

# 发电机转子振动与励磁电流正相关性研究

冯宇哲<sup>1</sup>, 盛隆<sup>2</sup>, 罗统领<sup>3</sup>, 王新<sup>4</sup>

1. 国网浙江省电力有限公司电力科学研究院, 浙江 杭州 310014;
2. 浙江浙能兰溪发电有限责任公司, 浙江 金华 321100;
3. 浙江浙能电力股份有限公司台州发电厂, 浙江 台州 318016;
4. 浙江浙能技术研究院有限公司, 浙江 杭州 311121)

**摘要:** 发电机转子绕组匝间短路和热不平衡故障, 均会形成转子振动与励磁电流的正相关性现象。为提高故障诊断的效率和准确性, 针对不同故障类型, 开展了正相关现象的特征研究, 分析了匝间短路故障转子径向不平衡电磁力和励磁电流的关系、励磁绕组温度的时域表达式和转子部件的热膨胀差, 说明了可以采用励磁电流不同变化方向下相关性程度比较的方法, 实现故障类型判断, 现场开展了两台发电机组的故障诊断, 返厂解体情况说明了分析方法的准确性。

**关键词:** 匝间短路; 热不平衡; 转子振动; 励磁电流; 正相关

**中图分类号:** TM307    **文献标识码:** A    **DOI:** 10.19457/j.1001-2095.dqed26487

## Research on the Positive Correlation Between Generator Rotor Vibration and Excitation Current

FENG Yuzhe<sup>1</sup>, SHENG Long<sup>2</sup>, LUO Tongling<sup>3</sup>, WANG Xin<sup>4</sup>

1. Zhejiang Electric Power Research Institute, Hangzhou 310014, Zhejiang, China;
2. Zhejiang Zheneng Lanxi Power Plant Co., Ltd., Jinhua 321100, Zhejiang, China;
3. Zhejiang Zheneng Taizhou Power Plant Co., Ltd., Taizhou 318016, Zhejiang, China;
4. Zhejiang Zheneng Technology Research Institute Co., Ltd., Hangzhou 311121, Zhejiang, China)

**Abstract:** The inter-turn short circuit fault and thermal imbalance fault of the generator rotor winding will both cause a positive correlation phenomenon between rotor vibration and excitation current. In order to improve the efficiency and accuracy of fault diagnosis, the research was conducted on the characteristics of the positive correlation phenomenon for different types of faults. The relationship between the electromagnetic force and excitation current of the rotor with inter-turn short circuit fault, the time-domain expression of the excitation winding temperature, and the thermal expansion difference of the rotor components were analyzed. It has been demonstrated that the method of comparing the correlation between vibration and excitation current in different directions of excitation current variation can be used to determine the type of fault. Two generator sets were diagnosed on site, and the dismantling situation after returning to the factory demonstrated the accuracy of the analysis method.

**Key words:** inter-turn short circuit; thermal imbalance; rotor vibration; excitation current; positive correlation

“双碳”背景下, 光伏、风电等新能源发电量持续升高, 灵活性运行已成为大型发电机组的常规运行方式<sup>[1]</sup>, 发电机在深度调峰、频繁启停、长期盘车等状态下运行, 转子励磁电流大范围变化, 转子线圈热胀冷缩频率明显升高, 转子绕组匝间短路等故障日趋增多<sup>[2]</sup>。

标准指出当转子振动与励磁电流存在明显正相关性时, 应分析转子匝间短路故障的可能性, 并开展检测<sup>[3]</sup>, 转子热不平衡故障同样会形成振动与励磁电流的正相关性现象<sup>[4]</sup>, 这两种故障的处理方式在成本和时间投入方面均存在明显差异。

**基金项目:** 国网浙江省电力公司科技项目(5211DS24000U)

**作者简介:** 冯宇哲(1989—), 男, 硕士, 高级工程师, 主要从事电力设备状态检测评价和技术监督工作, Email: 2855322133@qq.com

转子匝间短路故障停机试验方法中,直流电阻、交流阻抗和功率损耗等试验灵敏度较低,极间电压法和线圈电压法需在转子位于定子膛外时开展<sup>[5]</sup>;文献[6]采用重复脉冲法(repetitive surge oscilloscope, RSO),基于行波理论利用高频脉冲注入诊断故障,其检测灵敏度与转子绕组匝间短路故障位置相关,上述试验方法均难以实现对转子热不平衡故障的有效诊断。

转子匝间短路故障在线诊断方法中,文献[7]利用安装在定子铁心通风孔内的气隙磁场探测线圈,开展转子匝间绝缘状态的在线监测;匝间短路故障会改变气隙合成磁动势,可以通过监测轴电压的方法实现故障预警<sup>[8]</sup>;转子匝间短路故障发生后,同工况下励磁电流值升高,文献[9]在励磁电流增幅检测法的基础上,提出了励磁电流相对变化率的量化故障判据。对于转子热不平衡故障,上述方法可在转子线圈已发生明显顶匝变形的情况下预警故障,但难以实现与匝间短路故障的有效区分。

目前,转子热不平衡故障的主要诊断方法为:机组在停机状态下,对位于发电机定子膛外的转子,开展通风试验、转子水流量试验和转子端部护环内绕组的内窥镜检查等<sup>[10-11]</sup>。对于大型发电机组,检修策略通常在机组停机前已基本确定,当转子振动与励磁电流存在正相关性时,在运行状态下,实现故障类型的快速准确判断,并制定相应的检修计划,对合理控制成本和保障设备安全稳定运行具有重要意义。

针对转子匝间短路和热不平衡故障,本文开展了转子振动与励磁电流正相关现象的特征研究,分析了匝间短路故障转子径向不平衡电磁力和励磁电流的关系;求取了励磁绕组温度的时域表达式,并结合转子部件热膨胀差的计算,归纳了热不平衡故障的发展机理。文中进一步分析说明了可以通过等值增减励磁电流,并在励磁电流不同变化方向下比较相关性程度的方法,实现故障类型判定,现场开展了两台发电机组诊断,返厂解体情况说明了方法的有效性。

## 1 转子匝间短路故障

无故障发电机转子在结构和励磁电流等方面存在对称性,气隙合成磁通均匀分布,在平衡力作用下,转子振动幅值低。选择极对数为1的大型隐极同步发电机为典型研究对象,空载发电

机的磁场空间分布示意图如图1所示。

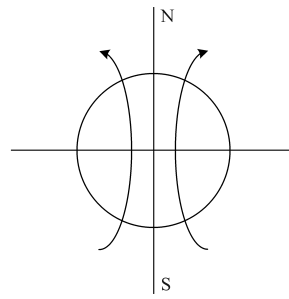


图1 磁场空间分布示意图

Fig.1 Schematic diagram of magnetic field spatial distribution

当发生转子金属性匝间短路故障时,转子有效励磁线圈匝数减少,气隙磁通分布发生畸变,当匝间短路点位于S极绕组时,空载发电机的磁场空间分布示意图如图2所示。

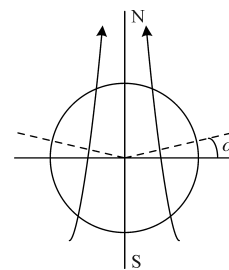


图2 转子匝间短路故障时磁场空间分布示意图

Fig.2 Schematic diagram of magnetic field spatial distribution during rotor inter-turn short circuit fault

S极绕组匝间短路故障后,N极绕组有效励磁匝数保持不变为 $N_n$ ,S极绕组有效励磁匝数降低为 $N_s$ ,两极绕组的励磁电流仍保持不变,空间内磁力线曲线为闭合状态,获得下式:

$$N_n(180^\circ - 2\alpha) = N_s(180^\circ + 2\alpha) \quad (1)$$

其中

$$\alpha = 90^\circ \frac{N_n - N_s}{N_n + N_s} \quad (2)$$

$(N_n - N_s)$ 为S极绕组的短路匝数。从式(1)和式(2)中可以发现,磁场分布的畸变程度主要由短路匝数占线圈总匝数的比例决定。

匝间短路故障对合成磁动势的影响可以等效为故障线圈在通过励磁电流的基础上叠加反向电流<sup>[12]</sup>,形成等效反向磁动势 $\mathcal{F}_r$ 。发电机并网运行状态下,合成磁动势 $\mathcal{F}_h$ 由励磁磁动势 $\mathcal{F}_f$ 、反向磁动势 $\mathcal{F}_r$ 和电枢反应磁动势 $\mathcal{F}_a$ 共同组成,如下式所示:

$$\mathcal{F}_h(\theta, t) = \mathcal{F}_f(\theta, t) + \mathcal{F}_r(\theta, t) + \mathcal{F}_a(\theta, t) \quad (3)$$

当发电机气隙均匀,忽略饱和因素,可以认为气隙磁导 $(1/R_m)$ 为常数,则气隙磁密 $B$ 如下式所示:

$$B = \mathcal{F}_h / R_m \quad (4)$$

并网运行的发电机,在发生转子匝间短路故障时,作用于转子的径向不平衡电磁力  $F$  如下式所示<sup>[13-14]</sup>:

$$F = \sqrt{F_x^2 + F_y^2} \quad (5)$$

其中

$$F_x = \frac{RL}{2\mu_0 \cdot R_m^2} \int_0^{2\pi} \mathcal{F}_h^2 \cdot \cos\theta d\theta \quad (6)$$

$$F_y = \frac{RL}{2\mu_0 \cdot R_m^2} \int_0^{2\pi} \mathcal{F}_h^2 \cdot \sin\theta d\theta \quad (7)$$

式中:  $F_x, F_y$  分别为径向不平衡电磁力  $F$  在  $x$  轴和  $y$  轴上的分力;  $\theta$  为转子机械旋转角;  $R$  为转子外径;  $L$  为转子有效计算长度。

当发电机无故障时,可以认为转子承受的不平衡电磁力基本为0,即应用麦克斯韦应力张量法计算,求得的积分结果为0,如下式所示:

$$\frac{RL}{2\mu_0 \cdot R_m^2} \int_0^{2\pi} (\mathcal{F}_f + \mathcal{F}_a)^2 \cdot \cos\theta d\theta = 0 \quad (8)$$

$$\frac{RL}{2\mu_0 \cdot R_m^2} \int_0^{2\pi} (\mathcal{F}_f + \mathcal{F}_a)^2 \cdot \sin\theta d\theta = 0 \quad (9)$$

励磁磁动势  $\mathcal{F}_f$ 、电枢反应磁动势  $\mathcal{F}_a$  和等效反向磁动势  $\mathcal{F}_r$  均可以分解为基波与高次谐波磁动势之和<sup>[15]</sup>。对于并网运行的发电机,电网母线电压稳定,可以认为发电机合成磁动势基波分量幅值  $\mathcal{F}_{h1}$  为常数<sup>[16]</sup>。对等效反向磁动势  $\mathcal{F}_r$  进行傅里叶分解,第  $n$  次分量为  $\mathcal{F}_m$ , 等效反向磁动势  $\mathcal{F}_r$  的表达式如下式所示<sup>[17]</sup>:

$$\mathcal{F}_r = \sum_{n=1}^{\infty} \mathcal{F}_m = I_f \cdot \sum_{n=1}^{\infty} k_m \cos[n(\theta - \phi)] \quad (10)$$

其中

$$k_m = \frac{-2N_d}{\pi} \frac{\sin\left[n\left(\frac{\pi - \gamma\pi + 2m\beta}{2}\right)\right]}{n} \quad (11)$$

式中:  $I_f$  为转子励磁电流;  $q_k$  为第  $k$  槽内的线圈导体匝数;  $\gamma$  为转子大齿对应的圆周角占圆周整体的百分比;  $N$  为转子每极绕组槽数;  $\beta$  为转子槽间角度;  $\phi$  为励磁磁动势与合成磁动势的夹角;  $m$  为匝间短路故障点所在的转子线圈槽数;  $N_d$  为故障线圈的短路匝数,  $N_d = N_n - N_s$ 。

从图1、图2可知,转子匝间短路故障后,在等效反向磁动势的作用下,磁场空间分布将发生畸变,磁感应强度在保持基波正弦信号特征的基础上,存在谐波信号的影响。根据式(3)、式(5)~

式(9)可知,并网运行的发电机在转子匝间短路故障状态下,合成磁动势的基波分量和等效反向磁动势谐波分量的相互作用,是转子径向不平衡电磁力形成的主要原因,在忽略高次谐波间相互影响的情况下,式(5)~式(7)可以变换为

$$F_x = I_f \cdot \frac{RL \cdot \mathcal{F}_{h1}}{2\mu_0 \cdot R_m^2} \cdot k_x \quad (12)$$

$$F_y = I_f \cdot \frac{RL \cdot \mathcal{F}_{h1}}{2\mu_0 \cdot R_m^2} \cdot k_y \quad (13)$$

$$k_x = \int_0^{2\pi} \sum_{n=2}^{\infty} k_m \cos n(\theta - \phi) \cdot \cos^2\theta d\theta \quad (14)$$

$$k_y = \int_0^{2\pi} \sum_{n=2}^{\infty} k_m \cos n(\theta - \phi) \cdot \cos\theta \sin\theta d\theta \quad (15)$$

$$F = I_f \cdot k_f = I_f \cdot \frac{RL \cdot \mathcal{F}_{h1}}{2\mu_0 \cdot R_m^2} \cdot \sqrt{k_x^2 + k_y^2} \quad (16)$$

当谐波次数  $n$  趋近于无穷时,式(11)中  $k_m$  的极限值为0,在式(14)~式(16)的计算过程中,只考虑10次内谐波的影响,当故障线圈短路匝数  $N_d$  保持不变时,  $k_x$  和  $k_y$  的平方和为固定值,并网运行的发电机发生转子匝间短路故障时,转子的径向不平衡电磁力  $F$  与励磁电流  $I_f$  的关系式如式(16)所示。

## 2 转子热不平衡故障

热传递的三种基本方式包括:热传导、热对流和热辐射,大容量发电机采用强迫对流散热的方式实现转子冷却<sup>[18]</sup>,当冷却介质流过固体表面,由于两者的温度不同,将形成热量交换,实现散热冷却,发电机转子冷却方式主要包括气隙取风、轴向通风和水内冷,分别如图3~图5所示。

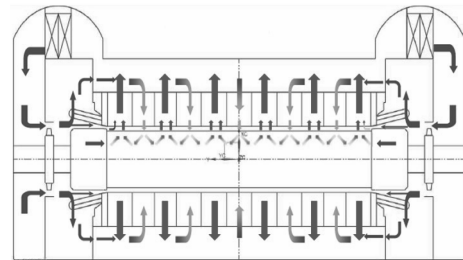


图3 气隙取风冷却示意图

Fig.3 Schematic diagram of rotor air gap intake cooling

对于转子绕组的对流散热过程,可以采用牛顿散热定律计算,如下式所示:

$$q_T = \alpha_T (T - T_0) \quad (17)$$

$$Q_T = \alpha_T S (T - T_0) \quad (18)$$

式中:  $q_T$  为热流密度,即热流与等温面面积的比值;  $Q_T$  为热流在单位时间内通过等温面的热量;

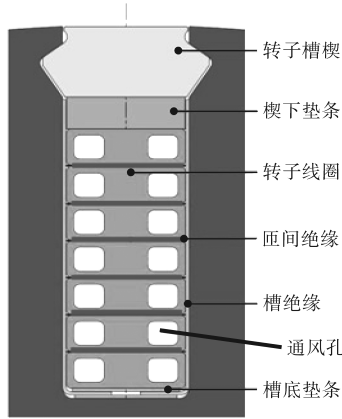


图4 轴向通风转子槽内结构示意图

Fig.4 Schematic diagram of the structure inside the axial ventilation rotor slot

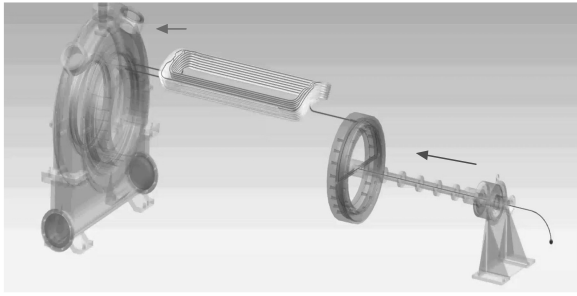


图5 水冷转子冷却示意图

Fig.5 Schematic diagram of water-cooled rotor cooling

$\alpha_T$ 为散热系数,表征材料的对流散热性能; $S$ 为与热流方向垂直的等温面面积; $T$ 为转子绕组温度; $T_0$ 为冷却介质温度。

发电机转子绕组的铜耗  $P_{cu}$  如下式所示<sup>[19]</sup>:

$$P_{cu} = I_f^2 R_0 [1 + \gamma(T - T_0)] \quad (19)$$

式中: $R_0$ 为转子绕组温度为  $T_0$ 时的电阻值; $\gamma$ 为转子绕组电阻的温度系数。

以转子绕组铜耗  $P_{cu}$  为主要内热源开展研究,忽略电枢反应磁动势  $\mathcal{F}_a$  的谐波分量在转子表面形成的损耗,转子绕组获得的热量  $\Delta Q$  计算如下式所示:

$$\Delta Q = (P_{cu} - Q_T) \Delta t \quad (20)$$

根据式(18)、式(19),可以将式(20)进一步变换为下式:

$$\frac{dQ}{dt} = k_T \frac{dT}{dt} = AT + B \quad (21)$$

其中

$$A = \gamma I_f^2 R_0 - \alpha_T S \quad (22)$$

$$B = I_f^2 R_0 - \gamma I_f^2 R_0 T_0 + \alpha_T S T_0 \quad (23)$$

式中: $k_T$ 为等效温度系数。

从式(21)和式(22)可知,励磁电流  $I_f$  的大小决定了励磁绕组温度的变化趋势,当  $A > 0$  时,励磁绕组

温度随时间上升。

当转子励磁电流  $I_f$  保持不变为常数时,可以获得转子绕组温度的时域表达式如下:

$$T = -C \exp\left(-\frac{\alpha_T S - \gamma I_f^2 R_0}{k_T} t\right) + T_\infty \quad (24)$$

其中

$$T_\infty = C + T_c \quad (25)$$

$$C = \frac{I_f^2 R_0}{\alpha_T S - \gamma I_f^2 R_0} \quad (26)$$

式中: $T_c$ 为  $t=0$  时的转子绕组温度,当转子励磁电流变化情况为从0提高到  $I_f$  时,  $T_c = T_0$ 。

上述转子绕组温度分析方法中,使用了等效温度系数  $k_T$  以实现简化计算,同时仅考虑了对流散热冷却过程,并忽略了转子铁心损耗、定子温度影响等因素,因此本方法仅适用于转子绕组温度的估算和变化趋势判断。

转子线圈在励磁电流热效应作用下将发生膨胀现象,转子各部件间热膨胀差形成的相对伸缩量计算公式如下式所示:

$$\Delta L_1 = \lambda_1 L (T_1 - T_0) - \lambda_2 L (T_2 - T_0) \quad (27)$$

式中: $\Delta L_1$ 为部件1相对部件2的伸长量; $\lambda_1, \lambda_2$ 分别为部件1和部件2对应材料的线性热膨胀系数; $L$ 为转子线匝长度; $T_1, T_2$ 分别为部件1和部件2的温度。

转子不同部件材料的典型热膨胀系数如下:铜及铜合金  $\approx 17 \times 10^{-6} \text{ K}$ ,碳素钢、合金钢  $\approx (8 \sim 14) \times 10^{-6} \text{ K}$ ,绝缘材料  $\approx 20 \times 10^{-6} \text{ K}$ 。

从式(27)和转子不同部件材料的典型热膨胀系数可知,温度变化差异等原因会造成热膨胀差的形成。转子热不平衡故障的原因主要分为转子线圈热膨胀受阻和冷却介质分布不均匀,转子锻件各向异性化问题目前已基本解决。转子滑移层损坏、槽楔松紧程度严重不均匀、楔垫条厚度严重不均匀等问题会影响线圈的膨胀过程,转子通风孔或水路堵塞将导致转子线圈局下部温升偏高,结合式(24)和式(27)可知,转子线圈在局部膨胀受阻或发热的作用下,将形成热膨胀不均匀现象,破坏转子对称性,造成转子振动幅值升高,影响机组正常运行。

### 3 诊断方法与现场案例

#### 3.1 相关性差异

由式(24)~式(26)可知,励磁电流  $I_f$  和绕组温

度初值  $T_c$  均对转子绕组温度存在影响,发电机励磁电流等值增减的工况下,励磁电流  $I_f$  与励磁绕组温度  $T$  的变化情况如表 1 所示。在  $(t_1+\Delta t_1)$  时刻,励磁电流由  $I_{f0}$  增加至  $I_{f1}$  并已保持一段时间;在  $(t_1+2\Delta t_1)$  时刻,励磁电流由  $I_{f1}$  降至  $I_{f0}$  并已保持一段时间。

表 1 转子绕组温度与励磁电流的变化情况

Tab.1 Changes in rotor winding temperature and excitation current

时间	励磁电流 $I_f/A$	转子绕组温度 $T/^\circ C$
$t_1$	$I_{f0}$	$T_1$
$t_1+\Delta t_1$	$I_{f1}=I_{f0}+\Delta I_{f0}$	$T_2$
$t_1+2\Delta t_1$	$I_{f0}$	$T_3$

表 1 中,转子绕组温度  $T_2, T_3$  计算如下:

$$T_2 = -C_2 \exp\left(-\frac{\alpha_T S - \gamma I_{f1}^2 R_0}{k_T} \Delta t_1\right) + C_2 + T_1 \quad (28)$$

$$T_3 = -C_3 \exp\left(-\frac{\alpha_T S - \gamma I_{f0}^2 R_0}{k_T} \Delta t_1\right) + C_3 + T_2 \quad (29)$$

$$C_2 = \frac{I_{f1}^2 R_0}{\alpha_T S - \gamma I_{f1}^2 R_0} \quad (30)$$

其中

$$C_3 = \frac{I_{f0}^2 R_0}{\alpha_T S - \gamma I_{f0}^2 R_0} \quad (31)$$

如式(26)所示,函数  $C$  为励磁电流  $I_f$  的增函数,由表 1 和式(28)~式(31)可知,等值增减励磁电流,工况结束时转子绕组温度高于工况起始时绕组温度,即

$$T_3 - T_1 > 0 \quad (32)$$

由式(27)、式(32)可知,对于存在热不平衡故障的转子,等值增减励磁电流,工况结束时转子线圈的热膨胀不均匀程度高于工况起始时,将导致转子振动幅值升高。

对于存在匝间短路故障的转子,由式(16)可知,径向不平衡电磁力  $F$  是励磁电流  $I_f$  的正比例函数,在忽略饱和因素且短路匝数为固定值时,式(16)中的  $k_f$  为常数,  $F$  的取值由  $I_f$  确定。等值增减励磁电流,  $F$  与  $I_f$  的变化情况如表 2 所示,工况 1 与工况 3 时,径向不平衡电磁力  $F$  相等。

表 2 径向不平衡电磁力与励磁电流的变化情况

Tab.2 Changes in radial unbalanced electromagnetic

force and excitation current		
工况	励磁电流 $I_f/A$	径向不平衡电磁力 $F/N$
1	$I_{f0}$	$k_f I_{f0}$
2	$I_{f0}+\Delta I_{f0}$	$k_f(I_{f0}+\Delta I_{f0})$
3	$I_{f0}$	$k_f I_{f0}$

发电机运行状态下,转子与轴瓦间存在油

膜,当不存在油膜振荡等故障时,转子振幅  $X$  与径向不平衡电磁力  $F$  成正比,如下式所示:

$$X = F \cdot (\mu/K_c) \quad (33)$$

$$\mu = 1/\sqrt{[1 - (\omega/\omega_n)^2]^2 + 4(\varepsilon\omega/\omega_n)^2} \quad (34)$$

式中:  $\mu$  为动态放大倍数;  $K_c$  为转子部件静刚度;  $\omega$  为径向不平衡电磁力  $F$  的频率;  $\varepsilon$  为阻尼系数;  $\omega_n$  为转子固有频率,大型发电机转子一阶和二阶临界转速均低于额定转速。

由式(16)、式(33)、式(34)可知,对于存在匝间短路故障的转子,等值增减励磁电流,工况结束时转子振动幅值和承受的不平衡电磁力均与工况开始时一致。

如前所述,针对转子振动与励磁电流存在正相关性的发电机,采用振幅变化量与励磁电流变化量之比,即  $|\Delta X|/|\Delta I_f|$  计算相关性,等值增减励磁电流,对于存在转子热不平衡故障的发电机,励磁电流上升阶段,振动与电流的相关性程度明显高于励磁电流下降阶段;对于存在转子匝间短路故障的发电机,励磁电流上升阶段振动与电流的相关性程度和电流下降阶段时基本一致。

### 3.2 故障案例

目前,多起故障案例记录了转子匝间短路故障时,转子振动与励磁电流的正相关性特征<sup>[20]</sup>,符合前文的分析结果,可以采用文中的分析方法判断故障类型。开展发电机组现场诊断,验证文中方法对转子热不平衡故障类型判断的有效性。

案例 1: 2023 年 2 月,汽轮发电机组运行过程中,发现转子振动随励磁电流增加而快速升高,其中 7 号瓦  $X$  方向的轴振幅值最大,故障发电机参数如下: 型号为 QFSN-660-2-22C,有功功率 660 MW,额定电压 22 kV,额定功率因数 0.9,额定转速 3 000 r/min,额定励磁电流 4 698 A,冷却方式为水氢氢。

采用 3.1 节中所述方法,分析振动与励磁电流的正相关性特征,励磁电流与 7 号瓦  $X$  方向轴振幅值数据如表 3 所示。

表 3 励磁电流与轴振的变化情况

Tab.3 Changes in excitation current and shaft vibration

工况	励磁电流 $I_f/A$	7 号瓦 $X$ 方向轴振 $\mu m$
1	3 700	43
2	4 496	80
3	3 900	78

大型发电机组在运行过程中受多种因素影响,励磁电流的下降将降低定子电压,考虑到厂

用电运行情况等因素,表3中工况1和工况3中的励磁电流并不完全一致,但均明显低于工况2中的励磁电流。

由表3可知,工况3时7号瓦X方向轴振幅值明显高于工况1时的数据,分别计算励磁电流上升和下降时的 $|\Delta X|/|\Delta I|$ ,可以明显发现励磁电流上升阶段相关性程度明显高于电流下降阶段,转子存在热不平衡故障。

机组停机后,开展包括RSO试验在内的各项匝间短路故障静态检测,试验结果均无异常,与前文所述一致。转子返厂后,拔出护环,可以发现转子绕组端部拐角处存在匝间绝缘移位和密封油轻微内渗的情况,如图6所示,转子线圈完全拆除后,未发现存在匝间短路点。

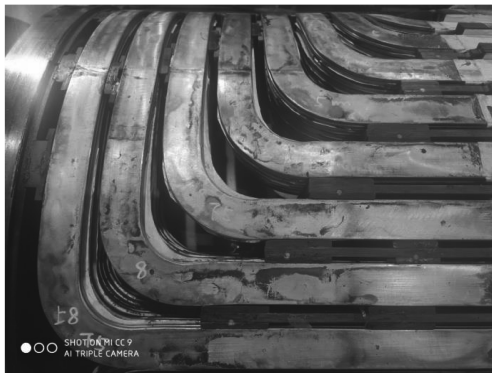


图6 转子绕组端部存在匝间绝缘移位现象  
Fig.6 Insulation displacement between turns at the end of the rotor winding

气体冷却转子(氢气或空气)的匝间绝缘为非连续拼接结构,在转子绕组端部R形拐角处,匝间绝缘存在拼接缝隙,对于存在热不平衡故障的转子,线圈不均匀热膨胀,匝间绝缘在不平衡力作用下,发生位置改变,形成转子绕组匝间绝缘的移位现象,同时匝间绝缘垫条位置的改变也将进一步破坏转子对称性,加剧转子绕组的热膨胀不均匀程度,设备解体情况说明了转子故障类型诊断准确。

案例2:2020年7月,汽轮发电机组启动过程中,转子磁场开关合闸后,转子振动迅速增加,进一步提高励磁电流,存在振动随励磁电流增加而升高的现象,其中6号瓦X方向的轴振幅值最大,发电机参数如下:型号为QFSN-330-2-20B,有功功率330 MW,额定电压20 kV,额定功率因数0.85,额定转速3 000 r/min,额定励磁电流2 221.45 A,冷却方式为水氢氢。

采用3.1节中的方法,分析振动与励磁电流

的正相关性特征,励磁电流与6号瓦X方向轴振幅值数据如表4所示。

表4 励磁电流与轴振的变化情况

工况	励磁电流 I/A	6号瓦X方向轴振/ $\mu\text{m}$
未并网	0	51
1	920	98
2	1 250	136
3	1 000	125

与案例1一致,表4中工况1和工况3中的励磁电流并不完全相同,但均明显低于工况2。由表4可知,工况3时6号瓦X方向轴振幅值明显高于工况1时的数据,分别计算励磁电流上升和下降时的 $|\Delta X|/|\Delta I|$ ,可以明显发现励磁电流上升阶段相关性程度明显高于电流下降阶段,转子存在热不平衡故障。

机组停机后,开展转子匝间短路故障的静态检测,RSO试验、交流阻抗与功率损耗试验、直流电阻试验、极间电压试验和线圈电压分布试验结果均无异常,与前文分析一致。

与案例1不同,本次故障中,气隙探测线圈波形法、励磁电流增幅法和轴电压数据等动态匝间短路检测方法,均显示转子存在动态匝间短路故障特征。

转子返厂解体,可以发现转子绕组端部存在明显的顶匝轴向膨胀变形现象,其中#4~#8号线圈变形最为严重,如图7所示,转子线圈完全拆除后,未发现存在短路故障点。



图7 转子绕组端部存在顶匝变形现象  
Fig.7 Top turn deformation phenomenon at the end of the rotor winding

运行状态下,由于励磁电流的作用,转子线圈的顶匝变形程度和膨胀不均匀现象将进一步

加剧,转子振幅增加,线圈顶匝变形将改变气隙合成磁通,呈现出动态匝间短路故障特征,设备解体情况说明转子故障类型诊断准确。

本次故障诊断中,如前文所述,运用现有试验和在线监测方法,易将转子故障类型判断为非金属性匝间短路故障,进而采取继续观察机组运行状态和定期开展停电试验的运检策略,可能造成故障进一步发展,形成转子绕组不同线圈间短路,对设备造成严重损坏。

两起案例中的发电机组运行时间均已接近20 a,发电机在设计阶段未考虑目前频繁启停和负荷大范围变化的运行状态。转子绕组端部固定结构示意图如图8所示,端部轴向和径向垫条均存在设计问题,无法满足转子线圈频繁膨胀收缩状态下的支撑要求,不适应当前发电机组灵活性运行的需要。优化转子绕组端部固定结构设计,增加端部垫条的长度和厚度,有效支撑端部线圈,提高绕组固定的可靠性,如图9所示,同时为保证转子线圈自由膨胀,增加了轴向弹性结构,如图10所示。

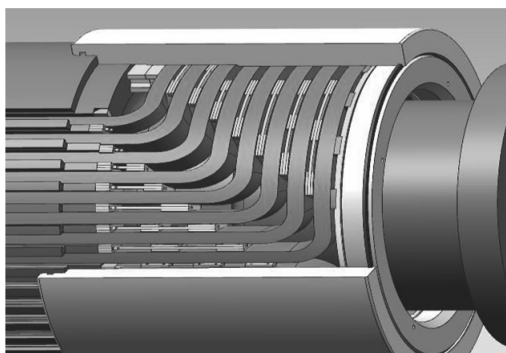


图8 故障转子绕组端部固定结构示意图

Fig.8 Schematic diagram of fixed structure at the end of the faulty rotor winding

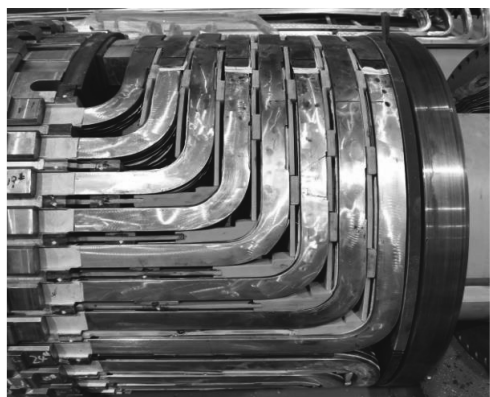


图9 优化后的转子绕组端部固定结构

Fig.9 Optimized rotor winding end fixing structure

目前,为进一步解决日益增多的转子热不平

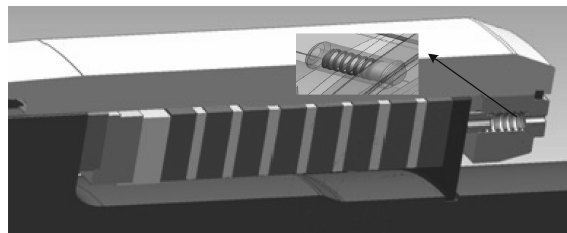


图10 转子轴向弹性结构示意图

Fig.10 Schematic diagram of rotor axial elastic structure

衡故障,各大电机厂分别采取了转子端部弹性结构优化,采用NOMEX纸和特氟龙喷剂优化滑移层,打磨顶匝线圈等多种方式,避免转子励磁电流频繁大范围调整工况下,转子热膨胀不均匀现象的发生。

## 4 结论

1)对于存在匝间短路故障的转子,开展了转子径向不平衡电磁力和励磁电流的关系研究,结合转子振幅和不平衡电磁力的关系,说明了等值增减励磁电流,励磁电流上升阶段振动与电流的相关性程度与下降阶段基本相等。

2)求取了转子绕组温度的时域表达式,结合转子部件热膨胀差的计算,说明了等值增减励磁电流,对于存在热不平衡故障的转子,励磁电流上升阶段振动与电流的相关性程度明显高于下降阶段。

3)通过两起现场故障诊断案例,说明了针对转子振动与励磁电流存在相关性的发电机,采用励磁电流不同变化方向下相关性程度比较的方法,可以用于现场故障类型的分析判断。

## 参考文献

- [1] 牟春华,居文平,黄嘉骊,等. 火电机组灵活性运行技术综述与展望[J]. 热力发电,2018,47(5):1-7.  
MU Chunhua, JU Wenping, HUANG Jiasi, et al. Review and prospect of technologies of enhancing the flexibility of thermal power units[J]. Thermal Power Generation, 2018, 47(5): 1-7.
- [2] 冯宇哲,罗统领,金泱,等. 一起RSO检测无效的大型隐极同步电机转子动态匝间短路故障检测与处理[J]. 大电机技术, 2023(2):30-34.  
FENG Yuzhe, LUO Tongling, JIN Yang, et al. Detection and treatment on a rotor windings dynamic inter-turn short circuit fault of large synchronous generator with invalid RSO detection [J]. Large Electric Machine and Hydraulic Turbine, 2023(2): 30-34.
- [3] 中国电力企业联合会. DL/T 1525—2016. 隐极同步发电机转子匝间短路故障诊断导则[S]. 北京:中国电力出版社, 2016.

2016.  
China Electricity Council. DL/T 1525—2016. Guide for detection of interturn short-circuit fault in cylindrical rotor of synchronous machines[S]. Beijing: China Electric Power Press, 2016.
- [4] 姜连轶. 转子线圈膨胀不畅导致的汽轮发电机振动突升问题研究[J]. 大电机技术, 2023(2):47-50.  
JIANG Lianyì. Research on sudden rise of vibration for turbo-generator caused by coil expansion failure[J]. Large Electric Machine and Hydraulic Turbine, 2023(2):47-50.
- [5] 郗常骥. 汽轮发电机故障实例与分析[M]. 北京: 中国电力出版社, 2002.  
XÍ Changjì. Examples and analysis of turbine generator faults [M]. Beijing: China Electric Power Press, 2002.
- [6] 凌霜寒, 黄立军, 米贤才, 等. 基于重复脉冲法的转子绕组匝间短路故障诊断[J]. 浙江电力, 2016, 35(8):42-45.  
LING Shuanghan, HUANG Lijun, MI Xiancai, et al. Diagnose of inter-turn short circuit fault of rotor winding based on recurrent surge oscilloscope[J]. Zhejiang Electric Power, 2016, 35(8):42-45.
- [7] ALBRIGHT D R. Interturn short-circuit detector for turbine generator rotor windings[J]. IEEE Transaction on Power Apparatus and Systems, 1971, 90(2):478-483.
- [8] 中国电器工业协会. GB/T 29626—2019. 汽轮发电机状态在线监测系统应用导则[S]. 北京: 中国电力出版社, 2019.  
China Electrical Equipment Industrial Association. GB/T 29626—2019. Guide of on-line condition monitoring system for turbine-generator[S]. Beijing: China Electric Power Press, 2019.
- [9] 李永刚, 李和明, 赵华. 汽轮发电机转子绕组匝间短路故障诊断新判据[J]. 中国电机工程学报, 2003, 23(6):112-116.  
LI Yonggang, LI Heming, ZHAO Hua. The new criterion on inter turn short-circuit fault diagnose of steam turbine generator rotor windings[J]. Proceedings of the CSEE, 2003, 23(6):112-116.
- [10] 中国机械工业联合会. JB/T 6228—2014. 汽轮发电机绕组内部水系统检验方法及评定[S]. 北京: 中国电力出版社, 2014.  
China Machinery Industry Federation. JB/T 6228—2014. Checking methods and evaluation of water circuit within the winding of turbo generator[S]. Beijing: China Electric Power Press, 2014.
- [11] 中国机械工业联合会. JB/T 6229—2014. 隐极同步发电机转子气体内冷通风道检验方法及限值[S]. 北京: 中国电力出版社, 2014.  
China Machinery Industry Federation. JB/T 6229—2014. Methods and limits for checking the direct gas ventilation cooling system of non-salient pole synchronous generator rotor[S]. Beijing: China Electric Power Press, 2014.
- [12] 武玉才, 李永刚, 李和明, 等. 机电复合故障下汽轮发电机转子振动特性分析[J]. 高电压技术, 2010, 36(11):2687-2692.  
WU Yucai, LI Yonggang, LI Heming, et al. Analysis of turbine generator rotor vibration characterisitc under electromechanical compound faults[J]. High Voltage Engineering, 2010, 36(11):2687-2692.
- [13] 邱家俊. 机电分析动力学[M]. 北京: 科学出版社, 1992.  
QIU Jiajun. Electromechanical analytical dynamics[M]. Beijing: China Science Publishing and Media Ltd., 1992.
- [14] 邱家俊. 机电耦联动力系统的非线性振动[M]. 北京: 科学出版社, 1996.  
QIU Jiajun. Nonlinear vibration of electromechanical coupled dynamic system[M]. Beijing: China Science Publishing and Media Ltd., 1996.
- [15] 汪耕, 李希明. 大型汽轮发电机设计、制造与运行[M]. 上海: 上海科学技术出版社, 2012.  
WANG Geng, LI Ximing. Design, manufacturing and operation of large steam turbine generators[M]. Shanghai: Shanghai Scientific and Technical Publishers, 2012.
- [16] 戈宝军. 电机学[M]. 北京: 中国电力出版社, 2012.  
GE Baojun. Electric Machinery[M]. Beijing: China Electric Power Press, 2012.
- [17] 武玉才, 李永刚, 冯文宗, 等. 汽轮发电机转子绕组短路产生的不平衡磁拉力研究[J]. 电机与控制学报, 2015, 19(3):37-44.  
WU Yucai, LI Yonggang, FENG Wenzong, et al. Analysis on unbalanced magnetic pull generated by turn-to-turn short circuit of rotor windings within turbine generator[J]. Electric Machines and Control, 2015, 19(3):37-44.
- [18] 魏永田, 孟大伟. 电机内热交换[M]. 北京: 机械工业出版社, 1998.  
WEI Yongtian, MENG Dawei. Heat change inside the motor [M]. Beijing: China Machine Press, 1998.
- [19] AGUIAR A B M, MERKHOUF A, AL-HADDAD K. A new approach for computation of magnetic core losses in large hydro electrical generator[C]//2013 39th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society, Australia, 2013.
- [20] 张征平, 刘石, 姚森敬, 等. 大型发电机转子故障分析与诊断[M]. 北京: 中国电力出版社, 2011.  
ZHANG Zhengping, LIU Shi, YAO Senjing, et al. Analysis and diagnosis of large generator rotor faults[M]. Beijing: China Electric Power Press, 2011.

收稿日期:2025-03-04

修改稿日期:2025-06-10