

doi:10.3969/j.issn.1673-9833.2019.03.003

# 槽口宽度对伺服永磁电机齿槽转矩的影响研究

陈 硕, 汤 琼, 彭智俊, 宋 爽

(湖南工业大学 理学院, 湖南 株洲 412007)

**摘 要:** 以利用能量法的解析模型计算抑制伺服永磁电机齿槽转矩的最佳槽口宽度, 利用有限元法求解齿槽转矩, 分析了解析法与有限元法数值求解结果出现误差的原因, 探究了不同槽口宽度与齿槽转矩的关系。结果表明, 齿槽转矩随着槽口开口长度的增加先增大后减小, 当其取值在能量法计算的最佳槽口宽度附近时, 齿槽转矩下降, 符合理论预测, 但是二者的极值点出现处存在 0.41 mm 的误差。针对槽口宽度过小导致下线困难的问题, 对能量法的解析模型进行了改进, 提出了以线径作为槽口宽度, 探究槽口增加量与齿槽转矩变化的关系, 确定最佳槽口增加量。结果表明, 当最佳槽口增加量为 1.2 mm, 槽口宽度为 2.35 mm, 此时齿槽转矩为 17.8 mN·m。

**关键词:** 有限元法; 槽口宽度; 齿槽转矩; 伺服永磁电机

**中图分类号:** TM351

**文献标志码:** A

**文章编号:** 1673-9833(2019)03-0016-05

**引文格式:** 陈 硕, 汤 琼, 彭智俊, 等. 槽口宽度对伺服永磁电机齿槽转矩的影响研究 [J]. 湖南工业大学学报, 2019, 33(3): 16-21, 26.

## A Study on the Influence of Slot Width on the Cogging Torque of Servo Permanent Magnet Motors

CHEN Shuo, TANG Qiong, PENG Zhijun, SONG Shuang

(College of Science, Hunan University of Technology, Zhuzhou Hunan 412007, China)

**Abstract:** The analytic model of the energy method is used for the calculation of the optimal slot width for suppressing cogging torque of the servo permanent magnet motors, followed by an analysis of the reasons for the errors in the numerical results of the analytical method and the finite method by using the finite element method to solve the cogging torque, with a tentative inquiry into the relationship between the width of different slots and the cogging torque. The cogging torque increases first and then decreases with the increase of the slot opening length. With its value approaching near the optimal slot width calculated by the energy method, the cogging torque decreases, which result is in line with the theoretical prediction, while with an error of 0.41 mm at the extreme point. In view of the flaw of offline difficulty resulting from too small groove widths, an improvement has thus been made in the analysis model of energy method, with the line diameter used as the slot width to explore the relationship between the optimal slot increment and the change of the slot torque. With the value of the optimum notch increase being 1.2 mm, the optimum notch width is 2.35 mm, and the cogging torque is 17.8 mN·m.

**收稿日期:** 2019-02-21

**基金项目:** 湖南省自然科学基金资助项目 (2018JJ4062), 湖南省教育厅创新平台开放基金资助项目 (16K026), 湖南省科技厅青年基金资助项目 (2018JJ3112), 湖南省研究生科研创新基金资助项目 (CX2018B742)

**作者简介:** 陈 硕 (1995-), 男, 安徽阜阳人, 湖南工业大学硕士生, 主要研究方向为电磁场数值计算,

E-mail: chenshuo002@qq.com

**通信作者:** 汤 琼 (1972-), 女, 湖南浏阳人, 湖南工业大学教授, 博士, 主要从事微分方程与动力系统方面的教学与研究,

E-mail: zgzxysx@163.com

**Keywords:** finite element method; slot width; cogging torque; servo permanent magnet motor

## 0 引言

伺服永磁电机有比相同功率规格的直流无刷电机体积小、质量轻、散热快、转动惯量小等特点,已被广泛地使用于工业控制、机器人等行业中。伺服永磁电机,是在随动系统中使用永磁电机按照控制算法来控制被控对象的位置或转速,让其做特定的运动。齿槽转矩是永磁电机特有的性质,它会对永磁同步平稳运行有着不利影响。齿槽转矩会使得永磁同步电机振动并产生噪声,也会影响伺服永磁电机在速度控制系统中的低速性能和位置控制系统的准确定位。伺服永磁电机经常在控制系统中被作为执行元件,齿槽转矩会使伺服永磁电机在运行时产生转速波动,在脉动频率和电机机械震动频率一致时,会加大电机噪声。因此,要开发出控制精度较高、电机低速性能较好的永磁同步电机,必须要在设计永磁同步电动机时,想办法抑制齿槽转矩的产生。

目前,国内外科研工作者们针对上述问题展开了较多的研究,他们抑制齿槽转矩的方法归纳起来有如下6种:1)定子斜槽方法<sup>[1-2]</sup>;2)缩小开口尺寸法<sup>[3]</sup>;3)选择合适的极槽配合法<sup>[4-5]</sup>;4)采用辅助槽法<sup>[6-7]</sup>;5)采用磁偏心法<sup>[8]</sup>;6)定子齿冠偏心法<sup>[9]</sup>。目前,计算齿槽转矩的方法大致可分为解析算法、有限元法和工业实测法3类。本文拟探究槽口宽度与齿槽转矩之间的关系,提出以伺服永磁电机抑制齿槽转矩,探讨最佳槽口宽度与线径之间的关系,此方法能够节省永磁电机设计成本,提高伺服永磁电机的性能。

## 1 齿槽转矩的原理分析

### 1.1 齿槽转矩产生的原理

一般情况下,为了给永磁电机建立旋转磁场,需要在定子铁芯安放定子绕组,不可避免地产生齿和槽,由于这种结构的存在会导致定子气隙磁导分布不均匀,磁力线会更多地集中在电机齿部,总有趋向于最小磁阻位置的倾向。在不通电的情况下,电机旋转时磁场储能会发生周期性变化,导致周期性力矩的产生,这种周期性力矩就是齿槽转矩。由虚位移理论可知,齿槽转矩就是在不通电的情况下磁场储能对转子位置角的偏导。

### 1.2 利用能量法计算齿槽转矩

已有齿槽转矩解析计算模型有4种<sup>[10]</sup>,本文选

用能量法<sup>[11]</sup>和傅里叶级数分解法计算齿槽转矩。在不通电的情况下,磁场储能对转子位置角存在偏导,磁场储能可以近似为永磁体磁能 $W_{pm}$ 与气隙磁能 $W_{airgap}$ 之和<sup>[12]</sup>:

$$W \approx W_{airgap} + W_{pm} = \frac{1}{2\mu_0} \int_V \left( B_r(\theta) \left( \frac{h_m}{h_m + g(\theta, \alpha)} \right) \right)^2 dv. \quad (1)$$

式中: $\mu_0$ 为真空磁导率;

$B_r(\theta)$ 为永磁体剩磁沿圆周方向分布,其中 $\theta$ 为转子位置角;

$h_m/(h_m+g(\theta, \alpha))$ 为相对气隙有效长度,其中 $h_m$ 为永磁体磁化方向长度, $g(\theta, \alpha)$ 为在定子齿中心线与永磁体中心线夹角为 $\alpha$ 时沿圆周方向分布的有效气隙长度。

对 $B_r^2(\theta)$ 、 $(h_m/(h_m+g(\theta, \alpha)))^2$ 进行傅里叶展开:

$$B_r^2(\theta) = B_{r0} + \sum_{n=1}^{\infty} B_n \cos 2np\theta; \quad (2)$$

$$\left( \frac{h_m}{h_m + g(\theta, \alpha)} \right)^2 = G_0 + \sum_{n=1}^{\infty} G_n \cos nQ(\theta + \alpha). \quad (3)$$

式(2)(3)中: $n$ 为傅里叶展开谐波次数;

$p$ 为磁极对数;

常数项 $B_{r0} = \alpha_p B_r$ ,其中 $\alpha_p$ 为永磁体磁极的极弧系数, $B_r$ 为永磁体剩磁幅值;

$Q$ 为电机槽数;

$G_n$ 为傅里叶展开的各次谐波系数。

其中 $B_r^2(\theta)$ 、 $(h_m/(h_m+g(\theta, \alpha)))^2$ 傅里叶展开的各次谐波系数如下:

$$B_n = \frac{2}{n\pi} B_r^2 \sin n\alpha_p \pi; \quad (4)$$

$$G_n = \frac{2}{n\pi} \left( \frac{h_m}{h_m + \delta} \right)^2 \sin \left( n\pi - \frac{nQ\theta_s}{2} \right). \quad (5)$$

式(5)中: $\delta$ 为气隙长度;

$\theta_s$ 为电枢槽口宽度用弧度制表示。

将式(2)(3)代入式(1),由于式(4)(5)所示傅里叶展开式中没有余弦项,当两个频率不同的正弦项函数相乘的积在 $2\pi$ 范围内的积分为0时,可以得出齿槽转矩如下:

$$T_{cog}(\alpha) = \frac{\pi Q L_{Fe}}{4\mu_0} (R_2^2 - R_1^2) \sum_{n=1}^{\infty} n G_n B_{r \frac{nQ}{2p}} \sin nQ\alpha. \quad (6)$$

式(6)中: $B_{r \frac{nQ}{2p}}$ 为永磁体剩磁沿圆周方向分布除去

由三角函数正交性在  $2\pi$  范围内积分为 0 项后剩下的谐波项;

$R_1$ 、 $R_2$  分别为电枢外径、定子轭内径。

上面的推导过程中,对永磁体剩磁分布的平方  $B_r^2(\theta)$  和相对气隙长度的平方  $(h_m/(h_m+g(\theta, \alpha)))^2$  两个参数进行了傅里叶分解,把抑制齿槽转矩的方法归纳为两类:第一类改善永磁体剩磁分布;第二类改变永磁体相对气隙长度。目前,常见工程中所用到的抑制齿槽转矩的手段与方法基本上基于这两类方法,如表 1 所示。

表 1 常见工程中抑制齿槽转矩的方法  
Table 1 Common engineering methods for suppressing the cogging torque

| 类别  | 抑制齿槽转矩的方法                                | 原理                   |
|-----|--|----------------------|
| 第一类 | 改变磁极的极弧系数、采用不等厚永磁体、磁极偏移、斜极磁极分段、不等磁极弧系数组合 | 通过改变 $B_m$ 的幅值抑制齿槽转矩 |
| 第二类 | 极槽配合、改变槽口宽度、不等槽口宽度、斜槽、定子齿开辅助槽            | 通过改变 $G_n$ 的幅值抑制齿槽转矩 |

## 2 槽口宽度对 8 极 12 槽伺服永磁电机齿槽转矩的影响

### 2.1 8 极 12 槽伺服永磁电机的有限元模型

本研究采用分数槽集中绕组方式设计了一款 8 极 12 槽伺服永磁电机,其绕组编排方式见图 1,伺服永磁电机的主要参数见表 2。

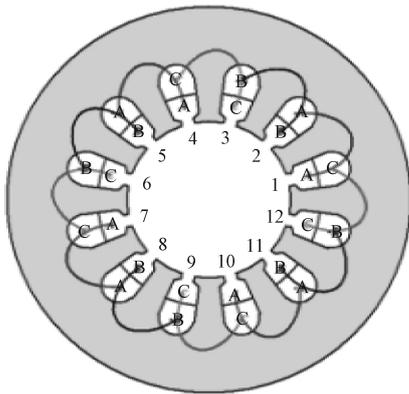


图 1 8 极 12 槽伺服永磁电机绕组编排方式示意图  
Fig. 1 Schematic diagram of winding arrangement of 8-pole 12-slot permanent magnet synchronous motors

表 2 8 极 12 槽伺服永磁电机主要参数

Table 2 Main parameters of 8-pole 12-slot permanent magnet synchronous motors

| 参数 | 额定电压 /<br>V | 磁极厚度 /<br>mm | 极弧系数 | 定子内径 /<br>mm | 气隙长度 /<br>mm |
|----|-------------|--------------|------|--------------|--------------|
| 数值 | 220         | 3.5          | 0.7  | 75           | 1.2          |

在 ANSYS 中建立了 8 极 12 槽伺服永磁电机有

限元分析模型,如图 2 所示。

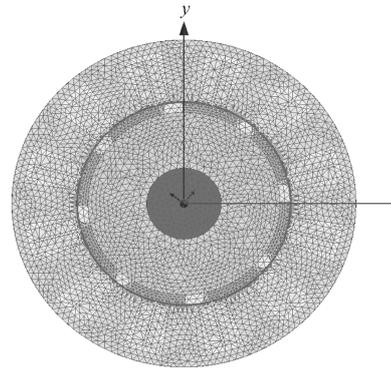


图 2 8 极 12 槽伺服永磁电机有限元分析模型  
Fig. 2 Finite element analysis model of 8-pole 12-slot permanent magnet synchronous motors

通过 ANSYS 对 8 极 12 槽伺服永磁电机进行空载场有限元仿真,得到其磁力线分布图,如图 3 所示,据其可以检验本文给出的伺服电机磁路设计是否合理。

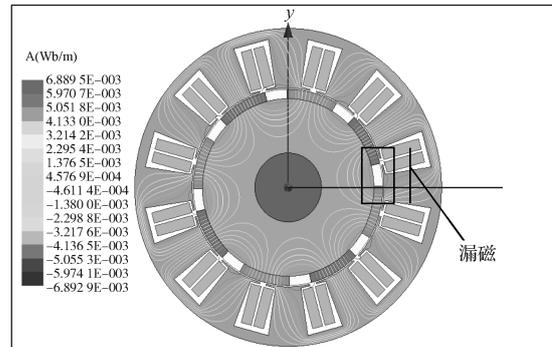


图 3 8 极 12 槽伺服永磁电机空载分析  
Fig. 3 No-load analysis of 8-pole 12-slot permanent magnet synchronous motors

由图 3 所示磁力线分布图可以得知:电机磁力线由永磁体 N 极发出,通过气隙、定子齿部、轭部,再回到永磁体 S 极,但其中部分磁力线并没有通过以上路径,发生了漏磁现象。

### 2.2 能量法计算最佳槽口宽度

槽口宽度会对齿槽转矩产生影响,是因为改变槽口宽度能够改变相对气隙平方的傅里叶系数。如果能够使相对气隙平方的傅里叶系数减小,则齿槽转矩也会减小。槽口宽度的示意图如图 4 所示。

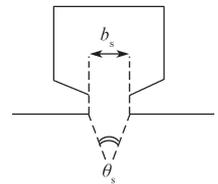


图 4 槽口宽度示意图  
Fig. 4 Sketch Map of slot width

令  $G_n=0$ , 则式 (5) 为 0, 可得出:

$$n\pi - \frac{nQ\theta_s}{2} = k\pi, k \in \mathbf{Z}。$$

若齿槽宽度取  $\theta_s=2(n-k)\pi/nQ$ , 可使气隙长度傅里叶展开的傅里叶系数为 0, 令  $m=n-k$ , 其中  $n$  为正整数,  $k$  为整数, 槽口宽度  $\theta_s>0$ , 则  $m$  的取值为正整

数。齿槽宽度  $\theta_s=2m\pi/nQ$ , 当  $m$  的取值为正整数时, 可使  $G_n=0$ 。对于 8 极 12 槽永磁同步电机,  $n$  的取值为 2, 所以  $\theta_s=m\pi/Q$ ,  $m=1$ 。那么使  $G_n=0$  的槽口宽度由弧度制转换为长度约为 9.81 mm。在 ANSYS 中把槽口宽度  $b_s$  设置为 9.81 mm, 以有限元法求解齿槽转矩, 得到图 5, 可见其齿槽转矩峰值达 1.12 N·m。

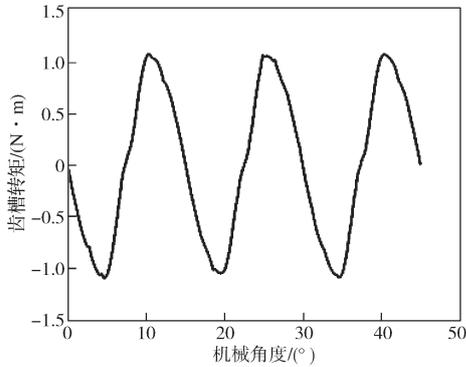


图 5 槽口宽度为 9.81 mm 的齿槽转矩

Fig. 5 Cogging torque with a slot width of 9.81 mm

### 2.3 有限元法计算槽口宽度对齿槽转矩的影响

将槽口宽度在 ANSYS 中进行参数化扫描, 探究槽口宽度与齿槽转矩之间的关系。不同的槽口宽度对齿槽转矩的影响如图 6 所示。

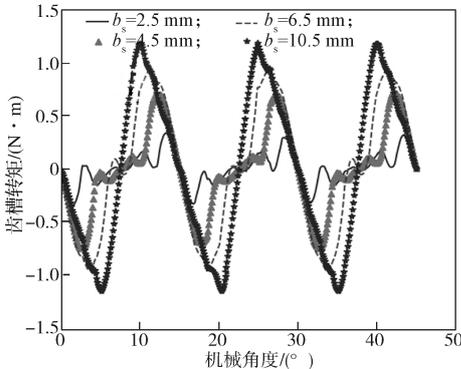


图 6 不同槽口宽度所对应的齿槽转矩

Fig. 6 Cogging torques corresponding to different slot widths

由图 6 可以得知, 槽口宽度分别取 2.5, 4.5, 6.5, 10.5 mm 时, 齿槽转矩的峰值分别为 0.339, 0.720, 0.953, 1.19 N·m。由此可见, 不同槽口宽度会造成伺服永磁电机的齿槽转矩的不同。

进一步研究槽口宽度取值与齿槽转矩峰值变化趋势之间的关系, 所得结果如图 7 所示。由图 7 可以得知, 齿槽转矩随着槽口开口长度的增加先增大后减小。当槽口长度取值在能量法计算的最佳槽口宽度 9.81 mm 附近时, 齿槽转矩下降, 符合理论预测。但其极值点却出现在 10.22 mm 处, 造成了 0.41 mm 的误差。出现这一结果的原因, 可能是本文所选用的能量法的解析模型是建立在气隙磁密为理想的矩形波

之上的 (本文的气隙磁密波形见图 8), 而解析模型认为其磁路是理想的, 且不存在漏磁现象, 本文对其进行空载场分析, 磁力线路径见图 3, 存在漏磁现象。由此可见, 解析法与有限元法所计算的齿槽转矩的误差, 可以归因于电机气隙磁密分布不是理想的矩形波, 而且存在着漏磁现象。文献 [10] 也认为能量法的解析模型忽略了电机磁场漏磁, 且将气隙磁密建立在理想的矩形波之上, 造成了实验误差。

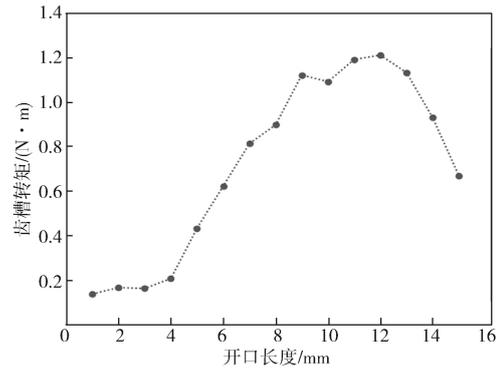


图 7 槽口宽度与齿槽转矩幅值之间的关系

Fig. 7 Relationship between the slot width and the amplitude of cogging torque

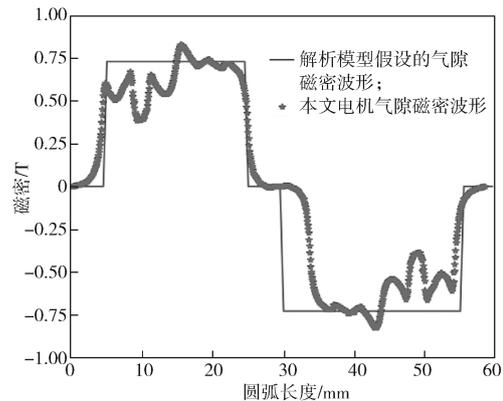


图 8 电机磁密波形对比图

Fig. 8 A contrast chart of magnetic flux density waveforms

### 2.4 最佳槽口宽度的选择

槽口宽度是电机设计中的一个重要参数, 当槽口宽度过大时, 会导致齿槽转矩加大, 转矩波动随之加大; 设计得过小时, 会造成漏磁现象, 影响电机出力特性, 也会造成下线困难等问题。文献 [3] 指出, 伺服永磁电机在槽口宽度为 0 mm 附近时, 齿槽转矩存在极值点; 文献 [13] 指出, 过小的槽口宽度会造成下线困难, 提高电机设计成本。本研究把求解最佳槽口宽度问题转换为最佳槽口宽度增加量的问题, 考虑了选择槽口宽度会导致下线困难的问题, 其理论推导见式 (7)~(9)。假设为方便下线, 槽口宽度要大于线径, 其大于值为  $b_{s0}$ 。线径为  $d_1$ , 其值可以由电机的热负荷和电负荷决定, 则槽口宽度为

$$b_s = d_t + b_{s0} \quad (7)$$

将其转化为弧度后代入式(5),可以得到槽口宽度增加量  $b_{s0}$  对于相对气隙长度平方傅里叶变换对各次谐波次数的影响,记为  $G_n^*$ 。

$$G_n^* = \frac{2}{m\pi} \left( \frac{h_m}{h_m + \delta} \right)^2 \sin \left( n\pi - \frac{nQ(d_t + b_{s0})}{R_2 + 2\delta} \right) \quad (8)$$

令  $G_n^* = 0$ , 得到以线径为基础,槽口宽度的最佳增加量为

$$b_{s0} = \frac{m\pi(R_2 + 2\delta)}{nQ} - d_t \quad (9)$$

以线径为初始槽口宽度,其槽口宽度增加量  $b_{s0}$  与齿槽转矩的变化关系如图9所示。

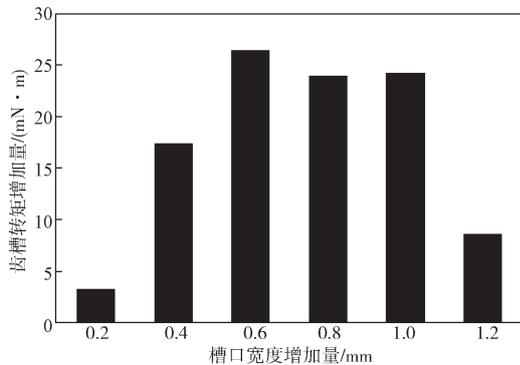


图9 槽口宽度的增量与齿槽转矩幅值的变化关系

Fig. 9 Relationship between the increment of slot width and torque amplitude of cogging torque

由图9可以得知,当槽口宽度增加到1.2 mm时,齿槽转矩的增加量约为7 mN·m,比槽口宽度增加量为0.4~1.0 mm时的齿槽转矩增加量要小。当槽口宽度增加0.2 mm时,齿槽转矩增加量最小,仅约为4 mN·m。但是电机的设计不能单以齿槽转矩为优化目的,过小的槽口宽度会导致漏磁增加,影响电机的性能,特别是其出力特性。因此,根据式(9),本研究选择  $b_{s0} = 1.2$  mm,最佳槽口宽度为2.35 mm,此时齿槽转矩为17.8 mN·m。

### 3 结论

本研究探究了槽口宽度与齿槽转矩之间的关系,可得到如下结论:

1) 不同槽口宽度会造成伺服永磁电机的齿槽转矩不同。齿槽转矩随着槽口开口长度的增加先增大后减小,当槽口长度取值在能量法计算的最佳槽口宽度附近时,齿槽转矩下降,符合理论预测,但是两者的极值点出现处不同,存在0.41 mm的误差。

2) 当槽口宽度设计过大时,会导致齿槽转矩加大,转矩波动随之加大;当槽口宽度设计过小时,会

造成漏磁现象,影响电机出力特性,也会造成下线困难等问题。针对槽口过小会导致下线困难的问题,对能量法的解析模型进行了改进,以线径为基础,寻找一个最佳槽口宽度增加量,抑制以线径为槽口宽度时的相对气隙长度平方傅里叶展开的各次谐波系数。若选择  $b_{s0} = 1.2$  mm,最佳槽口宽度为2.35 mm,此时齿槽转矩为17.8 mN·m。

在最佳槽口条件下,不仅不会出现下线困难的问题,而且能够减少电机设计的成本,还能提高系统的控制精度。

### 参考文献:

- [1] 李华, 龚天明, 祝令帅, 等. 定子斜槽结构对永磁同步电动机影响的分析[J]. 防爆电机, 2012, 47(4): 6-8, 15.  
LI Hua, GONG Tianming, ZHU Lingshuai, et al. Analysis of Influence of Stator Skewed-Slot on Permanent Magnet Synchronous Motor[J]. Explosion-Proof Electric Machine, 2012, 47(4): 6-8, 15.
- [2] ISIAM R, HUSAIN I, FARDOUN A, et al. Permanent-Magnet Synchronous Motor Magnet Designs with Skewing for Torque Ripple and Cogging Torque Reduction[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2009, 45(1): 152-160.
- [3] 孙兆琼, 李定华, 钱荣超, 等. 槽口宽度和磁极偏心对伺服电动机齿槽转矩的影响[J]. 微特电机, 2018, 46(6): 82-84.  
SUN Zhaoqiong, LI Dinghua, QIAN Rongchao, et al. Influence of Slot Opening Width and Pole-Arc Center Offset on Cogging Torque of Servo-Motor with Concentrated Winding[J]. Small & Special Electrical Machines, 2018, 46(6): 82-84.
- [4] 石峰, 陈丽香, 于慎波, 等. 不同极槽配合对永磁同步电动机电磁噪声的影响[J]. 电气技术, 2013(1): 1-4.  
SHI Feng, CHEN Lixiang, YU Shenbo, et al. Influence of Different Slot/Pole Combination on Electromagnetic Noise in Permanent Magnet Synchronous Motors[J]. Electrical Technology, 2013(1): 1-4.
- [5] 李鹏林. 极槽配合对永磁同步电机伺服电机性能影响的研究[J]. 伺服控制, 2013(3): 44-48.  
LI Penglin. Study on the Effect of Pole-Slot Matching on the Performance of Permanent Magnet Synchronous Motors[J]. Servo Control, 2013(3): 44-48.
- [6] 黄克峰, 李槐树, 周羽, 等. 利用辅助槽削弱齿槽力的方法研究[J]. 电机与控制学报, 2014, 18(3): 54-59, 66.

(下转第26页)

ing About the Measurement and Control Technology for the Hoisting of Super-High-Rise Steel Structures[J]. Construction Technology, 2018, 47(S1): 347-349.

[8] 敖明华, 魏焱, 朱吉, 等. 体育场管桁架钢罩棚临时支撑整体卸载[J]. 安装, 2014(11): 31-32, 64. AO Minghua, WEI Yan, ZHU Ji, et al. Overall Unloading of Temporary Support for Stadium Pipe Truss Steel Canopy[J]. Installation, 2014(11): 31-32, 64.

[9] 刘奔, 谢任斌, 钟广建, 等. 大跨度钢结构卸载技术的研究及应用[J]. 建筑结构, 2014, 44(22): 56-59. LIU Ben, XIE Renbin, ZHONG Guangjian, et al. Study and Application of Uninstall Technology for Large-Span Steel Structures[J]. Building Structure, 2014, 44(22): 56-59.

[10] 高尼. 福州海峡奥林匹克体育中心体育场钢罩棚临时钢支撑安装与拆除技术[J]. 福建建筑, 2013(6):

75-77, 95.

GAO Ni. The Installation and the Removal of Temporary Steel Supports Technology in the Steel Awning of Stadium in Fuzhou Strait Olympic Sports Center[J]. Fujian Architecture & Construction, 2013(6): 75-77, 95.

[11] 杨鸿玉, 刘卫东, 蒋韬, 等. 上海世茂深坑酒店双曲线异形钢结构施工技术[J]. 施工技术, 2016, 45(23): 76-79. YANG Hongyu, LIU Weidong, JIANG Tao, et al. Construction Technology of Hyperbolic Special-Shaped Steel Structure for Shanghai Shimao Chasm Hotel[J]. Construction Technology, 2016, 45(23): 76-79.

(责任编辑: 廖友媛)



(上接第 20 页)

HUANG Kefeng, LI Huaishu, ZHOU Yu, et al. Method Research for Reducing the Cogging Force by Auxiliary Slots[J]. Electrical Machines and Control, 2014, 18(3): 54-59, 66.

[7] 王秩楠, 唐冲, 颜钢峰. 定子齿冠开辅助凹槽抑制永磁电机齿槽转矩[J]. 微电机, 2014, 47(10): 20-23. WANG Zhinan, TANG Chong, YAN Gangfeng. Reducing Cogging Torque of Permanent Magnet Motors by Notching Auxiliary Slot in Top of Stator Teeth[J]. Micromotors, 2014, 47(10): 20-23.

[8] 石松宁, 王大志, 时统宇. 永磁驱动器偏心磁极的优化设计[J]. 东北大学学报(自然科学版), 2014, 35(8): 1078-1082. SHI Songning, WANG Dazhi, SHI Tongyu. Optimal Design of Eccentric Magnetic Pole for Permanent Magnet Drive[J]. Journal of Northeastern University(Natural Science), 2014, 35(8): 1078-1082.

[9] 王伟, 杜晓彬, 胡弼, 等. 基于齿冠偏心内凹结构的工业机器人用PMSM转矩波动抑制[J]. 电气工程学报, 2018, 13(10): 22-28. WANG Wei, DU Xiaobin, HU Bi, et al. Reducing Torque Ripple of a Permanent Magnet Motor Used in Industrial Robots Based on Structure of Eccentric

and Concave Stator Tooth[J]. Journal of Electrical Engineering, 2018, 13(10): 22-28.

[10] 倪有源, 王磊. 表贴式永磁电机齿槽转矩解析法比较研究[J]. 微特电机, 2018, 46(11): 1-5, 11. NI Youyuan, WANG Lei. Comparison of Analytical Methods of Cogging Torque of Surface-Mounted Permanent Magnet Machines[J]. Small & Special Electrical Machines, 2018, 46(11): 1-5, 11.

[11] ZHU L, JIANG S Z, ZHU Z Q, et al. Comparison of Alternate Analytical Models for Predicting Cogging Torque in Surface-Mounted Permanent Magnet Machines[C]//IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference. Harbin: IEEE, 2008: 1-6.

[12] WANG X H, YANG Y B, FU D J. Study of Cogging Torque in Surface-Mounted Permanent Magnet Motors with Energy Method[J]. Journal of Magnetism and Magnetic Materials, 2003, 267(1): 80-85.

[13] 刘婷. 表贴式永磁同步电机齿槽转矩削弱方法研究[D]. 长沙: 湖南大学, 2013. LIU Ting. The Study for Reducing Cogging Torque in Surface Mounted Permanent Magnet Synchronous Machine[D]. Changsha: Hunan University, 2013.

(责任编辑: 廖友媛)