

3 MW 同步发电机阻尼绕组设计与超瞬态电抗性能验证

周伟强

(上海马拉松革新电气有限公司, 上海 200444)

摘要: 当一款发电机定转子主要尺寸定型后, 转子的阻尼绕组性能是影响发电机超瞬态电抗的最主要因素。在不同的工况下, 用户对发电机的超瞬态电抗的性能有不同的要求。通过阻尼绕组的调整基本可实现超瞬态电抗的调整。通过对 1 台 3 MW 无刷同步发电机转子阻尼绕组采用不同材质或不同的阻尼条数的设计方案, 对超瞬态电抗值进行计算和分析, 并通过低电压突然短路测试方式验证了不同方案对超瞬态电抗值的影响, 以获得最佳的阻尼绕组设计方案。

关键词: 同步发电机; 阻尼绕组; 超瞬态电抗; 突然短路

中图分类号: TM 341 文献标志码: A 文章编号: 1673-6540(2019)02-0066-06

Damper Winding Design and Sub-Transient Reactance Verification for a 3 MW Synchronous Generator

ZHOU Weiqiang

(Shanghai Marathon-Gexin Electric Co., Ltd., Shanghai 200444, China)

Abstract: When the main dimensions of a generator are fixed, the damper winding performance is the most important factor affecting the sub-transient reactance of the generator. According to different situations, the end users have different requirements for sub-transient reactance. The adjustment of damper winding could basically meet the requirements of the special sub-transient reactance. The sub-transient reactance of a 3 MW synchronous generator damper winding with different materials or different bar numbers was calculated. The calculation results were verified by low voltage sudden short circuit testing, and then the optimal damper winding design was obtained.

Key words: synchronous generator; damper winding; sub-transient reactance; sudden short circuit

0 引言

市场上现有的中小型无刷同步发电机主转子都设计有阻尼绕组。阻尼绕组从超瞬态电抗 X_d'' 、波形畸变率、运行的稳定性、不平衡负载、定转子过电压抑制能力等多个方面影响发电机的性能。阻尼绕组对于减小同步发电机三相突然短路电流有着显著的效果, 设计者需要针对不同类型的同步电机及不同的工况选择合适的阻尼绕组设计方案。文献[1]分析了有无阻尼绕组的转子结构对突然短路电流及瞬态电抗的影响, 但没有进一步分析不同的阻尼绕组对发电机瞬态性能的影响。

文献[2]着重介绍了阻尼绕组的设计更改对交轴同步电抗的影响, 对直轴同步电抗的研究较少。文献[3]中, 阻尼绕组的两种设计方案过于接近, 导致计算和分析结果没有可比性, 且没有进行测试验证。最佳的阻尼绕组设计不仅能使电机运行稳定, 改善发电机组的并联运行性能, 抑制因负载不平衡、不对称短路而在发电机出口端和励磁绕组产生的过电压, 还可以减少因原动机转速不均产生的电压纹波效应。

对设计方案进行验证的最好手段是通过实际全电压突然短路试验进行测试, 但由于全电压突然短路对电机及外部线路、开关的电气及机械强

作者简介: 周伟强(1978—), 工程师, 研究方向为中小型无刷同步发电机。

度冲击太大而无法实现,因此超瞬态性能的实际测试受到限制,特别是较大功率的无刷同步发电机的超瞬态性能。现有的分析方法通常都是通过理论计算^[4]、有限元仿真或静态外施电压推算超瞬态电抗值。这两种方法与实际状态产生的数据偏差无法准确判断,而最终用户对超瞬态电抗实际值的准确度要求比较高^[5]。利用大功率的同步发电机突然短路测试台通过多次低电压突然短路来获得大功率发电机瞬态及超瞬态电抗值的测试方法具有实际意义。与现有的测试方法相比较,

通过这种新的测试方式及验证方法所获得的超瞬态参数更接近实际值。

本文以 1 台 3 MW 同步发电机为例,利用低电压突然短路的方法测试了不同阻尼绕组设计方案时的超瞬态电抗性能,从而优选最佳方案。

1 瞬态电抗值的理论计算

本文所研究的 3 MW 无刷同步发电机主要数据如表 1 所示。

表 1 3 MW 无刷同步发电机主要数据

额定功率/kW	额定电压/V	额定转速/(r·min ⁻¹)	功率因数	额定电流/A	温升等级
3 000	10 500	1 500	0.8	206.2	Class F

影响同步发电机直轴瞬态及超瞬态电抗值的因素主要有定子每相漏抗、直轴电枢反应电抗、励磁绕组漏抗、阻尼绕组直轴电抗等。前三项影响瞬态性能的电抗值都与主定子和主转子的设计有关,如果更改主机部分的主要尺寸或参数,将导致产品其他性能的改变,也会导致产品工装模具更改或产品整体研发成本上升。最后一项阻尼绕组电抗值仅与超瞬态性能有关,且阻尼绕组的更改可以在不改变发电机主要尺寸的情况下获得良好的超瞬态性能,因此根据实际项目的需求调整阻尼绕组的设计将是性价比最高的选项。

根据电机设计手册^[6],瞬态及超瞬态电抗计算方法如下。

瞬态电抗计算公式为

$$X_d' = X_{\sigma 1}^* + \frac{X_{ad}^* X_{lr}^*}{X_{ad}^* + X_{lr}^*}$$
 (1)

超瞬态电抗计算公式为

$$X_d'' = X_{\sigma 1}^* + \frac{1}{\frac{1}{X_{ad}^*} + \frac{1}{X_{lr}^*} + \frac{1}{X_{kd}^*}}$$
 (2)

式中: X_d' ——直轴瞬态电抗标么值;
 X_d'' ——直轴超瞬态电抗标么值;

$X_{\sigma 1}^*$ ——定子每相漏抗标么值;
 X_{ad}^* ——直轴电枢反应电抗标么值;
 X_{lr}^* ——励磁绕组漏抗标么值;
 X_{kd}^* ——阻尼绕组漏抗标么值。

其中,定子每相漏抗 $X_{\sigma 1}^*$ 与发电机额定频率、铁心长度、定子线圈匝数及端部长度成正比,与槽数成反比;直轴电枢反应电抗通过直轴电枢反应磁动势与气隙磁动势的比值求得;励磁绕组漏抗及阻尼绕组漏抗等相关的电抗参数与定转子槽型、铁心长度、励磁绕组或阻尼绕组相关。具体的参数及标么值均按照电机设计手册中同步发电机设计的相关公式计算。

通过电机设计程序初步计算后,阻尼条可选根数范围为 5~11 条。按照 3 MW 无刷同步发电机主转子冲片及铁心结构,分别设计了 2 种材料,阻尼条分别为 5、7、9、11 根的 5 种方案。阻尼绕组在转子上的分布如图 1 所示。相关阻尼材料分配如表 2 所示。为了比较不同的阻尼条数对瞬态性能的影响,所有方案的阻尼条被设计成相同的直径,阻尼槽口相关尺寸、到磁极中心的距离也完全相同。

表 2 5 种方案阻尼绕组数据

方案	一	二	三	四	五
阻尼绕组材料	铝	紫铜	紫铜	紫铜	铝
阻尼条根数 n	5	7	9	11	9
阻尼条节距角 $\alpha/(^\circ)$	11.15	9.00	7.50	5.57	7.50

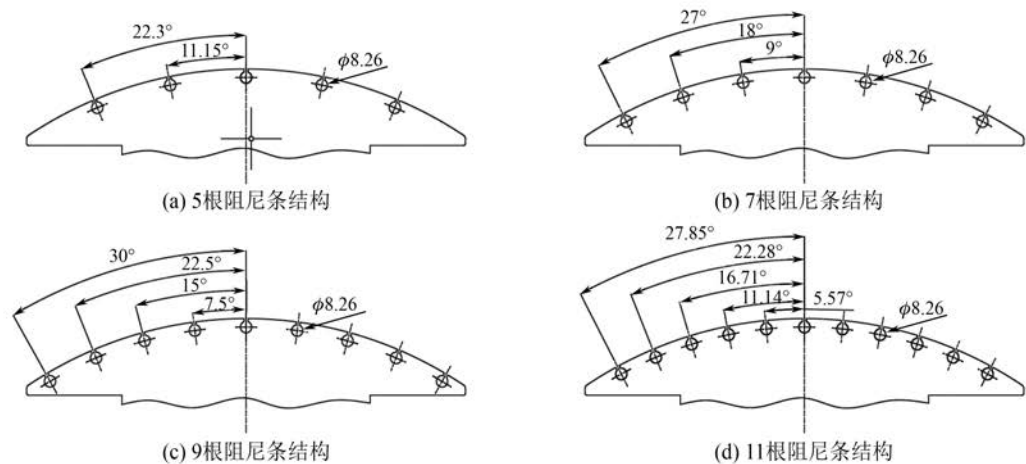


图1 阻尼绕组在转子铁心上的分布

采用基于电磁场设计原理的同步发电机设计软件建立 3 MW 无刷同步发电机计算模型。该模型的转子铁心由整体凸极式冲片叠压而成,材料为低损耗无取向电工钢,转子铁心构成的磁极上绕有励磁绕组,如图 2 所示。每次计算除阻尼绕组外,模型中的定转子数据完全相同。

分别将 5 种阻尼绕组方案代入发电机转子模型,计算出 5 种状态下的瞬态及超瞬态电抗参数。计算结果如表 3 所示。从电磁场模型计算结果看,方案一有 5 根铝阻尼条的阻尼绕组超瞬态电抗最大;铜质阻尼绕组中,方案四 11 根铜质阻尼条的超瞬态电抗参数最小;方案二有 7 根铜质阻



图2 3 MW 无刷同步发电机转子模型

尼条的超瞬态电抗参数较大,仅次于方案一;方案三与方案五比较,除阻尼绕组材质不一样外,其他设计完全一样,计算出的超瞬态电抗值也相等。

表3 各阻尼绕组设计方案计算结果

方案	一	二	三	四	五
阻尼条材质	铝	紫铜	紫铜	紫铜	铝
阻尼条根数	5	7	9	11	9
电枢漏抗标么值	0.081	0.081	0.081	0.081	0.081
直轴电抗标么值	1.578	1.573	1.571	1.569	1.571
交轴电抗标么值	0.831	0.829	0.828	0.827	0.828
阻尼直轴漏抗标么值	0.175	0.074	0.059	0.045	0.059
阻尼直轴电阻标么值	0.115	0.065	0.05	0.038	0.077
阻尼交轴漏抗标么值	0.051	0.029	0.023	0.02	0.023
阻尼交轴电阻标么值	0.033	0.025	0.019	0.016	0.029
瞬态直轴电抗标么值	0.232	0.231	0.231	0.231	0.231
超瞬态直轴电抗标么值	0.149	0.131	0.123	0.116	0.123
超瞬态交轴电抗标么值	0.119	0.109	0.104	0.100	0.104
励磁漏抗标么值	0.167	0.167	0.167	0.167	0.167
负序电抗标么值	0.124	0.119	0.113	0.108	0.113
零序电抗标么值	0.081	0.081	0.081	0.081	0.081

以上各种方案的电磁计算结果表明,阻尼条数较多时超瞬态电抗值较小。但由于采用 11 根阻尼条方案时工艺复杂,还影响到转子端部绕组支撑的整体结构设计,成本会大幅上升,因此首先弃用了 11 根阻尼条方案。综合考虑性能与经济性,9 根阻尼条为最佳选择。当阻尼绕组采用几何结构完全一样、仅电阻率不同的两种材质时,其超瞬态电抗值是完全一样的。但结合发电机设计及测试经验,这两种方案应该是有区别的。为此分别按不同的方案制造了 3 种不同阻尼绕组的转子进行验证。

2 瞬态电抗的验证

2.1 瞬态电抗及超瞬态电抗测试方法的确定

根据 IEC 60034-4 及 GB/T 1029-2005 标准规定,对瞬态及超瞬态电抗测试的方法主要有 4 种:三相突然短路法测定参数,电压恢复试验测定参数,转子相对电枢绕组磁场直轴和交轴位置外施电压试验测定参数,转子在任意位置时的外施电压试验测定参数。

对超瞬态电抗的测试最接近实际的测试方法是突然短路法,如果发电机功率较小,可直接用全电压突然短路的方法测试。测试时将发电机空载运行至额定电压的 100%~105%,定子绕组在规定的时间内突然三相对称短路,持续至少 5 s 后再分闸。整个测试过程用互感器将电压及电流信号传送至高精度实时采样示波器,通过示波器录取各相电流从突然短路瞬间至电流稳定后的波形,以此为基础进行各项参数的分析。

根据电机设计手册^[6],发电机的全电压突然短路测试时冲击电流倍数与超瞬态电抗 X_d'' 成倒数关系。当短路前电压为 1.05 倍额定电压时,冲击短路电流倍数 f_y 如下:

$$f_y = 1.8 \times 1.05 / X_d'' \quad (3)$$

冲击短路电流会在发电机结构件及绕组端部产生极大的冲击力矩。因此,进行发电机突然短路测试时,需预先估计冲击电流数值,选择合适容量的短路开关,还需对测试设备及被试发电机结构进行评估,确定是否适合全电压突然短路测试。对于小功率发电机,生产厂家通常选用留有足够余量的大功率测试台进行突然短路测试,且小功率发电机的短路冲击电流相对于结构件的设计余

量足够,一般都可以直接测试。较大功率如 1 000~3 000 kW 功率段的发电机全电压突然短路时将产生巨大的短路电流和短路力矩,这样的电流或力矩会导致被试发电机或整个测试设备产生不可逆的损坏。因此进行大功率发电机的突然短路测试时,不会采用直接短路的方法测试,而是通过多次(至少 3 次)低于额定电压的突然短路测试结果,推算出额定全电压突然短路参数。

为了验证不同设计方案的电抗值,分别按照前述方案一(5 根铝阻尼条)、方案三(9 根铜阻尼条)、方案五(9 根铝阻尼条)设计制造了 3 种不同阻尼结构或材料的同步发电机转子。这 3 种转子除阻尼绕组设计不一样外,其他所有设计参数及制造工艺都完全一致。同时结合施工工艺性考虑对 5 根阻尼条方案及 9 根阻尼条方案中部分阻尼条位置做一些微调。先后将 3 种方案的转子分别装入同 1 台发电机进行突然短路测试,验证 3 种状态的突然短路电流。

2.2 低电压突然短路测试

以 1 台 9 根铜质阻尼条绕组样机(如图 3)为例说明短路测试的验证过程。

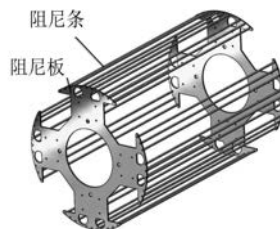


图 3 9 根阻尼条样机结构

由于短路测试为破坏性测试,测试前需移除设备上所有的精密测试仪表(如转速转矩传感器等)。测试时先将发电机连接至短路主开关,连接开关的电缆带有足够容量的电流互感器,发电机出口端带有用于检测电压的电压互感器,电流及电压互感器副边端子接入数字示波器。拖动被试电机至额定转速,他励励磁,使发电机端电压升高至 3 465 V(0.33 p.u.),打开数字示波器跟踪发电机端电压、三相定子电流的数值,开启录波功能,合闸短路开关,使发电机出口端短路,录入短路电流从最高值回落至稳定值的整个过程,通常不小于 5 s。其短路电流波形如图 4 所示。

依次按 0.4 p.u.和 0.5 p.u.的电压值进行突然

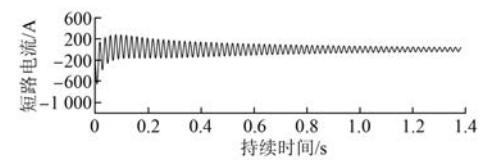


图4 0.33 p.u.时突然短路电流波形

短路测试,每种电压分别测试 3 次,取其短路电流典型值,波形如图 5、图 6 所示。

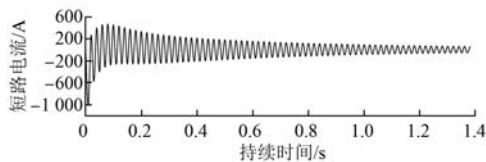


图5 0.4 p.u.时突然短路电流波形

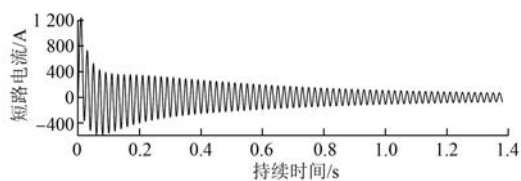


图6 0.5 p.u.时突然短路电流波形

通过以上方法获得 9 根铜质阻尼条转子的突然短路电流值后,更换另外两种设计的转子,装配后再分别进行上述相同步骤的短路测试,可获得 3 种状态下不同电压时的突然短路电流,按照美军标 MIL-STD-705C^[7] 介绍的方法推导出 $t=0$ 时刻的最大短路电流初始值,通过式(4)可计算出超瞬态电抗值 X_d^{n*} :

$$X_d^{n*} = \frac{I_{\text{rated}}}{(i'_{t=0} + i_{t=0} + i_{ss}) * \frac{I_{ss}}{i_{ss}}}$$

(4)

式中: I_{rated} ——发电机额定相电流;
 $i'_{t=0}$ ——短路电流中超瞬态分量的初始值;
 $i_{t=0}$ ——短路电流中瞬态分量的初始值;
 i_{ss} ——短路电流波形稳定后的包络线幅值;
 I_{ss} ——短路电流波形稳定后的稳态短路电流有效值。

根据式(4)计算出的超瞬态电抗值如表 4 所示。通过幂函数趋势线推导出在额定电压状态时的超瞬态电抗值,如图 7 所示。3 种方案的 X_d^{n*} 推

导值分别为 0.139、0.120、0.101。

表 4 各方案 X_d^{n*} 实际测试值

电压/p.u.	方案一	方案五	方案三
	5 根铝阻尼	9 根铝阻尼	9 根铜阻尼
0.33	0.824	0.739	0.561
0.40	0.680	0.621	0.432
0.50	0.518	0.468	0.301

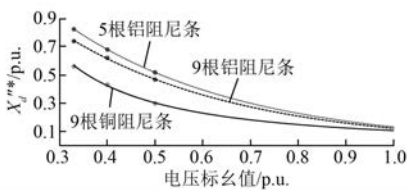


图7 不同阻尼绕组方案对应的超瞬态电抗值

测试表明实测值与计算值仍有一定的差异,如图 8 所示。采用 9 根铜阻尼条方案的发电机超瞬态电抗为 0.101,其值低于采用 9 根铝阻尼条方案时的 0.120。测试结果清楚地表明在相同的结构和尺寸条件下,铜质阻尼绕组的超瞬态电抗值明显低于铝阻尼绕组的超瞬态电抗值。

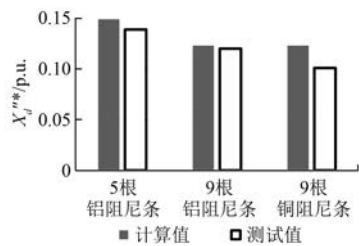


图8 理论计算值与实际测试值比较

3 结 语

按电机设计的教科书或设计手册计算发电机的超瞬态电抗值时,按照计算公式,仅有阻尼绕组的节距、阻尼槽截面积、开口槽尺寸及阻尼条根数等绕组结构的变化会影响超瞬态电抗值,阻尼条、阻尼端环或端板等材质的变化(如铜阻尼或铝阻尼)只影响阻尼绕组的电阻,不影响电抗值。理论上,电抗值不受电阻率影响。但在实际测试中,通过测量突然短路电流来确定超瞬态电抗值。多次实际测试发现,带有高电阻率阻尼材质的发电机,其突然短路电流峰值小于带有低电阻率阻尼绕组的同步发电机。这是因为在相同结构的阻尼

绕组设计下,用高电阻率材质制成阻尼绕组的发电机,在突然短路瞬间由于磁链守恒原理,当短路处于超瞬态过程时,守恒磁链在阻尼绕组中感应出的电流因更高的电阻率而衰减得更快,从而导致主定子产生的突然短路电流略小于低电阻阻尼绕组结构的发电机。通过测试突然短路电流的峰值,再迭代计算出同步发电机实际的超瞬态电抗值,不可避免会受到电阻因素的影响。

在传统的资料中,阻尼绕组的计算都采用近似估算的方法,导致计算值与实际验证结果比较有非常大的误差。本文通过对 3 MW 无刷同步发电机超瞬态电抗理论计算与低电压瞬态电抗实测相结合的方法,优化设计、制造了 3 种不同结构的阻尼绕组样机,通过低电压突然短路测试,获得 0.33、0.40、0.5 p.u. 额定电压时的突然短路电流值,再计算出对应短路电流值的瞬态及超瞬态电抗。分别经过多次突然短路测试与计算,拟合出发电机初始状态的瞬态及超瞬态电抗值。再依据这些实测数据优化该型发电机转子的阻尼绕组设计并优化电磁计算过程。这种优化计算方法也可推广到相近功率发电机的阻尼绕组设计。

【参考文献】

- [1] 杨定乾,陈赞,张敏.阻尼绕组对同步发电机三相短路电流的影响[J].黑龙江电力,2015,37(3): 216.
 - [2] BASSI C, GIULIVO D, TESSAROLO A. Transient finite-element analysis and testing of a salient-pole synchronous generator with different damper winding design solutions [C] // XIX International Conference on Electrical Machines-ICEM 2010: 5608128.
 - [3] 霍菲阳,李伟力,王冬梅.大型水轮发电机阻尼条数对电磁参数和附件损耗的影响[J].电机与控制学报,2011,15(5): 89.
 - [4] 吴楠,李尚盛,孙建军.基于三步隐式 Adams 法的同步电机阻尼绕组电流计算[J].电测与仪表,2016,53(2): 57.
 - [5] 袁雨峰,王芳.25 MW 自备发电机超瞬变电抗选择[J].能源与环境,2017(4): 46.
 - [6] 黄国治,傅丰礼.中小型旋转电机设计手册[M].北京:中国电力出版社,2007.
 - [7] US Department of Defense. MIL-STD-705C. Generator sets, engine driven, methods of tests and instructions[S].1989: Method 426.1b.
- 收稿日期: 2018-11-28
-
- (上接第 56 页)
- [9] GEEST M V D, POLINDER H, FERREIRA J A. Computationally efficient 3D FEM rotor eddy-current loss calculation for permanent magnet synchronous machines [C] // 2015 IEEE International Electric Machines & Drives Conference, 2015: 1165.
 - [10] AZAR Z, WU L J, EVANS D, et al. Influence of rotor configuration on iron and magnet losses of fractional-slot IPM machines [C] // 5th IET International Conference on Power Electronics, Machines and Drives, 2010: 1.
 - [11] SOONG W L, REDDY P B, ELREFAIE A M, et al. Surface PM machine parameter selection for wide field-weakening applications [C] // 2007 IEEE Industry Applications Annual Meeting, 2007: 882.
 - [12] 唐任远.现代永磁电机[M].北京:机械工业出版社,1997.
 - [13] LIN P Y, LAI Y S. Novel voltage trajectory control for flux weakening operation of surface mounted PMSM drives [C] // 2008 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting, 2008.
 - [14] EL-REFAIE A M, JAHNS T M. Optimal flux weakening in surface PM machines using fractional-slot concentrated windings [J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2005, 41(3): 790.
 - [15] MAGNUSSEN F, THELIN P, SADARANGAINI C. Performance evaluation of permanent magnet synchronous machines with concentrated and distributed windings including the effect of field-weakening [C] // Second International Conference on Power Electronics, Machines and Drives (PEMD 2004), 2004: 679.
- 收稿日期: 2018-09-18