第 49 卷 第 6 期：2458-2465 高电压技术 Vol.49, No.6: 2458-2465
2023 年 6 月 30 日 High Voltage Engineering June 30, 2023
DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20221943

Hairpin 绕组电机电压分布仿真计算与绝缘优化

黄文冬，王　鹏，朱英伟，马世金
（四川大学电气工程学院，成都 610065）

摘　要：SiC 逆变器驱动下 Hairpin 绕组电机承受高频、快速变化的复杂脉冲电应力，电机发生绝缘失效的可能性大为增加。为了解电机内部绕组的电压分布情况，对电机的绝缘可靠性做出评估，通过场路耦合有限元法对 1 台额定电压 800 V 的 Hairpin 绕组电机进行电压分布计算，得到了电机绕组中的电压分布规律。通过仿真和实测分析发现：电机的最大相地电压出现在三相绕组的入线端，数值为 540 V；匝间和相间电压最大值出现在绕组连接电路中串联顺序相距最远而空间上相邻的位置，分别为 575 V 和 923 V；实测验证了计算结果的准确性，电压最大值处仿真与实测的误差为 8%。基于仿真模型，发现 30%的匝间或对地电容变化量对绝缘关键位置电压大小的影响不超过 5%，并结合 Dakin 公式对电机的绝缘设计提出优化建议。以上结果可为 Hairpin 绕组电机的绝缘可靠性评估与绝缘设计提供借鉴。

关键词：变频电机；有限元法；Hairpin 绕组；电压分布；绝缘优化

Voltage Distribution Simulation and Insulation Optimization of Hairpin Winding Motor

HUANG Wendong, WANG Peng, ZHU Yingwei, MA Shijin
(College of Electrical Engineering, Sichuan University, Chengdu 610065, China)

Abstract: Driven by SiC inverter, Hairpin winding motor is subjected to complex pulse electrical stress with high frequency and rapid variation. The possibility of insulation failure in motor is greatly increased. In order to find out the voltage distribution in motor windings and to evaluate the insulation reliability, the voltage distribution for a Hairpin winding motor with a rated voltage of 800 V is calculated by the field-circuit coupled finite element method. The voltage distribution rule in the motor winding is obtained by simulation. Through simulation and measurement analysis, it is found that the motor's maximum phase-ground voltage is 540 V, which is located in the inlet end of the three-phase winding. The maximum voltage of turn-turn and phase-phase appears at the positions that are the farthest apart in series sequence in winding circuit but adjacent in space, and the voltages are 575 V and 923 V, respectively. The measurement proves the accuracy of the calculation results. At the maximum voltage point, the error between simulation and measurement is 8%. Based on the simulation model, it is found that 30% of the capacitance variation between turn-turn or turn-ground has no more than 5% influence on the voltage at the key position of insulation. Combined with Dakin formula, the optimization suggestions for the insulation design of motor are put forward. The above results provide reference for insulation reliability evaluation and insulation design for Hairpin winding motor.

Key words: inverter-fed motor; FEM; Hairpin winding; voltage distribution; insulation optimization

0　引言

凭借易启动、调速性能好、节能等优点，变频电机在电机拖动系统中得到广泛使用。变频电机采用脉宽调制(pulse width modulation, PWM)变频电源，其输入电压波形不再是工频正弦电压，而是 PWM 脉冲。随着宽禁带器件的发展，SiC 器件因其高开断频率、高耐压、低损耗和低温升的特性使其在变频系统中逐渐得到应用[1-2]。相较于 Si 器件，SiC 器件输出的波形具有更大的 du/dt(电压变化率)、更高的重复频率及幅值，由于阻抗不匹配，将在电机端部产生更大的振荡过电压[3-4]，一定条件下过电压可达直流母线电压的 2 倍[5]；且高 du/dt 脉冲电压的频率分量一般可达几至几十 MHz，电机绕组的分布参数将不能被忽略。研究表明，绕组之间的分布电容是引起电机内部电压分布不均的主要原因[6]，此时首匝绕组承受的电压远高于其他匝[7-8]。上述两方面的影响下，一旦电机绕组之间承受的电压超过其局部放电起始电压(partial discharge inception

基金资助项目：国家自然科学基金 (51977134)。
Project supported by National Natural Science Foundation of China (51977134).

voltage, PDIV)，就会造成电机绝缘的快速劣化，极大地缩短电机使用寿命，这是电机绝缘过早失效的主要原因[9-10]。绕组匝间短路故障是电机各类故障中最常见、也最严重的一类[6]，据统计电机的匝间短路故障约占据电机各类故障的 30%~40%[7]。随着电力电子驱动技术的发展，绝缘可靠性已成为制约变频电机向高频、高压及高功率密度发展的重要因素[11-12]。

高功率密度需求下，电动汽车电机倾向于使用 Hairpin 绕组，以增加有效导体面积和槽满率，提高电机在低速区的效率[13]。在未来，SiC 逆变器驱动 Hairpin 绕组驱动电机的形式将会是新能源汽车驱动系统的重要选择之一。对快充、高效驱动电机的要求，新能源汽车电压由 400 V 提升至 800 V，绝缘系统可靠性已成为重点考虑的因素。

鉴于此，学者主要通过解析法或有限元法计算电机绕组中的电压分布，可为电机的绝缘可靠性分析与设计提供依据。目前多数研究利用多导体传输线理论对大功率变频电机建立等效电路进行电压分布仿真计算，但都仅对局部的一个线圈或几个线圈进行仿真研究，同时并未考虑到宽频下电感和电阻等非线性元件的存在使得解析法的精度得不到保证的问题[14-16]。文献[17-18]利用阶梯型 RL 电路模拟 0.01~10 MHz 频率范围内电阻与电感的频率响应，得到三相 PWM 供电下风力发电机准确的电压分布结果，但面临更广的频率输入时，该模型需要进一步完善。另外，在利用有限元法进行仿真计算时，现有研究未考虑到电机中用于填充气隙所采用的浸渍漆，对电机建模需要进一步完善[19-21]，且需要同时考虑除匝间外的相地和相间压分布情况[21]。

针对上述问题，本文采用场路耦合有限元法对研究较少的新能源汽车 Hairpin 绕组电机进行准确建模与电压分布仿真计算。并根据结果确定相地、匝间和相间的电压分布特性，搭建实验平台对仿真结果进行了验证。此外，本文探索了绝缘材料厚度与相对介电常数对关键位置电压的影响，提出优化电机绝缘设计的方案。上述研究为电机绝缘设计提供了新思路，为变频电机绝缘可靠性分析提供了借鉴。

1　电机定子分析模型

本文研究对象为 1 台短距连接的 Hairpin 绕组电机，该电机具有 54 槽、6 层 Hairpin 绕组，其主要技术参数如表 1 所示。

仿真基于 Ansys Maxwell 平台完成，该平台提供多种求解器，可以实现各种场合下的电磁仿真计算。但是，通常情况下的有限元求解器会对 Maxwell 方程组进行解耦，这样就不可能同时求解磁场和电场。为实现精确求解，可选择场路耦合的方式将有限元模型与电路模型进行耦合计算[22]。

电机绕组按照一定规律排布，可以建立电机 2D 有限元模型对电机进行电压分布求解，这既能够极大地缩短求解时间，同时也避免了在 3D 有限元模型中由于大规模网格划分导致的不收敛和精度差的问题。Hairpin 绕组结构如图 1 所示，建立端部的 2D 模型较为困难，本文在 3D 模型中单独计算出端部的电感和交流电阻参数，然后将其作为集中参数耦合到等效电路中的方式对端部进行简化处理。电机的 2D 有限元模型如图 2 所示，包括所有的三相

表 1　电机主要技术参数

Table 1　Main parameters of motor stator

参数	数值
额定功率/kW	70
额定电压/V	800
额定转速/(r·min^{-1})	18 000
定子外径/mm	105
定子内径/mm	68.5
定子轴向长度/mm	115
绕组形式	层间换位波绕组(短距)

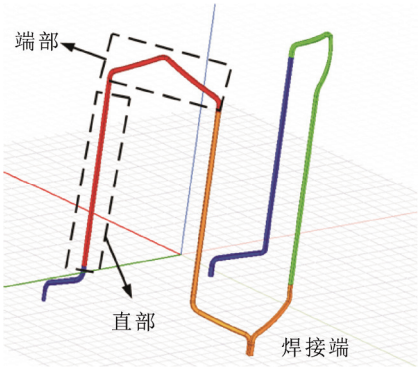


图 1　Hairpin 绕组结构

Fig.1　Structure of Hairpin winding

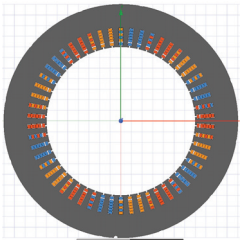


图 2　电机有限元模型

Fig.2　Finite element model of motor

绕组以及铁芯。在有限元计算中，采用自适应网格划分，收敛误差设置为 1%，模型的边界条件为无穷远边界条件。

2 定子绕组的等效电路模型

SiC 逆变器驱动下电机承受电压的上升时间可低至 50 ns 以下[23]，对应的等效上限频率 f 满足式(1)[24]。

$$f = \frac{1}{\pi t_{\text{rise}}} \tag{1}$$

式中 t_{rise} 为上升沿时间。由式(1)可知陡脉冲上升沿对应的等效上限频率可达数 MHz。因此，需建立等效电路模型分析陡脉冲在定子绕组中暂态分布。

建立等效电路时，按照连接顺序将图 1 中绕组的一个直部和端部划分为一个单位。两个单位的等效电路如图 3 中实线框与虚线框内部分所示。其中，u_0 为输入电压，$u_i(i=1, 2, \cdots)$为第 i 个单位的节点电压，i_i 为流过第 i 个单位的电流；分布参数为 T_i 包括直部的自感 L_i 和交流电阻 R_i，$M_{1,2}$ 为直部间的互感；集中参数包括分布电容、端部的交流电阻和电感。C_{i0} 为每个 Γ 形绕组单位的对地电容，通过定子铁芯接地；$C_{i,m}$ 为相邻绕组之间的互电容；R_{ei} 和 L_{ei} 分别为端部的交流电阻和电感。

假设电机有 n 个 Hairpin 绕组，即包含 $2n$ 个单位，由基尔霍夫电流定律得

$$i_i - i_{i+1} = C_{i0}\frac{\mathrm{d}u_i}{\mathrm{d}t} + \sum_{\substack{m=1\\m\neq i}}^{2n} C_{i,m}\frac{(\mathrm{d}u_i - \mathrm{d}u_m)}{\mathrm{d}t} \tag{2}$$

由式(2)可得微分方程 $\boldsymbol{Y}(\mathrm{d}\boldsymbol{U}/\mathrm{d}t)=\boldsymbol{I}$，其中

$$\boldsymbol{Y} = \begin{bmatrix} C_{10}+\sum\limits_{\substack{m=1\\m\neq i}}^{2n} C_{i,m} & -C_{1,2} & \cdots & -C_{1,m} & \cdots & -C_{1,2n} \\ -C_{1,2} & C_{20}+\sum\limits_{\substack{m=1\\m\neq i}}^{2n} C_{2,m} & \cdots & -C_{2,m} & \cdots & -C_{2,2n} \\ \vdots & \vdots & & \vdots & & \vdots \\ -C_{i,1} & -C_{i,2} & \cdots & -C_{i0}+\sum\limits_{\substack{m=1\\m\neq i}}^{2n} C_{i,m} & \cdots & -C_{i,2n} \\ \vdots & \vdots & & \vdots & & \vdots \\ -C_{2n,1} & -C_{2n,2} & \cdots & -C_{2n,m} & \cdots & -C_{2n0}+\sum\limits_{\substack{m=1\\m\neq i}}^{2n} C_{2n,m} \end{bmatrix} \tag{3}$$

根据基尔霍夫电压定律，有

$$u_{i-1} - u_i = (R_i + R_{ei})i_i + (L_i + L_{ei})\frac{\mathrm{d}i_i}{\mathrm{d}t} + \sum_{\substack{m=1\\m\neq i}}^{2n} M_{i,m}\frac{\mathrm{d}i_m}{\mathrm{d}t} \tag{4}$$

由式(4)可得微分方程 $\boldsymbol{RI}+\boldsymbol{Z}(\mathrm{d}\boldsymbol{I}/\mathrm{d}t)=\boldsymbol{U}$，其中 $\boldsymbol{R}=[R_1+R_{e1},\cdots,R_m+R_{em},\cdots,R_{2n}+R_{e2n}]$，$\boldsymbol{I}=[i_1,\cdots,i_m,\cdots,i_{2n}]$，$\boldsymbol{Z}$ 为绕组电感矩阵，主对角线上为(L_i+L_{ei})，互感 $M_{i,m}$ 在(i,m)位置上，i 和 m 根据绕组连接结构确定。

2.1 分布电容计算

图 4 是一个定子槽的截面示意图，包括 L1—L6 共 6 层不同相的绕组、绕组之间的匝间绝缘、绕组与定子之间的主绝缘以及填充在气隙中的浸渍漆。表 2 是用于计算分布电容的相关参数，通过静电场有限元方法可以求出分布电容，结果如表 3 所示。

2.2 电感和交流电阻计算

频率会影响端部电感和交流电阻大小，不同频率下绕组端部的电感和交流电阻的变化趋势如图 5 所示。随着频率增加，交流电阻逐渐增大，而电感迅速减小。因此在计算端部分布参数时需要确定频率，频率由式(1)决定。在涡流场有限元下完成端部电感和电阻的计算，分别为 0.096 μH 和 10.5 mΩ。直部的交流电阻、自感和互感大小受频率的影响，

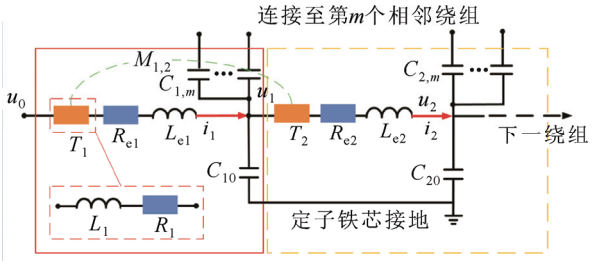


图 3 绕组等效电路模型

Fig.3 Equivalent circuit model of winding

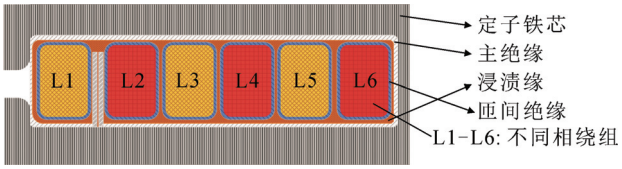


图 4 定子槽内绝缘结构

Fig.4 Insulation structure in stator slot region

表 2 绝缘材料和相对介电常数

Table 2 Insulating materials and relative dielectric constants

项目	厚度/mm	相对介电常数
匝间绝缘	0.12	3.2
浸渍漆		4
主绝缘	0.24	2.35

表 3 分布电容计算结果

Table 3 Calculation results of distributed capacitance

分布电容	数值/pF
C_{10} ,C_{20}	33.12
C_{30},C_{40},C_{50}	30.13
C_{60}	51.52
$C_{1,2}$	8.40
$C_{2,3}$,$C_{3,4}$,$C_{4,5}$,$C_{5,6}$	35.42

很难把所有参数作为集中参数放入等效电路。因此，在 Maxwell 软件中建立图 2 所示有限元模型并内置瞬态磁场求解器，同时与外部等效电路进行连接实现场路耦合，以完成不同频率下直部分布参数和电机整体的电压分布计算。

3　仿真与实测结果分析

为验证仿真结果的正确性，根据文献[25-26]，搭建脉冲电压下的实验平台如图 6 所示。高压脉冲电源由直流电源供电，在信号发生器的控制下可产生上升时间、幅值可调的脉冲电压。高压探头和示波器配合即可采集电机绕组上的电压分布数据。

3.1　仿真设置

新能源汽车电机在工作中一般采用两电平 SVPWM 控制策略，其瞬态转换过程如图 7 所示。在所有状态中，三相绕组总是两相并联之后与另一相串联，所以任取其中一种状态进行电压分布分析即可，本文在仿真与实验测试中采用图 8 所示的连接方式，即 U 相与并联后的 V、W 相串联，该状态下 U 相和 V、W 相的对地电压分别为 $1/2U_{dc}$ 和 $-1/2U_{dc}$(U_{dc} 为直流母线电压)，测试和仿真中将按照该电压关系开展。为方便表示测试点位置，按照图 1 所示绕组分段方式对绕组进行标号，每一相绕组共包含 108 个单位，标号结果如图 8 所示。其中 Ui 为 U 相绕组从首端开始第 i 个单位的标号，U1 在 U 相首端表示 U 相第 1 个单位，而 U108 在 U 相的末端表示 U 相第 108 个单位，其余两相按照同样的方式标注。

实验中，所采用的测试电压为：U_{dc} 为 800 V、其中 U 相输入 400 V、其余两相并联输入−400 V，上升时间 50 ns，经过电缆之后在电机端部相间电压的幅值上升到 957 V，过压系数为 19.6%。为确保仿真与实测结果的一致性，需要保持仿真与实际测试时输入电机的电压波形一致，仿真中电机端部的电压波形如图 9 所示，U_{in}、V_{in} 和 W_{in} 表示三相绕组的输入电压波形。

3.2　相地电压

图 8 中从 U 相首端开始到 V 相首端结束，每间隔 17 个单位选取 1 个测试点查看相地电压的实测及仿真结果(见图 10)，图中 Ui−G(Test)和 Ui−G(Sim)分别表示 U 相第 i 个单位对地(G 为地)电压的测试结果和仿真结果，V 相同理。可见最大值在 U 相的首端为 432 V，随着远离 U 相首端，电压幅值呈下降趋势，直至 V1 处电压降至最小值−540 V。并联相入线端对地电压最大，在电机的运行中随着电路状态的转换，三相绕组的入线端依次承受最大的相

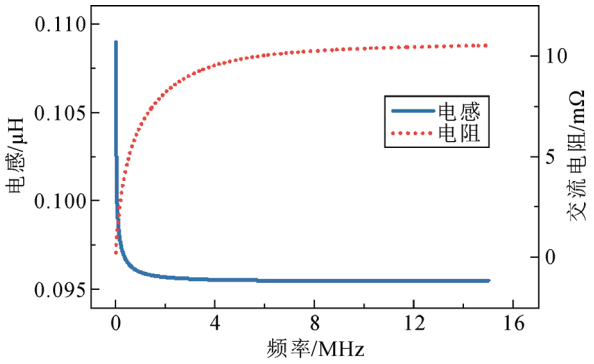


图 5　不同频率下电阻和电感

Fig.5　Resistance and inductance at different frequencies

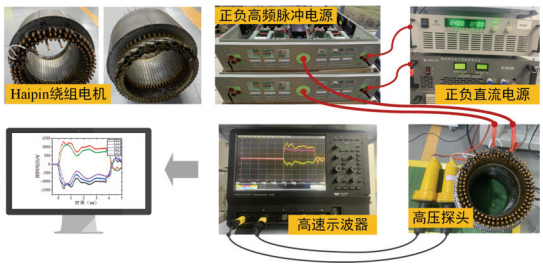


图 6　脉冲电压实验平台

Fig.6　Pulse voltage experimental platform

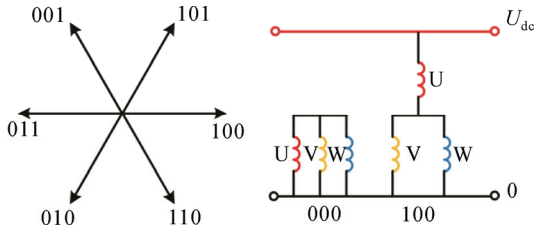


图 7　三相绕组的电路状态转换

Fig.7　Circuit status transition for three-phase winding

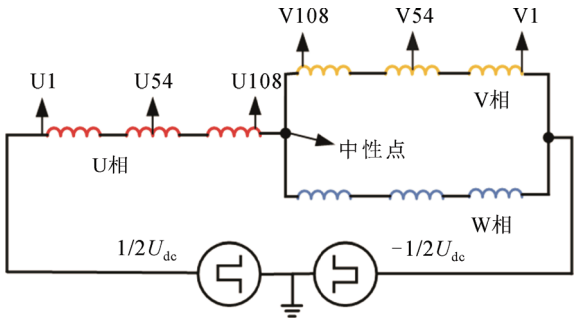


图 8　三相绕组连接方式

Fig.8　Three phase winding connection way

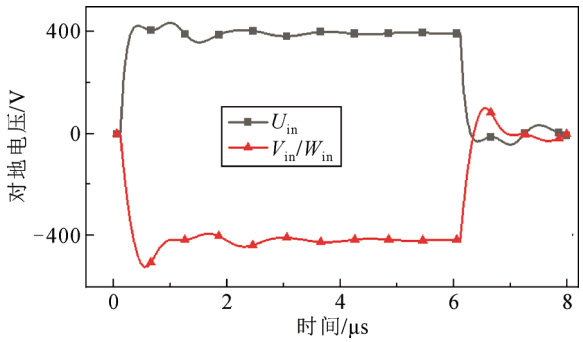


图 9 电机首端电压波形

Fig.9 Voltage waveform of motor terminal

地电压，其大小为 400 V 叠加上过电压。从图 10(b)、10(c)中可以看出仿真与实测的相地电压大小对应较好，验证了仿真模型的准确性。

3.3 匝间电压

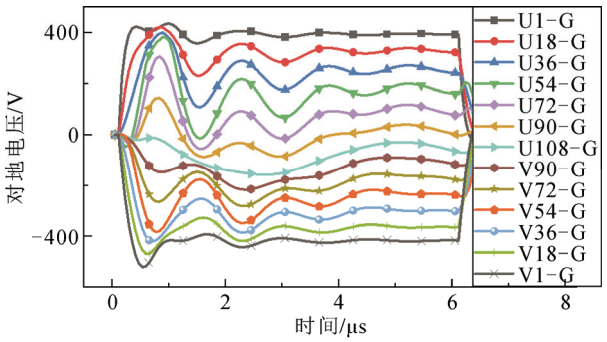
文献[21]指出匝间电压最大值出现在非并联相绕组电路中，串联顺序相距最远而物理上相邻的绕组之间。样机中相距最远的两匝位于 11 槽，槽中各层绕组分别对应图 9 中 U100、U2、U82、U20、U64 和 U38 的位置。其匝间电压的实测和仿真结果见图 11，图中 L1−L2(Test)和 L1−L2(Sim)分别表示定子槽中第一二层绕组之间电压的测试结果和仿真结果。

匝间电压可以视为一相内两个不同位置绕组对地电压的差分，由于 11 槽 1、2 层在电路上相距最远，故匝间电压最大，仿真结果为-532 V，而实测结果为−575 V，误差为 7.5%。从图 10 相地电压分布可以看出，即使某相绕组存在首末相邻的极端情况，两者差分后的匝间电压大小与 400 V 叠加上过电压相近。绝缘结构承受的电压峰峰值一旦超过局部放电起始放电电压就会引发局部放电，本文在单极性脉冲下研究匝间电压分布情况，电机实际运行中相地电压为双极性脉冲，对应的匝间电压也为双极性的脉冲，其峰峰值为单极性下峰值的 2 倍。

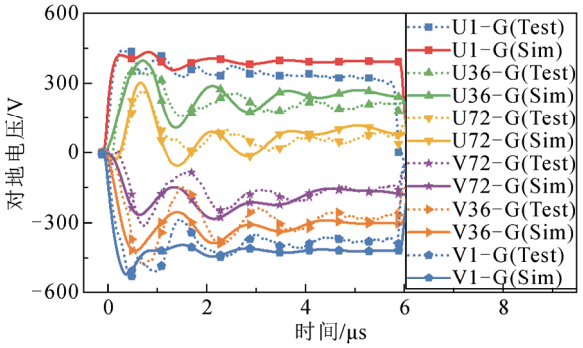
3.4 相间电压

相间电压分布规律与匝间相同，短距下样机中共有 18 个两相绕组共处同一槽的情况。限于篇幅，本文将给出相间电压最大的 49 槽中 U、W 两相间电压分布情况(见图 12)。相间压最大在 49 槽的 1、2 层间，其实测值为−1004 V，而仿真计算结果为−923 V，误差为 8%，实测和仿真结果匹配良好。

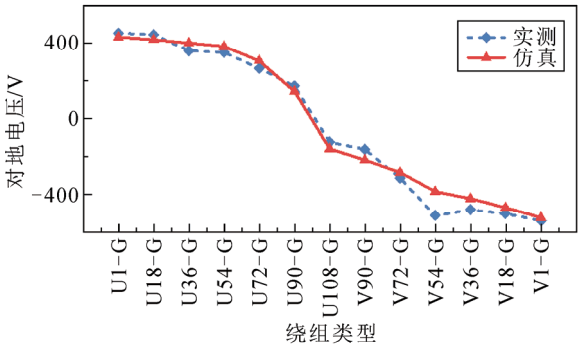
电机实际运行中，相间电压波形为图 13 所示双极性脉冲波[27]，图中 U_{max} 为过电压的幅值。为模拟图 13 所示线电压，在三相绕组中施加对应电压



(a) 相地电压仿真结果



(b) 相地电压实测与仿真对比



(c) 相地电压实测与仿真对比

图 10 相地电压分布

Fig.10 Phase to ground voltage distribution

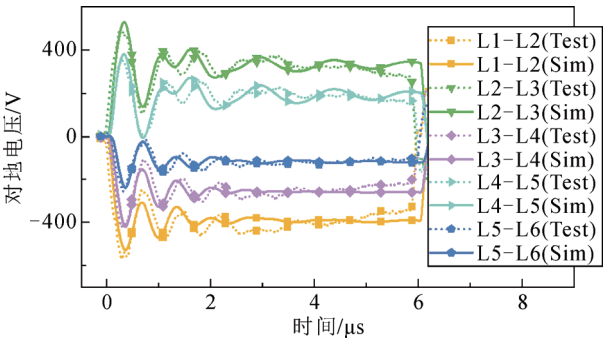


图 11 11 槽匝间电压分布

Fig.11 Interturn voltage distribution of slot 11

后，U、W 输入端之间的相间电压(图中 U–W 矩形点线图)和 49 槽内的各相间电压波形仿真结果如图 14 所示，槽内各相间电压峰峰值为单个脉冲下峰值

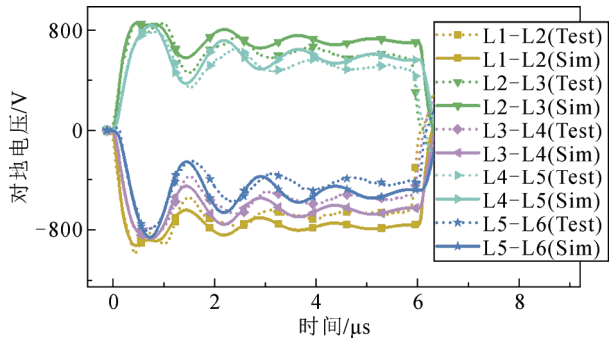


图 12　49 槽相间电压分布

Fig.12　Phase to phase voltage distribution of slot 49

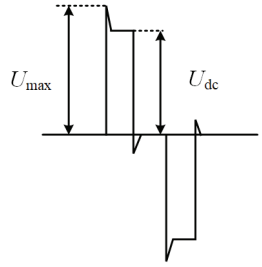


图 13　线电压波形

Fig.13　Waveform of line voltage

的 2 倍，所以相较于主绝缘和匝间绝缘，相间绝缘应该加强防护。

4　绝缘结构优化

通过上述分析可以确定样机运行过程中承受电压较高的部位如图 15 所示，加强关键位置绝缘就能保证电机的绝缘可靠性，图中，S5、S19、S32、S46 表示定子槽编号。电机短路故障一般发生在匝间或相间，因此基于仿真模型研究绝缘材料的相对介电常数、厚度对于电机匝间和相间的电压分布影响有助于改进电机的绝缘设计。上述两者的变化都会直接引起匝间电容和对地电容的改变，因此本文通过增加或减少 30%的匝间、对地电容来研究上述参数变化对关键位置电压大小的影响。从图 16 可以看出，11 槽 L1–L2 随着匝间和对地电容的增大而增大，49 槽 L1–L2 随着匝间电容的增大而增大，基本不受对地电容的影响。从结果可以看出 30%的电容变化对电压大小的影响不超过 5%。

对于电机的匝间或相间绝缘，其绝缘厚度可由 Dakin 公式[28]进行估算。

$$U = 163\left(\frac{t}{\varepsilon_r}\right)^{0.46} \tag{5}$$

式中：U 为局部放电起始放电电压，V；t 为绝缘厚度，μm；ε_r 为绝缘材料的相对介电常数。从式(5)可以看出绝缘材料的厚度由 PDIV 决定。实验条下，

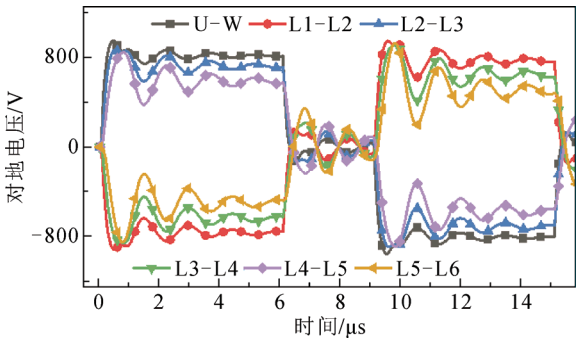


图 14　线电压下 49 槽相间电压波形

Fig.14　Phase voltage waveform of 49 slots under line volage

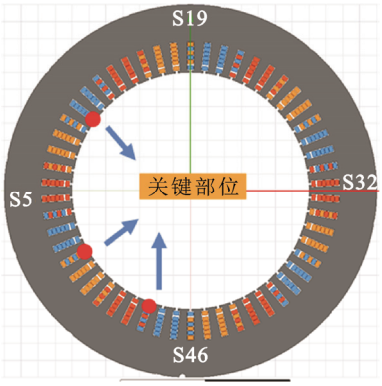


图 15　绝缘关键部位

Fig.15　Key part of insulation

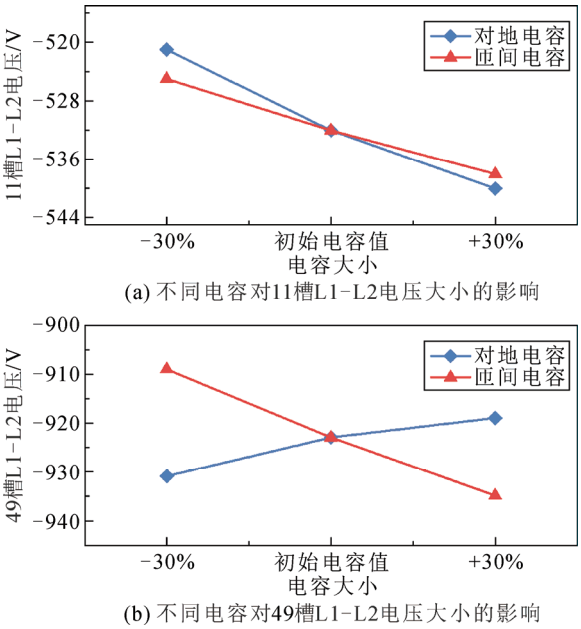


图 16　电容变化对电压大小的影响

Fig.16　Effect of capacitance change on voltage

11 槽的 L1–L2 和 L4–L5 的电压分别为−532 V 和 378 V，后者为前者的 71.1%。由于绝缘材料厚度变化对电压分布影响较小，根据式(5)后者的绝缘厚度仅为前者的 47.6%即可达到绝缘要求，根据绕组承受的电压大小调整绝缘厚度既能降低绝缘成本，还能提高电机的功率密度。

5 结论

1）通过场路耦合有限元法提取电机分布参数并建立有限元模型能够对 Hairpin 绕组电机的电压分布进行准确计算，得到电机的相地、匝间和相间电压的波形及相应的变化规律，最大电压值处仿真与实测的误差为 8%，能够为电机绝缘设计与可靠性评估做出一定的指导。

2）对于 800 V 的 Hairpin 绕组样机，其相地电压最大值出现在三相入线端，最大值为 540 V。匝间和相间电压的最大值分别出现在绕组连接电路中串联顺序相距最远但物理位置相邻的匝间、相间，分别为 575 V 和 923 V。电机实际运行中，匝间和相间的电压峰峰值为上述值的 2 倍，3 种绝缘结构中，相间绝缘承受最大电应力。

3）对于 Hairpin 绕组电机，30%的匝间或对地电容变化量对绝缘关键位置电压大小的影响不超过 5%，根据绕组承受的实际电压进行相应的绝缘厚度设计能够降低成本的同时增加电机的功率密度。

参考文献 References

[1] MORYA A, GARDNER M C, ANVARI B, et al. Wide Bandgap devices in AC electric drives: opportunities and challenges[J]. IEEE Transactions on Transportation Electrification, 2019, 5(1): 3-20.

[2] WEN Teng, CUI Xiang, LI Xuebao, et al. Transient electric field of the combined insulation structure under positive periodic square waveform voltage: Analytical analysis and application[J]. High Voltage, 2022, 7(5): 877-889.

[3] XU Y P, YUAN X B, YE F, et al. Impact of high switching speed and high switching frequency of wide-Bandgap motor drives on electric machines[J]. IEEE Access, 2021, 9: 82866-82880.

[4] ZHOU W Z, DIAB M, YUAN X B. Impact of parasitics and load current on the switching transient time and motor terminal overvoltage in SiC-based drives[C]//2020 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE). Detroit, USA: IEEE, 2020: 225-232.

[5] JU X W, CHENG Y, YANG M L, et al. Voltage stress calculation and measurement for hairpin winding of EV traction machines driven by SiC MOSFET[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2022, 69(9): 8803-8814.

[6] 洪乃刚，陶近贤，杨喜军. 考虑电动机分布电容的变频调速系统建模和分析[J]. 电工技术学报，2000，15(2)：66-69，46.
HONG Naigang, TAO Jinxian, YANG Xijun. Mathematics model of induction motor considering distributed capacitance and analysis of speed regulating system[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2000, 15(2): 66-69, 46.

[7] GE Y X, SONG B F, PEI Y, et al. Analytical expressions of isolation indicators for permanent-magnet synchronous machines under stator short-circuit faults[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2019, 34(2): 984-992.

[8] SURYA G N, KHAN Z J, BALLAL M S, et al. A simplified frequency-domain detection of stator turn fault in squirrel-cage induction motors using an observer coil technique[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2017, 64(2): 1495-1506.

[9] CAVALLINI A, LINDELL E, MONTANARI G C, et al. Inception of partial discharges under repetitive square voltages: effect of voltage waveform and repetition rate on PDIV and RPDIV[C]//2010 Annual Report Conference on Electrical Insulation and Dielectic Phenomena. West Lafayette, USA: IEEE, 2010: 1-4.

[10] SHAKEEL Akram, PENG Wang, PENGFEI Meng, et al. Pulse width modulation voltage source deadtime effect on partial discharge and lifetime of inverter-fed motor insulation[J]. High Voltage, 2022, 7(6): 1185-1193.

[11] 马世金，王 鹏，董 涵，等. 用于高频脉冲电压下变频电机绝缘放电检测的特高频天线设计[J]. 高电压技术，2020，46(10)：3451-3459.
MA Shijin, WANG Peng, DONG Han, et at. Design of ultra-high frequency antenna for discharge detection under high frequency impulsive voltage conditions for inverter-fed motors insulation[J]. High Voltage Engineering, 2020, 46(10): 3451-3459.

[12] 秦玉文，王 鹏，任俊文，等. 脉宽调制电压对环氧树脂电树引发及生长特性影响研究[J]. 高电压技术，2021，47(9)：3273-3282.
QIN Yuwen, WANG Peng, REN Junwen, et at. Impact of pulse width modulation voltage on electrical tree characteristics in epoxy resin[J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(9): 3273-3282.

[13] LIU C, XU Z Y, GERADA D, et al. Experimental investigation on oil spray cooling with Hairpin windings[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2020, 67(9): 7343-7353.

[14] 李 丹，刘冠芳，吉永红，等. PWM 脉冲波对电机绕组时变特性影响研究[J]. 电机与控制应用，2021，48(12)：37-42，53.
LI Dan, LIU Guanfang, JI Yonghong, et al. Research on influence of PWM pulse wave on time-varying characteristics of motor windings[J]. Electric Machines & Control Application, 2021, 48(12): 37-42, 53.

[15] PETRARCA C, MAFFUCCI A, TUCCI V, et al. Analysis of the voltage distribution in a motor stator winding subjected to steep-fronted surge voltages by means of a multiconductor lossy transmission line model[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2004, 19(1): 7-17.

[16] ROGER D, IOSIF V, DUCHESNE S. High temperature motors: investigations on the voltage distribution in windings at a short scale times for a PWM supply[C]//2017 IEEE International Electric Machines and Drives Conference (IEMDC). Miami, USA: IEEE, 2017: 1-7.

[17] YUAN P, LIU X, FAN Q, et al. Impulse overvoltage on stator winding of direct-drive wind turbine generators[C]//22nd International Symposium on High Voltage Engineering (ISH 2021). Xi'an, China: IEEE, 2021: 839-843.

[18] FAN Q R, LIU X Z, YUAN P F, et al. Influence of three-phase impulses with different sequences and rise times on voltage distribution along the stator winding of rotating machines[C]//2021 3rd International Conference on High Voltage Engineering and Power Systems (ICHVEPS). Bandung, Indonesia: IEEE, 2021: 442-446.

[19] FERREIRA R S, FERREIRA A C. Analysis of end-windings influence on the transient voltage distribution in machine stator windings by a

three phase model[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2021, 36(3): 2110-2119.

[20] XIE Y Y, ZHANG J L, LEONARDI F, et al. Voltage stress modeling and measurement for random-wound windings driven by inverters[C]//2019 IEEE International Electric Machines & Drives Conference (IEMDC). San Diego, USA: IEEE, 2019: 1917-1924.

[21] 鞠孝伟，程　远，杨明亮，等. SiC 逆变器高频脉冲电压对 Hairpin 绕组绝缘安全的影响分析[J]. 电工技术学报，2021，36(24)：5115-5124.
JU Xiaowei, CHENG Yuan, YANG Mingliang, et al. Influence analysis of high frequency pulse voltage of SiC inverter on insulation safety of Hairpin winding[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2021, 36(24): 5115-5124.

[22] FU W N, ZHOU P, LIN D, et al. Modeling of solid conductors in two-dimensional transient finite-element analysis and its application to electric machines[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2004, 40(2): 426-434.

[23] FRITZ N, ENGELMANN G, STIPPICH A, et al. Toward an in-depth understanding of the commutation processes in a SiC MOSFET switching cell including parasitic elements[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2020, 56(4): 4089-4101.

[24] SKIBINSKI G, KERKMAN R, LEGGATE D, et al. Reflected wave modeling techniques for PWM AC motor drives[C]//APEC '98 Thirteenth Annual Applied Power Electronics Conference and Exposition. Anaheim, USA: IEEE, 1998: 1021-1029.

[25] 李佩宜，王　鹏，马世金，等. 重复脉冲参数对变频电机绝缘 PDIV 测试信噪比影响研究[J]. 高电压技术，2021，47(8)：2981-2990.
LI Peiyi, WANG Peng, MA Shijin, et al. Influence of repetitive impulse voltage parameters on the signal-to-noise ratio of PDIV test for inverter-fed motor[J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(8): 2981-2990.

[26] 王　鹏，周婉亚，王科镜，等. 正弦和重复方波电压下变频电机绝缘局部放电特性对比[J]. 高电压技术，2016，42(12)：3895-3900.
WANG Peng, ZHOU Wanya, WANG Kejing, et al. Comparison of PD characteristics for inverter-fed motor insulation under inusoidal and repetitive square wave voltage conditions[J]. High Voltage Engineering, 2016, 42(12): 3895-3900.

[27] Rotating electrical machines-part 18-41: partial discharge free electrical insulation systems (Type I) used in rotating electrical machines fed from voltage converters - qualification and quality control tests (endorsed by AENOR in August of 2014): UNE-EN 60034-18-41: 2014[S], 2014.

[28] DAKIN T W, PHILOFSKY H M, DIVENS W C. Effect of electric discharges on the breakdown of solid insulation[J]. Transactions of the American Institute of Electrical Engineers, Part I: Communication and Electronics, 1954, 73(2): 155-162.



黄文冬
1996—，男，硕士
从事电气设备绝缘检测和故障诊断研究
E-mail: 2750439550@qq.com

HUANG Wendong



王　鹏(通信作者)
1982—，男，博士，副教授，博导
主要从事新能源、电力电子装备中的绝缘系统性能评估研究
E-mail: pwang@scu.edu.cn

WANG Peng
Ph.D.
Associate professor
Corresponding author

收稿日期　2022-11-23　修回日期　2023-01-28　　编辑　卫李静