

文章编号 1004-924X(2010)06-1319-07

反作用飞轮驱动电机的电磁设计

吴一辉¹,高庆嘉^{1,2},白越¹,吴晓溪³,武俊峰^{1,2},黎海文¹

(1. 中国科学院 长春光学精密机械与物理研究所 应用光学国家重点实验室,吉林 长春 130033;
2. 中国科学院 研究生院,北京 130039;3. 西安微电机研究所,陕西 西安 710077)

摘要:为解决反作用飞轮用永磁无刷直流电机的电磁设计问题,提出了一种采用有限元法与磁路法相结合方式进行电机电磁设计的目标设计法。根据飞轮电机有效电磁气隙宽、径长比大的结构特点,推导了电枢尺寸与机械特性、有效电磁气隙、径长比等参数间的关系表达式,得到新的电枢尺寸计算公式;利用磁场逆问题求解策略结合等效气隙磁通密度方法,给出磁钢尺寸的计算模型;最后描述了整个电磁设计过程。与一台最高转速为 6 000 r/min、角动量为 5 Nms 的反作用飞轮驱动电机的对比验证表明,该方法最大设计误差为 2.89%,精度较高。该方法不受传统方法取值思想的限制,目标明确,速度快,适用于大的有效电磁气隙,大径长比结构的飞轮电机的电磁设计。

关键词:反作用飞轮;驱动电机;永磁无刷直流电机;电磁设计

中图分类号:V448.222 **文献标识码:**A **doi:**10.3788/OPE.20101806.1319

Electromagnetic design of driving motors in reaction wheels

WU Yi-hui¹,GAO Qing-jia^{1,2},BAI Yue¹,WU Xiao-xi³,WU Jun-feng^{1,2},WU Jun-feng^{1,2},LI Hai-wen¹

(1. *State Key Laboratory of Applied Optics, Changchun Institute of Optics, Fine Mechanics and Physics, Chinese Academy of Sciences, Changchun 130033, China;*
2. *Graduate University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100039, China;*
3. *Xi'an Micromotor Research Institute, Xi'an 710077, China*)

Abstract: In order to solve the electromagnetic design problems of Permanent Magnet(PM) brushless DC motors in reaction wheels, an objective design method based on mechanical characteristics of motors was presented by using Finite Element Method (FEM) combining with a magnetic circuit method. Firstly, according to the structural characteristics, large equivalent air-gaps, and the large ratio of diameter to length of a motor, the corresponding relationship among mechanical characteristics, equivalent electromagnetic air-gap and armature diameters was derived, and a new formula of calculating the armature diameters was obtained. Then a model for calculating magnetic steel sizes was given by the strategy of magnetic field inverse problem and the method of equivalent air-gap magnetic flux density. Finally, the whole electromagnetic design process was described. Compared with a PM brushless DC motor with a angular moment of 5 Nms and the highest speed of 6 000 r/min in a reaction wheel, the maximum error by proposed method is 2.89%. Experimental results indicate that the electromagnetic design method based on objective de-

收稿日期:2009-07-16;**修订日期:**2009-10-15.

基金项目:中国科学院“十一五”基金资助项目(No. 61501.02.03.04);国家 863 高技术研究发展计划资助项目(No. 2007AA042102);中国科学院知识创新工程领域前沿项目资助

sign has higher design precision and speed and it is suitable for the electromagnetic design of motors with larger magnetic air gaps and larger ratios of diameters to lengths in reaction wheels.

Key words: reaction wheel; driving motor; Permanent Magnet(PM) brushless DC motor; electromagnetic design

1 引言

上世纪 80 年代后期在世界上发展起来的现代小卫星具有体积小、质量轻、成本低和研制周期短等优点,已成为当前各国竞相开展的研究对象^[1-3]。应用反作用飞轮的零动量姿态控制方式的卫星,在三个姿态轴上各装有一个反作用飞轮和姿态敏感器,可以获得较高的控制精度和较小的系统质量。驱动电机是反作用飞轮的核心部件。永磁无刷直流电动机(BLDCM)因其高的转矩密度、高的运行效率及高的可靠性等优点,是反作用飞轮驱动装置的首选^[4-5]。

电枢尺寸是电机的主要结构尺寸,也是电机电磁设计的基本出发点,它的计算方法决定了电机电磁设计的思路 and 过程。几十年来,无论是等效磁路法、电磁场数值计算方法还是磁场和磁路相结合的方法,永磁无刷直流电机的电枢尺寸计算均沿用了前苏联叶儿穆林《小功率电机》中的一些公式和方法^[4,6-10]。工程实际中,采用这种方法进行电磁设计普遍存在参数初选随意性大,不确定因素多,电枢尺寸公式不能全面反应电机机械特性,计算繁琐以及取值思路束缚着设计者开发不同于传统结构尺寸的电机等缺点。近期,邱国平等针对永磁直流电机的设计提出了以电机技术要求为目标,计算电机的主要结构参数和尺寸数据的方法^[11]。反作用飞轮用永磁无刷直流电机具有大的有效电磁气隙、大径长比(电枢直径/电枢长度)的结构特点,若按照文献^[11]的传统有齿槽永磁直流电机设计方法进行设计,误差较大。另外,该种电机的结构特点也使得气隙磁场的计算方法不但不能依靠经验公式而且不能采用传统电机的磁场分析方法^[12]。

为此,本文根据飞轮电机大的有效电磁气隙、大径长比的结构特点,借助于邱国平的设计思想,提出了一种基于目标设计的、磁场与磁路相结合的反作用飞轮用永磁无刷直流电机电磁设计方法。首先,建立了电枢尺寸与机械特性、有效电磁

气隙、径长比、磁极数等参数间关系的电枢尺寸计算公式,提出了采用磁场逆问题求解策略结合等效气隙磁通密度计算方法计算磁钢尺寸的计算模型。最后,与一台最高转速为 6 000 r/min、角动量为 5 Nms 的飞轮样机数据进行了方法验证。

2 永磁无刷直流电机结构

飞轮通过永磁无刷直流电机不断加速和减速,产生作用于卫星本体的反作用力矩,从而实现动量交换,达到控制卫星姿态的目的。考虑到现行加工工艺和制造周期,电机采用了图 1 所示结构。电机由内定子、外转子和高精度的霍尔传感器三部分组成。内定子包括一个三相星形连接的电枢绕组、电枢铁心和支撑轴。外转子与飞轮轮体相连。位置传感器采用高精度开关型霍尔传感器。电机采用无齿槽电枢,有效电磁气隙较大,避免了齿谐波产生的转矩脉动;电机径长比设计得较大,即电机较扁平,提高了飞轮的转动惯量/质量比;另外,电机采用了“面贴式”转子磁钢,有利于电机调压调速的需要。

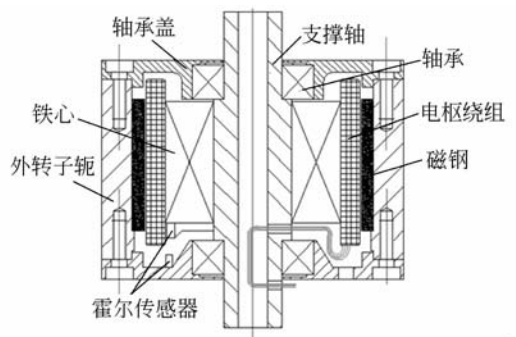


图 1 飞轮电机结构

Fig. 1 Construction of flywheel's motor

3 永磁无刷直流电机电路模型

电机采用了“两相导通星型三相六状态”的方波驱动方式,如图 2 所示。 W_a 、 W_b 、 W_c 为电机定

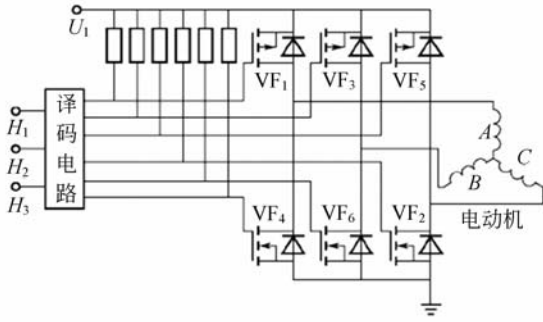


图 2 永磁无刷直流电机等效电路图

Fig. 2 Equivalent circuit diagram of 3-phase permanent magnet BLDC motor

子 A、B、C 三相绕组, $VF_i (i=1\sim 6)$ 为 MOSFET 功率管, 主要起开关作用。 H_1 、 H_2 和 H_3 为来自转子位置传感器的信号。电机工作时, 每一瞬间有两个功率管导通, 每隔 $1/6$ 周期 (60°) 换相一次, 每次换相一个功率管, 每个功率管导通 120° 。各功率管的导通顺序为 $VF_1 VF_2$, $VF_2 VF_3$, $VF_3 VF_4$, $VF_4 VF_5$, $VF_5 VF_6 \dots$ 。当功率管 VF_1 和 VF_2 导通时, 电流从 VF_1 管流入 A 相绕组, 再从 C 相绕组流出, 经 VF_2 回到电源。如果认为流入绕组的电流所产生的转矩为正, 那么从绕组流出

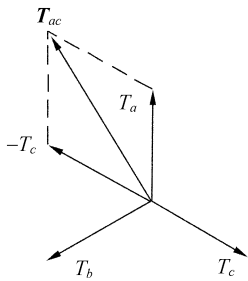


图 3 VF_1 和 VF_2 导通时的合成转矩

Fig. 3 Synthesis of torque in conduction of VF_1 and VF_2

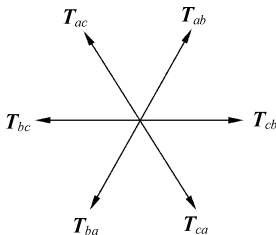


图 4 两相导通时合成转矩的矢量图

Fig. 4 Vector diagram of two-phase synthesis of torque

所产生的转矩则为负, 它们的合成转矩 T_{ac} 如图 3 所示, 其大小为 $\sqrt{3} T_a$ 。电机每换相一次, 合成转矩矢量方向随之转过 60° , 但大小始终保持 $\sqrt{3} T_a$ 不变。图 4 示出了全部合成转矩的方向。

4 基于目标设计的电磁设计方法

4.1 电枢尺寸公式推导

根据电机电路模型, 可得转矩系数公式为:

$$K_T = \sqrt{3} \times 2p W_\phi \Phi_\delta / \pi \alpha_i, \quad (1)$$

$$\Phi_\delta = B_{\delta\alpha} L_a \tau = B_{\delta,av} L_a \tau, \quad (2)$$

式中: K_T 为转矩系数, $2p$ 为磁极数, W_ϕ 为每相串联匝数, Φ_δ 为每极磁通, α_i 为计算极弧系数, B_δ 为气隙磁密幅值, $B_{\delta,av}$ 为气隙磁密平均值, L_a 为电枢长度 (mm); τ 为极距。

由转矩方程 $T = K_T I$ 得:

$$R = (U - \Delta U) K_T / T_D, \quad (3)$$

式中: R 为电枢导通电阻, U 为电机端电压, ΔU 为控制电路压降, T_D 为计算堵转转矩。

由于驱动电机采用无齿槽电枢, 绕组缠绕方式较灵活, 导线实际轴向长度与电枢长度的比值不固定, 为此, 引入绕组系数 k_w 来表示导线实际的轴向长度与电枢长度之比。则

$$R = \frac{\rho_l l}{S_c} = 2 \times \frac{\rho_l 2W_\phi (k_w L_a + \tau)}{S_c}, \quad (4)$$

式中: ρ_l 为导线电阻率 ($\Omega \cdot \text{mm}^2/\text{m}$), l 为导线实际长度 (mm), S_c 为导线截面积 (mm^2)。

电机有效电磁气隙与常规电机相比很大, 因此, 极距 τ 要结合有效电磁气隙 δ 计算:

$$\tau = \pi(D_a + \delta) / 2p, \quad (5)$$

联立公式(3)、(4)得电枢尺寸计算公式:

$$\frac{k_w}{D_a + \delta} + \frac{\pi/2p}{L_a} = \frac{B_{\delta,av} S_c (U - \Delta U)}{\sqrt{3} \rho_l T_D}, \quad (6)$$

又 $S_c = I_N / J$, $\lambda = D_a / L_a$, 从而得电枢尺寸计算公式为:

$$\frac{k_w}{D_a + \delta} + \frac{\lambda \pi / 2p}{D_a} = \frac{B_{\delta,av} I_N (U - \Delta U)}{\sqrt{3} \rho_l J T_D}, \quad (7)$$

式中: I_N 为额定电流, J 为电流密度, λ 为径长比。

由此可见, 只要知道了 I_N 、 T_D , 并选择合适的 k_w , $B_{\delta,av}$, δ , $2p$ 和 λ , 即可确定电枢尺寸。 I_N , T_D 则可根据电机的额定数据计算其机械特性来得到^[11], k_w 由绕组缠绕方式确定。

设 $\frac{k_w}{D_a + \delta} + \frac{\pi/2p}{L_a} = K$ (K 为定值), 当 $D_a + \delta > 0$ 时, $L_{\min} > \pi/2pK$, 可得径长比最大值 $\lambda_{\max} = D_{a,\max}/L_{a,\min}$, 又电机扁平设计, 于是径长比有效范围为 $1 \leq \lambda \leq \lambda_{\max}$ 。

4.2 磁场逆问题求解模型

磁场逆问题是指在满足一定约束条件下, 求出满足磁场参数和相关特性要求的电磁装置的结构参数或场源参数^[13]。由于逆问题更接近于工程实际, 采用数值计算方法能更加准确地计算出装置的电磁场分布、电磁参数和性能指标, 进而获得较准确的优化结果。

目前, 电磁场逆问题的求解都是将逆问题的求解分解为一系列正问题, 然后利用一定的优化算法使问题的解逐渐逼近真解。本文通过商用有限元软件包 ANSYS 的优化模块的等步长搜索法并结合 APDL 编程语言进行求解, 这样做不但降低了计算机的工作量, 而且避免了重复性建模, 可提高设计效率。

磁场逆问题求解模型为:

求解目标: $h_m = \min(h_m)$

优化变量: $x = (\lambda, 2p, h_m, h_{Fe}, \delta)$

约束条件:

$$\begin{cases} B_{0,\delta,av} \geq \text{const} \\ \alpha_i > 0.72 \\ \sigma \leq \frac{B_r}{B_\delta} \\ h_{Fe} \leq h_{Fe,max} \\ B_{Fe} \leq B_{Fe,max} \end{cases}$$

其中: h_m 为磁钢厚度, h_{Fe} 为铁心厚度, $B_{0,\delta,av}$ 为气隙磁通密度平均值, B_r 为磁钢剩磁, $h_{Fe,max}$ 为铁心厚度最大值, B_{Fe} 为铁心磁通密度, $B_{Fe,max}$ 为铁心工作磁通密度最大值。

针对电机大的有效电磁气隙、大径长比以及磁钢分块设计的特点, 磁场分析时, 采用等效气隙磁通密度方法计算气隙磁通密度及其平均值^[12]。

对径向和轴向磁场分别分析, 可得径向和轴向等效计算极弧系数 $\alpha_{rad(axel)}$:

$$\alpha_{rad(axel)} = \frac{B_{rad(axel),av}}{B_{rad(axel),max}}, \quad (8)$$

式中: $B_{rad(axel),av}$ 为径向和轴向气隙磁通密度平均值, $B_{rad(axel),max}$ 为径向和轴向气隙磁通密度最大值。

等效气隙磁通密度计算系数可通过径向等效计算极弧系数和轴向等效计算极弧系数来计算^[12]:

$$\alpha_{eq} = \frac{\alpha_{rad} + \alpha_{axel}}{2}, \quad (9)$$

则气隙磁通密度平均值 $B_{eq,av}$ 为:

$$B_{eq,av} = B_{rad,max} \alpha_{eq}, \quad (10)$$

4.3 设计流程

永磁无刷直流电机电磁设计流程如图 5 所示。首先根据电机额定数据计算电机的机械特性, 并初选气隙磁通密度平均值、电流密度和有效电磁气隙, 在考虑了飞轮体积和质量等要求后, 设置好约束条件, 然后根据电枢尺寸公式计算电枢尺寸, 建立电机结构模型, 利用磁场逆问题求解模型计算磁钢尺寸和绕线匝数, 不满足约束条件的设计方案将在计算过程中被排除, 最终完成电机的整个电磁设计。

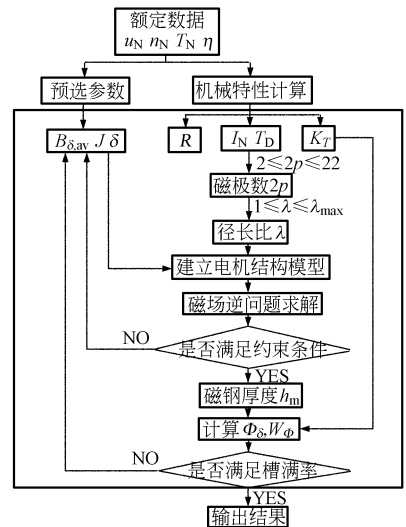


图 5 电磁设计流程

Fig. 5 Electromagnetic process

5 验证与讨论

本文以一台最高转速为 6 000 r/min、角动量为 5 Nms 的反作用飞轮用永磁无刷直流电机样机数据对本文提出的方法进行验证。样机数据如表 1 所示。

为了将设计结果与样机进行比较, 选择样机磁极数、气隙、绕组系数、导线线径、平均气隙磁密、径长比数据, 并代入电枢尺寸公式计算电枢尺

寸和磁钢,计算结果如表 2 所示。电机线电势幅值与转速之间的关系曲线如图 6 所示。从表 2 和图 6 可以看出,计算结果与样机实际值比较一致。计算中,样机气隙磁通密度是通过高斯计测试的,探头的测量深度、移动角度、切合角度在手工测量

的条件下很难保证较高的精确度。电枢电阻的测量由万用表测得,由于电枢导通电阻较小,万用表精度不同,测量结果会有误差。另外,导线电阻率、绕组系数的不同以及有限元模型材料的选择也会对计算结果产生影响。

表 1 样机实测数据

Tab. 1 Parameters of motor

额定电压 /V	额定转速 /(r/min)	额定转矩 /Nm	效率	转矩系数 /(Nm/A)	两相电阻 /Ω	导线面积 /mm ²	导线电阻率 /(Ω·m/mm ²)	绕组系数	气隙磁密 平均值/T	径长 比	气隙 /mm	磁极数
28	4 760	0.171	0.825	0.051	0.70	0.311 7	0.020 936 7	1.57	0.471	2.1	4.2	6

表 2 结果数据比较

Tab. 2 Comparison of results

参数	计算值/mm	样机值/mm	误差(%)
电枢直径	43.7	44.0	0.68
电枢长度	20.8	21.0	0.95
磁钢厚度	4.63	4.50	2.89

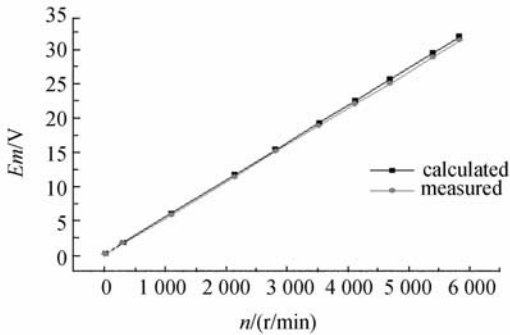


图 6 样机线电势幅值的试验值与计算值

Fig. 6 Comparison between test and calculated values of line-voltage amplitude for prototype motor

电机的机械特性曲线如图 7 所示, $T-n$ 曲线理论上是一条直线,可由 T_N 和 T_D 两点确定。由 $T_D = T_0 + T_D$ 和 $R = (U - \Delta U) K_T / T_D$ 可知,电枢电阻 R 决定了 T_D ,即电枢电阻 R 是决定电机机械特性 $T-n$ 曲线的重要参数。

将电枢尺寸公式进一步整理,可得:

$$\frac{k_w}{D_a + \delta} + \frac{\lambda\pi/2p}{D_a} = \frac{B_{\delta,av} S_c R}{\sqrt{3}\rho_t K_T}, \quad (11)$$

传统电枢尺寸公式如下:

$$D_a = \sqrt[3]{\frac{6.1 \times 10^7 P'}{\lambda A B_{\delta,av} n_N}}. \quad (12)$$

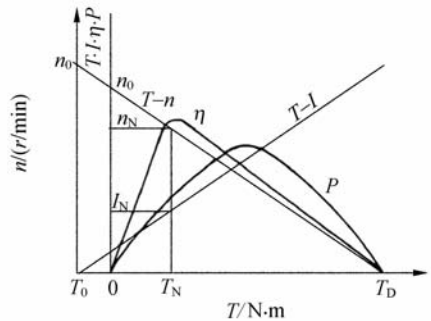


图 7 机械特性曲线

Fig. 7 Mechanical characteristic curve

式中: P' 为计算电磁功率, A 为线负荷。

可见,相比传统设计公式,新的电枢尺寸公式建立了电枢尺寸与电枢电阻、转矩系数的对应关系,反映了电机机械特性的要求。因此,电机的电磁设计是以机械特性要求为目标开始的,相比传统的电磁设计过程,该方法摒弃了许多繁琐的设计公式和数学计算,设计过程更简洁、快速。

另外,从传统电枢尺寸公式可以看出,电枢尺寸仅由磁负荷、电负荷和计算电磁功率确定,而这些参数取值范围太大,各参数究竟怎么选择,往往心中无数。若按传统方法根据经验图表查值,则取值思路大大受到限制,设计出的电机多是传统结构,对于大的有效电磁气隙、大径长比结构的飞轮电机显然不适合。新的电枢尺寸公式建立了电枢尺寸与电机机械特性以及影响电机性能的许多重要参数的对应关系,电枢尺寸直接由电机机械特性和结构参数确定,不受传统取值思路的限制。因此,整个电磁设计过程是在满足机械特性要求和一定约束条件下开展的,设计者可以设计出不同结构尺寸和性能的电机,适合于飞轮电机的设计。

6 结 论

反作用飞轮用永磁无刷直流电机大的有效电磁气隙、大径长比等结构特点,使得其设计与常规电机相比有较大区别。本文提出了基于目标设计的电磁设计方法。着重建立了电枢尺寸与电机机械特性、有效电磁气隙、径长比、磁极数、绕组系数等结构参数之间的关系表达式,提出了采用磁场逆问题求解策略结合等效气隙磁通密度计算方法

计算磁钢尺寸的模型,并给出了整个目标设计的过程。与飞轮样机进行对比验证表明,该方法最大设计误差为 2.89%,具有较高的设计精度。与传统设计方法相比,该方法不受传统取值思想的限制,目标明确、简洁、快速,适合于大的有效电磁气隙、大径长比结构的一类飞轮电机设计。

本文以满足电机机械特性要求为目标来计算电机主要结构参数的设计思路和方法,同样可作为其他用途和相似结构的永磁电机设计的参考。

参考文献:

- [1] 刘昆,刘述田,李太玉. 微小卫星反作用飞轮控制方法研究[J]. 上海航天,2004,2:11-14.
LIU K, LIU S T, LI T Y. Study on control micro-satellite via reaction wheel [J]. *Aerospace Shanghai*, 2004(2):11-14. (in Chinese)
- [2] 白越,吴一辉,韩邦成. 飞轮单轴姿态控制及储能系统[J]. 光学精密工程,2008,16(8):1446-1451.
BAI Y, WU Y H, HAN B C. Single axis attitude control and energy storage system with two flywheels[J]. *Opt. Precision Eng.*, 2008, 16 (8) : 1446-1451. (in Chinese)
- [3] 李红,叶全红,韩邦成,等. 磁悬浮反作用飞轮密封罩结构的优化设计[J]. 光学精密工程,2007,15(10):1571-1576.
LI H, YE Q H, HAN B C, *et al.*. Optimization design of sealed cowling structure for magnetic bearing reaction flywheel[J]. *Opt. Precision Eng.*, 2007, 15 (10):1571-1576. (in Chinese)
- [4] 张琛. 直流无刷电动机原理及应用[M]. 北京:机械工业出版社,2006.
ZHANG T. *Brushless DC Motor Principle and Application* [M]. Beijing: Machinery Industry Press, 2006. (in Chinese)
- [5] 武俊锋,安静,徐春剑,等. 姿控飞轮控制系统设计及转速过零分析[J]. 光学精密工程,2009,17(4):802-806.
WU J F, AN J, XU C J, *et al.*. Design of control system of flywheel and analysis on approach to zero speed[J]. *Opt. Precision Eng.*, 2009, 17 (4) : 802-806. (in Chinese)
- [6] 叶金虎. 现代无刷直流永磁电动机的原理和设计[M]. 北京:科学出版社,2007.
YE J H. *Modern Brushless DC Permanent Magnet Motor Principle and Design* [M]. Beijing: Science Press, 2007.
- [7] 唐任远. 现代永磁电机理论与设计[M]. 北京:机械工业出版社,1997.
TANG R Y. *Modern Permanent Machines Theory and Design* [M]. Beijing: Machinery Industry Press, 1997. (in Chinese)
- [8] 李钟明,刘卫国,刘景林,等. 稀土永磁电机[M]. 北京:国防工业出版社,1999.
LI Z M, LIU W G, LIU J L, *et al.*. *Rare Earth Permanent Magnet Electrical Machines* [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 1999. (in Chinese)
- [9] 陈颖,黄守道,张铁军. 稀土永磁直流无刷电机设计研究[J]. 电气技术,2006,7:21-24.
CHEN Y, HUANG S D, ZHANG T J. Design researches on rare-earth permanent magnetic brushless DC motor[J]. *Electrical Engineering*, 2006, 7: 21-24.
- [10] 朱任初,译. 叶儿穆林 著. 小功率电机[M]. 北京:机械工业出版社,1965.
ZHU R C, Trans. *Small Power Motor* [M]. Beijing: Machinery Industry Press, 1965. (in Chinese)
- [11] 邱国平,邱明. 永磁直流电机实用设计及应用技术[M]. 北京:机械工业出版社,2009.
QIU G P, QIU M. *Permanent Magnet DC Motor Practical Design and Application Technology* [M]. Beijing: Machinery Industry Press, 2009. (in Chinese)
- [12] 夏旒,李红,房建成,等. 磁悬浮飞轮用永磁无刷直流电动机参数的三维场计算方法[J]. 微电机,2006,39(1):9-12.
XIA N, LI H, FANG J C, *et al.*. The parameters calculation of 3D magnetic field of brushless direct

current motor in magnetic suspending flywheel application[J]. *Micro motors Servo Technique*, 2006, 39(1):9-12. (in Chinese)

[13] 王秀和. 永磁电机[M]. 北京:中国电力出版社,

2008.

WANG X H. *Permanent Magnet Motor*[M]. Beijing: China Electric Power Press, 2008. (in Chinese)

作者简介:



吴一辉(1965—),女,浙江温州人,博士,研究员,博士生导师,1986年于天津科技大学获得学士学位,1991年、1996年于中科院光学精密机械与物理研究所分别获得工学硕士和博士学位,主要从事集成微光机电系统(MEMS)方面的研究。E-mail:yihuiwu@ciomp.ac.cn



高庆嘉(1983—),男,辽宁丹东人,硕士研究生,2007年于东北大学获得学士学位,主要从事集成微光机电系统方面的研究。Email:qingjiagao@163.com



白越(1979—),男,辽宁人,博士,副研究员,2001年于厦门大学获得学士学位,2006年于中科院长春光学精密机械与物理研究所获得博士学位,主要从事空间飞轮实用技术、空间摩擦及润滑学方面的研究。E-mail:baiy@ciomp.ac.cn



吴晓溪(1963—),男,辽宁人,高级工程师,1987于哈尔滨工业大学获得学士学位,主要从事永磁电机、无刷直流电机及系统、永磁交流伺服电动机、军用微特电机等领域的研究和开发工作。E-mail:zhixiandianji@tom.com



武俊锋(1981—),男,吉林人,博士研究生,2004年毕业于河海大学获学士学位,2007年毕业于东南大学获硕士学位,主要从事卫星姿控飞轮控制系统设计等方面的研究。E-mail:awublack@126.com



黎海文(1976—),男,江西人,博士,副研究员,1999年于吉林大学获学士学位,2002年、2005年于中科院光学精密机械与物理研究所分别获得工学硕士和博士学位,主要从事微型生化分析仪、集成微光机电系统方面的研究。E-mail:lihaiwen@hotmail.com