

水轮发电机电磁振动及噪声的分析和改造

梁宇强

(东方电气东方电机有限公司, 四川 德阳 618000)

摘要: 针对福建 G 电站投运后发电机出现的振动大、噪声高的问题, 从电磁振动的基本原理出发, 分析了引起电磁振动的力波波谱, 计算了电磁振动的幅值, 得出了原有设计分数次谐波含量过高、定子铁心轭部过小是产生电磁振动超标的根本原因; 同时, 根据分析结果提出了相应改造措施。改造后的定子大幅度地消除了电磁振动与噪声。

关键词: 水轮发电机; 电磁振动; 噪声; 谐波分析; 改造

中图分类号: TM312 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2018)01-0070-04

DOI:10.16527/j.cnki.cn51-1315/tm.2018.01.016

Analysis on Electromagnetic Vibration and Noise of Hydraulic Turbine and Its Technical Reform

Liang Yuqiang

(Dongfang Electric Machinery Co., Ltd., Deyang 618000, Sichuan, China)

Abstract: Aiming at the excessive vibration and intensive noise of Fujian G power station, the force wave spectrum which causes electromagnetic vibration is analyzed based on the basic electromagnetic vibration theory, and the vibration amplitude is calculated. The research shows that the fundamental reason that causes the vibration is the excessive harmonic and small size of stator core yoke. According to the analysis results, the corresponding reform measures are proposed. The electromagnetic vibration and noise are reduced obviously after the technical reform.

Key words: hydraulic turbine; electromagnetic vibration; noise; harmonic analysis; technical reform

0 引言

福建 G 电站为贯流式水电站, 装有两台国内某公司供货的单机容量 21 MW 的灯泡贯流式水轮发电机组。其 1 号机和 2 号机分别于 2007 年 7 月和 10 月建成投产。两台机投运以后, 均存在较为严重的振动及噪声问题。对原设计气隙中谐波的力波波谱进行分析, 得出定子 16、40、64 对极反转磁场与转子基波磁场相互作用产生的力波是产生 100 Hz 振动的主要原因; 定子 376 对极反转磁场(一阶齿谐波)与转子 352 对极磁场(11 次谐波), 以及定子 440 对极正转磁场(一阶齿谐波)与转子 416 对极磁场(13 次谐波)相互作用产生的力波, 是产生 600 Hz 电磁振动的主要原因。根据上述分析结果, 通过重新选择槽数对两台机的定子进行了改造, 1 号机已于 2015 年 3 月投入运行。改造后的发电机彻底消

除了原有电磁振动和噪声, 定子运行温度也较改造前有所降低, 改造效果突出。

1 原发电机参数

原发电机参数如表 1 如示。

2 存在的问题

G 电站机组投运后, 出现了较大的噪声和振动。人站在封水盖板上能够明显听到机组发出“嗡嗡”的高频声响, 且有脚麻的感觉, 其中 1 号机噪声明显比 2 号机大。

经对 1 号机噪声测试表明, 噪声中心频率为 630 Hz, 且随运行负荷增加而逐步增大, 其现场测量值均在 100 dB 以上, 远超过国家混频标准 85 dB, 比同类型大 10 ~ 20 dB 以上, 其中 1 号机灯泡头入口

处测量得中心频率为 100 Hz 的噪声达 119.8 dB。

振动测试结果表明,带负荷工况下机座径向振动的主要频率为 100 Hz 和 600 Hz。其中 100 Hz 振动在灯泡头处其振动加速度测量值为 0.954 m/s^2 , 是同类型电站机组测量值 0.11 m/s^2 的 8~9 倍; 600 Hz 振动加速度测量值 2.29 m/s^2 , 是同类型(福建 D 电站为 0.328 m/s^2) 的 6~7 倍。

表1 原发电机参数

名称	参数
型号	SFW21-64/6450
额定容量/MVA	23.33
额定功率/MW	21
额定电压/V	10 500
额定功率因数	0.9
额定励磁电压/V	212
额定励磁电流/A	800
额定频率/Hz	50
定子铁心内径/mm	Φ6 000
定子铁心外径/mm	Φ6 450
定子铁心长度/mm	1 200
定子槽数	408
每极每相槽数	2 + 1/8

3 定子铁心电磁振动分析

3.1 力波波谱分析

电磁噪声本质上是由电磁振动引起的。在分析电磁振动之前,这里首先对磁场中的力波进行分析。

对于 $q = b + c/d$ 的三相分数槽绕组,其中电枢反应磁场谐波极对数为 $v_1 = (6k_1/d + 1)P$ ($k_1 = 0, \pm 1, \pm 2, \dots$),其中负号表示反转磁场;对于转子磁场,由于磁极的对称性,其磁场只存在奇次谐波,其谐波极对数为 $v_2 = (2k_2 + 1)P$ ($k_2 = 0, 1, 2, \dots$)。

根据定子铁心振动的一般规律,当极对数为两个磁场相互作用时,产生的力波的节点对数及力波频率如表 2 所示。

表2 不同极对数谐波对应的力波特性

谐波磁场极对数	磁场旋转方向	力波节点对数 M	力波频率 f/Hz
v_1, v_2	同转向	$v_1 - v_2$	$f_{v1} - f_{v2}$
		$v_1 + v_2$	$f_{v1} + f_{v2}$
v_1, v_2	反转向	$v_1 - v_2$	$f_{v1} + f_{v2}$
		$v_1 + v_2$	$f_{v1} - f_{v2}$

力波节点对数 M 越小,引起铁心振幅越大,所以主要对力波节点对数 M 较小的力波进行分析。

在定子端,鉴于定子基波电流频率为 50 Hz,故由于绕组空间分布引起的空间磁势谐波频率恒为 50 Hz;在转子端,由于磁势谐波随着转子同步旋转,因此转子谐波频率正比于谐波极对数(即 50 Hz、150 Hz、250 Hz、350 Hz……)。

通过力波波谱分析可知:

1) 100 Hz 振动主要由定子 $v_1 = 16, 40, 64$ 对极反转磁场与转子基波磁场相互作用产生;

2) 600 Hz 振动主要由定子 $v_1 = 376$ 对极反转磁场(一阶齿谐波)与转子 $v_2 = 352$ 对极磁场(11 次谐波),以及 $v_1 = 440$ 对极正转磁场(一阶齿谐波)与转子 $v_2 = 416$ 对极磁场(13 次谐波)相互作用产生。

3.2 100 Hz 电磁振动分析

电磁力波引起的铁心振动,其振动幅值为

$$A_m \propto \frac{P_n}{E_1(M^2 - 1)^2} \times \frac{1}{1 - (\frac{f}{f_0})^2} \quad (1)$$

式中: P_n 为谐波磁场与气隙主磁场叠加,在气隙单位面积上产生的径向力,kg; M 为力波节点对数; f_0 为该力波振型的固有频率,Hz; f 为电磁激振频率,Hz; E_1 为定子铁心弹性模量。

其中固有频率 f_0 可按式(2)计算:

$$f_0 = \frac{M \times (M^2 - 1)}{\sqrt{M^2 + 1}} \sqrt{\frac{gE_1J_1}{2\pi G_1R_j^3}} \quad (2)$$

式中: g 为重力加速度; J_1 为铁心轭部断面惯性矩, cm^4 ; G_1 为定子线圈及铁心总重量,kg; R_j 为定子磁轭的平均半径,cm。

计算时,定子铁心弹性模量 E_1 的选择是个重要的问题,它与许多因素有关。根据以往机组振动实测值推断,通常取 $E_1 = 1.3 \times 10^6 \text{ kg/cm}^2$ 比较合适。相关计算方法可见参考文献[1],这里不再赘述。

根据 G 电站提供的原厂家定子结构参数,计算出铁心 100 Hz 振动如表 3 所示。

表3 改造前弹性模量 $E_1 = 1.3 \times 10^6 \text{ kg/cm}^2$

时铁心振动计算				
谐波极对数 p	谐波占基波幅值比率/%	力波节点对数 M	冷态定子铁心固有频率/Hz	冷态定子铁心振幅/ μm
16	6.4	16	281.5	2.8
40	5.28	8	87	30.3
64	1.42	32	1 130.8	0.03
总计				33.13

从上面计算结果可知,铁心冷态时,100 Hz 径

向振动幅值超过国家标准允许的 $30 \mu\text{m}^{[3]}$, 8 对节点力波对应的铁心固有频率 87 Hz; 当铁心处于热态时, 铁心与机座接触, 使得铁心刚度得到提高, 从而铁心固有频率比较接近 100 Hz 激振力频率, 很容易引起铁心共振。

3.3 600 Hz 电磁振动分析

根据波谱分析, 引起 600 Hz 振动的, 主要是定子 328 极以及 376 极谐波与转子 352 极(11 次谐波) 相互作用产生的。其中定子 376 对极谐波为一阶齿谐波, 其绕组系数与基波相同, 与转子 11 次谐波之间相互作用力也最大, 因此, 600 Hz 振动主要考虑定子一阶齿谐波与转子 11 次谐波作用结果。

通过波谱分析可知, 600 Hz 振动力波节点对数为 24 对。根据电站提供的定子结构参数计算该力波对应的铁心固有频率发现: $M = 24$ 时定子铁心计算固有频率约为 634 Hz, 与齿谐波引起的高频磁力激振频率 600 Hz 比较接近, 容易引起铁心共振。

4 改造措施

为了减少电磁振动, 可以通过削弱次谐波幅值, 或者增大力波节点对数来减少振幅。前者可以通过改定子绕组接线, 增大正负相带不对称度, 从而减少绕组系数的方式解决; 后者可以通过重新选槽, 改变谐波极对数解决。由于贯流机尤其是贴壁式贯流机, 引线端的空间非常狭小, 通过改接线的方式实现比较困难, 另外考虑到原厂家定子结构设计存在一些设计缺陷, 因此选择了整个定子重新设计的改造方式。

改造方案确定定子槽数由 408 槽更改为 432 槽。定子槽数的选择主要考虑了几个因素: 首先, 新槽数的选择必须使次谐波引起的 100 Hz 振动大幅度降低, 而且低节点力波对应的定子铁心固有频率远离 100 Hz(一般认为不在 80 ~ 130 Hz 这个范围内是安全的); 其次, 定子一阶齿谐波分量与转子高次谐波作用引起的力波所对应的铁心固有频率远离激振力频率。

5 改造效果

5.1 改造后力波波谱分析

每极每相槽数 q 由改造前的 $2 + 1/8$ 变成改造

后的 $2 + 1/4$, 由于分母减少, 因此分数次谐波也大为减少。按照前面介绍理论进行力波波谱分析, 改造后, 占 100 Hz 电磁振动比重最大的 8 对节点分量消失了, 力波最低节点对数由 8 对提高到了 16 对; 600 Hz 电磁振动的力波节点数由改造前的 24 对节点提高到 48 对节点。根据所提的改造思路, 下面将分别计算 100 Hz 电磁振动幅值以及 600 Hz 振动力波对应的定子铁心固有频率, 以验证改造效果。

5.2 改造后 100 Hz 电磁振动分析

改造后 100 Hz 电磁振动主要由定子 16、64、112 对极反转谐波与转子基波相互作用产生。相应的电磁振动计算结果如表 3 所示。从计算结果可以看出, 改造以后的铁心 100 Hz 电磁振动幅值远远小于国家标准(GB/T 2423. 10 - 2008) 规定的 $30 \mu\text{m}$, 达到优良水平。

表 4 改造后弹性模量 $E_1 = 1.3 \times 10^6 \text{ kg/cm}^2$ 时铁心振动计算

谐波极对数 p	谐波占基波幅值比率/%	力波节点对数 M	冷态定子铁心固有频率/Hz	冷态定子铁心振幅/ μm
16	6.49	16	332.5	0.0152
64	3.07	32	1 336	0.000 5
112	1.53	80	8 361	0
总计				0.015 7

5.3 改造后 600 Hz 电磁振动分析

对于 600 Hz 电磁振动, 改造前主要由于激振力波对应的铁心固有频率与激振力波频率比较接近引起。改造后, 600 Hz 电磁振动主要是由定子 368 对极以及 464 对极正转谐波(1 阶齿谐波) 与转子 416 对极谐波相互作用产生的。利用式(2) 计算这两种力波对应的铁心固有频率如表 5 所示。

表 5 改造后 600 Hz 激振力波对应的铁心固有频率

定子谐波极对数	转子谐波极对数	铁心固有频率/Hz
368	416	3 009
464(1 阶齿谐波)	416	

从计算结果可以看出, 600 Hz 激振力波对应的铁心固有频率远远高于 600 Hz, 完全消除了改造前铁心存在 600 Hz 共振的情况。

5.4 改造后铁心电磁振动电站实测值

1 号机于 2015 年 3 月 7 日下午并入系统运行, 并按保护、励磁改造要求缓慢上升机组负荷运行, 机组在升负荷运行过程中整体振动声音及发电机电磁声均正常。具体情况如表 6 所示。

表 6 改造前后效果对比

	改造前	改造后
电磁噪声	人耳可听到“嗡嗡”的电磁噪声	人耳已感觉不到
流道盖板	有强烈麻脚感	麻脚感消失
噪声	满负荷工况下灯泡头入口上方 1 m 在改造前测得混频噪声为 102.4 dB	满负荷工况下灯泡头入口上方 1 米在改造前测得混频噪声为 92.2 dB

6 结 语

振动和噪声是衡量发电机运行性能的重要指标。对于电磁振动,一般只能通过改定子绕组接线,减少绕组系数来减少谐波幅值,但是绕组端部引线结构复杂;或者重新选择槽数,减少分数次谐波的次数。针

上海市电力公司对辖区内所有 MGC 型 35 kV 通管均采用该方法进行消缺作业。经过改进的通管均安全正常运行至今,未再发生过一例局部放电事故。进而也验证了所建立的 GIL 通管绝缘子有限元模型能够准确反映通管内实际电场情况,模拟出了绝缘子局部放电的理论本质,对验证改进方案的有效性有着重要意义。

4 结 语

针对 MGC 型 35 kV 通管内绝缘子放电缺陷,建立了绝缘子及通管有限元模型,对正常及支撑螺钉与筒体接触不良工况下通管内的电场及电压分布进行了仿真计算。结果表明,螺钉与筒体间存在缝隙时,电场将在缝隙处产生严重畸变,导致螺钉与筒体间产生十几千伏的电位差。电位差导致螺钉与筒体之间产生间歇性放电,严重影响通管的安全运行。

同时提出了一种缺陷改进方案,即在支撑螺钉末端安装弹簧,恢复螺钉与筒体的电气连接。并对改进方案进行了有限元仿真验证,结果表明改进后通管内电场分布恢复均匀状态,螺钉与筒体间电位差消失,电压由中央导体到筒体均匀下降,消除了局部放电的产生源头。所提改进方案具有施工简便、成本较低的优点。

参考文献

[1] 齐波,张贵新,李成榕,等. 气体绝缘金属封闭输电线

对 G 电站定子引线端空间小,且原设计铁心轭部偏小的特点,确定了重新选择槽数的改造方案。另外还采用了增加铁心压紧、减少线圈、铁心的多项改造措施。由于改造方案采用的措施得当,改造后机组的振动噪声大幅度减少,取得了令人满意的效果。

参考文献

[1] 白延年. 水轮发电机设计与计算 [M]. 北京: 机械工业出版社, 1982.
 [2] 许实章. 交流电机的绕组理论 [M]. 北京: 机械工业出版社, 1985.
 [3] GB/T 2423.10-2008 电工电子产品环境试验第 2 部分: 试验方法 [S].

作者简介:

梁宇强(1983),工学硕士、工程师,从事水轮发电机设计开发工作。
(收稿日期:2017-09-15)

路的研究现状及应用前景 [J]. 高电压技术, 2015, 41(5): 1466-1473.
 [2] 王亚楠,丁卫东,苟杨,等. 气体绝缘封闭输电线路接地问题探讨 [J]. 高压电器, 2016, 52(4): 98-102.
 [3] 李鹏,李志兵,孙倩,等. 特高压气体绝缘金属封闭输电线路绝缘设计 [J]. 电网技术, 2015, 39(11): 3305-3312.
 [4] 杨琪. GIL 与 GIS 母线的结构特点与应用 [J]. 高压电器, 2011, 47(8): 72-74.
 [5] 王邸博,唐炬,刘凯. 直流高压下 GIS 支柱绝缘子表面电荷积聚特性 [J]. 高电压技术, 2015, 41(9): 3073-3081.
 [6] 吴超. 直流 GIL 中气体间隙和绝缘子绝缘特性研究 [D]. 成都: 西南交通大学, 2012.
 [7] 张博雅,王强,张贵新,等. SF₆ 中绝缘子表面电荷积聚及其对直流 GIL 闪络特性的影响 [J]. 高电压技术, 2015, 41(5): 1481-1487.
 [8] 李红元,陈禾,吴德贵,等. 用超声波检测法对 GIL 设备两次局放的诊断与分析 [J]. 高压电器, 2016, 52(2): 68-73.
 [9] A. De Lorenzi, L. Grando, A. Pesce, et al. Modeling of Epoxy Resin Spacers for the 1MV DC Gas Insulated Line of ITER Neutral Beam Injector System [J]. IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, 2009, 16(1): 77-87.
 [10] K. Watanabe, M. Yoshida, H. Kon, et al. Flash-over Mechanism of SF₆ Gas Type Termination for DC Power Cable [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2000, 15(3): 849-856.

作者简介:

耿超(1987),博士,从事电力设备状态检测的研究工作。
(收稿日期:2017-09-02)