

定子绕组形式对同步发电机励磁绕组 匝间短路稳态电流特征的影响

郝亮亮, 孙宇光, 邱阿瑞, 王祥珩

(电力系统及发电设备控制和仿真国家重点实验室(清华大学电机系), 北京市 海淀区 100084)

Effects of Stator Winding Configurations on Steady-state Currents Characteristics of Synchronous Generator With Inter-turn Short Circuits of Field Windings

HAO Liangliang, SUN Yuguang, QIU Arui, WANG Xiangheng

(State Key Lab of Control and Simulation of Power Systems and Generation Equipments (Dept. of Electrical Engineering, Tsinghua University), Haidiang District, Beijing 100084, China)

ABSTRACT: In order to find out the effects of stator winding configurations on steady-state currents characteristics of field windings under inter-turn short circuits in synchronous generator, stator windings connections of a 12 kW synchronous generator with six poles were changed for several different configurations to calculate the same fault based on the multi-loop method which had been verified by experiments, then through FFT analysis the steady-state currents characteristics were achieved and on which a comparative analysis was done. Both the calculation and analysis results indicate that, in the fault of inter-turn short circuits of field windings, the steady-state harmonic characteristics of stator and rotor currents are different from other faults such as stator internal short-circuits and external short-circuits in the terminal of synchronous machine, besides, different stator winding configurations lead to different characteristics. The inter-turn short circuits fault monitoring and protection of the field windings should be on the basis of scientific fault calculation, which means machines of different types should all be analyzed and calculated specifically, and then characteristics quantity should be chosen in terms of actual situations of the machine.

KEY WORDS: synchronous generator; inter-turn short circuits of field windings; steady-state currents characteristics; stator

基金项目: 国家自然科学基金项目(50807027); 清华大学博士生科研创新基金(2010025)。

Project Supported by National Natural Science Foundation of China (50807027); Ph.D Candidate Scientific Research Innovation Foundation of Tsinghua University (2010025).

winding configuration; multi-loop method

摘要: 为研究定子绕组形式对同步发电机励磁绕组匝间短路稳态电流特征的影响, 对一台 12 kW、6 极同步发电机的定子绕组连接进行了不同形式的变换, 利用经过实验验证的多回路分析法分别对不同定子绕组形式的电机所发生的同一种转子匝间短路故障进行了计算, 通过傅里叶分解得到了稳态故障电流的谐波特征, 并进行了比较分析。计算与分析表明, 发生励磁绕组匝间短路故障后, 电机定、转子电流会出现不同于机端外部短路、定子内部短路等其它故障的稳态电流谐波特征, 且不同定子绕组形式的电机表现的特征也各不相同。对励磁绕组匝间短路故障监测与保护的研究, 需建立在科学的故障计算基础上, 对不同型号的电机都需具体分析计算, 根据实际情况选择用来检测或保护的表征量。

关键词: 同步发电机; 励磁绕组匝间短路; 稳态电流特征; 定子绕组形式; 多回路方法

0 引言

励磁绕组匝间短路是大型发电机常见的一种电气故障, 轻微的故障不会对电机产生严重的影响, 但若长期带故障运行会给发电机组及电力系统带来严重的安全隐患^[1]。转子高速旋转中励磁绕组承受离心力造成绕组间的相互挤压及移位变形、励磁绕组的热变形、通风不良引起的局部过热等是造成发电机励磁绕组匝间短路的重要原因, 这些原因引起的故障多在发电机实际运行时发生^[2]。因此应更关注对励磁绕组匝间短路故障的在线监测与保护, 以避免发电机运行时突发的严重短路故障。

传统检测方法^[3]及冲击脉冲法^[4-5]无法实现对故障的在线监测与保护,微分线圈动测法^[6-7]虽可实现在线监测,但需要安装附加装置。利用发电机运行中的电气量是实现故障监测最直接的方法,现阶段研究已发现励磁绕组匝间短路会引起不同于机端外部短路^[8]、定子内部故障^[9-10]、转子偏心故障^[11-12]的电流谐波特征。Kryukhin 首先提出利用短路时定子并联支路中的环流检测,文中对常见的一对极汽轮发电机产生的偶数次谐波环流进行了分析^[13]。而对于多极发电机,短路后定子环流及励磁电流的谐波分量可能会出现整数次谐波,也可能出现分数次谐波^[14-16]。

初步研究表明,故障后的稳态电流谐波特征与定子绕组的空间分布及联接方式密切相关^[16]。选取用以检测的故障特征量是设计励磁绕组匝间短路故障监测与保护方案的基础。因此,研究定子绕组形式对故障后定、转子稳态电流特征的影响对励磁绕组匝间短路的在线监测与保护有重要的意义。

为此,本文在满足电机绕组设计基本原则的前提下,对一台 12 kW、6 极同步发电机的定子绕组进行了 3 种不同形式的变换,采用文献^[17]提出的经过实验验证的同步发电机励磁绕组匝间短路故障的多回路分析法分别计算不同定子绕组形式的发电机发生相同励磁绕组匝间短路故障时的稳态电流,并对其特征进行对比分析,为故障的在线监测与保护方案的设计提供了理论依据。

1 A1553 样机的定子绕组形式及其变换

1.1 A1553 样机定子绕组形式分析

A1553 样机基本参数见附录 A,该样机的励磁绕组除了引出首、末端的 2 个抽头以外,还在内部另外引出了 5 个抽头,各抽头对应的匝数和位置如图 1 所示。此外,为便于测量定子分支电流,还在定子端部将分支电流引出。样机主要用来检验数学模型的正确性,所以在制造时没有考虑各抽头之间短路故障实际出现的可能性。

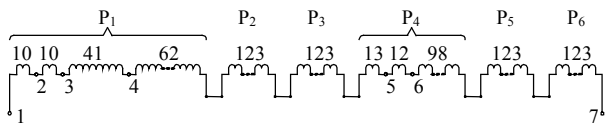


图 1 A1553 样机励磁绕组各抽头的引出情况

Fig. 1 Field winding's taps of A1553 model machine

根据附录 B 的定子绕组联接表可画出定子绕组的空间分布,如图 2 所示。以 A 相绕组为例,第 1、2 极下的线圈组 a_{11} a_{11}' 和 a_{12} a_{12}' 反向串联构成 a_1 分支,第 3、4 极下的线圈组 a_{21} a_{21}' 和 a_{22} a_{22}' 反向串联构成 a_2 分支,第 5、6 极下的线圈组 a_{31} a_{31}' 和 a_{32} a_{32}' 反向串联构成 a_3 分支。

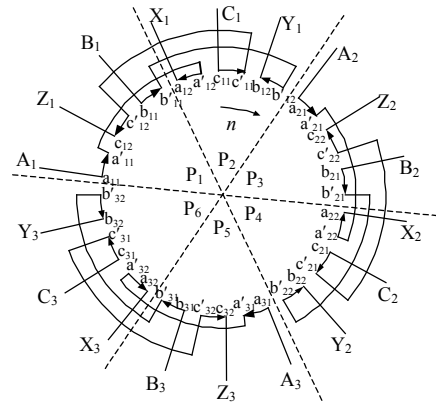


图 2 A1553 样机定子绕组分布与联接示意图

Fig. 2 Distribution and connection of stator windings in A1553 model machine

A1553 样机定子 A 相绕组的 a_{11} a_{11}' 超前于 a_{12} a_{12}' π 电弧度, B 相绕组的 b_{11} b_{11}' 也超前于 b_{12} b_{12}' π 电弧度,但 C 相绕组的 c_{11} c_{11}' 却滞后于 c_{12} c_{12}' π 电弧度,这样做可使一个单元电机对应各相的一个分支。该定子绕组各相空间位置能保证对空间基波磁场的对称,但对分数次谐波磁场不对称。

电机绕组设计的一个基本原则是:对应于空间基波磁场,同相各分支位置相同,而三相绕组空间上互差 $2\pi/3$ 电弧度^[18]。在该原则下,本文对 A1553 样机的定子绕组形式进行了几种变换(电机的转子绕组不变),通过计算和理论分析,研究定子绕组形式对励磁绕组匝间短路稳态电流特征的影响。

1.2 变换 A——空间位置完全对称的绕组

形式 A 是对 A1553 样机定子绕组进行的一种变换,使 C 相绕组的 c_{11} c_{11}' 也超前于 c_{12} c_{12}' π 电弧度,变换后的定子绕组空间分布如图 3 所示。该电机定子各相绕组空间位置完全对称,三相的对应各分支在空间依次互差 $2\pi/3$ 电弧度。

1.3 变换 B——同相分支空间位置分布不对称的绕组

前 2 种电机的定子绕组每相的 3 个分支都是由相邻极下 2 个相带的线圈组反向串联形成的。现将 A1553 样机定子绕组做另外一种变换,如图 4 所示,

定子绕组各相的第 1 分支是由相邻极下 2 个相带的线圈组反向串联形成，而另外 2 个分支是由相隔极下 2 个相带的线圈组正向串联而成。这种形式的定子绕组每相的 3 个分支空间分布能保证对整数次磁动势的对称，但对分数次谐波磁动势不对称。

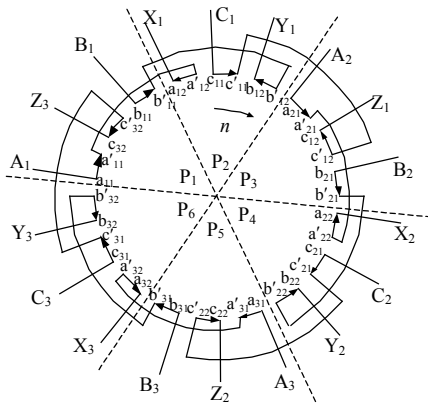


图 3 形式 A 电机的定子绕组分布与联接示意图
Fig. 3 Distribution and connection of stator windings in configuration A generator

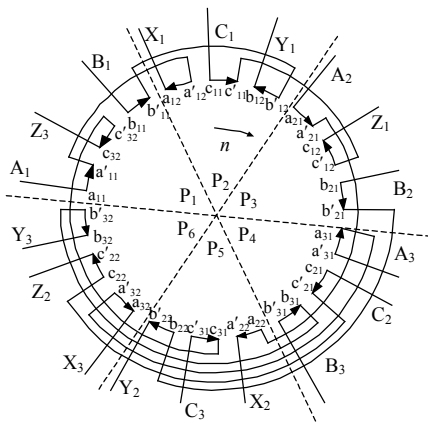


图 4 形式 B 电机的定子绕组分布与联接示意图
Fig. 4 Distribution and connection of stator windings in configuration B generator

1.4 变换 C——每相 2 分支空间分布对称的绕组

本文还将定子联接改为类似于典型汽轮发电机^[9]的每相两分支绕组。如图 5 所示。每一分支由同极性下 3 个线圈组串联而成，以 A 相绕组为例，第 1、3、5 极下的线圈组 a_{11} a_{11}' 、 a_{12} a_{12}' 、 a_{13} a_{13}' 正向串联构成 a_1 分支，第 2、4、6 极下的线圈组 a_{21} a_{21}' 、 a_{22} a_{22}' 、 a_{23} a_{23}' 正向串联构成 a_2 分支。

2 对不同定子绕组形式电机发生相同励磁绕组匝间短路故障的计算与比较分析

2.1 对 A1553 原型机的计算、实验与分析

利用经过实验验证的同步发电机励磁绕组匝

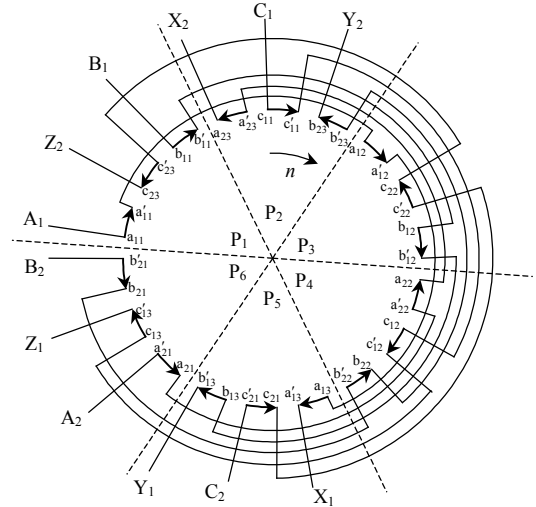


图 5 形式 C 电机的定子绕组分布与联接示意图
Fig. 5 Distribution and connection of stator windings in configuration C generator

间短路故障的多回路数学模型^[15,17]，可计算出 A1553 样机负载工况下励磁绕组发生 4-5 抽头匝间短路的故障电流，其稳态波形如图 6(a)、(c)所示。作为对比，图 6(b)、(d)给出了相应工况的稳态实验波形。可以看到，仿真波形与实验波形吻合较好，说明了计算方法的正确性。计算与实验中的励磁电压为 7 V，负载为对称三相电阻，每相阻值为 27.5 Ω ，以下对其他形式电机进行分析的条件与此相同。

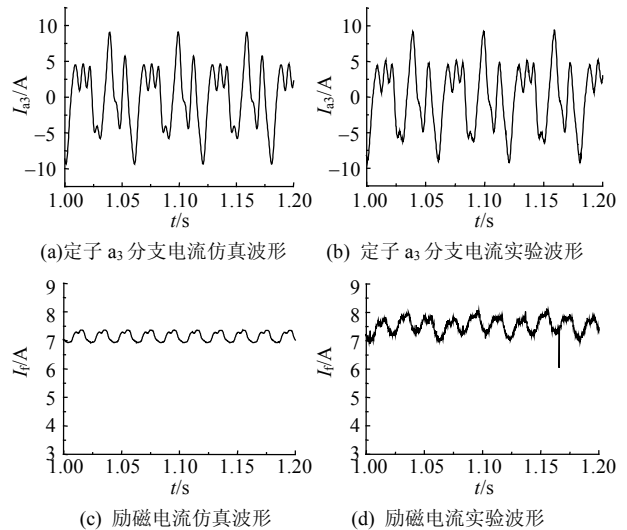


图 6 励磁绕组 4-5 抽头短路时各电气量的稳态电流波形
Fig. 6 Steady-state waveform under inter-turn short circuit of tap 4th to 5th in field winding

计算及实验结果均表明，A1553 样机发生励磁绕组匝间短路故障后同相 3 个分支的稳态电流各次谐波有效值均相等，且各分数次谐波的相位互差 2π 电弧度（环流性质），在表 1 中仅列出了各相第 3

个支路的稳态电流计算值。

表1 A1553样机励磁绕组4-5匝间短路稳态电流各次谐波
Tab.1 Different harmonics effective value of steady-state current under inter-turn short circuit of tap 4th to 5th in field winding of A1553 model machine

谐波次数	a ₃ 支路电流有效值/A	b ₃ 支路电流有效值/A	c ₃ 支路电流有效值/A	励磁电流有效值/A
1/3次谐波	0.623	0.523	0.519	0
2/3次谐波	2.705	2.361	2.454	0
基波	1.329	1.329	1.329	0.154
4/3次谐波	2.772	2.805	3.033	0
5/3次谐波	1.018	0.984	1.159	0
2次谐波	0	0	0	0.018
7/3次谐波	0.136	0.224	0.227	0
8/3次谐波	0.711	0.657	0.737	0
3次谐波	0	0	0	0.034

由表1可见,故障后A1553样机出现了正常时不存在的定子分数次谐波环流及励磁绕组整数次附加谐波电流。文献[16]从该样机定子每相3个分支在空间上依次互差2π电弧度这一特点入手,分析了上述定转子稳态故障电流谐波特征产生的机理。图7阐述了该样机发生励磁绕组匝间短路时,定转子各频率电流的相互感应关系(图中, f₁为基频; j₁和j₂均为整数),当j₁+j₂=3k₁(k₁=1,2,...)时,A1553样机合成磁动势中只存在反转分量;当且仅当|j₁-j₂|=3k₂(k₂=0,1,2,...)时,合成磁动势中只存在正转分量。虽然气隙中同时存在一系列分数次和整数次的各种转速、转向的谐波磁动势,但在转子中仅感应出整数次谐波电流。

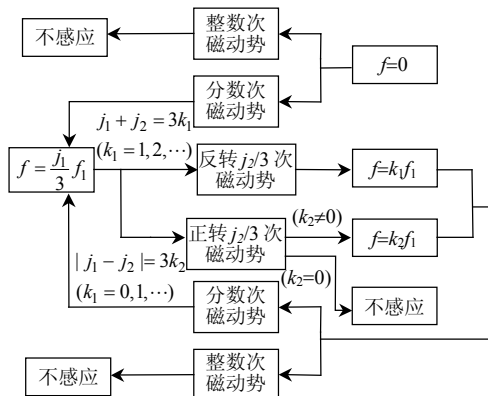


图7 A1553样机励磁绕组匝间短路时,定转子各频率电流的相互感应关系

Fig.7 Mutual induction relationship among stator and rotor currents of different frequencies under inter-turn short circuit in field winding of A1553 model machine

2.2 对形式A电机的计算与分析

对形式A电机负载时发生的励磁绕组4-5抽头匝间短路故障进行计算,由于同相3个支路稳态电流有效值相等,表2仅列出各相第3个支路的电流。

表2 形式A电机励磁绕组4-5匝间短路稳态电流各次谐波
Tab.2 Different harmonics effective value of steady-state current under inter-turn short circuit of tap 4th to 5th in field winding of configuration A generator

谐波次数	a ₃ 支路电流有效值(A)	b ₃ 支路电流有效值(A)	c ₃ 支路电流有效值(A)	励磁电流有效值(A)
1/3次谐波	0.569	0.569	0.569	0
2/3次谐波	2.514	2.514	2.514	0
基波	1.329	1.329	1.329	0
4/3次谐波	2.846	2.846	2.846	0
5/3次谐波	0.860	0.860	0.860	0
2次谐波	0	0	0	0
7/3次谐波	0.115	0.115	0.115	0
8/3次谐波	0.423	0.423	0.423	0
3次谐波	0	0	0	0.122

从表1和表2可以看出,2种定子绕组形式的电机发生相同故障时稳态故障电流谐波特征有所不同。

不同1: A1553原型机不同相分支的分数次谐波环流有效值不相等,形式A电机各相分支电流有效值均相等。

对于正常的同步电机,励磁磁动势在每极下的分布情况相同、只是相邻极下方向相反,在空间上每对极重复一次,只包含空间基波及奇数次谐波磁动势^[16]。当发生励磁绕组匝间短路后,励磁磁动势在各极下分布不再相同,含分数次空间谐波,由于A1553原型机定子各相绕组的空间分布对于分数次谐波磁动势不对称,使不同相的分支环流有效值不相等。而形式A的电机,各相绕组的空间位置完全对称,使各相分支环流有效值均相等。

不同2: A1553原型机励磁电流含基波及2、3等整数次附加谐波分量,形式A的电机励磁电流仅含3及3的倍数次附加谐波分量。

假设形式A电机a₁分支的j₁/3 (j₁=1,2,4,5,7...)次谐波环流的稳态表达式为

$$i_{a1,j_1/3} = \sqrt{2} I_{j_1/3} \cos \frac{j_1}{3} (\omega_1 t + \varphi_a) \quad (1)$$

那么, b₁、c₁分支的稳态j₁/3次谐波环流为

$$i_{b1,j_1/3} = \sqrt{2}I_{j_1/3} \cos \frac{j_1}{3}(\omega_1 t + \varphi_a - \frac{2}{3}\pi) \quad (2)$$

$$i_{c1,j_1/3} = \sqrt{2}I_{j_1/3} \cos \frac{j_1}{3}(\omega_1 t + \varphi_a - \frac{4}{3}\pi) \quad (3)$$

式中： ω_1 为同步转速， φ_a 为 a_1 支路 $j_1/3$ 次谐波环流的初相角； $I_{j_1/3}$ 为各分支 $j_1/3$ 次谐波环流的幅值。

各分支 $j_1/3$ 次时间谐波环流产生的 $j_2/3$ ($j_2=1,2,3\dots$)次空间磁动势为

$$f_{a1,j_1/3,j_2/3} = F_{j_1/3,j_2/3} \cos \frac{j_1}{3}(\omega_1 t + \varphi_a) \cos \frac{j_2}{3}\alpha \quad (4)$$

$$f_{b1,j_1/3,j_2/3} = F_{j_1/3,j_2/3} \cos \frac{j_1}{3}(\omega_1 t + \varphi_a - \frac{2}{3}\pi) \cos \frac{j_2}{3}(\alpha - \frac{2}{3}\pi) \quad (5)$$

$$f_{c1,j_1/3,j_2/3} = F_{j_1/3,j_2/3} \cos \frac{j_1}{3}(\omega_1 t + \varphi_a - \frac{4}{3}\pi) \cos \frac{j_2}{3}(\alpha - \frac{4}{3}\pi) \quad (6)$$

式中： $F_{j_1/3,j_2/3}$ 为各分支 $j_1/3$ 次谐波环流产生的 $j_2/3$ 次磁动势的幅值； α 为建立在定子上的空间坐标(电角度)。3 个分支的合成磁动势为

$$\begin{aligned} f_{abc1,j_1/3,j_2/3} = & \frac{1}{2}F_{j_1/3,j_2/3} \{ \cos(\frac{j_1}{3}\omega_1 t + \frac{j_1}{3}\varphi_a + \frac{j_2}{3}\alpha) + \\ & \cos[(\frac{j_1}{3}\omega_1 t + \frac{j_1}{3}\varphi_a + \frac{j_2}{3}\alpha) - \frac{2}{9}\pi(j_1 + j_2)] + \\ & \cos[(\frac{j_1}{3}\omega_1 t + \frac{j_1}{3}\varphi_a + \frac{j_2}{3}\alpha) - \frac{4}{9}\pi(j_1 + j_2)] \} + \\ & \frac{1}{2}F_{j_1/3,j_2/3} \{ \cos(\frac{j_1}{3}\omega_1 t + \frac{j_1}{3}\varphi_a - \frac{j_2}{3}\alpha) + \\ & \cos[(\frac{j_1}{3}\omega_1 t + \frac{j_1}{3}\varphi_a - \frac{j_2}{3}\alpha) - \frac{2}{9}\pi(j_1 - j_2)] + \\ & \cos[(\frac{j_1}{3}\omega_1 t + \frac{j_1}{3}\varphi_a - \frac{j_2}{3}\alpha) - \frac{4}{9}\pi(j_1 - j_2)] \} \quad (7) \end{aligned}$$

形式 A 电机的定子绕组每相 3 个分支在空间上也依次互差 2π 电弧度，这与 A1553 样机相同。除此之外，形式 A 电机不同相对应各分支在空间依次互差 $2\pi/3$ 电弧度，而 A1553 样机无此特征。

因此，在 2.1 节分析的基础上，结合式(7)可以得出，当且仅当 $j_1+j_2=3k_1$ ($k_1=3,6\dots$) 时，形式 A 电机定子三相分支环流的合成磁动势中只存在反转分量，当且仅当 $|j_1-j_2|=3k_2$ ($k_2=0,3,6\dots$) 时，合成磁动势中只存在正转分量。定子 $j_1/3$ 次分支环流产生的 $j_2/3$ 次磁场的极对数是 j_2 ，若 $j_1+j_2=3k_1$ ($k_1=3,6\dots$)，则磁场反向旋转，相对定子的转速是 $-j_1\omega_1/j_2$ ，相对

转子转速为 $(j_1+j_2)\omega_1/j_2$ ，在励磁绕组中感应出 k_1 倍的基频电流^[19-20]。同理，正转磁场也只会励磁绕组中感应出 k_2 倍的基频电流($k_2=0$ 时不感应电流)。因此，形式 A 电机的励磁电流中只含有 3 及 3 的倍数次谐波。由于形式 A 的电机具有各相空间位置完全对称的定子绕组，可以消除更多的定子合成磁动势空间谐波，进而影响励磁电流附加谐波的性质及大小。

2.3 对形式 B 电机的计算与分析

对形式 B 电机负载时发生的励磁绕组 4-5 抽头匝间短路进行计算，结果如表 3 所示，表中列出了励磁电流及 A 相 3 个分支的电流。

表 3 形式 B 电机励磁绕组 4-5 匝间短路稳态电流各次谐波
Tab. 3 Different harmonics effective value of steady state current under inter-turn short circuit of tap 4th to 5th in field winding of configuration B generator

谐波次数	a ₁ 支路电流	a ₂ 支路电流	a ₃ 支路电流	励磁电流
	有效值/A	有效值/A	有效值/A	有效值/A
1/3 次谐波	0.677	0.895	0.615	0.194
2/3 次谐波	5.077	3.410	2.133	0.236
基波	1.205	1.307	1.449	0.013
4/3 次谐波	5.226	2.998	3.890	0.041
5/3 次谐波	0.927	1.687	1.797	0.019
2 次谐波	0.172	0.563	0.717	0.044
7/3 次谐波	0.105	0.215	0.110	0.039
8/3 次谐波	0.320	0.725	0.427	0.207
3 次谐波	0.026	0.011	0.014	0.038

由于定子绕组每相的 3 个分支空间分布不对称，励磁电流直流分量产生的分数次谐波磁场在同相不同分支感应的分数次谐波电流不相等。同时，定子绕组会产生分数次的正转和反转电枢反应磁动势，进而在转子励磁和阻尼回路中感应出了在前 2 种类型电机中未出现的分数次谐波电流。

转子励磁和阻尼回路中的分数次谐波电流产生的磁场除了会在定子绕组的同相各分支中感应出分数次谐波环流之外，还会感应出基波及整数次谐波环流(详细分析从略，方法与第 2.2 节类似)。因此，形式 B 的电机负载时发生励磁绕组匝间短路故障后，定子各分支的基波及各次谐波电流均不相等。

2.4 对形式 C 电机的计算与分析

对形式 C(类似于典型的汽轮发电机)电机负载时发生的励磁绕组 4-5 抽头匝间短路进行计算。由于同相两分支电流大小相等、方向相反，表 4 只列

出了各相第1个支路的电流(定转子电流中均不含有的谐波不再列出)。

表4 形式C电机励磁绕组4-5匝间短路稳态电流各次谐波
Tab.4 Different harmonics effective value of steady state current under inter-turn short circuit of tap 4th to 5th in field winding of configuration C generator

谐波次数	a ₁ 支路电流有效值/A	b ₁ 支路电流有效值/A	c ₁ 支路电流有效值/A	励磁电流有效值/A
基波	2.876	2.876	2.876	0
2次谐波	0.591	0.591	0.591	0
4次谐波	0.394	0.394	0.394	0
6次谐波	0	0	0	0.007

如图8所示,对于这种绕组结构的电机,空间基波及奇数次谐波磁场在同相两分支产生的感应电动势相同,不会产生基波及奇数次谐波环流;偶数次谐波磁场会在同相两分支感应出大小相等、方向相反的电动势,产生偶数次谐波环流。但由于定子为60°相带的整数槽绕组,6次谐波励磁磁动势在定子各分支线圈组(如a₁₁ a₁₁')感应的6次谐波电动势为零。因此,定子支路环流不含6及6的倍数次谐波。

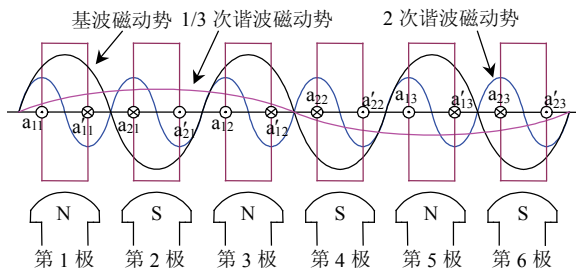


图8 各种励磁磁场对形式C电机定子A相绕组2个分支不同作用的示意图

Fig. 8 Different effects of various kinds of excitation magnetic field (produced by fault current of the field winding) on two branches of phase A of the stator in configuration C generator

设励磁电流产生的 $j/3$ ($j=1,2,4,5,7\cdots$)次谐波磁场在a₁分支的a₁₁ a₁₁'线圈组感应的谐波电动势为

$$e_{a_{11},j/3} = \sqrt{2}E_{j/3} \cos \frac{j}{3}(\omega_1 t + \varphi_e) \quad (8)$$

则在a₁₂ a₁₂'、a₁₃ a₁₃'线圈组感应的电动势分别为

$$e_{a_{12},j/3} = \sqrt{2}E_{j/3} \cos \frac{j}{3}(\omega_1 t + \varphi_e - 2\pi) \quad (9)$$

$$e_{a_{13},j/3} = \sqrt{2}E_{j/3} \cos \frac{j}{3}(\omega_1 t + \varphi_e - 4\pi) \quad (10)$$

式中: φ_e 为a₁₁ a₁₁'线圈组感应的谐波电动势的初相角; $E_{j/3}$ 为a₁分支各线圈组感应的 $j/3$ 次谐波电动势的幅值。

从而,在A相第1支路感应的谐波电动势为

$$e_{a_{1},j/3} = e_{a_{11},j/3} + e_{a_{12},j/3} + e_{a_{13},j/3} = 0 \quad (11)$$

式(11)说明任意时刻励磁电流产生的分数次谐波磁场在同一分支3个依次相距为 2π 电角度的线圈组感应电动势之和均为零,分数次谐波磁场不会在同相的两分支感应电动势,不会产生分数次谐波环流。进一步的推导和分析可知,具有同形式C电机类似的两分支60°相带整数槽绕组结构的电机(包括典型的汽轮发电机),即定子每分支由所有同极性相带的线圈组串联而成,不论转子极对数为多少,发生励磁绕组匝间短路故障后定子各分支都只含偶数次谐波环流。

定子 μ 次谐波环流产生 $6k+\mu$ 次正转磁场,极对数为基波的 $6k+\mu$ 倍,转速为基波的 $\mu(6k+\mu)$,相对转子的转速为 $6k\omega_1$,在励磁绕组中感应出 $6k$ 倍基波频率的感应电动势;同理, μ 次谐波环流产生 $6k-\mu$ 次反转磁场,也只在励磁绕组中感应出 $6k$ 倍基波频率的感应电动势。从而励磁绕组电流中只含6次及6的倍数次谐波,与计算结果相符。

注意到,发生同样的励磁绕组匝间短路故障,该绕组形式的电机定子分支环流及励磁电流的谐波分量都较前几种绕组形式的电机要小,这是因为故障励磁绕组产生的空间磁动势中,只有偶数次谐波磁动势在各分支感应电流。而故障后,励磁绕组产生的偶数次磁动势所占比例不大,而主要为分数次磁动势^[16],从而使得故障引起的分支环流和励磁电流的交流分量都较小。

3 结论

本文基于对一台12 kW,6极的同步发电机定子绕组形式的不同变换,采用多回路法研究了定子绕组形式对励磁绕组匝间短路稳态电流特征的影响,结论如下:

1) 定子绕组形式对励磁绕组匝间短路时定子分支环流及励磁电流的谐波特性、定子分支环流大小及励磁电流附加谐波分量大小都有较大影响。

2) 定子各相空间位置完全对称的电机发生励磁绕组匝间短路后,定子各支路环流大小相等,同

时故障带来的励磁电流中附加谐波分量也较小;对于定子同相各分支空间不对称的电机,定子各分支的各次谐波电流均不相等,定转子电流包括各整数次谐波和分数次谐波,且幅值较大;而对于定子每相两分支由所有同极性相带的线圈组串联而成的60°相带整数槽绕组结构的发电机,不论转子极对数为多少,发生励磁绕组匝间短路故障后定子各分支都只含偶数次谐波环流。

3)对发电机励磁绕组匝间短路故障监测与保护的研究,需建立在科学的故障计算基础上,对不同型号的电机都需具体分析,根据计算和分析结果选择用以监测或保护的表征量,而不能相互照搬故障特征。

参考文献

- [1] 马宏忠. 电机状态监测与故障诊断[M]. 北京: 机械工业出版社, 2002: 927-929.
Ma Hongzhong. Condition monitoring and fault diagnosis of electric machines[M]. Beijing: China Machine Press, 2002: 927-929 (in chinese).
- [2] 李伟清, 刘双宝. 大型汽轮发电机常见故障的检查及处理方法[J]. 大电机技术, 2000(3): 11-15.
Li Weiqing, Liu Shuangbao. Methods of checking and handling on common faults for large turbo-generator [J]. Large Electric Machine and Hydraulic Turbine, 2000(3): 11-15(in chinese).
- [3] 全国旋转电机标准化技术委员会. JB/T 8446-2005 隐极式同步发电机转子匝间短路测定方法[S]. 北京: 机械工业出版社, 2005.
National Technical Committee 26 on Electric Rotating Machinery of Standardization Administration of China. Methods for the determination of interturn short-circuit in the rotor winding of cylindrical synchronous generators [S]. Beijing: China Machine Press, 2005 (in chinese).
- [4] Wood J W. Rotor winding short detection[J]. IEE Proceedings: Electric Power Applications, 1986, 133(3): 181-189.
- [5] El-Sharkawi M A, Marks R J II, Oh S, et al. Localization of winding shorts using fuzzified neural networks[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 1995, 10(1): 140-143.
- [6] Albright D R. Inter-turn short-circuit detector for turbine-generator rotor windings [J]. IEEE Trans on Power Apparatus and Systems, 1971, 90(2): 478-483.
- [7] 李永刚, 李和明, 赵华, 等. 基于定子线圈探测的转子匝间短路故障识别方法[J]. 中国电机工程学报, 2004, 24(2): 107-112.
Li Yonggang, Li Heming, Zhao hua, et al. Fault identification method of rotor inter turn short-circuit using stator winding detection [J]. Proceedings of the CSEE, 2004, 24(2): 107-112(in chinese).
- [8] 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, 1994: 166-193.
Gao Jingde, Wang Xiangheng, Li Fahai. Analysis of AC electrical machine systems[M]. Beijing: Tsinghua University Press, 1994: 166-193 (in chinese).
- [9] Wang Xiangheng, Chen Songlin, Wang Weijian, et al. A study of armature winding internal faults for turbo-generators[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2002, 38(3): 625-631.
- [10] Wang Xiangheng, Sun Yuguang, Ouyang Bei, et al. Transient behavior of salient-pole synchronous machines with internal stator winding faults[J]. IEE Proceedings: Electric Power Applications, 2002, 149(2): 143-151.
- [11] 诸嘉惠, 袁新枚, 邱阿瑞, 等. 大型水轮发电机转子偏心对单元件横差保护影响的分析[J]. 电力系统自动化, 2005, 29(11): 45-48
Zhu Jiahui, Yuan Xinmei, Qiu Arui, et al. Analysis of the effect of eccentricity on single element transverse differential protection in large-sized hydro-generator [J]. Automation of Electric Power Systems, 2005, 29(11): 45-48(in chinese).
- [12] 诸嘉惠, 邱阿瑞. 转子偏心对凸极发电机主保护不平衡电流的影响[J]. 电力系统自动化, 2009, 33(7): 57-60.
Zhu Jiahui, Qiu Arui. Effects of rotor eccentricity on unbalanced current of Salient-pole synchronous generator main protection [J]. Automation of Electric Power Systems, 2009, 33(7): 57-60 (in chinese).
- [13] Kryukhin S S. A new principle for synchronous machine protection from rotor winding inter-turn and double earth faults[J]. Electric Technology USSR, 1972, 2(5): 47-59.
- [14] Sottile J, Trutt 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.
- [15] 孙宇光, 郝亮亮, 王祥珩. 隐极同步发电机励磁绕组匝间短路的多回路电感参数计算[J]. 电力系统自动化, 2010, 34(13): 55-60.
Sun Yuguang, Hao Liangliang, Wang Xiangheng. Inductance calculation of the multi-loop model for inter-turn short circuits of field windings in

- non-salient-pole synchronous machine [J]. Automation of Electric Power Systems, 2010, 34(13): 55-60 (in Chinese).
- [16] 孙宇光, 郝亮亮, 王祥珩. 同步发电机励磁绕组匝间短路故障时的稳态电流谐波特征研究[J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(33): 51-57.
Sun Yuguang, Hao Liangliang, Wang Xiangheng. Harmonic characteristics research on steady-state currents of synchronous machine with inter-turn short circuits of field windings[J]. Proceedings of the CSEE, 2010, 30(33): 51-57.
- [17] 郝亮亮, 孙宇光, 邱阿瑞, 等. 同步发电机励磁绕组匝间短路故障稳态数学模型及仿真[J]. 电力系统自动化, 2010, 34(18): 51-56.
Hao Liangliang, Sun Yuguang, Qiu Arui, et al. Steady-state Mathematical and Simulation of Inter-turn short circuit of field windings in synchronous machines[J]. Automation of Electric Power Systems, 2010, 34(18): 51-56 (in Chinese).
- [18] 陈世坤. 电机设计[M]. 第2版. 北京: 机械工业出版社, 1990: 51-54.
Chen Shikun. Electric Machines design[M]. The 2nd Edition. Beijing: Mechanical Industry Press, 1990: 51-54(in Chinese).
- [19] 吴新振, 王祥珩, 罗成. 多相异步电机谐波电流与谐波磁势的对应关系[J]. 清华大学学报: 自然科学版, 2005, 45(7): 865-868.
Wu Xinzhen, Wang Xiangheng, Luo Cheng. Relationship between harmonic currents and harmonic magneto-motive forces in multi-phase induction machines[J]. Journal of Tsinghua University: Science and Technology, 2005, 45(7): 865-868(in chinese).
- [20] 王东, 吴新振, 马伟明, 等. 非正弦供电十五相感应电机气隙磁势分析[J]. 中国电机工程学报, 2009, 29(15): 88-94.
Wang Dong, Wu Xinzhen, Ma Weiming, et al. Air-gap MMF analysis of fifteen-phase induction motor with non-sinusoidal supply[J]. Proceedings of the CSEE, 2009, 29(15): 88-94(in chinese).

附录 A

A1553 样机基本参数:

额定功率 $P_N=12$ kW; 额定功率因数 $\cos\varphi_N=0.8$ (滞后); 额定电压 $U_N=400$ V(Y); 额定频率 $f_N=50$ Hz; 极对数 $P=3$; 定子槽数 $Z=72$; 定子并联支路数 $a=3$; 定子铁心长度 $l=0.12$ m; 定子铁心内径 $D_{si}=0.415$ m; 额定励磁电流 $I_{fdN}=16$ A; 转子槽分度数为 54; 转子实槽数为 36; 气隙长度 $\delta=1.5$ mm。

附录 B

A1553 样机定子绕组联接表(机端→中性点, 顺转向):

a ₁ :	-13	-14	-15	-16	4	3	2	1
a ₂ :	-37	-38	-39	-40	28	27	26	25
a ₃ :	-61	-62	-63	-64	52	51	50	49
b ₁ :	-21	-22	-23	-24	12	11	10	9
b ₂ :	-45	-46	-47	-48	36	35	34	33
b ₃ :	-69	-70	-71	-72	60	59	58	57
c ₁ :	20	19	18	17	-5	-6	-7	-8
c ₂ :	44	43	42	41	-29	-30	-31	-32
c ₃ :	68	67	66	65	-53	-54	-55	-56



郝亮亮

收稿日期: 2011-04-06。

作者简介:

郝亮亮(1985), 男, 博士研究生, 研究方向为大型发电机内部故障的仿真与保护、电机及其系统分析, haoll07@mails.tsinghua.edu.cn;

孙宇光(1975), 女, 博士, 副教授, 研究方向为大型电机内部故障的仿真与保护, sunyuguang98@mails.tsinghua.edu.cn;

邱阿瑞(1946), 男, 教授, 博士生导师, 研究方向为特种电机及分析、电机故障及保护等, qiuar@tsinghua.edu.cn;

王祥珩(1940), 男, 博士, 教授, 博士生导师, 研究方向为电机分析和控制、电机故障及保护、电气传动及其自动化等, wangxh@mail.tsinghua.edu.cn。

(责任编辑 王剑乔)