omega t$,短路线圈的跨距为 y_d (单位为机械弧度),短路匝数为 N_d ,则定子绕组短路线圈产生的脉振磁动势 $F_d(x)$ 可分解为

$$F_d(x) = -(IN_d / \pi) \left\{ \sum_{n=1}^{\infty} [\sin(ny_d/2)/n] \sin(\omega t + nx) + \sum_{n=1}^{\infty} [\sin(ny_d/2)/n] \sin(\omega t - nx) \right\} \quad (1)$$

从式(1)可看出,定子短路线圈产生的脉振磁动势可分解为一对对转速为 $30 \omega / (\pi n)$ (r/min),转向相反的旋转磁动势之和。它们在气隙中以不同的速度旋转,将在定子绕组上感应电动势。

设定子绕组单个线圈的节距为 y_c 机械弧度,在 $t=0$ 时刻 A 相线圈 1 的一个有效边处在正向旋转的第 n 次旋转磁动势 N 极的中心底下,磁动势向线圈 1 的另一个有效边方向旋转。则线圈 1 产生的感应电动势 E_{q1} 为

$$E_{q1} = [2 \sin(ny_d/2) \sin(ny_c/2) IN_d N_c \lambda l v / (n \pi)] \times \sin(\omega t - ny_c/2) \quad (2)$$

其中, N_c 为线圈匝数; λ 为气隙的导磁系数; l 为定子铁心长度; v (m/s) 为第 n 次旋转磁动势的旋转速度; $\sin(ny_c/2)$ 为线圈的短距系数,当 $ny_c/2 = k\pi$, $k = 1, 2, 3, \dots$ 时, $E_{q1} = 0$ 。令 $E_{q1} = A \sin \omega t$, A 为 E_{q1} 幅值。

大多数电机绕组从电动势和磁动势计算来看属于等元件绕组。因此设每个线圈组由 q 个匝数相同、节距相等、在空间上等距离分布的线圈串联而成。设发电机转子实际极对数为 p 。则 A 相线圈

组 1 的感应电动势 E_{q1} 为

$$E_{q1} = A_1 \sum_{i=0}^{q-1} \sin(\omega t - i2n\pi/Z) \quad (3)$$

其中, q 为每极每相槽数, $q = Z/(6p)$; Z 为定子槽数。

分布系数 k_{q1} 为

$$k_{q1} = 6p \sin[n\pi/(6p)] / [Z \sin(n\pi/Z)] \quad (4)$$

当 $n = 6pk$, $k = 1, 2, 3, \dots$ 时, $E_{q1} = 0$ 。令 $E_{q1} = A_1 \sin(\omega t - \alpha_1)$, 则 A_1 为 E_{q1} 的幅值, $A_1 = qA k_{q1}$ 。

双层绕组每相有 $2p$ 个线圈组, 最大并联支路数为 $2p$ 。假设其并联支路数为 M , 则 A 相第 j 个并联支路的感应电动势 E_{bj} 为

$$E_{bj} = A_1 \sum_{k=2p(j-1)/M}^{2pj/M-1} \sin(\omega t - \alpha_1 - kn\pi/p - k\pi) \quad (5)$$

分布系数 k_{q2} 为

$$k_{q2} = M \sin[\pi(p+n)/M] / \{2p \cos[n\pi/(2p)]\} \quad (6)$$

其中, $0 \leq k_{q2} \leq 1$ 。当 $k_{q2} \neq 0$ 时, 每条并联支路感应电动势的相位差为 $-(2\pi/M)(p+n)$ 。因为 $KM = 2p$, K 为整数, 所以各并联支路感应电动势的相位差为 $-(K\pi + 2n\pi/M)$ 。由式(2)~(6)可知, 并联支路感应电动势的幅值 A_2 为

$$A_2 = [4pqIN_d N_c \lambda l v k_{q1} k_{q2} / (\pi n M)] \times \sin(ny_d/2) \sin(ny_c/2) \quad (7)$$

定子绕组匝间短路时短路线圈产生极对数为 $1, 2, 3, \dots, n, \dots$ 的旋转磁动势对。对于第 n 次正向旋转的旋转磁动势, 当线圈的短距系数, 分布系数 k_{q1} 、 k_{q2} 不为零时, 定子 A 相绕组的并联支路中的感应电动势具有以下 3 点特征规律。

a. 感应电动势的频率为发电机电枢电流的基频。

b. 由式(7)可知, 感应电动势的幅值同定子绕组的短路匝数和电枢电流成正比, 由于式(7)中 v 与 n 成反比, 所以感应电动势的幅值同脉振磁动势 $F_d(x)$ 的谐波次数 n^2 成反比。

c. 各并联支路感应电动势的相位差为 $-(K\pi + 2n\pi/M)$ 。随着谐波次数 n 的不同, 并联支路间感应电动势的相位差会发生变化, 并联支路间可能会形成正序或负序的环流, 也可能当发电机负载运行时形成同相位的谐波电流。因此, 当发电机空载或负载运行时, 定子绕组匝间短路引起的定子绕组的感应电动势都会产生定子谐波电流。

同理可得, 定子 B、C 相绕组的并联支路感应电动势也有相同的故障特征, 只不过比 A 相对应的并联支路感应电动势分别滞后 $2n\pi/(3p)$ 、 $4n\pi/(3p)$ 电角度。定子绕组短路时产生的反向旋转的第 n 次旋转磁动势, 也会在定子绕组并联支路中产生相同故障特征, 但三相绕组相应的并联支路感应电动势的相位次序为负序。

3 定子绕组匝间短路时转子绕组感应电动势的谐波特征

设在 $t=0$ 时刻, 转子某一极的纵轴处在第 n 次旋

转磁动势对的 N 极的中心底下,如图 1 所示。设转子绕组每极有 L 个线圈,线圈的匝数为 N_f 。线圈 1 的节距为 α_1 机械角度,线圈 $j+1$ 与 $j+2$ 的线棒间距为 α_2 机械角度, $j=0,1,2,\dots,L-1$ 。

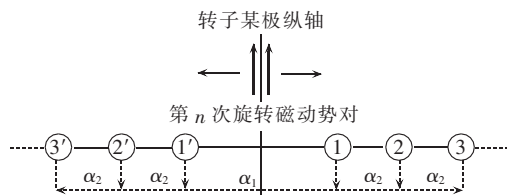


图 1 转子极绕组结构图

Fig.1 Framework of rotor pole winding

若第 n 次旋转磁动势相对转子绕组的转向与转子实际转向相同,相对转速为 v_1 (m/s),则在该极绕组上的感应电动势 E_{r1} 为

$$E_{r1} = 2 \sin(ny_d/2) IN_d N_f \lambda v_1 k_{qv3} \sin \omega_1 t / (n\pi) \quad (8)$$

其中, ω_1 为感应电动势的角频率, $\omega_1 = |p-n| \omega / p$ 。

分布系数 k_{qv3} 为

$$k_{qv3} = \frac{\sin(nL\alpha_2/2) \sin[(n\alpha_1 + (L-1)\alpha_2)/2]}{\sin(n\alpha_2/2)} \quad (9)$$

其中, $0 \leq k_{qv3} \leq 1$ 。 $k_{qv3} \neq 0$ 时,令 $E_{r1} = B_1 k_{qv3} \sin \omega_1 t$ 。转子有 $2p$ 个极绕组相互串联,则励磁绕组上感应的电动势 E_r 为

$$E_r = B_1 k_{qv3} \sum_{k=0}^{2p-1} \sin(\omega_1 t - kn\pi/p - k\pi) \quad (10)$$

分布系数 k_{qv4} 为

$$k_{qv4} = \sin \pi(p+n) / \{2p \cos[n\pi/(2p)]\} \quad (11)$$

其中,当 $n = (2k+1)p$, $k=0,1,2,\dots$ 时, $k_{qv4} = 1$; 当 n 取其他值时, $k_{qv4} = 0$ 。因此,励磁绕组感应电势的幅值为

$$4pk_{qv3} \sin(ny_d/2) IN_d N_f \lambda v_1 / (n\pi) \quad (12)$$

频率为发电机电枢电流基频的 $2k$ 倍, $k=0,1,2,\dots$ 。同理可得,若第 n 次旋转磁动势相对转子绕组的转向与转子实际转向相反,相对转速为 v_2 (m/s),将在转子绕组上感应电动势,其频率为发电机电枢电流基频的 $2k+2$ 倍, $k=0,1,2,\dots$ 。将式(12)中的 v_1 替换成 v_2 即为该感应电动势的幅值。

当定子绕组匝间短路时,转子绕组在结构上是完全对称的。从式(11)可见,当 $n = 2kp$, $k=0,1,2,\dots$ 时,转子绕组上不会感应出谐波电动势,这与文献[17]得到的结论是一致的。但是文献中电机模型为凸极式转子,其励磁绕组为集中式绕组,结构较为简单。当转子为隐极式结构时,除了 $k_{qv4} \neq 0$ 外,还要保证 $k_{qv2} \neq 0$,这就与励磁绕组线圈的节距和极绕组的串联线圈数有关。当 $k_{qv3} \neq 0$ 且 $k_{qv4} \neq 0$ 时,对应第 n 次旋转磁动势对,将在励磁绕组上产生频率为 $|p \pm n| \omega / (2\pi p)$ 的感应电动势,其幅值与定子绕组的短路匝数、励磁线圈匝数、旋转磁动势转速和电枢电流幅值成正比。因此,同为第 n 次旋转磁动势,转向与转子转向相反的磁动势在转子绕组上产

生的感应电动势幅值比转向相同的磁动势产生的感应电动势幅值要大。

4 算例与试验结果分析

按照上文的理论分析方法,以故障模拟试验所用的发电机为对象,分别进行发电机不对称运行和定子绕组同分支匝间短路的故障分析。发电机具体参数如下:额定容量 $10 \text{ kV} \cdot \text{A}$,额定功率 8 kW ,额定转速 $n_r = 1500 \text{ r/min}$,转子极对数 $p = 2$,励磁绕组每极有 2 个线圈串联,节距分别为 45° 和 75° (机械角度),转子线圈匝数为 95 匝。定子槽数为 36,定子绕组为三相单层交叉式叠绕组,定子线圈匝数为 39 匝,每相绕组有 2 个并联支路。设发电机不对称运行(三相负载为 74Ω 、 55Ω 、 74Ω),发电机不对称运行(三相负载为 75Ω 、 75Ω 、 46Ω),发电机每相负载为 75Ω 时,定子绕组线圈 3 匝短路、7 匝短路、10 匝短路分别为发电机故障状态 F_1 、 F_2 、 F_3 、 F_4 、 F_5 。计算定子绕组匝间短路故障特征时,取极对数 $n = 1, 2, \dots, 10$ 分别计算即可。根据上述试验发电机的结构参数和故障状态,推导结果如表 1 所示(表中,励磁电流频谱幅值 A_m 的单位按 $1 \text{ A}:900 \text{ mV}$ 转换成电压单位)。

表 1 5 种故障状态下计算的励磁电流谐波幅值

Tab.1 Calculated amplitudes of generator field current harmonics for five fault conditions

故障状态	A_m/mV		
	100 Hz	200 Hz	300 Hz
F_1	49.4	7.6	0.97
F_2	102.6	15.8	2.4
F_3	10.1	2.57	4.2
F_4	50.4	13.2	19.8
F_5	106.9	24.9	44.2

由表 1 可看出,发电机不对称运行与定子绕组匝间短路都会使得定子绕组的并联支路内产生基频的环流,并在转子绕组内产生 2 倍基频的感应电流。基于上述故障特征,无法区分这 2 种故障。但是定子绕组匝间短路时,转子绕组上将产生幅值较大的频率为 200 Hz、300 Hz 的感应电动势,其中 300 Hz 的故障特征最为明显。基于该故障特征,可以有效区别定子绕组匝间短路和发电机不对称运行。

利用发电机故障模拟平台进行了发电机定子绕组短路试验和发电机不对称运行试验。电网通过三相整流桥和可调变压器为发电机的励磁机提供励磁电压。在定子绕组的中性点、A 相一条并联支路内第 3 匝、第 10 匝处引出 3 个抽头,模拟定子绕组内部同分支匝间短路故障。发电机定子绕组匝间短路时,发电机带三相对称阻性负载运行,每相负载为 75Ω 。发电机励磁电流经过电流传感器按比例为 $1 \text{ A}:900 \text{ mV}$ 转化成电压信号后由数据采集卡采集。应用 LabVIEW 软件对采集的数据进行分析和处理。

定子绕组正常时,发电机分别带 3 组阻性负载运

行,得到发电机励磁电流频谱如图 2 所示。图中发电机励磁电流的直流分量幅值分别为 4012 mV、3995 mV、4454 mV 所对应的值(频谱图中受显示区间限制,直流分量幅值未标出,下同)。3 组三相负载分别为 $75\ \Omega$ 、 $75\ \Omega$ 、 $75\ \Omega$ 、 $74\ \Omega$ 、 $55\ \Omega$ 、 $74\ \Omega$ 、 $75\ \Omega$ 、 $75\ \Omega$ 、 $46\ \Omega$ 。可以看出,第一组三相负载为对称负荷,后两组三相负载不对称程度增加。

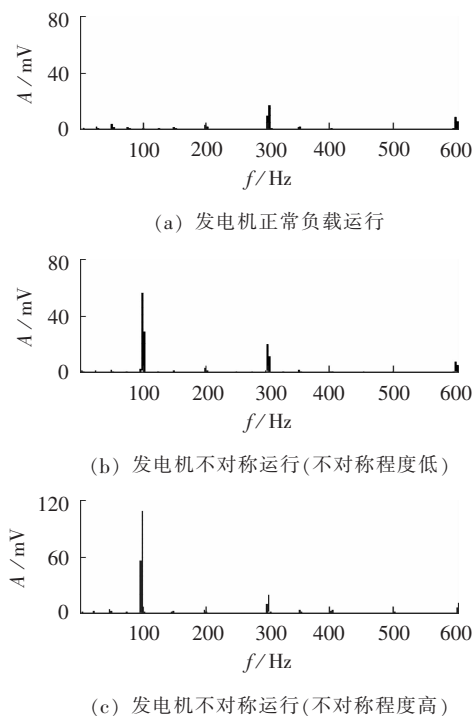


图 2 发电机负载运行时励磁电流频谱

Fig.2 Spectrums of generator field current for three load conditions

从图 2 可见,当发电机正常负载运行时,励磁电流中频率为 100 Hz 的分量幅值很小。当发电机不对称运行时,励磁电流的 100 Hz 分量幅值出现较大增长。当发电机负载的不对称程度进一步提高时,频率为 100 Hz 的谐波励磁电流的幅值所对应的值从 55 mV 增加到 110 mV。而励磁电流其他频率分量的幅值在发电机不对称运行前后几乎没有发生任何变化。因此,仅有频率为 100 Hz 的励磁谐波电流的幅值能够反映发电机不对称运行的严重程度。理论上该故障特征能够通过气隙、定子绕组多次耦合到励磁绕组从而可能产生 100 Hz 倍频的谐波励磁电流^[18],但从试验结果来看,这些故障频率的幅值太小,不能作为检测发电机不对称运行的主要故障特征。

当发电机带对称负载运行时,分别短接定子绕组的 3 匝、7 匝和 10 匝,测得发电机励磁电流频谱如图 3 所示。为了避免短路分支内较大的短路电流,将 $0.7\ \Omega$ 电阻串入短路回路内。图 3 中发电机励磁电流的直流分量幅值分别为 3956 mV、4080 mV、3973 mV 所对应的值。

从图 3 可以看出,当发电机定子绕组线圈短路 3 匝时,励磁电流中频率为 100 Hz 的分量幅值出现

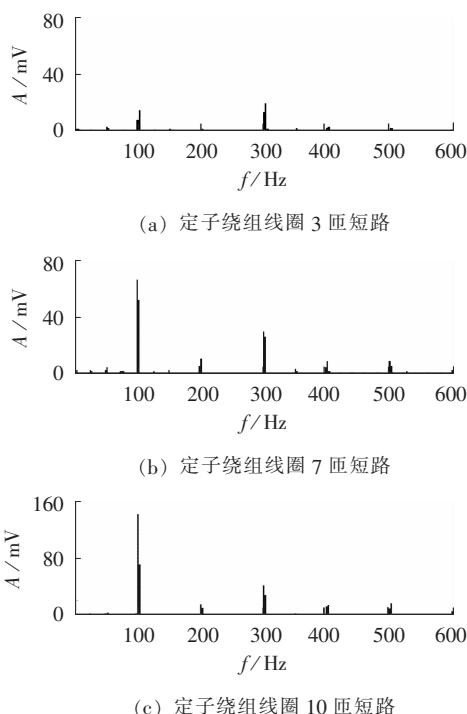


图 3 发电机定子绕组匝间短路时励磁电流频谱

Fig.3 Spectrums of generator field current during stator winding inter-turn short-circuit

小幅增长,但是其他频率分量的幅值没有出现任何变化。当定子绕组线圈短路 7 匝时,励磁电流中的 100 Hz 分量幅值出现较大增长,频率为 200 Hz、300 Hz 的谐波电流幅值均出现小幅增长。当定子绕组线圈短路 10 匝时,频率为 100 Hz 的谐波励磁电流的幅值所对应的值从 67 mV 增加到 143 mV,频率为 200 Hz、300 Hz 的谐波励磁电流的幅值均进一步增长。除 100 Hz 分量外,频率为 300 Hz 的谐波励磁电流增长最明显,幅值最大。由以上分析可知,与发电机不对称运行一样,定子绕组匝间短路的主要故障特征为励磁电流的 100 Hz 频率分量。但区别于发电机不对称运行的是,除了该主要故障特征,定子绕组匝间短路还会引起频率为 200 Hz、300 Hz 的谐波电流幅值大幅增长,且 300 Hz 的谐波幅值增长较大。该结论与上文算例的计算结果基本一致。实验结果验证了理论分析的正确性。

根据实验数据可得,5 种发电机故障情况下,励磁电流的 100 Hz、200 Hz、300 Hz 频率分量的幅值如图 4 所示。

从图 4 可以看出,励磁电流的 100 Hz 频率分量对发电机不对称运行和定子绕组匝间短路都十分敏感。但是在定子绕组匝间短路匝数很小时(如 F_3 状态),100 Hz 谐波励磁电流的幅值较小,基于励磁电流的定子绕组匝间短路故障检测存在死区。若想消除检测死区,除了提高传感器和采集卡的精度外,还可以在转子上装设额外的检测线圈^[17]。发电机不对称运行程度变大时,频率为 200 Hz、300 Hz 的谐波励磁电流幅值变化不明显。但发电机定子绕组匝间短

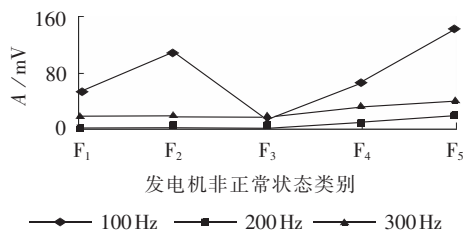


图4 5种非正常状态下发电机励磁电流谐波幅值

Fig.4 Amplitudes of generator field current harmonics for five fault conditions

路程度变大时,频率为200 Hz、300 Hz的谐波励磁电流幅值也逐渐增大,且300 Hz的谐波励磁电流幅值较大,更易于定子绕组匝间短路检测。

在每种发电机故障情况下,励磁电流谐波幅值的计算和实验结果都存在着一定的偏差,这是因为算例计算过程中假设了一些理想条件,与实际发电机运行状态有所区别。另外,励磁电流的谐波成分幅值较小,其实验数据受到检测环境和检测设备的影响较大。但是,从计算和实验结果都可看出,如果定子绕组匝间短路产生的励磁电流2倍基频谐波成分与发电机不对称运行时励磁电流2倍基频谐波成分幅值相当,则励磁电流其他的偶数次基频谐波成分幅值比发电机不对称运行时产生的对应谐波成分幅值要大得多。因此,当检测出励磁电流出现2倍基频的谐波分量时,可以判定发电机不对称运行或者定子绕组匝间短路,进一步检测励磁电流的谐波分量,若6倍基频的谐波励磁电流幅值增长较大,则可以判定为定子绕组匝间短路故障。若4倍或6倍基频的励磁电流谐波幅值增长不明显,则可以判定为发电机不对称运行故障。

5 结论

本文得到了定子绕组内部同分支匝间短路时,适用于一般电机定子绕组结构和转子绕组结构的故障特征规律。

a. 定子绕组匝间短路产生极对数为1,2,3,... n ,...的转速不同、转向相反的一系列旋转磁动势谐波。这些磁动势谐波都在定子绕组并联支路内产生基频的感应电动势。给出了该感应电动势幅值和相位的近似解析解。随着谐波次数 n 的不同,并联支路间感应电动势的相位差会发生变化,并联支路间可能会形成正序或负序的环流,也可能当发电机负载运行时形成零序的谐波电流。

b. 对应定子绕组短路匝产生的第 n 次旋转磁动势对,励磁绕组将产生频率为 $|p \pm n| \omega / (2\pi p)$ 的感应电动势,给出了该谐波电动势幅值的近似解析解。但是由于转子绕组完全对称的结构,某些故障特征频率的感应电动势会在转子绕组上抵消为零。转子极对数、定子绕组匝间短路产生的旋转磁动势的极对数 n 、励磁绕组线圈的节距和极绕组的串联线

圈数共同影响定子绕组匝间短路时转子绕组侧故障特征的频率成分及其幅值大小。

定子绕组内部同分支匝间短路时,定子绕组并联支路内感应电动势的频率与基频相同,不易检测。励磁电流的2倍基频谐波可以作为主要故障特征,但与发电机不对称运行的故障特征相同。因此为了区分定子绕组匝间短路和发电机不对称运行,可以进一步检测励磁电流的4倍或6倍基频谐波成分,将上述谐波的幅值作为检测定子绕组匝间短路的辅助判据。该故障检测方法为有效区分发电机不对称运行和定子绕组匝间短路提供了新的依据,但是在提高定子绕组匝间短路的检测精度方面还需要进一步研究。

参考文献:

- [1] 桂林,王祥珩,王剑,等. 大型汽轮发电机绕组同槽同相调查及保护方案定量化设计[J]. 电力系统自动化,2004,28(17):75-79.
GUI Lin, WANG Xiangheng, WANG Jian, et al. Investigation of turn-to-turn fault ratio and quantitative design of main protection configuration scheme for large-sized turbo-generator[J]. Automation of Electric Power Systems, 2004, 28(17): 75-79.
- [2] NETI P, NANDI S. An improved strategy to detect stator inter-turn faults in synchronous reluctance machines using both negative sequence quantities and stored magnetic energy after supply disconnection[C]//IEEE IAS Annu Meeting. New Orleans, LA, USA: [s.n.], 2007: 2234-2241.
- [3] REICHMEIDER P P, QUERREY D, GROSS C A, et al. Partitioning of synchronous machine windings for internal fault analysis[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2000, 15(4): 372-375.
- [4] MEGAHED A I, MALIK O P. Synchronous generator internal fault computation and experimental verification[J]. IEEE Proceedings-Generation, Transmission and Distribution, 1998, 145(5): 604-610.
- [5] SOTTLE J, TTRITT F C, LEEDY A W. Condition monitoring of brushless three-phase synchronous generators with stator winding or rotor circuit deterioration[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2006, 42(5): 1209-1215.
- [6] 李和明, 万书亭, 李永刚. 基于定子绕组并联支路环流特性的发电机故障识别方法[J]. 电力系统自动化, 2005, 29(6): 75-78.
LI Heming, WAN Shuting, LI Yonggang. Generator fault diagnosis based on the circulating current in stator winding parallel branches[J]. Automation of Electric Power Systems, 2005, 29(6): 75-78.
- [7] PENMAN J, JIANG H. The detection of stator and rotor winding short circuits in synchronous machines by analyzing excitation current harmonics[C]//IEE International Conference on Opportunities and Advances in International Power Generation. Durham, UK: [s.n.], 1996: 137-142.
- [8] 万书亭, 李和明, 许兆凤, 等. 定子绕组匝间短路对发电机定转子径向振动特性的影响[J]. 中国电机工程学报, 2004, 24(4): 157-161.
WAN Shuting, LI Heming, XU Zhaoqiang, et al. Analysis of generator vibration characteristic on stator winding inter-turn short circuit fault[J]. Proceedings of the CSEE, 2004, 24(4): 157-161.
- [9] 夏长亮, 金雪峰, 方红伟, 等. 基于R/S分析和小波变换的同步发电机定子绕组匝间短路故障分析[J]. 电工技术学报, 2006, 21(6): 101-105.
XIA Changliang, JIN Xuefeng, FANG Hongwei, et al. Fault analysis of internal stator windings in synchronous generators based on R/S and wavelet transform[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2006, 21(6): 101-105.
- [10] 陈松林, 王维俭, 王祥珩, 等. 汽轮发电机定子绕组内部故障规律和保护方案的研究[J]. 电力系统自动化, 2000, 24(2): 42-45.

- CHEN Songlin, WANG Weijian, WANG Xiangheng, et al. The internal fault analysis and protection scheme of the turbo-generator armature windings[J]. Automation of Electric Power Systems, 2000, 24(2): 42-45.
- [11] 高景德, 王祥珩, 李发海. 交流电机及其系统的分析[M]. 北京: 清华大学出版社, 1993: 6-15.
- [12] 王祥珩. 发电机内部短路分析研究最新进展[J]. 电力系统自动化, 1999, 23(11): 10-12.
- WANG Xiangheng. New development of research on internal short in generator[J]. Automation of Electric Power Systems, 1999, 23(11): 10-12.
- [13] 孙宇光, 王祥珩, 桂林, 等. 三峡发电机定子绕组内部故障暂态仿真计算[J]. 电力系统自动化, 2002, 26(16): 56-60.
- SUN Yuguang, WANG Xiangheng, GUI Lin, et al. Transient simulation of internal faults on the stator winding of the three gorges generator[J]. Automation of Electric Power Systems, 2002, 26(16): 56-60.
- [14] 许实章. 交流电机绕组理论[M]. 北京: 机械工业出版社, 1985: 67-78.
- [15] KLIMAN G B, KOEGL R A, STEIN J, et al. Noninvasive detection of broken bars in operating induction motors[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 1988, 3(4): 873-879.
- [16] NANDI S, TOLIYAT H A. Novel frequency-domain-based technique to detect stator interturn faults in induction machines using stator-induced voltages after switch-off[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2002, 38(1): 101-109.
- [17] NETI P, NANDI S. Stator interturn fault detection of synchronous machines using field current and rotor search-coil voltage signature analysis[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2009, 45(3): 911-920.
- [18] TOLIYAT H A, LIPO T A. Transient analysis of cage induction machines under stator, rotor bar and end ring faults[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 1995, 10(2): 241-247.
- (编辑: 汪仪珍)

作者简介:

张 超(1980—), 男, 湖北武汉人, 讲师, 博士, 研究方向为电力设备状态监测及故障诊断(E-mail: hg_zc@163.com);

夏 立(1964—), 男, 湖北武穴人, 教授, 博士研究生导师, 博士, 研究方向为电网智能监测与控制。

Distinguishing stator winding inter-turn short-circuit from asymmetrical operation of synchronous generator

ZHANG Chao, XIA Li, WU Zhengguo, HUANG Hai, WANG Jialin

(College of Electric and Information Engineering,

Naval University of Engineering, Wuhan 430033, China)

Abstract: In order to effectively detect the stator winding inter-turn short-circuit of synchronous generator, the frequency, amplitude and phase of inductive potential in the parallel branches of stator winding and the harmonic characteristics of inductive potential in rotor winding are analyzed based on AC machine winding theory for stator winding inter-turn short-circuit. The fault characteristics of stator winding inter-turn short-circuit and asymmetrical operation of generator are calculated for the fault simulation generator. It indicates that, the change trend of generator field current harmonics, 4 times and 6 times of fundamental frequency of armature current, during stator winding inter-turn short-circuit is different from that during asymmetrical operation. It is proposed to apply the even harmonics of generator field current to distinguish stator winding inter-turn short-circuit from asymmetrical operation. Dynamic simulation is carried out for five fault conditions, which verifies its effectiveness.

Key words: inter-turn short-circuit; asymmetrical operation; synchronous generator; stator winding; fault detection