

DOI: 10.7652/xjtuxb201307015

大型二极汽轮发电机定子端部绕组共振的二重点理论

刘石¹, 仲继泽², 冯永新¹, 徐自力²

(1. 广东电网公司电力科学研究院, 510080, 广州;

2. 西安交通大学机械结构强度与振动国家重点实验室, 710049, 西安)

摘要: 为解决大型二极汽轮发电机定子端部绕组常出现的振动问题,建立了端部绕组的简化模型,采用有限元法计算了该结构的低阶模态,给出了端部绕组主振型的近似表达式;基于磁拉力的空间分布,通过振型叠加法推导出了端部绕组强迫振动响应的计算公式。研究发现,大型发电机端部绕组只有同时满足 2 个条件——磁拉力频率等于或接近端部绕组固有频率,主振型的周向行波数等于发电机的极数,才可能发生共振,简称为端部绕组共振的二重点理论。根据二重点理论,当额定工作转速为 3 000 r/min 的二极发电机定子端部绕组发生共振时,可以调整端部绕组的固有频率使其避开 100 Hz,也可以选择修改端部绕组的结构使其主振型中不再出现椭圆振型。

关键词: 大型汽轮发电机;定子端部绕组;振动;共振

中图分类号: TM301.4;O327 **文献标志码:** A **文章编号:** 0253-0987X(2013)07-0080-05

Two-Coincidence Condition of Resonance for Stator End Winding in Large Two-Pole Turbogenerator

LIU Shi¹, ZHONG Jize², FENG Yongxin¹, XU Zili²

(1. Electric Power Research Institute of Guangdong Power Grid Corporation, Guangzhou 510080, China; 2. State Key Laboratory for Strength and Vibration of Mechanical Structures, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

Abstract: To avoid usual vibration accidents of stator end winding in a large two-pole turbogenerator, a simplified model is established for the end wing, lower order modes of the structure are evaluated with finite element method, and approximate expressions of the main vibration modes are obtained. A formula for forced vibration response of the end winding to electric-magnetic excitation is derived by mode superposition. It is found that the resonance of end winding occurs only when the following two conditions are satisfied simultaneously: (1) the frequency of the electric-magnetic excitation equals to or approximates the natural frequency of the end winding; (2) the circumferential traveling-wave number of modes equals to the pole number of the generator. This is named as “two-coincidence condition” of resonance for end winding in large generators. According to the two-coincidence condition, one can choose adjusting the natural frequency of end winding far from 100 Hz, or modifying its structure to avoid the elliptical mode shape to prevent stator end winding of large two-pole turbogenerator with rating speed of 3 000 r/min from resonance.

Keywords: large two-pole turbogenerator; stator end winding; vibration; resonance

收稿日期: 2012-11-12。 作者简介: 刘石(1974—),男,教授级高级工程师;徐自力(通信作者),男,教授,博士生导师。 基金项目: 国家“863 计划”资助项目(2007AA04Z1A1)。

网络出版时间: 2013-04-15

网络出版地址: <http://www.cnki.net/kcms/detail/61.1069.T.20130415.0941.001.html>

结构振动问题在大型二极汽轮发电机中普遍存在。相对于电机的机座、定子铁心等结构,定子端部绕组的结构刚度偏低,所以端部绕组的振动问题最为突出。定子端部绕组的振动会引起线棒绝缘磨损、焊缝振裂等问题,进而导致定子绕组的短路和烧毁事故,造成整个发电机组的故障停机。例如:1998年,华北某电厂的 500 MW 汽轮发电机由于端部绕组振动引发了主绝缘磨损事故^[1];1997 年,沙角电厂 2 号 660 MW 机组的发电机由于端部绕组振动造成 C 相出线环形导线的绝缘磨损,导致了 1 m 环形导线烧熔事故^[2]。定子端部绕组受到的磁拉力随着发电机单机容量的增加而增加,端部绕组的振动问题也会更加突出。因此,研究大型二极汽轮发电机定子端部绕组在磁拉力作用下产生的振动,对电机的设计和运行维护具有重要意义。

国内外一些学者从实验和数值分析两个方面对二极汽轮发电机定子端部绕组的振动问题进行了研究。文献[3]给出了一种端部绕组振动幅值的预测方案,该方案能够根据开路和三相短路工况下端部绕组的振动情况,对额定功率条件下的端部绕组振动幅值做出预测。文献[4-7]通过实验模态分析方法得到了端部绕组的固有模态,实验测量结果表明端部绕组结构具有椭圆振型,当固有频率为 100 Hz 或在 100 Hz 附近时,端部绕组会产生幅度较大的椭圆振动并可能引发电机故障。文献[8]采用三维实体单元建立了端部绕组的有限元模型,计算了电机短路冲击下的端部绕组响应,计算结果与实验结果吻合良好。文献[9]建立了端部绕组的简化力学模型,通过实验的方法确定了简化模型的材料特性,并用此模型对端部绕组的固有模态和响应进行了计算。对于振动过大或发生振动事故的发电机端部绕组,目前多采用加固措施来提高端部绕组的刚度^[10],使其固有频率避开 100 Hz,从而达到控制端部绕组振动的目的,但加固造成端部绕组散热不畅,维修困难。从文献看,目前的研究主要集中于对端部绕组固有模态和响应的求解上,但是对端部绕组产生共振的机理研究较少。

为有效控制端部绕组振动,促进发电机向更大功率方向发展,有必要对端部绕组的共振机理进行研究。为此,本文计算了端部绕组的振动模态,推导出了端部绕组强迫振动响应的计算公式,研究了大型二极汽轮发电机端部绕组共振的条件,提出了共振的“二重点”理论。

1 端部绕组模态分析及主振型的近似表达

大型二极汽轮发电机定子端部绕组的形状、材料、结构等非常复杂,见图 1^[8]。绕组端部线棒伸出定子铁芯并向外圆倾斜 $20^\circ \sim 30^\circ$,形成一个圆锥面;支撑软管、可调节绑环、径向支撑环、绝缘楔块和绝缘螺栓等结构件以及绑带、适形材料(环氧树脂)等将伸出铁芯槽口的绕组端部固定在绝缘大锥环内;绝缘大锥环由周向支撑板支撑,支撑板固定于定子铁芯压圈上,使整个端部绕组成为一个牢固的整体。根据这一结构特征,可将端部绕组简化为均质连续的三维板壳组合结构,如图 2 所示。

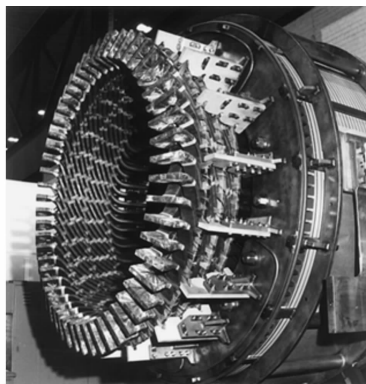


图 1 大型汽轮发电机定子端部绕组

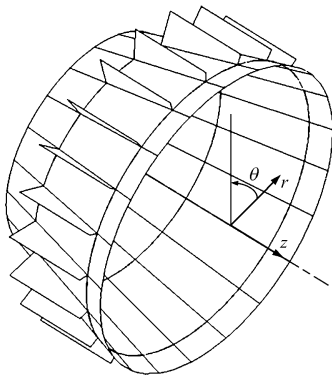
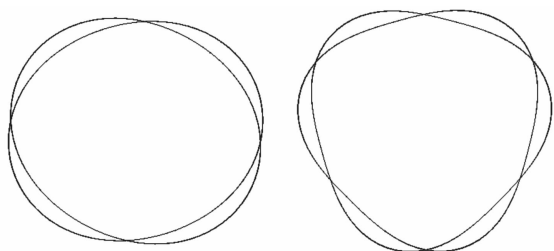


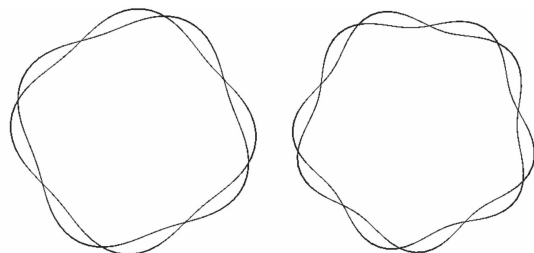
图 2 三维板壳组合结构

采用有限元法对某发电机端部绕组的固有模态进行计算,得到了端部绕组的各阶固有频率和主振型,如图 3 所示(为了便于观察端部绕组的主振型,仅画出了端部绕组主振型垂直于转子轴向的一个剖面)。从图 3 可以看到:第 1、2 阶主振型为椭圆型,周向行波数为 2,第 1、2 阶主振型沿周向相差 45° ;第 3、4 阶主振型为三瓣型,周向行波数为 3,两个主振型沿周向相差 30° ;第 5、6 阶主振型为四瓣型,周



(a)第1、2阶

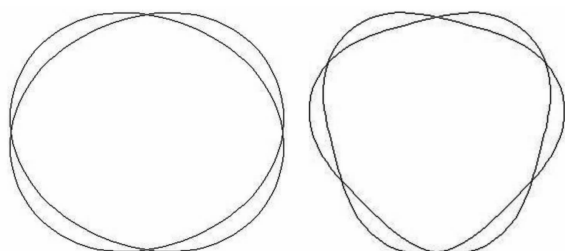
(b)第3、4阶



(c)第5、6阶

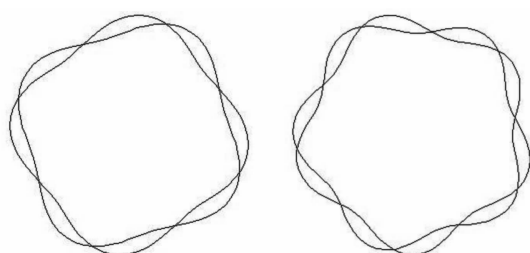
(d)第7、8阶

图3 端部绕组的计算主振型



(a)第1、2阶

(b)第3、4阶



(c)第5、6阶

(d)第7、8阶

图4 端部绕组的近似主振型

向行波数为4,两个振型沿周向相差 22.5° ;第7、8阶主振型为五瓣型,周向行波数为5,两个振型沿周向相差 18° 。如果记端部绕组某一固有频率对应的主振型周向行波数为 n ,那么相同固有频率下的另一阶振型与此主振型沿周向相差 $90^\circ/n$ 。

根据主振型的分布特征,可以用余弦函数来近似地表达主振型。设 i 为奇数,即 $i=1,3,5,7,\dots$,则端部绕组的第 i 阶主振型的周向行波数 $n=\frac{i+1}{2}+1$ 。第 i 阶主振型可以近似表示为

$$U_i = -R_i(z) \cos \left[\left(\frac{i+1}{2} + 1 \right) \theta \right] \quad (1)$$

式中: $R_i(z)$ 是关于坐标 z 的线性函数,表示端部绕组振动幅值沿轴向的分布; θ 表示端部绕组的周向角度,取值范围为 $[0, 2\pi]$ 。

设 i 为偶数,即 $i=2,4,6,8,\dots$,则端部绕组的第 i 阶主振型的周向行波数 $n=i/2+1$ 。第 i 阶主振型可以近似表示为

$$U_i = -R_i(z) \cos \left[\left(\frac{i}{2} + 1 \right) \left(\theta + \frac{\pi}{i+2} \right) \right] = R_i(z) \sin \left[\left(\frac{i}{2} + 1 \right) \theta \right] \quad (2)$$

根据式(1)、式(2),可以绘制出端部绕组的各阶近似主振型,见图4(图中仅画出了它们垂直于转子轴向的一个剖面)。对比图3和图4可以看出,端部绕组的近似主振型(图4)与端部绕组的计算主振型(图3)吻合较好。

2 端部绕组强迫振动响应的解析式及共振的“二重点”理论

二极汽轮发电机定子线圈的每个相带线圈数量多,导致定子绕组端部很长,当发电机运行时就会在端部绕组附近产生旋转的感应磁场。汽轮发电机转子的感应磁场也会在转子的端部(亦即定子的绕组端部)附近产生旋转磁场。转子和定子端部绕组附近产生的两个磁场叠加成一个合成的旋转磁场,而这部分磁场对发电没有作用,因此又称为漏磁场。

当发电机工作时,端部绕组中有电流通过,电流和旋转的漏磁场相互作用,使端部绕组受到旋转的磁拉力作用。定子端部绕组磁拉力的空间分布十分复杂,含有径向、周向、轴向3个方向的分量,其中径向分量的幅值大于其他分量的幅值^[3]。对端部绕组分别沿径向、周向、轴向施加单位作用力,进行3次静力分析,发现端部绕组产生的最大静变形比值为 $10:1:1$ 。由此可见,端部绕组在磁拉力作用下产生的变形主要是由磁拉力的径向分量引起的。因此,对端部绕组进行响应计算时,只考虑磁拉力的径向分量对端部绕组的作用。

大型二极发电机端部绕组磁拉力的径向分量沿绕组周向呈正弦分布,其近似表达式^[9]为

$$F_{r\theta} = F_A \sin(\omega t + 2\theta) \quad (3)$$

式中:下角标 r 表示径向分量; θ 为端部绕组的周向角,取值范围为 $[0, 2\pi]$; F_A 为磁拉力径向分量的幅值; ω 为转子转动的角频率。在某一确定时刻,例如

$t=t_0$ 时,根据式(3)绘出磁拉力径向分量沿周向的分布,如图 5 所示,可以看出磁拉力径向分量整体随着转子转动,在周向的分布具有周期对称性,磁拉力矢量末端连线近似为椭圆。当转子转速为 3 000 r/min,即转动频率为 50 Hz 时,定子端部绕组受到的磁拉力的频率将会是转速的 2 倍,即为 100 Hz。

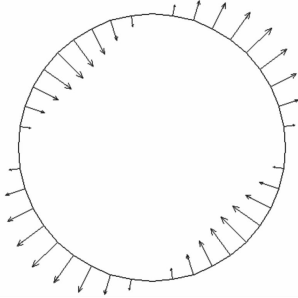


图 5 磁拉力径向分量沿周向的分布图

为得到完整的端部绕组磁拉力径向分量,必须考虑其沿轴向的分布情况。由美国西屋公司的计算结果^[9]可知,端部绕组的磁拉力径向分量沿轴向近似为线性分布,如图 6 所示。因此,端部绕组的磁拉力径向分量可以写成如下形式

$$F_r = R_{F0}(z)F_A \sin(\omega t + 2\theta) \quad (4)$$

式中: z 为端部绕组的轴向坐标; $R_{F0}(z)$ 为磁拉力径向分量沿轴向的分布函数。

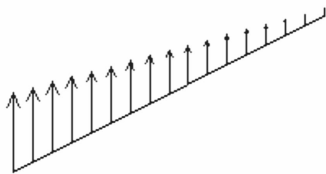


图 6 磁拉力径向分量沿轴向的分布

若固定 z 坐标的值,式(4)表征端部绕组磁拉力沿周向的分布(如图 5 所示);若固定 θ 坐标的值,则式(4)表征端部绕组磁拉力沿轴向的分布(如图 6 所示)。因此,式(4)能够完整地表征端部绕组磁拉力的空间分布。

将式(4)改写为

$$F_r = F_{r1} + F_{r2} \quad (5)$$

式中

$$\begin{cases} F_{r1} = R_F(z) \cos(2\theta) \sin(\omega t) \\ F_{r2} = R_F(z) \sin(2\theta) \cos(\omega t) \end{cases} \quad (6)$$

将定子端部绕组在磁拉力 F_{r1} 和 F_{r2} 作用下的振动响应进行合成,就可以得到端部绕组在磁拉力 F_r 作用下的振动响应。由模态叠加法^[11]可得到端部绕组在磁拉力 F_{r1} 、 F_{r2} 作用下的振动响应表达式

$$X_{F_{r1}} = \sum_{i=1}^{\infty} \left\{ \frac{U_i}{((1-\lambda_i^2)^2 + (2\zeta_i\lambda_i)^2)^{1/2}} \cdot \left[\int_0^{2\pi} \int_0^l R_F(z) \cos(2\theta) U_i dz d\theta \right] \sin(\omega t - \phi_i) \right\} \quad (7)$$

$$X_{F_{r2}} = \sum_{i=1}^{\infty} \left\{ \frac{U_i}{((1-\lambda_i^2)^2 + (2\zeta_i\lambda_i)^2)^{1/2}} \cdot \left[\int_0^{2\pi} \int_0^l R_F(z) \sin(2\theta) U_i dz d\theta \right] \cos(\omega t - \phi_i) \right\} \quad (8)$$

式中: $\lambda_i = \omega/\omega_i$ 为频率比; ζ_i 为相对阻尼系数; ϕ_i 为相位差。

当 i 为奇数时,式(7)中的积分项

$$\begin{aligned} & \int_0^{2\pi} \int_0^l R_F(z) \cos(2\theta) U_i dz d\theta = \\ & - \int_0^l R_F(z) R_i(z) dz \int_0^{2\pi} \cos(2\theta) \cos\left[\left(\frac{i+3}{2}\right)\theta\right] d\theta = \\ & - \frac{1}{2} \int_0^l R_F(z) R_i(z) dz \int_0^{2\pi} \left[\cos\left(\frac{1-i}{2}\right)\theta + \right. \\ & \left. \cos\left(\frac{7+i}{2}\right)\theta \right] d\theta \end{aligned} \quad (9)$$

当 $i=1$ 时,式(9)变为

$$\int_0^{2\pi} \int_0^l R_F(z) \cos(2\theta) U_i dz d\theta = - \pi \int_0^l R_F(z) R_1(z) dz \quad (10)$$

当 i 为奇数但 $i \neq 1$ 时,式(9)左边的积分项

$$\int_0^{2\pi} \int_0^l R_F(z) \cos(2\theta) U_i dz d\theta = 0 \quad (11)$$

当 i 为偶数时,式(7)中的积分项

$$\begin{aligned} & \int_0^{2\pi} \int_0^l R_F(z) \cos(2\theta) U_i dz d\theta = \frac{1}{2} \int_0^l R_F(z) R_i(z) dz \cdot \\ & \int_0^{2\pi} \left[-\sin\left(1 - \frac{i}{2}\right)\theta + \sin\left(3 + \frac{i}{2}\right)\theta \right] d\theta = 0 \end{aligned} \quad (12)$$

从式(10)~式(12)的积分结果可以看出:当 $i=1$ 时,积分项不等于 0;当 $i \neq 1$ 时,积分项等于 0。这是由磁拉力 F_{r1} 的空间分布和端部绕组的主振型 U_i 具有正交性造成的。

将式(10)~式(12)代入式(7),得到端部绕组在磁拉力 F_{r1} 作用下的响应表达式

$$\begin{aligned} X_{F_{r1}} = & - \frac{\pi U_1 \int_0^l R_F(z) R_1(z) dz}{((1-\lambda_1^2)^2 + (2\zeta_1\lambda_1)^2)^{1/2}} \sin(\omega t - \phi_1) = \\ & \frac{\pi R_1(z) \int_0^l R_F(z) R_1(z) dz}{((1-\lambda_1^2)^2 + (2\zeta_1\lambda_1)^2)^{1/2}} \cos(2\theta) \sin(\omega t - \phi_1) \end{aligned} \quad (13)$$

从式(13)可以看到:磁拉力 F_{r1} 仅能给第 1 阶主振动输入能量,使第 1 阶固有振动有发生共振的可能;即使激振频率等于其他阶固有频率,磁拉力也不

会对其他主振动输入能量,因此不会和其他阶固有振动发生共振。

同理,对于式(8)中的积分项:

当 $i=2$ 时

$$\int_0^{2\pi} \int_0^l R_F(z) \sin(2\theta) U_i dz d\theta = \pi \int_0^l R_F(z) R_2(z) dz \neq 0 \quad (14)$$

当 $i \neq 2$ 时

$$\int_0^{2\pi} \int_0^l R_F(z) \cos(2\theta) U_i dz d\theta = 0 \quad (15)$$

所以,磁拉力 F_{r2} 的空间分布和端部绕组的主振型 U_i 也具有正交性。

将式(14)和式(15)代入到式(8)中,得到端部绕组在磁拉力 F_{r2} 作用下的响应表达式

$$X_{F_{r2}} = \frac{\pi U_2 \int_0^l R_F(z) R_2(z) dz}{((1-\lambda_2^2)^2 + (2\zeta_2 \lambda_2)^2)^{1/2} \cos(\omega t - \phi_2)} = \frac{\pi R_2(z) \int_0^l R_F(z) R_2(z) dz}{((1-\lambda_2^2)^2 + (2\zeta_2 \lambda_2)^2)^{1/2} \sin(2\theta) \cos(\omega t - \phi_2)} \quad (16)$$

从式(16)可以看到:磁拉力 F_{r2} 仅能给第2阶主振动输入能量,使第2阶固有振动有发生共振的可能;即使激振频率等于其他阶固有频率,磁拉力也不会对其他主振动输入能量,因此不会和其他阶固有振动发生共振。

端部绕组的第1、2阶模态振型均为椭圆振型,具有相同的固有频率,因此式(12)和式(13)中 $\lambda_1 = \lambda_2, \zeta_1 = \zeta_2, \phi_1 = \phi_2$, 另外还有 $R_1(z) = R_2(z)$, 所以端部绕组在磁拉力 F_r 作用下的响应表达式为

$$X = X_{F_{r1}} + X_{F_{r2}} = \frac{\pi R_1(z) \int_0^l R_F(z) R_1(z) dz}{((1-\lambda_1^2)^2 + (2\zeta_1 \lambda_1)^2)^{1/2} \sin(\omega t + 2\theta - \phi_1)} \quad (17)$$

在通常情况下,当激振频率等于固有频率,即 $\omega = \omega_i (\lambda_i = 1)$ 时,结构就会发生共振。但是,对二极发电机端部绕组的振动响应进行计算后发现,仅当磁拉力的频率等于端部绕组的固有频率,且主振型的周向行波数为2时,才可能发生共振。因此,当磁拉力的频率等于端部绕组的固有频率,但主振型的周向行波数不为2时,端部绕组将不会发生共振。二极发电机端部绕组共振的条件为

$$\omega = \omega_i, \quad \text{且 } n = 2$$

式中: ω 为磁拉力的频率; ω_i 为端部绕组的固有频率; n 为端部绕组主振型的周向行波数。

综上所述,对于一工作转速为3 000 r/min的二极发电机而言,仅当端部绕组的固有频率等于或者接近100 Hz,且端部绕组主振型的周向行波数等于2时,端部绕组才会发生共振,即当且仅当端部绕组主振型中的椭圆振型的固有频率为100 Hz时,端部绕组才会发生共振,且振动形式为椭圆振动。因此,为了有效地控制端部绕组的振动,可以调整端部绕组的固有频率使其避开100 Hz,也可以修改端部绕组的结构,使其主振型中不再出现椭圆振型。

3 结 论

本文对大型二极汽轮发电机定子端部绕组的强迫振动进行了分析,发现当端部绕组的某阶固有频率等于或接近磁拉力频率,且该主振型的周向行波数等于发电机极数时,端部绕组才会发生共振,本文称之为“二重点”理论;揭示了二极发电机端部绕组出现椭圆型振动的机理。根据“二重点”理论,当二极发电机定子端部绕组发生共振时,可以调整端部绕组的固有频率使其避开100 Hz,也可以选择修改端部绕组的结构使其主振型中不再出现椭圆振型。本文的研究可应用于大型二极汽轮发电机端部绕组的振动设计、运行和维护。

参考文献:

- [1] 白亚民. 发电机定子绕组端部动态特性试验的实践意义和标准掌握 [J]. 电力设备, 2003, 4(1): 56-59.
BAI Yamin. Practical significance and standards of dynamic characteristic test for generator stator end windings [J]. Electric Equipment, 2003, 4(1): 56-59.
- [2] 周尚礼, 杨楚明, 陈强, 等. 大型汽轮发电机定子绕组端部振动特性测试技术的应用与分析 [J]. 广东电力, 2000, 13(5): 35-37.
ZHOU Shangli, YANG Chuming, CHEN Qiang, et al. Application and analysis of vibration test technology of large turbo-generator end-winding [J]. Guangdong Electric Power, 2000, 13(5): 35-37.
- [3] PATEL M R, BUTLER J M. End-winding vibrations in large synchronous generators [J]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, 1983, PAS-102(5): 1371-1377.
- [4] SEWAK R, RANJAN R, KUMAR V. Experimental modal analysis of stator overhangs of a large turbogenerator [J]. Energy and Power Engineering, 2011, 3: 221-226.

(下转第113页)