Vol.36 No.8 Aug. 2016

129

隐极发电机转子匝间短路时转子不平衡磁拉力的 解析计算模型

张广韬,吴俊勇,李 扬,郝亮亮 (北京交通大学 电气工程学院,北京 100044)

摘要:采用多回路法计算发生转子匝间短路故障时隐极发电机的定、转子电流,基于计算结果,按照发生转 子匝间短路故障时电机各回路的实际构成方式,对故障时的气隙磁场进行了分析,得出气隙磁动势和磁密的 计算模型:通过求解 Maxwell 应力的积分,得到转子不平衡磁拉力。对一台1对极隐极模拟样机进行转子匝 间短路实验,实验结果验证了计算模型的正确性:将所提计算模型得到的结果与 ANSYS 仿真结果进行对比, 结果证明所提计算模型具有耗时短、效率高的优点。

关键词:发电机;隐极发电机;转子匝间短路;有限元模型;不平衡磁拉力;故障诊断 中图分类号: TM 31 文献标识码:A DOI: 10.16081/j.issn.1006-6047.2016.08.020

引言 0

.

随着电力系统的不断发展,人们对同步发电机安 全稳定运行的要求也越来越高。转子匝间短路是发 电机常见的电气故障,小匝数的短路故障可能不会影 响发电机的正常运行,但一旦故障发生蔓延,将导致 发电机励磁电流增加,输出无功减小,机组振动加 剧,烧伤轴颈和轴瓦,严重威胁发电机机组和电力系 统的安全稳定运行[1-2]。

在电机中,机械与电气相互耦合,转子匝间短路 故障会造成部分磁极短路,进而引起气隙磁场畸变,

收稿日期:2015-05-19:修回日期:2016-06-30

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51307005):中央高校基 本科研业务费专项资金资助项目(KEJB15016536,2015YJS149, KERC14003536) Project supported by the National Natural Science Foundation

of China(51307005) and the Fundamental Research Funds for the Central Universities (KEJB15016536, 2015YJS149, KERC-14003536)

产生不同于正常运行时的气隙电磁力波和不平衡磁 拉力,引起电机转子径向振动[3-4]。因此,不平衡磁 拉力的准确计算与分析是实现基于振动或机电特征 融合故障诊断的基础。

国外对不平衡磁拉力的研究起步较早,文献[5] 认为发电机的气隙磁密和气隙长度成反比,并对不 平衡磁拉力进行了讨论,在此基础上推导出了不平衡 磁拉力的线性表达式。文献[6]针对磁饱和度对不 平衡磁拉力的影响,对计算方程进行了进一步的改 进。文献[7]通过实验研究证明了文献[2]计算方程 的正确性。文献[8]和[9]用数值方法对电机发生偏 心故障时的电磁力进行了计算,得到了与实验值较为 吻合的结果。国内对不平衡磁拉力的研究多采用线 性解析法和数值法,文献[10]对不同工况下转子偏 心以及转子励磁绕组匝间短路造成的不平衡磁拉力 进行了分析计算,并对转子偏心程度和励磁电流大小 对不平衡磁拉力的影响进行了仿真分析;文献[11]分

Steady-state analysis and parameter design for SSPSM-LCC resonant converter

GAO Tiefeng, ZHANG Sen, ZHU Zhu, ZHAO Jianfeng

(School of Electrical Engineering, Southeast University, Nanjing 210096, China)

Abstract: The SSPSM (Self-Sustained Phase-Shifted Mode) LCC resonant converter with capacitive output filter guarantees the ZVS(Zero Voltage Switching) in whole load range, but its analysis and design become burdensome due to its nonlinearity. The equivalent circuit of SSPSM-LCC converter is established, which models the high-frequency transformer, secondary-side rectifier and output filter as the complex impedance based on the improved FHA(First Harmonic Approximation). Its steady-state characteristics are analyzed, including voltage conversion ratio, peak resonant current and ZVS features. The influence of key parameters such as input impedance angle, rectifier non-conduction angle and the resonant capacitor ratio, on the steady-state characteristics is explored and their design principles are given. A parameter design method for constraining the input impedance angle is introduced. Experimental results verify the correctness of theoretical analysis and parameter design.

Key words: SSPSM-LCC resonant converter; improved FHA; equivalent circuit model; steady-state analysis; parameter design

析了隐极同步发电机转子绕组匝间短路后励磁磁动 势的变化规律,基于气隙磁导法对电机气隙磁场进行 了分析,指出转子匝间短路故障使电机气隙磁场不对 称,从而产生不平衡的磁拉力,通过计算得到定转 子间的气隙磁导和气隙磁场能的解析式,进而得到 作用于转子的不平衡磁拉力的表达式。但文献 [10-11]在磁场分析过程中仅仅考虑了励磁电流对 磁场的影响,没有考虑转子阻尼电流和定子电枢电 流对磁场的影响。

130

本文针对常见的1对极汽轮发电机,提出通过 对转子匝间短路故障时气隙磁场的解析计算得出转 子所受不平衡磁拉力的方法。首先采用多回路法对 A1552 样机在额定运行时发生的转子匝间短路故障 进行计算,得到了故障时定、转子电流的数值解,对 样机进行了故障实验,并对实验结果与理论计算结 果进行了对比;在此基础上,对发生匝间短路故障时 的气隙磁动势和磁密进行了解析计算,并根据麦克维 尔应力张量法计算出故障时转子所受到的不平衡磁 拉力的大小和方向,得到了不平衡磁拉力的解析计算 模型;最后利用 ANSYS 仿真软件建立了发电机有限 元物理模型,对不平衡磁拉力进行了有限元计算,通 过有限元计算与解析模型计算结果的对比验证了解 析计算模型的正确性。

1 转子匝间短路故障时的各回路电流

采用交流电机的多回路理论计算转子匝间短路 故障的基本思路是:首先以单个线圈为研究对象,得 到每个线圈的电感参数,然后依照故障时各绕组的 实际连接及组成方式,由有关线圈的参数计算出绕组 回路参数^[12-13]。该方法能够深入到定子相绕组和转 子绕组内部,可计算出定子所有分支以及励磁绕组和 阻尼回路的电流、电压^[14-15]。

在充分考虑故障引起的励磁绕组电路拓扑结构 改变和定子相绕组内部出现的不平衡电流的前提 下,根据多回路理论列出了以定、转子所有回路电流 为变量的状态方程^[16-17]:

 $(M'+M_T)DI'+(DM'+R'+R_T)I'=E$ (1) 其中,M'和 R'分别为回路电感矩阵和回路电阻矩阵,M'的值会随着定子与转子之间的相对运动而发 生变化,为时变矩阵; M_T 和 R_T 为常数矩阵,其数值 与电网线路参数、变压器的电阻和漏感以及励磁系统 的内电阻、内电感有关;列向量 I'为定、转子各回路 的电流,包括转子励磁绕组的正常回路和故障附加 回路、阻尼回路以及定子电枢绕组回路的电流;列向 量 E由电网电压和励磁系统电源电压组成,为已知 量;D 为微分算子 d/dt。式(1)为发生励磁绕组匝间 短路故障时,同步发电机的多回路数学模型,采用适 当的数值解法就可以求得故障时定、转子电流和电 压的数值解,实现对故障的暂态仿真。下文的分析计 算都以此模型的计算结果为基础。

2 转子匝间短路故障时气隙的磁动势和磁密

2.1 转子励磁电流产生的气隙磁动势

隐极同步电机每极下的励磁绕组由节距不等的 分布式同心式线圈串联而成,设转子空间坐标 x_r的 起点为转子 d 轴,每个同心式线圈单独产生的磁动 势均为分布在整个电机气隙圆周、关于 d 轴中心线 对称的矩形波,如图 1 所示。



图 1 励磁绕组同心式线圈产生的磁动势 Fig.1 Magnetomotive force produced by concentric field coil of field windings

励磁绕组第 h(h=1,2,3,…)个同心式线圈产生的气隙磁动势 f_n,的表达式为:

$$f_{\text{fd},h}(x_{\text{r}}) = \begin{cases} \frac{2\pi - \gamma_{h}}{2\pi} n_{\text{r},h} i_{\text{f}} & 0 \leq x_{\text{r}} < \alpha_{h,1} \neq \alpha_{h,2} \leq x_{\text{r}} < 2\pi \\ -\frac{\gamma_{h}}{2\pi} n_{\text{r},h} i_{\text{f}} & \alpha_{h,1} \leq x_{\text{r}} < \alpha_{h,2} \end{cases}$$

其中, y_h 和 $n_{r,h}$ 分别为第h个同心式线圈的节距和匝数; $\alpha_{h,1}$ 和 $\alpha_{h,2}$ 为同心式线圈的2个边所对应的转子 坐标电角度。

当同步发电机发生励磁绕组匝间短路后,励磁 绕组被分为正常励磁回路 R_{ar} i_{r} (电流为 i_{t})和励磁故障附加

(电流为*i*_f)和励磁故障附加 回路^[18](电流为*i*_{kL}),如图 2 所示。

图 2 中, E_{T} 为励磁电 动势; R_{T} 为励磁电源内阻; R_{IL} 为励磁短接线电阻。 虽然转子发生匝间短路 故障后,励磁电流除了含有 直流分量,还有一定成分的



(2)





交流分量,但是由于交流分量很小,在此不再考虑 其对气隙磁场的影响^[19]。故障绕组在气隙中产生的 磁动势 f_{fd,h}等效于正常励磁回路产生的磁动势和 故障附加回路产生的反向磁动势的叠加,如式(3) 所示。 $f_{fd,h_{f}}(x_{r}) = f_{fd,n,h_{f}}(x_{r}) + f_{fd,f,h_{f}}(x_{r})$ (3) 其中, $f_{fd,n,h_{f}}$ 和 $f_{fd,f,h_{f}}$ 分别为第 h_{f} 个故障线圈的正常励 磁回路和故障附加回路产生的磁动势。

2.2 转子阻尼电流产生的气隙磁动势

同步电机的阻尼绕组一般是由阻尼条组成的笼 形回路,如图3所示。



图 3 阻尼回路结构示意图

Fig.3 Schematic diagram of damping loop structure

与励磁绕组不同,阻尼绕组中的电流不含直流 分量,只有交流谐波分量。第*j*(*j*=1,2,…,*N*_d,其中 *N*_d为转子所有阻尼回路个数的总和)个阻尼回路的 *k*次谐波电流的表达式为:

 $i_{d,j,k} = \sqrt{2} I_{d,j,k} \cos(k\omega t + \varphi_{d,j,k})$ (4) 其中, ω 为同步角频率;t为时间; $I_{d,j,k}$ 和 $\varphi_{d,j,k}$ 分别为 第j个阻尼回路k(对于常见的1对极发电机而言,k的值为6的倍数^[20])次谐波电流的有效值和相位。

id,j,k 在气隙中产生的磁动势为:

$$f_{d,j,k}(x_{r}) = \begin{cases} \frac{2\pi - y_{d,j}}{2\pi} n_{d} i_{d,j,k} & \alpha_{d,j,1} \leq x_{r} < \alpha_{d,j,2} \\ \frac{y_{d,j}}{2\pi} n_{d} i_{d,j,k} & 0 \leq x_{r} < \alpha_{d,j,1} \stackrel{\text{iff}}{\to} \alpha_{d,j,2} \leq x_{r} < 2\pi \end{cases}$$
(5)

其中, $y_{d,j}$ 为第j个阻尼回路的节距; $\alpha_{d,j,1}$ 和 $\alpha_{d,j,2}$ 为第j个阻尼回路的2个边所对应转子坐标电角度; n_d 为阻尼回路线圈匝数。进而可以得到整个转子所 有的阻尼回路在气隙中产生的磁动势:

$$f_{\rm d}(x_{\rm r}) = \sum_{j=1}^{N_{\rm d}} \sum_{k} f_{{\rm d},j,k}(x_{\rm r})$$
(6)

2.3 定子电枢电流产生的气隙磁动势

同步发电机正常联网带负载运行时,定子分支 中的电流以基波为主;在发生励磁绕组匝间短路故 障后,虽然定子绕组依然是正常的,但故障励磁绕组 所产生的空间谐波磁场会在定子绕组内部感应 2、4 等偶数次谐波不平衡电流^[21]。定子坐标和定子各槽 位置图如图 4 所示。

将定子空间坐标 x_s 的零点放置在定子 1 号槽的中 心线上,取逆时针方向为 x_s 的正方向,如图 4 所示。 则定子电枢 a 相 $ai(i=1,2,\cdots,N_a, 其中 N_a$ 为 a 相分 支的总数)分支的第 $j(j=1,2,\cdots,N_{ai}, 其中 N_{ai}$ 为 a 相 ai 分支线圈的总数)个线圈的 k 次谐波电流的表 达式为:

 $i_{s,ai,j,k} = \sqrt{2} I_{s,ai,j,k} \cos(k\omega t + \varphi_{s,ai,j,k})$ (7) 其在气隙中产生的磁动势为:





Fig.4 Stator coordinates and stator slot positions

$$\begin{cases} f_{s,ai,j,k}(x_{s}) = \\ \begin{cases} \frac{2\pi - \gamma_{s}}{2\pi} n_{s} i_{s,ai,j,k} & \alpha_{s,ai,j,1} \leq x_{s} < \alpha_{s,ai,j,2} \\ -\frac{\gamma_{s}}{2\pi} n_{s} i_{s,ai,j,k} & 0 \leq x_{s} < \alpha_{s,ai,j,1} \stackrel{\text{ID}}{\to} \alpha_{s,ai,j,2} \leq x_{s} < 2\pi \end{cases}$$

$$(8)$$

其中, y_s 为定子绕组线圈节距; n_s 为线圈匝数; $\alpha_{s,ai,j,1}$ 和 $\alpha_{s,ai,j,2}$ 为线圈的2个边所对应的定子坐标电角 度。进而可以得到定子a相电流产生的磁动势和 abc 三相电流产生的磁动势:

$$f_{s,a}(x_s) = \sum_{i=1}^{N_s} \sum_{j=1}^{N_s} \sum_{k} f_{s,ai,j,k}(x_s)$$
(9)

$$f_{s}(x_{s}) = f_{s,a}(x_{s}) + f_{s,b}(x_{s}) + f_{s,c}(x_{s})$$
(10)

2.4 转子匝间短路故障时的气隙磁密

为了方便计算,将 2.1—2.3 节的计算结果都转换 到定子坐标系中,设 γ_0 为转子 d 轴与定子坐标系轴 线在 t=0 时的电角度, γ 为转子位置角,即转子 d 轴逆 时针旋转超前定子坐标轴线的电角度,则有:

$$\gamma = \int_{0}^{t} \omega \, \mathrm{d}t + \gamma_0 \tag{11}$$

当转子匀速旋转时, $\gamma = \omega t + \gamma_0$,将 x_r 换成 $x_s - \gamma$,就 能得到故障时气隙磁动势的表达式为:

$$f(x_s) = f_s(x_s) + f_{fd}(x_s - \gamma) + f_d(x_s - \gamma)$$
(12)

其中, $f_{\rm fl}(x_{\rm s}-\gamma)$ 为所有励磁线圈产生的磁动势。

对于均匀磁路,根据式(12)可以进一步得到发 生短路故障时气隙磁密的计算公式^[22]:

$$B(x_{\rm s}) = \lambda f(x_{\rm s}) \tag{13}$$

其中,λ=μ/l 表示单位面积的磁导,称为导磁系数,μ 为气隙的磁导率,l 为等效气隙长度。

3 发生匝间短路故障时转子不平衡磁拉力 解析

发电机发生匝间短路故障时,气隙中的磁场就不 再对称,转子就会受到不平衡磁拉力的作用。不平 衡磁拉力可以分为径向磁拉力和切向磁拉力,但径向 磁拉力要比切向磁拉力的值大很多。所以,本文只 研究转子所受的径向磁拉力,不再考虑切向磁拉力^[21]。 基于 2.4 节计算得到的故障时气隙磁密的分布情 况,利用 Maxwell 应力张量法可以得到沿发电机圆 周任意位置的径向分布电磁力的密度(单位为 N/m²) 如下:

$$f_{\rm r}(x_{\rm s}) = B_{\rm r}^2(x_{\rm s}) / (2\mu_0)$$
(14)

其中, B_r 和 μ_0 分别为径向磁密和空气磁导率。

计算转子受到的不平衡磁拉力需要对式(14)沿转子表面闭合路径进行积分:

$$F_{\rm r} = \int_0^{2\pi} \frac{1}{2} f_{\rm r}(x_{\rm s}) D_{\rm rotor} L_{\rm rotor} \,\mathrm{d}x_{\rm s} \tag{15}$$

其中, D_{rotor} 为转子直径; L_{rotor} 为转子铁芯的长度。

利用数值法对式(15)进行积分求解,需要对连 续数据进行离散化处理,可以在此路径上均匀取 N_8 个离散单元,每个离散单元对应的定子坐标电角度 为 $x_{s,m}(m=1,2,\cdots,N_8)$,计算得到每个单元所受的径 向磁拉力为:

$$F_{\rm r,m} = f_{\rm r}(x_{\rm s,m}) D_{\rm rotor} L_{\rm rotor} \Delta x_{\rm s} / 2 \tag{16}$$

其中, Δx_s为相邻的2个离散单元对应的定子坐标电 角度差。

由式(16)可得到径向磁拉力在全局坐标系下 X 轴和 Y 轴方向的分力, 叠加后即为转子在 X 轴和 Y 轴方向受到的不平衡磁拉力 F_X 和 F_{Y_o}

$$\begin{cases} F_{X} = \sum_{m=1}^{N_{b}} F_{r,m} \cos x_{s,m} \\ F_{Y} = \sum_{m=1}^{N_{b}} F_{r,m} \sin x_{s,m} \end{cases}$$
(17)

在得到 F_X 和 F_Y 的基础上,还可以进一步求出不 平衡磁拉力的模值 F_{UMP} 和方向 $\alpha_{UMP}(\alpha_{UMP})$ 为不平衡磁 拉力与全局坐标系 X 轴的夹角):

$$F_{\text{UMP}} = \sqrt{F_X^2 + F_Y^2}$$
(18)

$$\alpha_{\text{UMP}} = \begin{cases} \arctan(F_Y / F_X) & F_X \ge 0 \ \text{I}. \ F_Y \ge 0 \\ \arctan(F_Y / F_X) + 180^\circ & F_X < 0 \\ \arctan(F_Y / F_X) + 360^\circ & F_X \ge 0 \ \text{I}. \ F_Y < 0 \end{cases}$$
(19)

4 仿真验证

为了验证对故障时转子所受不平衡磁拉力的 解析计算的准确性,本文利用 ANSYS 仿真软件对 A1552 样机建立了有限元模型,并对解析模型与有 限元模型的计算结果进行了对比。

4.1 仿真模型与计算步骤

4.1.1 实验方法

为验证多回路数学模型计算联网负载时1对极 A1552 样机发生励磁绕组匝间短路故障的精度,需 要利用实验样机进行发电机转子匝间短路实验。实 验样机 A1552 转子的结构示意图如图 5 所示。图 中,转子为2 极的叠片铁芯,包括等间隔的24 个槽,实 际励磁槽数为20 个,每极下有2 个空槽;每极都有5 个励磁同心线圈,放置在两两对称的10 个励磁槽中, 励磁绕组串联总匝数为660。A1552 样机在励磁 绕组的内部引出了 7 个抽头,除了首末端 2 个抽头 外,另 5 个抽头用于进行励磁绕组匝间短路实验使用。 A1552 样机的参数为:额定容量为 12 kW;额定电压 为 400 V;额定励磁电流为 8.5 A,空载励磁电流为 6 A; 额定功率因数为 0.8(滞后);额定频率为 50 Hz;极对 数为 1;气隙长度为 1.5 mm;定子每相并联支路数为 2;定子每支路串联线圈数为 6;定子线圈节距为 15;定子每槽导体数为 12;转子槽分度数为 24;励 磁绕组每极串联匝数为 330;励磁绕组并联支路为 1; 转子实槽数为 20;转子每极阻尼条数为 7。



高 5 A1552 关题件机块 5 并万种加强统组 引出的抽头 Fig.5 Rotor lamination and field winding taps of

prototype A1552

选择如此多的匝数进行实验对比是为了尽量排除电机制造因素带来的仿真与计算的偏差。联网负载时,样机 a2 分支电流的多回路法得到的仿真波形和实验波形如图 6 所示。由图可见,仿真波形和实验波形吻合良好。



图 6 联网负载时,发生 2-4 抽头短路故障情况下的 a2 分支电流波形

Fig.6 Current waveforms of Branch a2 when short circuit occurs between Tap 2 and 4, in grid-connecting condition

为进一步验证场多回路法计算的精确度,用 FFT分析得到实验中定、转子稳态电流的各次谐波分 量有效值,并与计算的稳态值进行对比,同时也给出 了多回路法计算的各次谐波分量,如表1所示。

由表1可以看出,实验结果和利用多回路法得到的计算结果吻合较好,验证了数学模型计算1对极同步发电机联网时发生励磁绕组匝间短路故障的正确性。在此基础上,继续利用多回路法计算发生励磁绕组匝间短路故障时转子阻尼回路和定子电枢的稳

表 1 联网负载时,发生 2-4 抽头短路故障 情况下,稳态电流各次谐波分量

Table1 Harmonic components of steady-state current when short circuit occurs between Tap 2 and 4, in grid-connecting condition

	谐波次数		相 작		
谐波分量		故障前 实验值	稳态故障 实验值	计算值	误差/%
a1 分支 电流谐波	基波	7.113	5.629	6.604	17.3
	2	0.316	5.442	5.884	8.1
	3	0.359	0.479	0	—
	4	0.023	3.113	2.882	7.4
a2 分支 电流谐波	基波	7.027	5.783	6.604	14.2
	2	0.327	5.458	5.884	7.8
	3	0.283	0.609	0	—
	4	0.017	3.101	2.882	7.0
正常励磁 回路电流	直流分量	5.282	8.652	8.682	3.5
故障励磁 回路电流	直流分量	_	-8.198	-8.223	3.0

注:相对误差指稳态故障实验值和计算值间的相对误差。

态电流有效值和相位,结果分别如表2和表3所示。

表 2 转子阻尼回路的稳态电流有效值和相位的实验值 Table 2 Experimental RMS and phase of steady-state

currents of rotor damping loops

回路 编号	稳态电流 有效值/A	稳态电流 相位 /(°)	回路 编号	稳态电流 有效值/A	稳态电流 相位 /(°)
1	22.18	-97.06	8	30.96	60.62
2	18.40	-69.34	9	31.09	47.73
3	2.848	-26.77	10	21.31	62.92
4	39.24	-109.90	11	39.23	-109.90
5	21.79	79.59	12	3.435	157.50
6	29.79	96.10	13	20.46	-149.10
7	28.48	76.11	14	24.04	-117.40

表 3 定子电枢的稳态电流有效值和相位的实验值

Table 3 Experimental RMS and phase of steady-state currents of stator armatures

		•					
电子 电枢	谐波 次数	谐波有效 值/A	谐波 相位/(°)	电子 电枢	谐波 次数	谐波有效 值/A	谐波 相位/(°)
A1	基波	6.60	70.08		基波	6.60	-49.92
	2	5.52	-154.53	DO	2	5.52	145.50
	4	2.50	134.80	D2	4	2.50	-165.20
	8	-1.00	-1.05		8	1.00	-61.05
A2	基波	6.60	70.08		基波	6.60	-169.90
	2	5.52	25.46	C1	2	5.52	85.46
	4	2.50	-45.23	CI	4	2.50	-105.20
	8	1.00	179.00		8	1.00	121.00
B1	基波	6.60	-49.92		基波	6.60	-169.90
	2	5.52	-34.54	62	2	5.52	-94.54
	4	2.50	14.77	62	4	2.50	75.77
	8	1.00	119.00		8	1.00	58.95

4.1.2 发电机的有限元模型

以隐极式发电机 A1552 样机为例,进行有限元 建模。

本文利用有限元分析软件 ANSYS 建立了A1552 样机的整个横截面的二维有限元物理模型,见图 7。



图 7 发电机有限元物理模型

Fig.7 Finite element model of generator

在建立有限元模型时,作如下假定:

a. 不考虑位移电流和静态自由电荷,认为电位 移矢量随时间的变化率对曲面的积分为零,即电磁 场为似稳场;

b. 不考虑发电机的端部效应,认为磁场在 Z 轴 方向上分布均匀;

c. 忽略铁磁材料的磁滞效应,认为铁芯单向同性,具有单值的 *B*-*H* 曲线;

d.进行静态磁场分析,不考虑磁场随时间的变 化效应,如涡流等。

由于采用静态磁场分析,所以某时刻电机内的磁场视为恒定磁场,引入矢量磁位A表示磁通密度B, 根据亥姆霍兹定理,得:

R

$$= \nabla \times A \tag{20}$$

其中,∇为哈密尔顿算子。

对于 XY 坐标系内的二维平面场,设电流密度和 矢量磁位只有 Z 轴方向的分量,因而采用矢量磁位 Az 建立的发电机二维磁场的数学模型为:

$$\begin{bmatrix} \boldsymbol{\Omega} : \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{1}{\mu} \frac{\partial \boldsymbol{A}_{z}}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{1}{\mu} \frac{\partial \boldsymbol{A}_{z}}{\partial y} \right) = -\boldsymbol{J}_{z} \\ \boldsymbol{\tau} : \boldsymbol{A}_{z} = \boldsymbol{A}_{z0} \end{bmatrix}$$
(21)

其中, μ 为磁导率; J_Z 为电流密度的Z轴分量; A_{Z0} 为边界 τ 的已知值,符合第一类边界条件。考虑到铁芯磁导远大于空气磁导,认为几乎没有磁通穿过定子外表面,磁力线在定子外表面处与边界平行,即认为矢量磁位A沿铁芯表面切线方向没有变化,满足 $A_{Z0}=0$ 。

模型采用六节点的三 角形网格进行了智能剖 分,由于气隙内的磁场分布 情况是分析线圈耦合参数 的关键,为保证剖分密度, 将剖分起始位置设置在气 隙处。剖分后的模型如图 8所示。在所剖分的每一个 单元中,保存的材料磁导都 认为是固定不变的,所以每 一个单元都满足式(21)的



图 8 三角形剖分的有限 元模型 Fig.8 Finite element model meshed by triangle elements

Ω磁场描述。

4.1.3 有限元法分析不平衡磁拉力的步骤

采用有限元法分析短路故障下转子所受的不平 衡磁拉力的步骤如下:

a. 利用多回路法计算 A1552 样机联网负载条 件下发生转子匝间短路故障时的转子励磁电流、阻 尼电流和定子电枢电流等相关运行数据:

b.根据实际尺寸建立发电机的二维有限元物理 模型;

c. 将步骤 a 得到的运行数据导入步骤 b 建立的 有限元物理模型,计算发生匝间短路故障时发电机内 部电磁场,得到沿气隙圆周各个单元的磁密并保存;

d. 计算励磁绕组匝间短路故障发生时沿转子表 面各个单元所受的电磁力和整个转子所受的不平衡 磁拉力:

e. 改变转子位置,重复步骤 **c**、**d**,直到转子旋转一周为止。

另外,模型在气隙的中心位置设置了一条气隙 线,通过该气隙线将气隙分为定子气隙和转子气隙两 部分。通过对定、转子气隙分界线上的节点组成不 同的耦合点集,实现转子的自动旋转,而不需要修改 原始的物理模型。

4.2 解析模型计算和有限元计算结果的对比分析

通过建立发电机的数学模型和物理模型,并利用 解析模型计算和有限元计算 2 种方法,在转子发生匝 间短路时,求取了气隙磁密的分布情况和转子受到的 不平衡磁拉力,结果如图 9—13 所示。

图 9 为由解析模型计算和有限元计算 2 种方法 得到的同步发电机发生转子匝间短路故障时气隙磁





Fig.10 X-axial unbalanced magnetic pull of rotor during inter-turn short circuit



图 11 发生匝间短路故障时转子所受的 Y 轴向 不平衡磁拉力





图 12 发生匝间短路故障时转子所受不平衡 磁拉力的方向





Fig.13 Magnitude of unbalanced magnetic pull of rotor during inter-turn short circuit

密的分布情况,此时转子位置角 γ=0°;图 10 和图 11 分别为转子受到的不平衡磁拉力在 X 轴和 Y 轴 方向的分量;图 12 和图 13 分别为不平衡磁拉力的 方向和模值,可以看出此不平衡磁拉力与转子同步 旋转,转子旋转一周,其幅值周期性地变化 6 次。由 图 9—13 可以看出,利用 2 种方法得到的结果吻合 良好,验证了不平衡磁拉力解析计算模型的正确性。 此外,整个有限元计算过程耗时长达 2 h,而整个解 析模型计算过程仅耗时 1 min,充分证明了解析模型 计算相比于有限元计算耗时更短、效率更高。

4.3 不平衡磁拉力的影响因素分析

4.3.1 故障位置对不平衡磁拉力的影响

为研究不同的短路位置对转子受到的不平衡磁 拉力的影响,分别计算转子的 11'—55' 同心式线圈 分别发生 5 匝短路故障时转子受到的不平衡磁拉 力,计算时选取额定工况,转子位置角 γ=0°(下文相 同),结果如表4 所示。

由表 4 的结果可以看出,在短路匝数相同的前 提下,故障位置越靠近磁极大齿,即转子的 d 轴,转

表 4 不平衡磁拉力随短路位置的变化情况 Table 4 Variation of unbalanced magnetic pull along with short circuit location

短路位置	$F_{\rm UMP} / {\rm N}$	短路位置	$F_{\rm UMP} / {\rm N}$
11'	7.01×10^{3}	44'	6.54×10^{3}
22'	6.69×10^{3}	55'	5.78×10^{3}
33'	6.66×10^{3}		

子受到的不平衡磁拉力越大。

4.3.2 短路匝数对不平衡磁拉力的影响

为探讨短路匝数对不平衡磁拉力的影响,对 A1552 样机励磁绕组同心式线圈 11′发生不同匝数 的短路故障时转子所受到的不平衡磁拉力进行了计 算,结果如图 14 所示。



图 14 不平衡磁拉力随短路匝数的变化情况 Fig.14 Variation of unbalanced magnetic pull along with short circuit turns

由图 14 可见,在故障位置确定的前提下,短路 匝数和转子受到的不平衡磁拉力呈近似线性关系, 不平衡磁拉力的模值随着短路匝数的增加而增加。

5 结论

本文采用解析模型计算和有限元计算2种方法 对1对极隐极同步发电机发生励磁绕组匝间短路故 障进行计算,将2种方法得到的结果进行对比,验证 了本文所提解析模型计算的正确性和高效性。在此 基础上又对匝间短路故障位置和短路匝数等因素对 不平衡磁拉力的影响进行了分析,得出了以下结论:

(1)短路匝数相同的前提下,故障位置越靠近磁 极大齿,转子受到的不平衡磁拉力越大;

(2)故障位置确定的前提下,短路匝数和转子受 到的不平衡磁拉力呈近似的线性正相关关系。

本文研究将在一定程度上有助于改变大型汽轮 发电机转子匝间短路故障在线诊断中转子不平衡磁 拉力难以测量的问题,大幅提高匝间短路故障在线诊 断的效率。

参考文献:

[1] 郝亮亮,孙宇光,邱阿瑞,等.大型水轮发电机励磁绕组匝间短路的稳态故障特征分析[J].电力系统自动化,2011,35(4):40-45.
 HAO Liangliang,SUN Yuguang,QIU Arui,et al. The steady-state fault characteristics of large hydro-generator with inter-turn short circuit of field windings[J]. Automation of Electric Power Systems, 2011,35(4):40-45.

[2] 郝亮亮,孙宇光,邱阿瑞,等.同步发电机励磁绕组匝间短路时的 电磁转矩[J].电力系统自动化,2011,35(16):59-65.

HAO Liangliang, SUN Yuguang, QIU Arui, et al. Electromagnetic torque of synchronous generator with inter-turn short circuit in the field winding[J]. Automation of Electric Power Systems, 2011, 35 (16):59-65.

 [3] 郝亮亮,吴俊勇. 同步发电机匝间短路故障在线监测的研究评述 与展望[J]. 电力自动化设备,2013,33(9):144-150.
 HAO Liangliang,WU Junyong. Review and prospect of online

rotor inter-turn short-circuit monitoring for synchronous generator [J]. Electric Power Automation Equipment, 2013, 33 (9):144-150.

- [4] 张征平,刘石.大型汽轮发电机转子匝间短路故障在线诊断方法
 [J].电力自动化设备,2012,32(8):148-152.
 ZHANG Zhengping,LIU Shi. Online diagnosis of interturn short circuit for large turbine generator's rotor[J]. Electric Power Automation Equipment,2012,32(8):148-152.
- [5] BEHREND B A. On the mechanical force in dynamos caused by magnetic attraction[J]. Transactions of the American Institute of Electrical Engineers, 1900, XV II :613-633.
- [6] COVO A. Unbalanced magnetic pull in induction motors with eccentric rotors[J]. Transactions of the American Institute of Electrical Engineer, 1954, 73(2):1421-1425.
- [7] TENHUNEN A,HOLOPAINEN T P,ARKKIO A. Effects of satuation on the forces in induction motors with whirling cage rotor [J]. IEEE Transactions on Magnetics,2004,40(2):766-769.
- [8] TCNHUNEN A. Finite-element calculation of unbalanced magnetic pull and circulating current between parallel windings in induction motor windings non-unifom eccentricity motor [C] // Proceedings of Electromotion. Bologla, Italy: IEEE, 2011:1676-1682.
- [9] TCNHUNEN A, BENEDETTI T, HOLOPAINEN T P, et al. Electromagnetic forces in cage induction motors with rotor eccentricity [C] // Proceedings of IEEE IEMDC. Madison, USA: IEEE, 2003: 1616-1622.
- [10] 周理兵,马志云.大型水轮发电机不同工况下不平衡磁拉力[J]. 大电机技术,2002(2):26-29.
 ZHOU Libing,MA Zhiyun. Unbalanleed magnetic in large hydro-generator for different operating conditions[J]. Large Electric Machine and Hydraulic Turbine,2002(2):26-29.
 [11] 赵艳军,李永刚,武玉才,等.汽轮发电机转子匝间短路时转子
- 振动特性分析[J]. 华北电力大学学报,2008,35(9):16-21. ZHAO Yanjun,LI Yonggang,WU Yucai,et al. Analysis of rotor vibration characteristic for turbine generator rotor winding inter-turn short circuit fault[J]. Journal of North China Electric Power University,2008,35(9):16-21.
- [12] HAO Liangliang, SUN Yuguang, QIU Arui, et al. Steady-state calculation and online monitoring of interturn short circuit of field windings in synchronous machines [J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2012, 27(1):128-138.
- [13] HAO Liangliang,SUN Yuguang,QIU Arui. Analysis on the negative sequence impedance directional protection for stator internal fault of turbo generator [C] // Proceedings of the 13th International Conference on Electrical Machines and Systems. Incheon,South Korea: IEEE, 2010: 1421-1424.

第 36 卷

 [14] 孙宇光,郝亮亮,王祥珩.同步发电机励磁绕组匝间短路的数学 模型与故障特征[J].电力系统自动化,2011,35(6):45-50.
 SUN Yuguang,HAO Liangliang,WANG Xiangheng. Math model

and fault characteristics of field winding inter-turn short circuit of synchronous generator[J]. Automation of Electric Power Systems,2011,35(6):45-50.

- [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. Calculation of the multi-loop inductances for inter-turn short circuits of field windings in non-salient pole synchronous machines [J]. Automation of Electric Power Systems,2010,34(13):55-60.
- [16] 孙字光,王祥珩,桂林,等.同步发电机励磁绕组匝间短路的仿 真研究[J].电工电能新技术,2008,27(2):5-10.
 SUN Yuguang,WANG Xiangheng,GUI Lin,et al. Simulation research on inter-turn short circuits of field windings in synchronous machines[J]. Advanced Technology of Electrical Engineering and Energy,2008,27(2):5-10.
- [17] 郝亮亮. 同步发电机励磁绕组匝间短路故障计算及在线监测 [D]. 北京:清华大学,2012.

HAO Liangliang. Calculation and online monitoring of interturn short circuit of field windings in synchronous generator [D]. Beijing:Tsinghua University,2012.

[18] 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.

[19] 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. Steady-state currents harmonic characteristics of synchronous machine with inter-turn short circuits of field windings [J]. Proceedings of the CSEE,2010,30(33):51-57.

- [20] 郝亮亮,吴俊勇,陈占锋. 转子匝间短路故障对大型汽轮发电机 振动的影响机理[J]. 电力系统自动化,2014,38(4):25-31.
 HAO Liangliang,WU Junyong,CHEN Zhanfeng. Mechanism of effects of inter-turn short circuits in field windings on large turbogenerator vibration[J]. Automation of Electric Power Systems, 2014,38(4):25-31.
- [21] 郝亮亮,孙宇光,邱阿瑞,等. 隐极发电机励磁绕组匝间短路故障定位及短路匝数估算[J]. 中国电机工程学报,2011,31(21): 85-92.

HAO Liangliang, SUN Yuguang, QIU Arui, et al. Fault location and short circuit turns estimation of inter-turn short circuits of field windings in non-salient-pole synchronous generator [J]. Proceedings of the CSEE, 2011, 31(21):85-92.

[22]高景德,王祥珩,李发海,等.交流电机及其系统的分析[M].北 京:清华大学出版社,2005:5-6.

作者简介:



张广韬(1987—),男,河南许昌人,博士 研究生,主要研究方向为发电机故障分析与监 测、电力系统分析与控制(E-mail:13117364@ bjtu.edu.cn);

吴俊勇(1966—),男,湖北宜昌人,教 授,博士研究生导师,博士,主要研究方向为 电力系统分析与控制、智能电网、可再生能源 发电与并网、轨道电气化(E-mail:wujy@bjtu.

张广韬

edu.cn);

李 扬(1991—),男,山东淄博人,硕士研究生,主要研 究方向为发电机故障分析与监测、电力系统分析与控制(**E-mail**: 13121439@bjtu.edu.cn);

郝亮亮(1985—),男,山东烟台人,副教授,博士,通信作者, 主要研究方向为电力系统主设备保护与监测、电力系统分析与控制 (**E-mail**:llhao@bjtu.edu.cn)。

Analytic calculation model of unbalanced rotor magnetic pull for non-salient pole generator with rotor inter-turn short circuit

ZHANG Guangtao, WU Junyong, LI Yang, HAO Liangliang

(School of Electrical Engineering, Beijing Jiaotong University, Beijing 100044, China)

Abstract: The multi-loop method is applied to calculate the stator current and rotor current of non-salient pole generator with rotor inter-turn short circuit, based on which, the air-gap magnetic field during the fault is analyzed according to the actual formation of generator loops and the calculation model of air-gap magnetomotive force and flux density is deduced. The rotor unbalanced magnetic pull is obtained by solving the Maxwell stress integral. The rotor inter-turn short circuit test is carried out for a prototype generator with one pair of non-salient poles and the results show the correctness of the proposed calculation model. The results calculated by the proposed model are compared with the results of ANSYS simulation, which shows that, with shorter computation time, the proposed calculation model has higher efficiency.

Key words: electric generators; non-salient pole generator; rotor inter-turn short circuit; finite element model; unbalanced magnetic pull; fault diagnosis

136