

高压电机定子采用散绕组的绝缘结构分析

冯相为, 张炳义

(沈阳工业大学 电气工程学院, 辽宁 沈阳 110870)

摘要: 高压电机的定子通常采用成型绕组,同时需配套开口槽,导致电机成本增加、气隙磁场谐波含量增大、齿槽转矩增大等一系列问题。为了解决上述问题,可以采用散嵌圆铜线绕组。对于高压电机采用散绕组,绝缘问题是关注和研究的重点。以1台高压散绕组电机为例,利用有限元法分析了高压电机采用散绕组的绝缘结构可靠性,分别分析了匝间绝缘、主绝缘、层间绝缘和端部绝缘的绝缘情况以及主绝缘被冲片毛刺划伤情况下的电场强度分布,并根据分析结果针对电机槽内绝缘做出了优化,制造了1台样机并对样机进行了耐电压试验。验证了高压电机定子采用散绕组在一定程度上是可行的,为高压电机定子绝缘结构设计提供了参考。

关键词: 高压电机; 定子; 散绕组; 绝缘结构设计; 电场

中图分类号: TM 303.4 文献标志码: A 文章编号: 1673-6540(2021)03-0055-07

doi: 10.12177/emca.2020.206

Analysis of Insulation Structure of Scattered Winding Used in the Stator of High-Voltage Motor

FENG Xiangwei, ZHANG Bingyi

(School of Electrical and Engineering, Shenyang University of Technology, Shenyang 110870, China)

Abstract: At present, formed winding is usually used on high-voltage motor stator with open slots matched, which leads to a series of problems such as increasing motor cost, increasing air gap magnetic field harmonic content, and increasing cogging torque. The above problems can be solved by using scattered round copper wire winding. The insulation of scattered windings used in high-voltage motors is the focus of attention and research. Taking a high-voltage scattered winding motor as an example, the reliability of the insulation structure of the high-voltage motor using scattered windings is analyzed by finite element method. The insulation conditions of the turn-to-turn insulation, the main insulation, the interlayer insulation and the end insulation, and the electric field intensity distribution when the main insulation is scratched by the burrs of steel sheet are analyzed respectively. According to the analysis results, the insulation in the motor slot is optimized. A prototype is manufactured and a voltage withstand test is conducted on the prototype. It is verified that the use of scattered windings in the stator of high-voltage motor is feasible to a certain extent, which provides a reference for the design of the stator insulation structure of the high-voltage motor.

Key words: high-voltage motor; stator; scattered winding; insulation structure design; electric field

0 引言

高压电机定子通常采用成型绕组或半成型绕组,绝缘部分通常留有较大裕量,同时成型绕组、半成型绕组有较多缺陷,不仅绕组本身的生产成本

高,而且需要配套开口槽或者半开口槽,导致卡式系数大,增大了有效气隙长度,使功率因数降低。对于永磁电机,气隙长度增大还会导致永磁体用量增大^[1]。同时,开口槽还会导致永磁电机的齿槽转矩变大^[2],降低电机的转矩输出质量。这些因素增

收稿日期: 2020-11-26; 收到修改稿日期: 2021-01-07

作者简介: 冯相为(1996—),男,硕士研究生,研究方向为电机及其控制。

张炳义(1954—),男,教授,博士生导师,研究方向为电机及其控制。

加了电机的制造成本,降低了电机的性能。

在高压电机上采用散嵌圆铜线绕组及闭口槽可以有效地解决这些问题。而对于高压电机采用散绕组,有必要在设计过程中验证其绝缘可靠性,是因为绝缘系统在很大程度上决定了高压电机的寿命和运行可靠性^[3]。使用有限元法分析绝缘层电场,可以获得绝缘层的电场分布情况。

在有限元法和计算机辅助设计工具的帮助下,可以精确计算绝缘结构的性能,发现薄弱点并进行针对性优化,为高压电机定子应用散绕组创造了条件。定子采用散绕组,不仅能降低绕组本身的制造成本,而且能减少气隙长度,对于永磁电机可以节约永磁体用量,同时有利于降低定子齿谐波幅值、削弱气隙磁场谐波、增大功率因数。

文献[3]给出了高压电机采用成型绕组时绝缘材料和厚度的经验公式。文献[4]提出了成型绕组槽部、端部的电场分析和优化方法。文献[5]分析了大电机端部电场的分布情况并进行了优化。文献[6]利用有限元法对成型绕组高压同步电机进行了电场分析,提出气隙和槽口附近是容易击穿的位置。上述文献大都针对高压成型绕组进行分析,对高压散绕组的研究较少。

本文以1台额定电压为6.3 kV定子应用散绕组的高压电机为例,研究其绝缘系统的设计过程以及绝缘系统的性能,为高压电机定子采用散绕组的设计提供了参考。

绝缘系统总体上可以分为2部分:定子槽部绝缘和定子端部绝缘。而定子槽部绝缘主要由匝间绝缘、层间绝缘和主绝缘构成。接下来,将分别分析组成电机绝缘系统的各个绝缘子系统。

1 定子槽部绝缘分析

电机绝缘结构中电场的求解,可归纳为边值问题^[7],即:

$$\begin{cases} \frac{\partial}{\partial x}\left(\varepsilon \frac{\partial \varphi}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\varepsilon \frac{\partial \varphi}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(\varepsilon \frac{\partial \varphi}{\partial z}\right) = 0, \\ (x, y, z) \in \Omega \\ \varphi = V_0(x, y, z), (x, y, z) \in \Gamma_1 \\ \frac{\partial \varphi}{\partial n} = 0, (x, y, z) \in \Gamma_2 \\ \left(\varepsilon_1 \frac{\partial \varphi}{\partial n}\right)^- = \left(\varepsilon_2 \frac{\partial \varphi}{\partial n}\right)^+, (x, y, z) \in \Gamma_{in} \end{cases} \quad (1)$$

式中: Ω 为定解场域; Γ_1 为已知电势边界,即绕组区域; Γ_2 为电势法向导数为零的边界; ε 为介质的介电常数; Γ_{in} 为2种不同介质的分界线。

以1台定子应用散绕组的高压电机为例,分析高压电机定子应用散绕组的可行性以及绝缘可靠性。该电机的部分参数如表1所示。

表1 样机部分参数

参数名称	参数值
额定功率 P_N/kW	500
额定电压 U_N/V	6 300
极数 $2p$	4
相数 m	3
定子槽数 Q_1	54
每槽导体数 N_s	16
绕组层数 CZN	2
绝缘等级	F

因为高压电机定子槽内电位分布沿轴向梯度较小可以忽略不计,所以可以将定子槽部绝缘分析简化为二维静电场问题来处理。对于二维电场,式(1)中的边值问题可以简化为

$$\begin{cases} \frac{\partial}{\partial x}\left(\varepsilon \frac{\partial \varphi}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\varepsilon \frac{\partial \varphi}{\partial y}\right) = 0, (x, y) \in \Omega \\ \varphi = V_0(x, y), (x, y) \in \Gamma_1 \\ \frac{\partial \varphi}{\partial n} = 0, (x, y) \in \Gamma_2 \\ \left(\varepsilon_1 \frac{\partial \varphi}{\partial n}\right)^- = \left(\varepsilon_2 \frac{\partial \varphi}{\partial n}\right)^+, (x, y) \in \Gamma_{in} \end{cases} \quad (2)$$

1.1 匝间绝缘分析

高压交流电机为了设计时能够达到一定的安匝数,定子线圈通常设计为多匝结构^[8]。每匝之间存在电势差,因此匝间绝缘必不可少。对于低压散绕组,匝间绝缘通常为漆包线的漆膜。但是对于高压散绕组,漆膜绝缘存在易在加工和下线过程中损坏,厚度不均,存在小孔影响绝缘等缺点,因此对于高压电机,应该选择一个更为可靠的匝间绝缘结构。

为了确保绝缘能力,使用薄膜绕包圆铜线作为定子线圈用线。使用薄膜绕包烧结线的绝缘层作为匝间绝缘可以有效避免漆膜绝缘的缺点并带来优势,如,可以有效减轻划伤程度,防止起晕能力更强,绝缘性能高于漆膜等。因此,采用聚酰亚

胺薄膜绕包烧结线的绝缘层作为匝间绝缘。

针对匝间绝缘做有限元仿真验证,圆铜导线线径 2 mm,绝缘层单边厚 0.45 mm,接触面由于挤压,设置 0.24 mm 的扁平接触区域,以铜线圆心连线方向为 x 轴,垂直该方向为 y 轴,参照实际尺寸建立模型。绝缘材料按照均匀、线性且各向同性媒质处理。间隙均按照真空处理。匝间绝缘计算模型如图 1 所示。

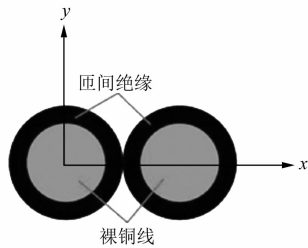


图 1 匝间绝缘计算模型

对于匝间绝缘,正常运行中最严重的情况为线圈首匝相邻末匝,此时相邻两匝电势差最大:

$$U_{\max} = \frac{U_N}{\sqrt{3}} \times \frac{m}{Q1} = \frac{6\ 300}{\sqrt{3}} \times \frac{3}{54} \approx 202.072\ 5\ \text{V} \quad (3)$$

式中: U_{\max} 为正常运行中相邻两匝最大电势差。

根据行业标准^[9]规定,要计算匝间绝缘冲击试验的试验电压峰值,应先计算对地耐压试验的试验电压有效值。根据 GB/T 755—2019^[10]规定,本文样机对地耐压试验的试验电压有效值应为

$$U_G = 1\ 000 + 2 \times 6\ 300 = 13\ 600\ \text{V} \quad (4)$$

则该电机匝间绝缘冲击试验的试验电压峰值应为

$$U_1 = K_1 K_2 U_G = \sqrt{2} \times 1.2 \times 13\ 600 = 23\ 079.96\ \text{V} \quad (5)$$

式中: K_1 为电压系数,取 $\sqrt{2}$; K_2 为工序系数,取最大值 1.2,从而充分验证绝缘可靠性。

为了验证极端条件下的绝缘可靠性,以 U_1 为激励进行电场强度仿真。匝间绝缘电场强度云图如图 2 所示。

通过图 2 可以看到,匝间绝缘上的电场分布集中在两匝导线的接触面附近,而最大电场强度为 $3.574\ 1 \times 10^7\ \text{V/m}$,未达到材料的击穿场强

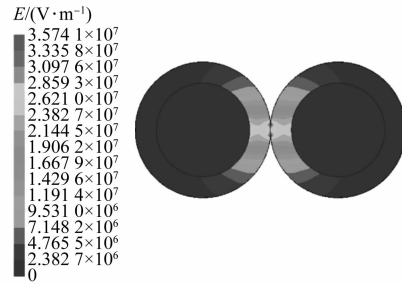


图 2 匝间绝缘电场强度云图

$4.086 \times 10^7\ \text{V/m}^{[11]}$,且留有较大裕量,可以认为匝间绝缘是可靠的。

1.2 层间绝缘和主绝缘分析

对于散绕组,主绝缘也称槽绝缘,需要在正常运行中直接面对线电压,而对于分属不同相的上下两层绕组,在供电波形处于一定相位时,层间绝缘需要面对超过线电压的绝缘电压。因此,层间绝缘和主绝缘的设计是高压散绕组设计的关键。

层间绝缘和主绝缘可采用相同的材料,综合考虑绝缘性能、成本等因素,采用聚脂薄膜聚芳酰胺纤维纸柔软复合材料制成的绝缘纸作为主绝缘和层间绝缘材料。样机定子槽型及绝缘示意图如图 3 所示。采用有限元法重点研究绝缘厚度和场强的关系,首先给出定子槽型尺寸,如图 3(a)所示,定子铁心采用 DW465-50 硅钢片叠压而成,绝缘材料的部分参数如表 2 所示^[11]。

表 2 绝缘材料部分参数

参数名称	参数值
厚度 h/mm	0.6~1.3
击穿场强 $E/(\text{V}\cdot\text{m}^{-1})$	$4.571\ 4 \times 10^7$

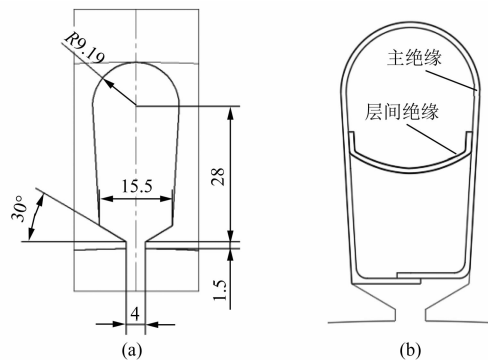


图 3 样机定子槽型及绝缘示意图(mm)

图 3(b) 为槽内层间绝缘和主绝缘的实际情况示意图。一般情况下, 下线时层间绝缘材料要盖住下层绕组, 因此在层间绝缘边缘会有部分绝缘纸和主绝缘重叠。在简化模型时, 因为重叠的长度取决于下线的操作, 无法确定具体的长度, 所以不考虑重叠部分厚度, 按照单层绝缘简化模型, 槽口部分也作相同处理。图 4 所示为简化后的层间绝缘和主绝缘有限元计算模型。

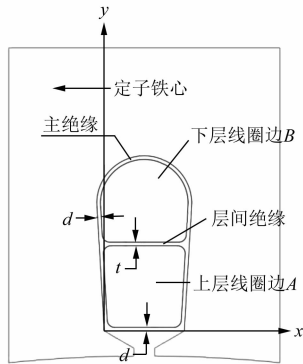


图 4 层间绝缘和主绝缘计算模型

忽略槽楔部分影响, 设主绝缘厚度为 d , 层间绝缘厚度为 t , 以定子槽宽方向为 x 轴, 定子槽高方向为 y 轴, 参考电机实际尺寸建立模型。绝缘材料按照均匀、线性且各向同性媒质处理, 上下层线圈边折角处按照所包裹线圈的最小直径, 也就是导线的线径倒角。

在实际运行中, 三相通入幅值和频率相同, 相位互差 $\frac{2}{3}\pi$ 的正弦波交流电, 如果 A 、 B 所属线圈分属不同相, 则 A 、 B 所属线圈电压相位相差 $\frac{2}{3}\pi$, 那么 A 、 B 之间的电位差为

$$\begin{aligned} \varphi_{AB} &= \varphi_A - \varphi_B = \\ & \sqrt{2}U_r \sin(2\pi ft_1) - \sqrt{2}U_r \sin\left(2\pi ft_1 - \frac{2\pi}{3}\right) = \\ & 2\sqrt{2}U_r \sin \frac{\pi}{3} \cos\left(2\pi ft_1 - \frac{2\pi}{3}\right) = \\ & \sqrt{6}U_r \cos\left(2\pi ft_1 - \frac{2\pi}{3}\right) \end{aligned} \quad (6)$$

式中: φ_{AB} 为 A 、 B 之间的电位差; φ_A 、 φ_B 分别为 A 、 B 电位; U_r 为供电电压有效值; f 为供电电压频率; t_1 为时间。

由式(6)可知, 当 $2\pi ft_1 = \frac{2\pi}{3}$ 时, φ_{AB} 取得最大值 $\sqrt{6}U_r$ 。因此, 在正常运行中, φ_{AB} 的最大值 $\sqrt{6}U_r$ 要大于单独一相对地电位差的最大值 $\sqrt{2}U_r$ 。

为了充分验证绝缘可靠性, 令 U_r 为本文样机耐电压试验的试验电压有效值 13 600 V, 在线圈 A 、 B 上分别施加 $\sqrt{2}U_r$ 的激励电压, 同时在 2 个线圈之间施加 $\sqrt{6}U_r$ 的激励电压。

国家标准规定, 试验电压应加在被试绕组与机壳之间, 铁心与机壳联接。因此, 将定子铁心设定为零电位。

对于绝缘来说, 绝缘厚度越厚, 绝缘就越可靠, 但是绝缘厚度的增加会导致槽面积的利用率下降, 同时还会导致定子绕组散热困难等问题, 因此引入槽有效面积占槽面积的比例 S_e , 用来防止绝缘厚度过大。 S_e 满足:

$$S_e = \frac{S_c}{S_a} \quad (7)$$

式中: S_c 为槽有效面积, 是绝缘纸内部包裹的面积; S_a 为槽面积, 从槽身处开始计算。

d 和 t 取不同值对最大场强的影响如图 5 所示。观察图 5 可以发现, 随着绝缘厚度 d 和 t 的增加, 最大场强逐渐下降, 绝缘裕量逐渐变大。其中, t 的变化对最大场强的影响较大, 原因是层间绝缘面对的是 $\sqrt{6}U_r$ 的电压, 因此最大场强对层间绝缘的厚度变化更敏感。

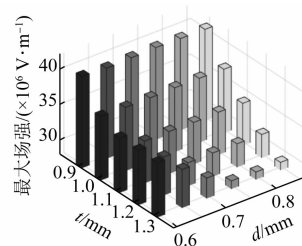


图 5 d 和 t 取不同值对最大场强的影响

对于 $t=0.9$ mm 和 $t=1.0$ mm, d 的变化对最大场强影响较小, 是因为此时 t 的厚度较薄, 导致最大场强出现在层间绝缘上, 如图 6(a) 所示。高场强几乎全部出现在层间绝缘部分, 场强的分布在主绝缘和层间绝缘上均较为均匀, 未见明显突变现象。对于 $t=1.1$ 、 1.2 、 1.3 mm, d 的变化对最大场强影响较为明显, 原因是此时 t 的厚度较厚,

最大场强出现在主绝缘上,如图 6(b)所示。

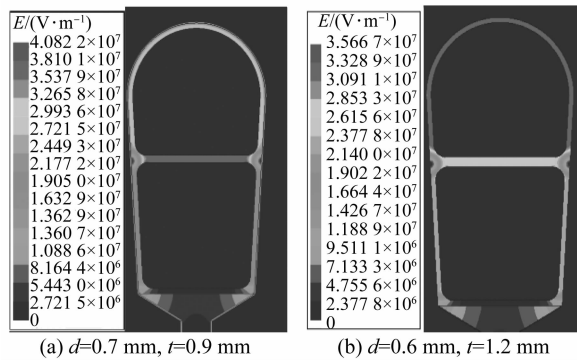


图 6 场强分布

S_e 随 d 和 t 变化的值如表 3 所示。由表 3 可以看出,随着绝缘厚度的变大 S_e 逐渐上升。在 $d=0.6 \text{ mm}, t=0.9 \text{ mm}$ 时, S_e 为 86.87%,槽内放置导体的槽有效面积较大。而当 $d=0.85 \text{ mm}, t=1.3 \text{ mm}$ 时, S_e 下降至 81.78%,此时槽内空间紧张,将会对电磁设计和热设计造成不良影响。因此,在选择绝缘厚度时需综合考虑,既需要满足绝缘强度的同时留出裕量,又需要考虑绝缘占槽内空间的比例。

根据以上分析结果,选择 $d=0.7 \text{ mm}, t=1.0 \text{ mm}$ 时,最大场强为 $3.693 \times 10^7 \text{ V/m}$,没有超过材料的击穿场强^[11],且此时 S_e 为 84.99%,既能满足绝缘的需要,又能获得较大的槽内空间放置导体,较好地取得了平衡。

表 3 S_e 随 d 和 t 变化的值 %

t/mm	d/mm					
	0.60	0.65	0.70	0.75	0.80	0.85
0.9	86.87	86.07	85.28	84.49	83.70	82.92
1.0	86.57	85.78	84.99	84.20	83.42	82.63
1.1	86.28	85.48	84.70	83.91	83.13	82.35
1.2	85.98	85.19	84.40	83.62	82.84	82.06
1.3	85.69	84.90	84.11	83.33	82.55	81.78

1.3 冲片毛刺划伤定子主绝缘分析

在定子的制造过程中,冲压材料处于高压的状态,使得裂纹的产生点偏移。裂纹受拉应力发展后使板料断开,从而形成毛刺。而材料的力学性能、冲裁间隙、模具刃口状态、冲裁速度、模具和设备的精度均可能导致毛刺产生^[12]。在铺设主

绝缘或下线时,冲片毛刺可能会划伤主绝缘,下文针对定子冲片毛刺划伤绝缘的情况做出分析。

首先建立毛刺划伤前完好的主绝缘计算模型作为对照组,直接采用图 4 给出的层间绝缘和主绝缘计算模型,取 $d=0.6 \text{ mm}, t=0.6 \text{ mm}$ 。在下层导体中施加 $\sqrt{2}U_r$ 的激励电压,定子铁心仍为零电位激励。毛刺划伤前主绝缘场强分布如图 7 所示。

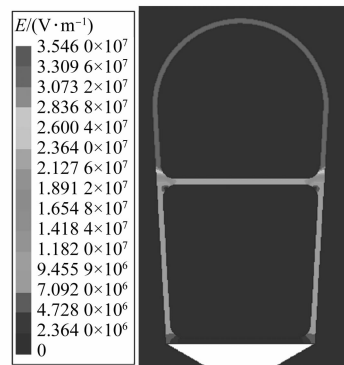


图 7 毛刺划伤前主绝缘场强分布

可以看到,最大场强仅为 $3.546 \times 10^7 \text{ V/m}$,未达到材料的击穿场强^[11],且留有较大裕量。

接下来分析主绝缘被冲片毛刺划伤后的场强分布情况。

建立毛刺划伤后主绝缘计算模型,为了产生对比,采用 $d=0.6 \text{ mm}, t=0.6 \text{ mm}$ 的主绝缘和层间绝缘计算模型,以定子槽宽方向为 x 轴,定子槽高方向为 y 轴,参考电机实际尺寸建立模型。假设毛刺为高 0.10 mm,宽 0.03 mm 的三角形,在槽底中部划伤绝缘,如图 8 所示。

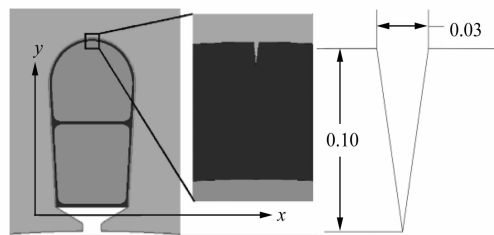


图 8 毛刺划伤后主绝缘计算模型及毛刺尺寸图(mm)

在下层导体中施加 $\sqrt{2}U_r$ 的激励电压,定子铁心仍为零电位激励。

毛刺划伤后主绝缘场强分布如图 9 所示。通过图 9 可以看出,主绝缘被冲片毛刺划伤后,样机槽内绝缘最大场强达到 $6.1043 \times 10^7 \text{ V/m}$,场强最

大值为未划伤前的 1.72 倍,超过了材料的击穿场强^[11],且最大场强出现在毛刺尖角处附近。因此,冲片毛刺划伤将会导致主绝缘中电场强度最大值激增,可能会导致绝缘失效,必须加以注意。

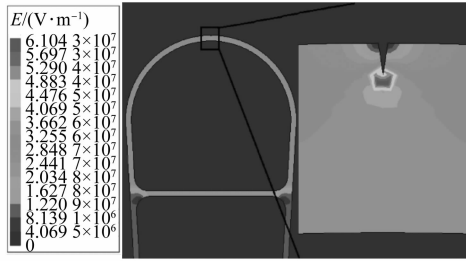


图9 毛刺划伤后主绝缘场强分布

对于槽部绝缘,避免主绝缘被冲片毛刺划伤可以采用槽内铺衬聚酰亚胺薄膜,加厚主绝缘,或提升冲压工艺的办法。

2 定子端部绝缘分析

绝缘系统的另一个重要组成部分是端部绝缘。在端部绕组形状复杂,形状突变处电场分布不均匀,可能存在起晕或击穿现象,为了验证绝缘有效性,对端部绝缘进行分析。

根据散绕组的端部实际形状建模。端部空间较为充裕,因此端部绝缘采用 1 mm 厚的聚脂薄膜聚芳酰胺纤维纸柔软复合材料制成的绝缘纸包裹线圈,建立如图 10(a)所示的坐标系,计算模型和剖分由图 10(a)和图 10(b)给出。

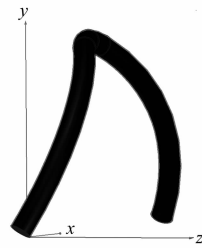
在线圈上施加对地耐压试验峰值 19 233.3 V,在绝缘表面施加零电位激励,进行静电场仿真。仿真结果如图 11(a)和图 11(b)所示。

观察结果可以发现,场强分布不均匀,最大场强为 3.8486×10^7 V/m,没有超过材料的击穿场强^[11],且留有较大裕量,可以认为绝缘是可靠的。

3 试验

对样机进行整机对地耐压试验,耐电压试验对绕组有一定损伤,重复试验可能会导致绕组损坏,根据 GB/T 775—2019^[10],该试验仅对装配完成的新电机试验一次。对地耐压试验接线实物图如图 12 所示。

图 13 为电机对地耐压试验所采用的试验仪。

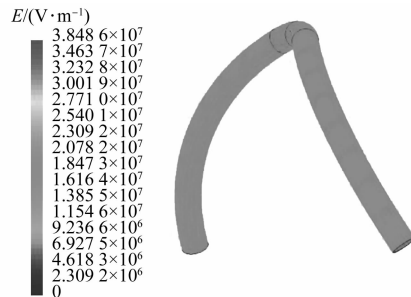


(a) 计算模型

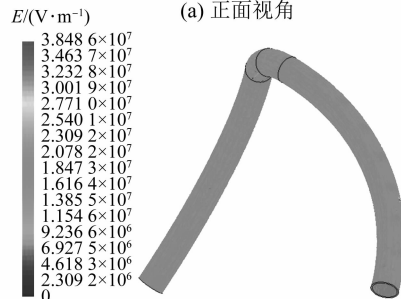


(b) 剖分

图10 端部绝缘计算模型及剖分



(a) 正面视角



(b) 背面视角

图11 端部绝缘场强分布云图

接线后的电机如图 12 所示,在被试绕组和电机机壳之间施加试验电压,试验电压由 PVT-25 型电机工频耐电压试验仪产生,理想情况下试验电压波形为工频正弦波。试验从不超过全值电压的一半开始,以每步不超过全值 5% 逐步增加至全值并维持 1 min。表 4 为绝缘试验中的部分试验电压和对应的泄漏电流值。可以看出,随着试验电压的增加,泄漏电流值也在变大,但是始终在一定的范围内没有击穿,验证了电机绝缘的可靠性。

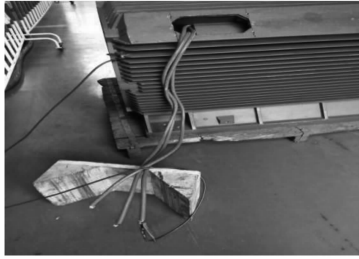


图 12 对地耐压试验接线实物图



图 13 电机工频耐电压试验仪

表 4 部分试验电压和泄漏电流值

试验电压/kV	泄漏电流值/A
6.4	0.064
6.8	0.070
7.1	0.075
7.6	0.082
7.9	0.087
8.3	0.093
8.7	0.099
9.1	0.106
9.8	0.119
10.3	0.130
10.7	0.130
11.3	0.147

4 结 语

根据本文的分析和试验结果,可以得出以下结论:

(1) 本文全面分析了样机的高压散绕组绝缘结构,并进行了整机对地耐压试验。针对槽内绝缘进行讨论和优化,提出了毛刺划伤主绝缘的问题并作出分析,为高压散绕组的绝缘结构设计提供了方法和参考。

(2) 主绝缘(又称槽绝缘)对于电机槽内空

间的影响较大,同时主绝缘面临的绝缘电压对比相间绝缘较低,因此在选择散绕组槽内绝缘时,可以不采用传统主绝缘和层间绝缘相同厚度的方式,而是选择较薄的主绝缘搭配较厚的槽绝缘,既节省了槽内空间,又能满足绝缘需要。

(3) 分析了冲片毛刺划伤主绝缘对主绝缘电场产生的影响。分析表明,对于该台样机,仅 0.1 mm 的冲片毛刺划伤就可能对主绝缘场强急剧增大为原来的 1.72 倍,从而使绝缘击穿,且划伤后最大场强出现在毛刺附近,因此下线时应特别注意,采取如槽内铺衬聚酰亚胺薄膜等方法防止冲片毛刺划伤主绝缘。

匝间绝缘部分的测试电压采用行业标准规定的匝间冲击电压,槽内绝缘对地部分的测试电压采用国家标准规定的整机对地试验电压,层间绝缘中的相间绝缘部分采用 $\sqrt{3}$ 倍的整机对地试验电压,端部绝缘部分采用整机对地试验电压,根据分析结果,优化后的最大场强均未超过材料的击穿场强。因此,当电机在额定电压下正常工作时,本文设计的绝缘结构可以充分保证电机的安全可靠运行。

根据总结的内容,还有以下工作可以改进:

(1) 对于匝间绝缘,本文分析时直接采用了行业标准给出的冲击电压做电场分析,可能会导致分析情况过于严苛,从而浪费材料。

(2) 对于绕组星接电机,在运行过程中,相间面临的线电压要高于单相对地的相电压,因此相间绝缘厚度需要大于对地绝缘,本文的相间部分采用 $\sqrt{3}$ 倍的整机对地试验电压,可能会导致标准过高,造成材料浪费和槽内空间紧张。

(3) 本文样机的发热量较低,因此散热问题未做分析。事实上,电机绝缘对于散热的影响问题在电机发热较大时比较关键,因此可以在绕组的散热上做进一步分析。

【参考文献】

- [1] 齐连成. 浅谈中型变频电机的绕组型式[J]. 中国高新技术企业, 2009(16): 180.
- [2] 孙重阳, 冯桂宏. 成型绕组永磁电机优化设计[J]. 电机与控制应用, 2020, 47(1): 59.
- [3] 包蕾. 高压电机定子绕组绝缘结构的设计[J]. 硅谷, 2008(17): 16. (下转第 67 页)

知,双 Y 同步电抗为 2 倍的单 Y 同步电抗与单 Y 自漏抗之差,双 Y 综合漏抗为 2 倍的单 Y 综合漏抗与单 Y 自漏抗之差。单 Y 自漏抗是单 Y 运行(另一 Y 开路)和双 Y 运行电磁参数之间的联系纽带。利用单 Y 空载和另一单 Y 短路,可以确定单 Y 自漏抗。单 Y 自漏抗为单 Y 空载、单 Y 短路时,同一励磁电流下的单 Y 空载线电压与另单 Y 的 $\sqrt{3}$ 倍短路电流之比。

通过 1 台 300 MVA 六相同步发电机的空载短路试验,确定了该电机的单 Y d 轴同步电抗、自漏抗、双 Y d 轴同步电抗、单 Y 短路比、双 Y 短路比,验证了六相同步发电机的电磁参数和运行特性。

【参考文献】

- [1] 李浩. 六相永磁同步电机电磁设计及其电感参数的研究[D]. 重庆:重庆大学,2015.
- [2] 华中工学院电机教研组六相电机科研组. 六相 30° 相带绕组的同步发电机[J]. 华中工学院学报, 1974(3): 19.
- [3] PRATAP S B, DRIGA M D. Compensation in pulsed alternators[J]. IEEE Transactions on Magetics, 1999, 35(1): 372.
- [4] PENG J, XUAN W, WANG H, et al. Study on matching a 300 MVA motor generator with an ohmic heating power supply in HL-2M [J]. Plasma Science and Technology, 2013, 15(3): 120.
- [5] 温增银,胡会骏. 六相双 Y 30° 相带绕组同步发电机短路的暂态过程[J]. 华中工学院学报, 1974(4): 34.
- [6] 刘剑,谭芳堃,赵博,等. 基于基波电流调控法的六相永磁同步电动机转矩波动抑制方法研究[J]. 微电机, 2020, 53(7): 49.
- [7] 马秀娟,郑安琪,张华强,等. 双 Y 移 30° 六相 PMSM 的滑模变结构控制技术[J]. 电机与控制学报, 2018, 22(10): 20.
- [8] 刘胜,郭晓杰,张兰勇. 六相永磁同步电机鲁棒自适应反步滑模容错控制[J]. 电机与控制学报, 2020, 24(5): 68.
- [9] 王玲文,赵荣国,艾永乐. 六相感应电机定子绕组设计与计算[J]. 湖南工业大学学报, 2010, 24(4): 98.
- [10] 李朗如,许实章,代晓宁. 六相双 Y 移 30° 绕组同步发电机突然短路电流和电磁转矩的试验研究[J]. 华中工学院学报, 1979(增刊 2): 29.
- [11] 严晶晶,霍现旭,王海巍,等. 双 d, q 坐标系下六相同步风力发电机控制策略[J]. 电力电子技术, 2017, 51(11): 34.
- [12] 白敬彩,王国柱,范峥,等. 六相感应电机驱动系统的简易制动方案设计[J]. 电气传动, 2020, 50(8): 3.
- [13] 黄堃,张楠,黄麟. 双 Y 移 30° 永磁同步电机逆变器开路故障诊断方法[J]. 微电机, 2020, 53(1): 84.
- [4] 孟大伟,姜明丽. 高效高压中型异步电机绝缘结构设计分析[J]. 电机与控制学报, 2012, 16(4): 13.
- [5] 孟庆超. 大电机主绝缘端部电场分析与数值仿真[D]. 哈尔滨:哈尔滨理工大学,2013.
- [6] ZHANG J, WANG S, QIU J, et al. Finite element analysis and evaluation of stator insulation in high voltage synchronous motor[J]. IEEE Transactions on Magetics, 2012, 48(2): 955.
- [7] 汤蕴璆. 电机内的电磁场[M]. 2 版. 北京:科学出版社,1998.
- [8] 祁世发,闫伟嘉,刘洋,等. H 级高压电机绝缘结构研究[J]. 防爆电机, 2019, 54(2): 21.
- [9] 中国机械工业联合会. JB/T 5811—2007: 交流低压电机成型绕组匝间绝缘试验方法及限值[S]. 北京:中国标准出版社,2007.
- [10] 中国电器工业协会. GB/T 755—2019: 旋转电机定额和性能[S]. 北京:中国标准出版社,2019.
- [11] 全国绝缘材料标准化技术委员会. JB/T 4061. 1—1995: 柔软复合材料聚酯薄膜聚芳酰胺纤维纸柔软复合材料[S]. 北京:中国标准出版社,1995.
- [12] 曹洪志. 冲裁参数对无取向硅钢冲片冲裁质量的影响研究[D]. 武汉:华中科技大学,2016.

(上接第 61 页)