汽轮发电机定子绕组缺线圈运行时的负序过负荷保护分析

张琦雪[1],冯桂青[2],陈 俊[1],严 伟[1],沈全荣[1]

(1. 南京南瑞继保电气有限公司,江苏 南京 211102;2. 深圳能源集团股份有限公司,广东 深圳 518031)

摘要:一台缺线圈运行的汽轮发电机,实测有不超过 6.2 p.u. 的负序电流。为防止负序过电流损伤转子铁芯,需要定量评估电枢电流的影响。假设在故障相上增加一个"叠加绕组",采用叠加原理,分析并计算出电枢反应的反转基波磁动势与正序、负序电流之间的定量关系,进一步计算得到等效的负序电流。分析表明因绕组不对称,负序电流和正序电流都会产生反转的基波磁动势。对于这台发电机的负序过负荷保护,可适当降低长期允许负序电流值 $I_{2\infty}$ 至 8.5 p.u.,不必降低承受负序电流能力的常数 I_2^2t。

关键词:汽轮发电机;定子;负序过电流;过负荷保护;继电保护;定子绕组;叠加原理

中图分类号:TM 77 **文献标识码**:A DOI:10.3969/j.issn.1006-6047.2014.01.028

0 引言

众所周知,汽轮发电机有负序电流时,在负序磁场的作用下,实心转子表面将产生涡流损耗,严重时将损伤发电机转子铁芯。通过发电机负序能力稳态试验和暂态试验[1-4],或者有限元电磁场、温度场的分析计算[5-7],已能够较为准确地确定汽轮发电机稳态和暂态负序能力,也有学者采用阻尼参数模型分析计算转子上的负序损耗[8]。

国内 YT 电厂一台中等容量汽轮发电机,临时去除 B 相绕组匝间绝缘异常的 2 匝线棒后,发电机缺线圈运行,实测有负序电流,因电厂用户担心负序电流损伤发电机转子,需要评估电枢电流的影响。现场条件无法直接进行负序电流能力试验,而有限元仿真计算需要考虑三相绕组不对称,比较复杂。

本文提出简化计算方法评估电枢电流的影响,基本思路是假设在故障相上增加 1 个"叠加绕组",采用叠加原理,分析并计算出电枢反应的反转基波磁动势与正序、负序电流之间的定量关系,进一步计算得到等效的负序电流。因绕组不对称,正序电流也会产生反转的基波磁动势。通过定量估算,确定是否要降低长期允许负序电流值 $I_{2\infty}$ 和承受负序电流能力的常数 I_2^2t。

1 发电机参数及定子绕组缺线圈情况

1.1 发电机参数

定子绕组缺线圈运行的事故发电机为一台中等容量的汽轮发电机,型号为 QFW-6.8-2-10.5,基本参数如下:额定容量、电压分别为 6.8 MW、10.5 kV;额定功率因数为 0.8;定子绕组三相,每相 1 个分支,连接成 Y 形;定子槽数为 48;定子绕组线圈的节距 $y_1=19$;定子绕组线圈的极距 $\tau=24$;定子绕组连接方式为双层叠绕,60° 相带;定子绕组每槽导体数为 6,即定子绕组各线圈有 3 匝。

绕组连接编号形式为中性点→(线圈 1)→(线圈 2)→…→(线圈 N)→机端。每个线圈用 2 个槽号表示,形式为(上层导线槽号,下层导线槽号),上层导线槽号用正数,下层导线槽号用负数。具体连接的编号如下。

A 相:

U_2→(-34,05)→(-35,06)→(-36,07)→(-37,08)→(-38,09)→(-39,10)→(-40,11)→(-41,12)→U_2'→U_1'→(36,-17)→(35,-16)→(34,-15)→(33,-14)→(32,-13)→(31,-12)→(30,-11)→(29,-10)→U_1

B 相:

V_2→(-18,37)→(-19,38)→(-20,39)→(-21,40)→(-22,41)→(-23,42)→(-24,43)→(-25,44)→V_2'→V_1'→(20,-01)→(19,-48)→(18,-47)→(17,-46)→(16,-45)→(15,-44)→(14,-43)→(13,-42)→V_1

C 相:

W_2→(-02,21)→(-03,22)→(-04,23)→(-05,24)→(-06,25)→(-07,26)→(-08,27)→(-09,28)→W_2'→W_1'→(04,-33)→(03,-32)→(02,-31)→(01,-30)→(48,-29)→(47,-28)→(46,-27)→(45,-26)→W_1

1.2 定子绕组缺线圈情况

发电机经历过几次非同期并网的冲击,停机检查发现 B 相绝缘损伤,定子第 42 槽下层 2 根导体之间的绝缘损坏。按生产计划,急于恢复发电,没有足够的大修时间。考虑到故障匝数很少,去除故障匝后,对三相绕组的不平衡度影响很小,且发电机定子绕

收稿日期:2013-01-09;修回日期:2013-10-23

组为单 Y 接法，没有并联分支，不存在并联分支之间的环流，因此，临时将第 42 槽下层的 2 个故障匝切断隔离，保留剩下的 1 个线圈匝，仅用 2~3 d 的时间恢复了发电。

2　定子绕组缺线圈后空载电势的不平衡度

设定子绕组各线圈的基波感应电势大小相同，则根据绕组连接的关系，得到 B 相各线圈电势和相绕组电势的相量关系，如图 1 所示。

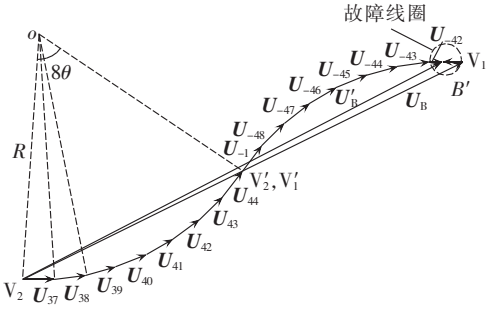


图 1 B 相线圈基波电势和相绕组基波电势

Fig.1 Coil fundamental voltage and winding fundamental voltage of phase B

图 1 中，槽距角 $\theta=7.5°$，各线圈电势的下标是线圈末端所在的定子槽号。由上述关系，可计算出 B 相绕组缺线圈前后的基波电势 $\boldsymbol{U}_{\mathrm{B}}$、$\boldsymbol{U}'_{\mathrm{B}}$。

$$\boldsymbol{U}_{\mathrm{B}}=(U_{\mathrm{m}}\mathrm{e}^{\mathrm{j}\varphi_{37}})\left(\sum_{k=0}^{7}\mathrm{e}^{kj\theta}+\sum_{k=7}^{0}\mathrm{e}^{kj\theta}\right) \tag{1}$$

$$\boldsymbol{U}'_{\mathrm{B}}=\boldsymbol{U}_{\mathrm{B}}-\frac{2}{3}(U_{\mathrm{m}}\mathrm{e}^{\mathrm{j}\varphi_{37}})\mathrm{e}^{\mathrm{j}0} \tag{2}$$

其中，U_{m} 是线圈基波电势的幅值，φ_{37} 是 B 相第 1 个线圈（线圈末端在第 37 号槽）基波电势 $\boldsymbol{U}_{37}$ 的相角。进一步计算得：

$$\frac{\boldsymbol{U}'_{\mathrm{B}}}{\boldsymbol{U}_{\mathrm{B}}}=96.11\%\,\mathrm{e}^{\mathrm{j}1.15°} \tag{3}$$

即 B 相电压幅值减少了 3.89%，相角向 A 相偏移了 1.15°。用负序电压与正序电压之比衡量三相电压的不平衡度，假设缺线圈前三相基波电势完全对称，大小相等，彼此互差 120°，则缺线圈运行后，三相电压的不平衡度为：

$$\frac{\boldsymbol{U}_2}{\boldsymbol{U}_1}=\frac{(\boldsymbol{U}_{\mathrm{A}}+\mathrm{e}^{\mathrm{j}240°}\boldsymbol{U}'_{\mathrm{B}}+\mathrm{e}^{\mathrm{j}120°}\boldsymbol{U}_{\mathrm{C}})/3}{(\boldsymbol{U}_{\mathrm{A}}+\mathrm{e}^{\mathrm{j}120°}\boldsymbol{U}'_{\mathrm{B}}+\mathrm{e}^{\mathrm{j}240°}\boldsymbol{U}_{\mathrm{C}})/3}=1.473\%\,\mathrm{e}^{-\mathrm{j}86.62°} \tag{4}$$

发电机组缺线圈运行后，实测了 2 组发电机空载电压，结果如表 1 所示。

由于实测的非故障相（A 相和 C 相）电压不完全相等，这里取 A 相和 C 相电压的平均值作为参考。

表 1 空载电压实测结果

Tab.1 Measured voltages without load

U_{A}/V	U_{B}/V	U_{C}/V	$2U_{\mathrm{B}}/(U_{\mathrm{A}}+U_{\mathrm{C}})$
4645	4515	4626	97.4%
6021	5857	6003	97.4%

实测结果 97.4% 与理论计算值 96.11% 比较接近。

3　负序电流的实测

发电机缺线圈情况下并网运行，三相绕组不对称，有负序电流产生。由于担心负序电流过大而损伤转子，现场对部分工况的负序电流 $\boldsymbol{I}_2$ 进行了实测，结果如表 2 所示。

表 2 负序电流实测结果

Tab.2 Measured negative-sequence currents

P/MW	$\boldsymbol{I}_{\mathrm{A}}$/A	$\boldsymbol{I}_{\mathrm{B}}$/A	$\boldsymbol{I}_{\mathrm{C}}$/A	$\boldsymbol{I}_2$/A
5.05	311.9∠−30.1°	280.9∠217.5°	331.2∠98.0°	28.81∠−108.8°
5.80	344.3∠−29.3°	313.6∠217.6°	363.6∠98.1°	28.82∠−108.4°
6.30	378.7∠−28.6°	349.3∠217.7°	399.5∠97.9°	28.60∠−110.1°

由表 2 可知，负序电流接近额定电流（467.4 A）的 6.2%。该负序电流虽然在国标允许的范围内，但是使发电机转子长期处于有涡流发热的状态，同时定、转子之间存在 2 倍频的电动力，可能引起定、转子铁芯的振动，存在潜在危害。

4　电枢反应反转磁动势的分析

4.1　电枢电流与反转磁动势的关系

用叠加原理分析电枢反应反转磁动势，仅分析基波。为不失一般性，假设 A 相绕组缺少了几匝。为了描述上的简洁，对于电压、电流、磁动势等，下文中如果没有特别说明，均指“时间基波”或“空间基波”。

假设有一个“叠加绕组”$A'X'$，该绕组放置在缺失的故障匝位置处。缺线圈运行时，A 相绕组等效为正常绕组 $\mathrm{U_2U_1}$ 与叠加绕组 $A'X'$ 相串联，绕组 $A'X'$ 流过 A 相电流后，产生相反的磁动势和电势，抵消正常绕组 $\mathrm{U_2U_1}$ 中对应的缺失的那几匝绕组的磁动势和电势，如图 2 所示。

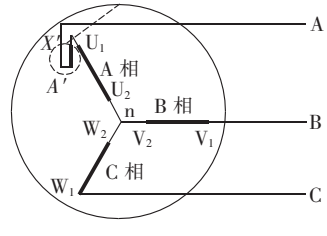


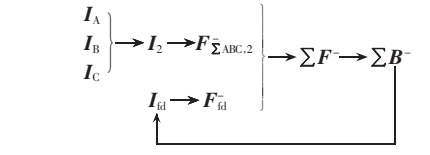
图 2 绕组叠加示意图

Fig.2 Schematic diagram of winding superposition

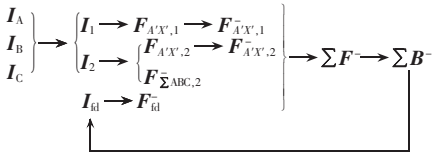
设定子绕组流过三相电流 $\boldsymbol{I}_{\mathrm{A}}$、$\boldsymbol{I}_{\mathrm{B}}$、$\boldsymbol{I}_{\mathrm{C}}$，用对称分量法，将电流分解成正序电流 $\boldsymbol{I}_1$ 和负序电流 $\boldsymbol{I}_2$；发电机中性点不接地或高阻抗接地，故忽略零序电流。

显然，正序电流 $\boldsymbol{I}_1$ 在正常三相绕组中不产生反转磁动势，负序电流 $\boldsymbol{I}_2$ 在正常三相绕组中产生反转磁动势 $\boldsymbol{F}_{\sum\mathrm{ABC},2}$。又因为 $\boldsymbol{I}_{\mathrm{A}}=\boldsymbol{I}_1+\boldsymbol{I}_2$，所以电流 $\boldsymbol{I}_1$ 和 $\boldsymbol{I}_2$ 流过叠加绕组 $A'X'$，并且分别在 $A'X'$ 上产生各自的脉振磁动势 $\boldsymbol{F}_{A'X',1}$ 和 $\boldsymbol{F}_{A'X',2}$。每个脉振磁动势可以分解

为大小相等、旋转方向相反的正转磁动势和反转磁动势，所以又有对应的反转磁动势 $\dot{\boldsymbol{F}}^-_{A'X',1}$ 和 $\dot{\boldsymbol{F}}^-_{A'X',2}$。所有反转磁动势 $\sum\dot{\boldsymbol{F}}^-$ 产生反转磁密 $\sum\dot{\boldsymbol{B}}^-$，反转磁密在励磁绕组上感应2倍频电流，并在实心转子上感应2倍频涡流，转子上等效的2倍频电流 $\dot{\boldsymbol{I}}_{fd}$ 同样产生反转磁动势 $\dot{\boldsymbol{F}}^-_{fd}$。综上所述，三相绕组对称和缺线圈的三相绕组不对称情况下，电流产生反转磁动势的示意图如图3所示。



(a) 三相绕组对称



(b) 三相绕组不对称(缺线圈)

图3 反转磁动势示意图

Fig.3 Schematic diagram of MMFs

从图3(b)可以看出，当定子绕组中没有负序电流时，正序电流也会因绕组不对称而产生少量的反转磁场。因此，对于三相绕组不对称的情况，仅用负序电流的大小估计转子涡流发热是不严格的。

4.2 电枢反应的反转磁动势的计算

以A相绕组 U_2U_1 的轴线 $+A$ 为基准位置，将定子内圆展开成一条直线，直线上的位置用空间电角度 α 表示。由电机学的知识可知，负序电流流过三相完整的绕组时，产生的脉振磁动势 f^-_A、f^-_B、f^-_C 都是 α 的函数：

$$\begin{cases} f^-_A=F^-_2\cos(\omega t+\varphi_2)\cos\alpha \\ f^-_B=F^-_2\cos(\omega t+\varphi_2+2\pi/3)\cos(\alpha-2\pi/3) \\ f^-_C=F^-_2\cos(\omega t+\varphi_2+4\pi/3)\cos(\alpha-4\pi/3) \end{cases} \tag{5}$$

其中，$F^-_2=\dfrac{4}{\pi}\dfrac{\sqrt{2}}{2}\dfrac{k_{dp1}NI_2}{P}$，是负序电流 $\dot{\boldsymbol{I}}_2$ 在相绕组上产生的脉振磁动势的幅值，N 为相绕组总匝数，k_{dp1} 为基波磁动势的绕组系数，P 为极对数，φ_2 为 $\dot{\boldsymbol{I}}_2$ 的相位角。

将三相磁动势合成反向旋转的磁动势，可得：

$$f^-_{\sum ABC,2}=f^-_A+f^-_B+f^-_C=\frac{3}{2}F^-_2\cos(\alpha+\omega t+\varphi_2)$$

将其表示成空间向量为：

$$\dot{\boldsymbol{F}}^-_{\sum ABC,2}=\frac{3}{2}F^-_2\mathrm{e}^{\mathrm{j}(\omega t+\varphi_2)} \tag{6}$$

设叠加绕组 $A'X'$ 的轴线位置为 $+A'$，相对于轴线 $+A$ 在空间上偏转的电角度为 β。电流 $\dot{\boldsymbol{I}}_A=\dot{\boldsymbol{I}}_1+\dot{\boldsymbol{I}}_2$ 流过叠加绕组 $A'X'$。正序电流 $\dot{\boldsymbol{I}}_1$ 在 $A'X'$ 上产生的脉振磁动势为：

$$f_{A'X',1}=F_{A'X',1}\cos(\omega t+\varphi_1)\cos(\alpha+\beta)$$

$f_{A'X',1}$ 的反转分量写成空间向量形式为：

$$\dot{\boldsymbol{F}}^-_{A'X',1}=\frac{F_{A'X',1}}{2}\mathrm{e}^{\mathrm{j}(\omega t+\varphi_1+\beta)} \tag{7}$$

其中，$F_{A'X',1}=\dfrac{4}{\pi}\dfrac{\sqrt{2}}{2}\dfrac{k_{A'X',dp1}N_{A'X'}I_1}{P}$，是电流 $\dot{\boldsymbol{I}}_1$ 在叠加绕组 $A'X'$ 上产生的脉振磁动势的幅值，$N_{A'X'}$ 是绕组 $A'X'$ 的匝数，$k_{A'X',dp1}$ 是基波磁动势的绕组系数，φ_1 是 $\dot{\boldsymbol{I}}_1$ 的相位角。如果叠加绕组只是一个集中线圈，则绕组系数中的分布系数为1，只有短距系数的影响。

类似地，负序电流 $\dot{\boldsymbol{I}}_2$ 在 $A'X'$ 上产生的脉振磁动势为：

$$f_{A'X',2}=F_{A'X',2}\cos(\omega t+\varphi_2)\cos(\alpha+\beta)$$

$f_{A'X',2}$ 的反转分量写成空间向量形式为：

$$\dot{\boldsymbol{F}}^-_{A'X',2}=\frac{F_{A'X',2}}{2}\mathrm{e}^{\mathrm{j}(\omega t+\varphi_2+\beta)} \tag{8}$$

其中，$F_{A'X',2}=\dfrac{4}{\pi}\dfrac{\sqrt{2}}{2}\dfrac{k_{A'X',dp1}N_{A'X'}I_2}{P}$，是电流 $\dot{\boldsymbol{I}}_2$ 在叠加绕组 $A'X'$ 上产生的脉振磁动势的幅值。

电枢反应的反转磁动势为：

$$\dot{\boldsymbol{F}}^-_{eq,2}=\dot{\boldsymbol{F}}^-_{A'X',1}+\dot{\boldsymbol{F}}^-_{A'X',2}+\dot{\boldsymbol{F}}^-_{\sum ABC,2} \tag{9}$$

5 负序过负荷保护

5.1 等效负序电流的计算

为防止转子表层因涡流而过热损伤，同步发电机都配置了负序反时限过负荷保护，该保护的动作特性大多采用负序过电流倍数与允许持续时间 t 的关系曲线：

$$t=\frac{C}{I^2_{2*}-I^2_{2\infty}} \tag{10}$$

其中，C 是转子表层承受负序电流能力的常数 I^2_2t，I_{2*} 是实测的负序电流标幺值，$I_{2\infty}$ 是发电机长期允许负序电流标幺值。

对于三相绕组对称的情况，用负序电流反映转子表层涡流，认为转子表层涡流正比于 $|\sum\dot{\boldsymbol{F}}^-|$，$|\sum\dot{\boldsymbol{F}}^-|$ 正比于 $|\sum\dot{\boldsymbol{F}}^-_{\sum ABC,2}|$，$|\dot{\boldsymbol{F}}^-_{\sum ABC,2}|$ 正比于 $|\dot{\boldsymbol{I}}_2|$。文献[9]实测结果指出，端部阻尼环中实测的涡流与定子负序电流成正比。

对于定子绕组缺线圈运行的情况，本文仍认为转子表层涡流正比于电枢反应反转磁动势 $|\dot{\boldsymbol{F}}^-_{eq,2}|$。因此可计算等效的负序电流：

$$\dot{\boldsymbol{I}}_{eq,2}=(\dot{\boldsymbol{F}}^-_{eq,2}/\dot{\boldsymbol{F}}^-_{\sum ABC,2})\dot{\boldsymbol{I}}_2$$

化简上式可得：

$$\begin{cases} \dot{\boldsymbol{I}}_{eq,2}=[\boldsymbol{K}(\hat{\boldsymbol{I}}_1/\hat{\boldsymbol{I}}_2+1)+1]\dot{\boldsymbol{I}}_2=\boldsymbol{K}\mathrm{e}^{\mathrm{j}2\varphi_2}\hat{\boldsymbol{I}}_1+(\boldsymbol{K}+1)\dot{\boldsymbol{I}}_2 \\ \boldsymbol{K}=\dfrac{k_{A'X',dp1}N_{A'X'}}{3k_{dp1}N_1}\mathrm{e}^{\mathrm{j}\beta} \end{cases} \tag{11}$$

其中，$\hat{}$ 表示共轭。

YT电厂缺线圈运行的发电机是B相缺线圈，将

原 ABC 三相看成 CAB 三相，应用上面的公式计算等效的负序电流。需要说明的是，以 B 相为参考计算出的正序电流或负序电流，和以 A 相为参考计算出的结果相比，大小不变，只是相位不同。

$$N_1=16\times3=48,\ N_{A'X'}=2,\ \beta=153.75°$$

$$K_{dp1}=k_{d1}k_{p1}=\frac{\sin\frac{8\theta}{2}}{8\sin\frac{\theta}{2}}\sin\left(\frac{19}{24}\frac{\pi}{2}\right)=0.9049$$

$$k_{A'X',dp1}=k_{A'X',d1}k_{A'X',p1}=1\times\sin\left(\frac{19}{24}\frac{\pi}{2}\right)=0.9469$$

其中，β 为图 1 中 $\boldsymbol{U}'_B-\boldsymbol{U}_B$ 与 $\boldsymbol{U}_B$ 之间的夹角。

按保守计算，等效负序电流的最大可能值为：

$$I_{eq,2}=\left|\boldsymbol{K}e^{j2\varphi_2}\hat{\boldsymbol{I}}_1+(\boldsymbol{K}+1)\boldsymbol{I}_2\right|\leqslant|\boldsymbol{K}|I_1+|\boldsymbol{K}+1|I_2=0.01435I_1+0.987I_2 \quad (12)$$

由于 β 不在 $-90°\sim90°$ 范围内，且 $|\boldsymbol{K}|<1$，所以，$|\boldsymbol{K}+1|<1$。式(12)反映了缺线圈后，负序电流在三相不对称绕组上产生的反转磁动势有所削弱，与此同时，正序电流会产生一部分反转磁动势。

5.2　参数 $I_{2\infty}$ 值与 I_2^2t 值的校核

为确保临时缺线圈运行的发电机不受负序电流的损害，一方面要密切关注发电机负序电流的大小，另一方面要重新校核负序过负荷保护定值。

经核查，原保护定值参照 DL/T684—1999《大型发电机变压器继电保护整定计算导则》，定值整定时，$I_{2\infty}$ 取 0.08 p.u.，I_2^2t 取 8 s，该参数是转子直接冷却的大型汽轮发电机的负序能力参数，用在这里是不对的。

YT 电厂这台发电机为中等容量汽轮发电机，转子冷却方式为间接空冷，转子线负荷低，其稳态和暂态负序能力都要超过直接冷却方式的大容量汽轮发电机的稳态和暂态负序能力。查阅早期相似机组的负序能力实验结果[10]，以及相关技术规程[11]，该发电机在不缺线圈的情况下，$I_{2\infty}$ 应该取 0.1 p.u.，I_2^2t 应该取 15 s。

对于临时缺线圈运行的发电机，如果采用微机保护装置，理论上完全可以参考式(11)计算等效的负序电流，进行负序过负荷保护。然而，发电机只是临时缺线圈运行，没有必要为此修改微机保护的计算程序。这里参照式(12)，定量估算，确定是否要降低 $I_{2\infty}$ 和 I_2^2t。

先研究 $I_{2\infty}$ 值。按发电机长期运行在额定负荷下估算，取 $I_1=1.0$ p.u.，$I_{eq,2}=0.1$ p.u.，则：

$$I_2\geqslant(I_{eq,2}-0.01435I_1)/0.987=0.0868\ \text{p.u.}$$

即实测的负序电流 I_2 超过 0.0868 p.u. 时，等效负序电流 $I_{eq,2}$ 就有可能超过 0.1 p.u.。保守起见，负序过负荷保护用到的参数 $I_{2\infty}$ 可取 0.085 p.u.。

再研究 I_2^2t 值。按发电机机端两相短路工况估算。因为定子绕组缺失的匝数很小，可粗略地认为发电机机端发生两相短路故障时，稳态正序电流与负序电流 $I_1=I_2=\frac{1}{X_1+X_2}$，其中 X_1 为直轴超瞬变抗，X_2 为负序电抗。参考式(12)，可知 $I_{eq,2}\leqslant1.00135I_2$，即两相稳态短路时，等效的负序电流 $I_{eq,2}$ 跟实测的负序电流 I_2 相当，不会更大。因此，参数 I_2^2t 可不变。暂态过程中直流分量有影响[6]，这里认为小匝数缺线圈的前后，直流分量影响变化不大。

实测结果为缺线圈运行的发电机负序电流在 0.062 p.u.以下，接近 0.08 p.u.。为确保机组不受伤害，需要注意：在运行中加强发电机铁芯温度、出口风温、轴承振动的监测；尽量降低励磁电流运行，以减轻转子的发热程度；向主机厂咨询确认该机组的转子表层负序电流承受能力(得到答复 $I_{2\infty}=0.1$ p.u. 已是较为安全的保守数据)；合理安排生产，尽快停机大修。

6　结语

本文针对一台实际缺线圈运行的发电机，提出简化计算方法，采用叠加原理，分析并计算了电枢反应的反转磁场磁动势与正序、负序电流之间的定量关系。缺线圈运行后三相绕组内部不对称，正序电流也会产生反转磁动势。通过定量计算，建议向下调整长期允许负序电流值，承受负序电流能力的常数则不需要改变。

这台发电机缺线圈运行了 4 个多月后，停机大修，经检查转子无损伤痕迹，彻底修复故障匝后，重新投入运行。

本文提出估算电枢电流对转子表层过负荷的影响的方法，有如下局限性：只分析了基波磁动势，没有计及谐波的影响；只适用于分析定子绕组为单 Y 结构的发电机。要想准确分析相关影响，还是应该借助有限元计算方法。

致　谢

笔者曾电话咨询东方电机股份有限公司高级工程师侯小全。东方电机有过处理该问题的经验：单 Y 绕组发电机匝间故障后，如果故障线圈很少，可以临时缺线圈、不对称运行；如果担心负序电流的影响，也可以临时将非故障相对应的绕组线圈隔离，使发电机定子三相绕组对称，当然最终还是要彻底修复电机绕组。特此致谢！

参考文献：

[1] 王名铎，赵子元. QFQ-50-2 型汽轮发电机负序电流能力的试验研究[J]. 电力技术，1983(3)：17-23.
WANG Mingduo，ZHAO Ziyuan. The research on negative sequence current capability of type QFQ-50-2 turbo-generator[J].

Power Technology,1983(3):17-23.
[2] 袁刚毅,曾文胜,彭平杰. QFQS-200-2 型汽轮发电机负序能力试验[J]. 大电机技术,1984(6):12-18.
YUAN Gangyi,ZENG Wensheng,PENG Pingjie. The test of negative sequence current capability of type QFQS-200-2 turbo-generator[J]. Large Electric Machine and Hydraulic Turbine,1984(6):12-18.
[3] NEIDHOEFER G J,SUBBARAO V S. Determination of negative-sequence resistance of turbo-generators from rated-frequency standstill tests[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion,1988,3(1):132-139.
[4] 徐照昌. QFSN2-200-2 型汽轮发电机负序能力的试验确定[J]. 大电机技术,1989(1):17-24.
XU Zhaochang. The negative sequence capability of QFSN2-200-2 type turbogenerator determined by test[J]. Large Electric Machine and Hydraulic Turbine,1989(1):17-24.
[5] SALON S J,SHAH M R,MONTGOMERY L W. Analysis and testing of negative sequence heating of turbine generator rotors [J]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems,1981,100(8):3940-3949.
[6] STURGESS J P,SANGHA P S,PRESTON T W. Comparison of finite element methods for turbine generator negative sequence performance prediction[C]// Fourth International Conference on Electrical Machines and Drives. London,UK:[s.n.],1989:106-110.
[7] 周光厚,侯小全. 东方 600 MW 汽轮发电机负序能力研究[J]. 东方电气评论,2004,18(1):20-23,30.
ZHOU Guanghou,HOU Xiaoquan. Research on negative sequence capacity of Dongfang 600 MW turbogenerator[J]. Dongfang Electric Review,2004,18(1):20-23,30.
[8] HAMMONS T J. Effect of load and damper modelling on evaluation of negative sequence capability of large generators[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion,1987,2(4):629-637.
[9] 周德贵. 汽轮发电机和水轮发电机负序能力的分析对比[J]. 东方电气评论,1990,4(3):141-153,159.
ZHOU Degui. Comparison between the negative phase sequence capability of turbogenerators and hydrogenerators[J]. Dongfang Electric Review,1990,4(3):141-153,159.
[10] 李德基,陈道莹. 对旋转电机国家标准有关汽轮发电机负序能力的意见[J]. 大电机技术,1985(5):16-18.
LI Deji,CHEN Daoying. Some opinions of the national standards on negative sequence current capability of rotational machines[J]. Large Electric Machine and Hydraulic Turbine,1985(5):16-18.
[11] 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局,中国国家标准化管理委员会. GB/T7064—2008 隐极同步发电机技术要求[S]. 北京:中国标准出版社,2008.
[12] HAMMONS T J. Comparison of losses and heating in generator rotors following severe supply system disturbances[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion,1990,5(4):703-712.
[13] ZHANG X P,CHEN H. Asymmetrical three-phase load-flow study based on symmetrical component theory[J]. IEE Proceedings-Generation,Transmission and Distribution,1994,141(3):248-252.
[14] USTA Ö,BAYRAK M,REDFERN M A. A new digital relay for generator protection against asymmetrical faults[J]. IEEE Transactions on Power Delivery,2002,17(1):54-59.
[15] NEIDHOEFER J,BOSE B N. Negative-sequence losses in solid rotors of turbo-generators and equivalent wave resistance[J]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems,1975,PAS-94(3):753-763.
[16] ARMOR A F. Transient,three-dimensional,finite-element analysis of heat flow in turbine-generator rotors[J]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems,1980,PAS-99(3):934-946.

作者简介:

张琦雪

张琦雪(1974-),男,江苏沭阳人,高级工程师,博士,从事电厂继电保护及自动化装置研发工作(**E-mail**:zhangqx@nari-relays.com);

冯桂青(1974-),男,海南儋州人,工程师,硕士,从事发电厂继电保护及自动化工作(**E-mail**:fengguiqing@sec.com.cn);

陈 俊(1978-),男,江苏姜堰人,高级工程师,硕士,从事电厂继电保护及自动化装置研发工作和技术管理工作(**E-mail**:chenj@nari-relays.com)。

Analysis of negative-sequence overload relay protection for turbine generator operating with asymmetrical stator windings

ZHANG Qixue[1],FENG Guiqing[2],CHEN Jun[1],YAN Wei[1],SHEN Quanrong[1]
(1. NARI-Relays Electric Co.,Ltd.,Nanjing 211102,China;
2. Shenzhen Energy Group Co.,Ltd.,Shenzhen 518031,China)

Abstract: A turbine generator temporarily operating with asymmetrical stator windings has measured negative-sequence current less than 6.2%. The effect of asymmetrical armature currents should be quantitatively evaluated to avoid the rotor damage caused by the negative-sequence overcurrent. A hypothetical superposing winding is added to the faulty phase and the superposition principle is used to analyze the quantitative relation between the contra-rotational fundamental MMF(Magnetic Motive Force) and the positive/negative sequence current. The equivalent negative-sequence current is then calculated. Analysis shows that,both negative and positive sequence currents contain MMF due to the asymmetrical stator windings. It is suggested that the $I_{2\infty}$ of the negative sequence overload relay protection for this generator be reduced to 8.5 p.u. while its I_2^2t kept.

Key words: steam turbine generator; stators; negative-sequence overcurrent; overload relay protection; relay protection; superposition principle