

文章编号 1004-924X(2018)02-0399-11

## 磁悬浮陀螺飞轮用隐式洛伦兹力磁轴承

刘 强<sup>1,2</sup>, 赵 勇<sup>1,2</sup>, 代峰燕<sup>1,2\*</sup>, 任 元<sup>3</sup>, 王卫杰<sup>3</sup>

(1. 北京石油化工学院 精密电磁装备与先进测量技术研究所, 北京 102617;

2. 北京石油化工学院 磁悬浮轴承研发与精密制造中心, 北京 102617;

3. 装备学院 航天装备系, 北京 101416)

**摘要:**针对磁悬浮陀螺飞轮用显式洛伦兹力磁轴承气隙磁密均匀性差的问题,提出了一种磁钢内置的隐式洛伦兹力磁轴承,并采用三维有限元法对两种方案的气隙磁密进行比较分析。隐式方案的气隙磁密在周向和纵向的变化率分别为 0.8% 和 8.4%,远优于显式方案的 15.0% 和 23.7%。利用磁场分割法对隐式方案的磁阻进行了区域分割,采用积分法精确计算各区域磁阻,建立了磁轴承磁路数学模型,得到了影响偏转电流刚度的关键结构参数,并基于有限元法对隐式方案形状及结构参数进行详细优化。结果表明,在不恶化气隙磁密变化率的前提下,优化前后绕组区域的最大磁密和最小磁密分别从 0.404 T 和 0.368 T 增加至 0.464 T 和 0.427 T,增幅为 14.6% 和 16.0%。根据优化结果研制了一台隐式洛伦兹力磁轴承,并进行了气隙磁密和偏转电流刚度实验测试,测试结果与设计结果相符,对洛伦兹力磁轴承的设计具有重要意义。

**关键词:**磁悬浮陀螺飞轮;磁轴承;洛伦兹力;有限元分析;空间应用

**中图分类号:**V488.2 **文献标识码:**A **doi:**10.3788/OPE.20182602.0399

## Novel internal Lorentz magnetic bearing for magnetic bearing gyrowheel

LIU Qiang<sup>1,2</sup>, ZHAO Yong<sup>1,2</sup>, DAI Feng-yan<sup>1,2\*</sup>, REN Yuan<sup>3</sup>, WANG Wei-jie<sup>3</sup>

(1. *Institute of Precision Electromagnetic Equipment and Advanced Measurement Technology,*

*Beijing Institute of Petrochemical Technology, Beijing 102617, China;*

2. *Magnetic Bearings Center for Researching and Precision Manufacturing,*

*Beijing Institute of Petrochemical Technology, Beijing 102617, China;*

3. *Department of Space Equipment, Equipment Academy, Beijing 101416, China)*

\* *Corresponding author, E-mail: daifengyanbip@163.com*

**Abstract:** To remedy the limitations of external Lorentz magnetic bearing with poor gas flux density uniformity, an internal Lorentz magnetic bearing for magnetic bearing gyrowheel was presented. The three dimensional finite element method was used for analysis of the gas flux densities of two schemes. The gas flux density rates of internal scheme in circumferential and longitudinal directions were 0.8% and 8.4%, less than that of extern scheme of 15.0% and 23.7%, respectively. The integration method was applied to accurate calculation of internal scheme magnetic resistances segmented

收稿日期:2017-06-08;修订日期:2017-08-24.

基金项目:国家自然科学基金资助项目(No. 51405022, No. 51605489)

by magnetic field division. The magnetic mathematical model of magnetic bearing was established, and the key structure parameters of reverse current stiffness were obtained. Then, by taking shape and structure parameters of internal scheme, the optimal design was achieved through finite element method. The results show that in the case of improvement of gas flux density uniformity the maximum and minimum flux densities in winding region are 0.464 T and 0.427 T, which are increased by 14.6% and 16.0% compared with initial values of 0.404 T and 0.368 T, respectively. According to optimization results, an internal Lorentz magnetic bearing is manufactured and its gas flux density and current stiffness are measured. Tests have a good agreement with design results, which has great significance in the design of Lorentz magnetic bearing.

**Key words:** magnetic bearing gyrowheel; magnetic bearing; Lorentz force; finite element analysis; space application

## 1 引 言

飞轮通过角动量交换来实现高精度姿态控制,已广泛应用于卫星、空间探测器等航天器平台<sup>[1-2]</sup>。机械飞轮采用机械轴承支承,可靠性高,但存在摩擦磨损,振动较大,且振动不可控,降低了控制力矩精度<sup>[3]</sup>。磁悬浮飞轮采用磁力无接触悬浮支承,消除了机械摩擦磨损,无需润滑,且具有主动振动控制和振动抑制等优点<sup>[4]</sup>。磁轴承支承的反作用飞轮<sup>[5]</sup>、偏置动量轮<sup>[4]</sup>和姿控储能两用飞轮<sup>[6]</sup>均通过改变转子转速大小,来改变角动量,输出控制力矩,力矩精度高,但力矩较小,不能满足航天器敏捷机动的迫切需求。磁悬浮陀螺飞轮通过偏转磁轴承改变高速转子旋转轴方向,瞬间输出大力矩,实现了航天器的大角度机动和高带宽控制。此外,可利用高精度偏转磁轴承对偏转干扰力矩进行补偿,使大惯量高速转子具有很好的定轴性,敏感于航天器姿态<sup>[7-8]</sup>。

根据磁悬浮陀螺飞轮磁轴承构型的不同,可将其分为磁阻力构型<sup>[9-11]</sup>、洛伦兹力构型<sup>[12-15]</sup>和基于磁阻力和洛伦兹力的混合力构型<sup>[16-23]</sup>。英国 Surrey 空间中心研制的主被动磁悬浮陀螺飞轮,采用轴向被动磁轴承实现了轴向悬浮,利用永磁偏置磁轴承控制转子径向两自由度偏转与平动<sup>[9]</sup>;文献<sup>[10]</sup>介绍了另一种主被动磁悬浮陀螺飞轮,径向两平动通道被动悬浮;文献<sup>[11]</sup>克服文献<sup>[9-10]</sup>因柱壳气隙导致转子偏转角度较小( $< \pm 1.7^\circ$ )和被动轴承悬浮精度低的缺点,提出了基于球形磁极的全主动磁悬浮陀螺飞轮,偏转角达到 $\pm 5^\circ \sim \pm 15^\circ$ 。上述 3 种陀螺飞轮方案均为纯

磁阻力构型,其悬浮磁力通过磁场预偏置的方式使其线性化,存在位移负刚度,且控制精度较低。

利用洛伦兹力磁轴承线性度好和控制精度高的优点,文献<sup>[12]</sup>提出了一种纯洛伦兹力构型的陀螺飞轮,采用数字控制和自学习滤波算法进行主动振动抑制,振动极其轻微;文献<sup>[13]</sup>介绍了一种类似的陀螺飞轮方案,并对其进行姿态控制和姿态敏感一体化的分析;与文献<sup>[9-10]</sup>类似,文献<sup>[12-13]</sup>中洛伦兹力磁轴承的气隙为柱壳状,导致转子最大偏转角仅为 $\pm 1.7^\circ$ ;为提升磁悬浮陀螺飞轮输出力矩能力,文献<sup>[14]</sup>提出了一种基于球面转子的洛伦兹力构型方案,气隙两侧的磁钢表面为球面,气隙为球壳状,偏转角度达 $\pm 9^\circ$ ;在此基础上,文献<sup>[15]</sup>对该球形构型方案进行了原理样机实验。由于洛伦兹力磁轴承承载力低,地面工作时,需配备独立的卸载磁阻力磁轴承<sup>[14-15]</sup>。

综合磁阻力磁轴承承载力大和洛伦兹力磁轴承控制精度高的优点,文献<sup>[16]</sup>提出了一种混合力构型陀螺飞轮,通过径向永磁偏置磁轴承和轴向被动磁轴承实现径向和轴向平动悬浮,利用洛伦兹力磁轴承控制转子径向偏转。为提高磁阻力磁轴承控制精度,文献<sup>[17-18]</sup>研制了一种基于锥形磁轴承的混合力构型陀螺飞轮,利用三自由度永磁偏置锥面磁轴承替代文献<sup>[16]</sup>中的磁阻力磁轴承。偏转状态下,磁阻力磁轴承柱壳气隙<sup>[16]</sup>和锥壳气隙<sup>[17-18]</sup>的形状发生改变,致使气隙磁密不均匀,产生偏转负力矩,降低了悬浮精度。文献<sup>[19]</sup>提出了两种基于球面磁阻力磁轴承和洛伦兹力磁轴承的混合构型陀螺飞轮,一种方案利用球面磁阻力磁轴承实现轴向悬浮,另一种方案借助洛伦兹力磁轴承担负轴向悬浮,两方案的偏转力

矩均由洛伦兹力轴承提供。球面磁阻力磁轴承的悬浮力过球心,当球心与质心重合时,即可完全消除平动悬浮对偏转悬浮的干扰,控制力矩精度高。借鉴球面磁阻力磁轴承的优点,文献[20-22]提出了3种类似的陀螺飞轮方案。上述陀螺飞轮的构型<sup>[9-22]</sup>均为外转子方案,其转子各组件均采用螺钉联接,降低了转子平衡度和质量分布均匀性。为此,文献[23]提出了一种内转子混合力构型陀螺飞轮,利用6个成对球面电磁铁控制转子三轴平动悬浮,通过洛伦兹力磁轴承实现径向两自由度偏转。

洛伦兹力磁轴承线性度好和控制精度高,被用于洛伦兹力构型<sup>[12-15]</sup>和混合力构型<sup>[16-23]</sup>的磁悬浮陀螺飞轮偏转悬浮。现有洛伦兹力磁轴承均为显式(磁钢外置)结构,其磁钢位于气隙两侧,端部磁路边缘效应明显,漏磁严重,气隙内磁密均匀性差。此外,整环磁钢尺寸大,需采用拼接结构,拼接缝隙会引起磁密周向波动,进一步降低了气隙磁密均匀性。文献[18]利用有限元法对显式洛伦兹力磁轴承进行了二维场分析,并利用控制算法进行补偿。文献[24]在显式方案的磁钢端部安装薄壁顺磁套,提高了纵向磁密均匀性,但磁密周向波动仍然明显。本文首次提出了一种磁钢内置的隐式洛伦兹力磁轴承,采用磁场分割法对隐式方案进行磁路分析,得到磁轴承偏转状态下的磁路数学模型,并基于此模型利用有限元法对其进行详细设计。

## 2 磁悬浮陀螺飞轮

本文所研究的磁悬浮陀螺飞轮如图1所示,主要部件包括:高速转子(额定转速9 000 r/min,额定角动量15 Nms)、轴向磁阻力球面磁轴承(控制转子轴向平动),径向磁阻力球面磁轴承(控制转子径向平动),洛伦兹力磁轴承(控制转子径向两自由度偏转)和高速电机(驱动转子高速旋转)。轴向磁阻力球面磁轴承和径向磁阻力球面磁轴承的气隙为球壳状,偏转前后气隙球壳形状不会发生改变,气隙磁密具有很好的均匀性。此外,转子所受电磁悬浮力始终垂直转子磁极球面,且过球面球心,当转子质心与磁极球心重合时,可消除平动悬浮对偏转悬浮的干扰。飞轮系统的结构和工作原理在文献[23-24]中已做了详细介绍。

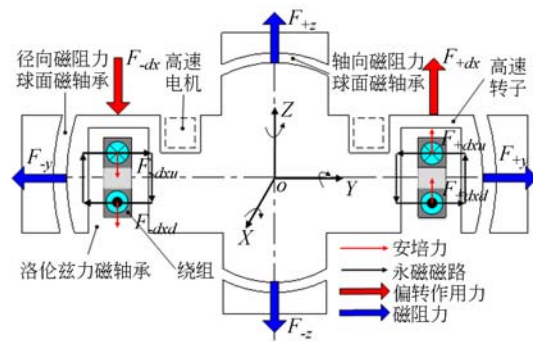


图1 磁悬浮陀螺飞轮结构示意图

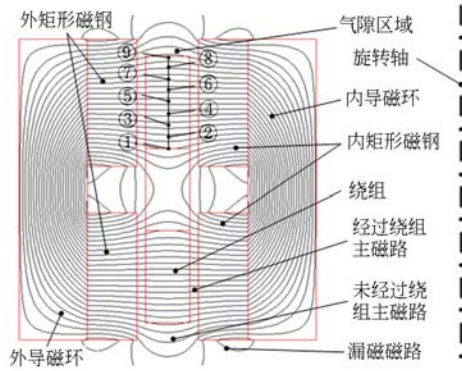
Fig. 1 Construction of magnetic bearing gyrowheel

## 3 洛伦兹力磁轴承方案

本文所研究的飞轮方案中,三轴平动悬浮不会干扰径向偏转悬浮,因此洛伦兹力磁轴承直接决定偏转悬浮精度和进动控制力矩精度,有必要对其进行详细研究。根据永磁体在洛伦兹力磁轴承中的位置,可将其分为显式(磁钢外置)洛伦兹力磁轴承和隐式(磁钢内置)洛伦兹力磁轴承。现有洛伦兹力构型和混合力构型的磁悬浮陀螺飞轮,均采用显式洛伦兹力磁轴承控制转子偏转。如图2(a)所示,显式方案中的永磁体位于磁极端部,气隙内磁密较大,轴承偏转刚度较高,但磁极上下端处磁路边缘效应明显,漏磁严重,降低了磁密均匀性和转子悬浮精度。此外,其整环磁钢尺寸较大,需采用多块磁钢拼接,拼接缝隙引起的周向磁密波动,进一步降低了气隙磁密均匀性,如图2(b)所示。为量化周向磁密波动,在绕组中心位置沿纵向均匀取9条线段(如图2(a)),并绘制各线段处的绕组中心磁密  $B_c$  如图2(c)所示。

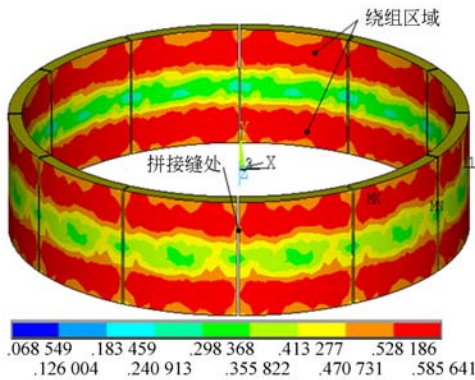
如图3(a)所示,若将磁钢置于导磁环内部,有效减弱了磁极端部磁路边缘效应。同时经导磁环的顺磁作用,消除了磁钢拼接缝处的磁密周向波动(如图3(b)和(c)),进一步提高了绕组区域的磁密均匀性。相同尺寸下,隐式方案偏转刚度较低,其绕组中心区域内最大磁密  $B_{cmax}$  为0.404 T,最小磁密  $B_{cmin}$  为0.368 T,均小于显式方案的最大磁密0.565 T和最小磁密0.413 T。但隐式方案的周向磁密变化率为0.8%,纵向磁密变化率为8.9%,远优于显式方案的周向磁密变化率15.0%和纵向磁密变化率23.7%。

综上所述,与显式方案相比,隐式方案的气隙



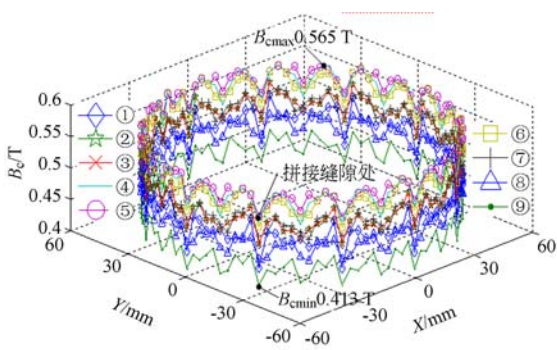
(a) 磁力线分布图

(a) Distribution of magnetic line



(b) 气隙磁密云图

(b) Air gap flux densities nephogram



(c) 上绕组中心位置的周向磁密

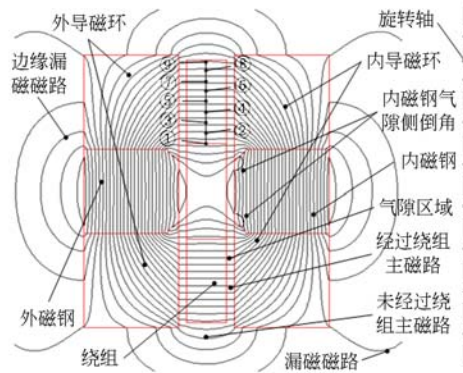
(c) Circumferential flux density distribution of center position of upper winding

图 2 显式洛伦兹力磁轴承

Fig. 2 External Lorentz magnetic bearing

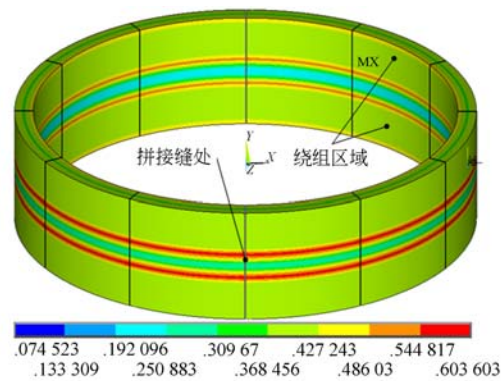
磁密和偏转刚度偏小,但可通过适当增加绕组电流,提高瞬间偏转力矩。因大力矩工作模式下偏转力矩作用时间短,短时间的高功耗不会引起系统较大升温。此外,隐式方案的周向磁密几乎无

变化,这对提高磁轴承补偿力矩精度和控制力矩精度十分有利。所以本文采用隐式洛伦兹力磁轴承取代显式洛伦兹力磁轴承,对文献[23-24]所研究的磁悬浮陀螺飞轮进行了改进。



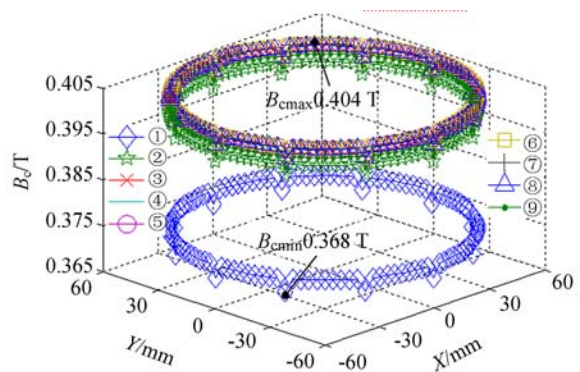
(a) 磁力线分布图

(a) Distribution of magnetic line



(b) 气隙磁密云图

(b) Air gap flux densities nephogram



(c) 上绕组中心位置的周向磁密

(c) Circumferential flux density distribution of center position of upper winding

图 3 隐式洛伦兹力磁轴承

Fig. 3 Internal Lorentz magnetic bearing

### 4 磁轴承数学模型

#### 4.1 磁路分析

从图 3(a)所示的磁力线分布可看出,本文所研究的隐式洛伦兹力磁轴承内磁钢内侧和外磁钢外侧均存在显著漏磁。考虑漏磁磁通,采用磁场分割法,将漏磁磁通和主磁通划分为 16 个区域,其形状与尺寸如图 4 所示。区域 1~8 均为截面为四分之一圆的环状结构,区域 9~16 均为截面是矩形的环状结构。采用积分法将各区域的磁阻表示为:

$$\begin{cases}
 R_1 = R_9 = \frac{1}{\int_{\delta}^{r_a+\delta} \frac{\mu_0 2\pi(x+r_{oi})}{\theta x} dx} = \frac{\theta}{2\pi\mu_b[r_a+r_{oi}\ln(\frac{r_a+\delta}{\delta})]} \\
 R_2 = R_8 = \frac{1}{\int_{\delta}^{r_a+\delta} \frac{\mu_0 2\pi(r_{oi}-x)}{\theta x} dx} = \frac{\theta}{2\pi\mu_b[r_{oi}\ln(\frac{r_a+\delta}{\delta})-r_a]} \\
 R_3 = R_6 = \frac{1}{\int_{\delta}^{r_r+\delta} \frac{2\pi\mu_b(x+r_{oo})}{\theta x} dx} = \frac{\theta}{2\pi\mu_b[r_r+r_{oo}\ln(\frac{r_r+\delta}{\delta})]} \\
 R_4 = R_5 = \frac{1}{\int_{\delta}^{r_r+\delta} \frac{2\pi\mu_b(r_{oi}-x)}{\theta x} dx} = \frac{\theta}{2\pi\mu_b[r_{oi}\ln(\frac{r_r+\delta}{\delta})-r_r]} \\
 R_9 = R_{16} = \int_{r_{io}}^{r_{oi}} \frac{1}{2\pi\mu_b(r_a+e)x} dx = \frac{1}{2\pi\mu_b(r_a+e)} \ln(\frac{r_{oi}}{r_{io}}) \\
 R_{10} = R_{15} = \int_{r_{io}}^{r_{oi}} \frac{1}{2\pi\mu_b \omega x} dx = \frac{1}{2\pi\mu_b \omega} \ln(\frac{r_{oi}}{r_{io}}) \\
 R_{11} = \frac{1}{\int_{\delta}^{r_r+\delta} \frac{2\pi\mu_b(x+r_{oo})}{h_p} dx} = \frac{h_p}{2\pi\mu_b(r_{oo}r_r + \frac{r_r^2}{2} + \delta r_r)} \\
 R_{12} = R_{14} = \int_{r_{io}}^{r_{oi}} \frac{1}{2\pi\mu_b l_a x} dx = \frac{1}{2\pi\mu_b l_a} \ln(\frac{r_{oi}}{r_{io}}) \\
 R_{13} = \frac{1}{\int_{\delta}^{r_r+\delta} \frac{2\pi\mu_b(r_{oi}-x)}{h_p} dx} = \frac{h_p}{\mu_b \theta [r_{oi}r_r - \frac{r_r^2}{2} - \delta r_r]}
 \end{cases} \quad (1)$$

式中:  $R_1 \sim R_{16}$  为区域 1~16 的磁阻,  $\mu_0$  为真空磁导率,  $r_{ii}$ 、 $r_{io}$ 、 $r_{oi}$  和  $r_{oo}$  分别为内导磁环内/外柱面半径和外导磁环内/外柱面半径,  $r_a$  和  $r_r$  分别为导磁环轴向区域 1、2、7、8 和径向区域 3、4、5、6 四分之一圆的半径,其取值分别由导磁环径向宽度和轴向长度决定,  $\theta$  为导磁环边角,  $w_c$  为线包截面厚度,  $h_p$  为磁钢轴向充磁长度,  $l_a$  为上下两绕组间区域 12 和区域 14 的轴向长度,  $e$  为上绕组上端至上导磁环上端的距离。区域 1~8 的圆心位

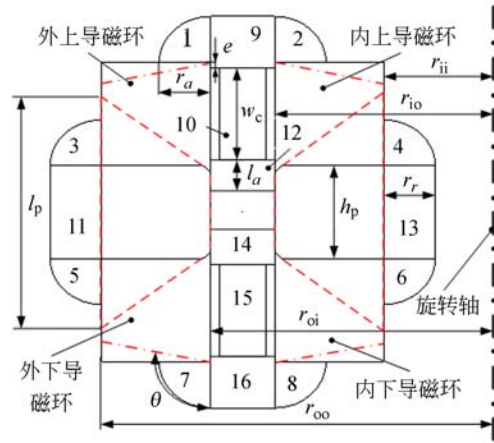


图 4 磁阻分割区域  
Fig. 4 Reluctance division

于导磁环的边角处,使用积分法计算磁阻时积分路径为 0,故需在区域 1~8 的圆心附近取微小量  $\delta$ 。

根据图 3(a)磁力线分布,可得图 5 所示的等效磁路图。回路 I、II 和 III 分别为内磁钢内侧漏磁回路、主磁路和 外磁钢外侧漏磁回路,  $F_{pi} = F_{po} = H_c h_p$  分别为内/外磁钢产生的磁动势,  $H_c$  为磁钢矫顽力,  $R_{pi}$  和  $R_{po}$  分别为内/外磁钢的磁阻,  $R_{uu}$  和  $R_{ud}$  分别为上导磁环上/下端未经过绕组主磁路的气隙磁阻,  $R_{du}$  和  $R_{dd}$  分别为下导磁环上/下端未经过绕组主磁路的气隙磁阻,  $R_{cu}$  和  $R_{cd}$  分别为经过上/下绕组主磁路的气隙磁阻,  $R_{li}$  和  $R_{lo}$  分别为内磁钢径向内侧和外磁钢径向外侧漏磁磁阻,  $\Phi_{uu}$ 、 $\Phi_{cu}$ 、 $\Phi_{ud}$ 、 $\Phi_{du}$ 、 $\Phi_{cd}$ 、 $\Phi_{dd}$ 、 $\Phi_{li}$  和  $\Phi_{lo}$  分别为经过磁阻  $R_{uu}$ 、 $R_{cu}$ 、 $R_{ud}$ 、 $R_{du}$ 、 $R_{cd}$ 、 $R_{dd}$ 、 $R_{li}$  和  $R_{lo}$  的磁通,  $\Phi_{main}$  为主磁通。

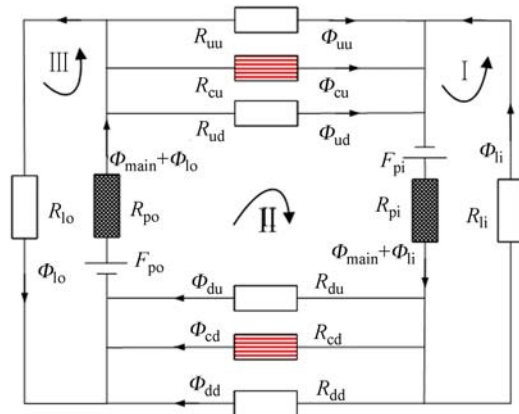


图 5 等效磁路图  
Fig. 5 Equivalent magnetic circuit

图 5 中各等效磁阻与图 4 中分割磁阻对应关系为:

$$\begin{cases} R_{uu} = R_1 + R_9 + R_2 \\ R_{cu} = R_{10} \\ R_{ud} = R_{12} \\ R_{du} = R_{14} \\ R_{cd} = R_{15} \\ R_{dd} = R_7 + R_{16} + R_8 \\ R_{lo} = R_3 + R_{11} + R_5 \\ R_{li} = R_4 + R_{13} + R_6 \end{cases} \quad (2)$$

图 5 中 3 个回路磁通的矩阵形式可表示为:

$$\begin{bmatrix} R_{lo} + R_{po} & R_{po} & 0 \\ R_{po} & R_u + R_d + R_{pi} + R_{po} & R_{pi} \\ 0 & R_{pi} & R_{li} + R_{pi} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Phi_{lo} \\ \Phi_{main} \\ \Phi_{li} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ 1 & 1 \\ 1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_{pi} \\ F_{po} \end{bmatrix}, \quad (3)$$

式中:  $R_u$  为  $R_{uu}$ 、 $R_{cu}$  和  $R_{ud}$  的并联磁阻,  $R_d$  为  $R_{du}$ 、 $R_{cd}$  和  $R_{dd}$  的并联磁阻。主磁通  $\Phi_{main}$  可表示为:

$$\Phi_{main} = [R_{li}(R_{lo} + R_{po}) + R_{lo}(R_{li} + R_{pi})] H_c h_p / [(R_u + R_d + R_{po} + R_{pi})(R_{lo} + R_{po})(R_{li} + R_{pi}) - (R_{li} + R_{pi}) R_{po}^2 - (R_{lo} + R_{po}) R_{pi}^2]. \quad (4)$$

由图 5 可知气隙磁通  $\Phi$  可表示为:

$$\Phi = \begin{bmatrix} \Phi_{uu} \\ \Phi_{cu} \\ \Phi_{ud} \\ \Phi_{du} \\ \Phi_{cd} \\ \Phi_{dd} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_{cu} R_{ud} / (R_{uu} R_{cu} + R_{cu} R_{ud} + R_{ud} R_{uu}) \\ R_{uu} R_{ud} / (R_{uu} R_{cu} + R_{cu} R_{ud} + R_{ud} R_{uu}) \\ R_{cu} R_{uu} / (R_{uu} R_{cu} + R_{cu} R_{ud} + R_{ud} R_{uu}) \\ R_{cd} R_{dd} / (R_{du} R_{cd} + R_{cd} R_{dd} + R_{dd} R_{du}) \\ R_{du} R_{dd} / (R_{du} R_{cd} + R_{cd} R_{dd} + R_{dd} R_{du}) \\ R_{cd} R_{du} / (R_{du} R_{cd} + R_{cd} R_{dd} + R_{dd} R_{du}) \end{bmatrix} \Phi_{main}. \quad (5)$$

由气隙磁通  $\Phi$  可得对应位置的磁密  $B$  为:

$$K_{xii} = \frac{\partial M_x}{\partial I} = \frac{\sum_{j=1}^m \sum_{i=1}^n (L_{-yij} r_{-yij} + L_{+yij} r_{+yij}) (\frac{R_u}{R_{cu}} + \frac{R_d}{R_{cd}}) \times [R_{li}(R_{lo} + R_{po}) - R_{lo}(R_{li} + R_{pi})] H_c h_p \cos \alpha}{(R_u + R_d + R_{po} + R_{pi})(R_{lo} + R_{po})(R_{li} + R_{pi}) - (R_{li} + R_{pi}) R_{po}^2 - (R_{lo} + R_{po}) R_{pi}^2}. \quad (9)$$

由式(9)可看出, 隐式洛伦兹力磁轴承 X 通道的偏转电流刚度  $K_{xii}$  是关于磁钢充磁长度  $h_p$  的增函数。由式(1)和(5)知, 导磁环边角  $\theta$  决定了边缘磁阻  $R_1$ 、 $R_2$ 、 $R_7$  和  $R_8$  大小, 从而影响经过绕组区域磁通  $\Phi_{cu}$  和  $\Phi_{cd}$ , 进而影响偏转电流刚度  $K_{xii}$ 。

$$B = [B_{uu} B_{cu} B_{ud} B_{du} B_{cd} B_{dd}]^T =$$

$$\text{diag}(A_{uu}, A_{cu}, A_{ud}, A_{du}, A_{cd}, A_{dd})^{-1} \Phi, \quad (6)$$

式中:  $B_{uu}$ 、 $B_{cu}$ 、 $B_{ud}$ 、 $B_{du}$ 、 $B_{cd}$  和  $B_{dd}$  分别为气隙磁通  $\Phi$  对应位置的磁通密度,  $A_{uu}$ 、 $A_{cu}$ 、 $A_{ud}$ 、 $A_{du}$ 、 $A_{cd}$  和  $A_{dd}$  分别为气隙磁通  $\Phi$  对应的等效截面积。

## 4.2 磁轴承数学模型

绕组每匝线圈在磁场中的有效长度与其所在圆半径相关, 为提高磁轴承数学模型的精度, 对绕组内每匝线圈进行受力分析。定子 4 个绕组线圈匝数均为  $N$ , 通电后每匝线圈产生的安培力为:

$$\begin{bmatrix} F_{-xij} \\ F_{+xij} \\ F_{-yij} \\ F_{+yij} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{-xij} & & & \\ & L_{+xij} & & \\ & & L_{-yij} & \\ & & & L_{+yij} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{-x} \\ I_{+x} \\ I_{-y} \\ I_{+y} \end{bmatrix} (B_{cu} + B_{cd}), \quad (7)$$

式中:  $F_{-xij}$ 、 $F_{+xij}$ 、 $F_{-yij}$  和  $F_{+yij}$  分别为 -X、+X、-Y 和 +Y 通道上每匝线圈产生的安培力,  $L_{-xij}$ 、 $L_{+xij}$ 、 $L_{-yij}$  和  $L_{+yij}$  为对应线圈的有效长度,  $I_{-x}$ 、 $I_{+x}$ 、 $I_{-y}$  和  $I_{+y}$  为对应线圈内的电流,  $i$  和  $j$  分别为每匝线圈的径、轴向编号。通电绕组产生的偏转力矩  $M_x$  和  $M_y$  为:

$$\begin{cases} M_x = \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^n (F_{-yij} r_{-yij} + F_{+yij} r_{+yij}) \cos \alpha \\ M_y = \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^n (F_{-xij} r_{-xij} + F_{+xij} r_{+xij}) \cos \beta \end{cases}, \quad (8)$$

式中:  $r_{-xij}$ 、 $r_{+xij}$ 、 $r_{-yij}$  和  $r_{+yij}$  分别为各通道每匝线圈所在圆半径,  $\alpha$  和  $\beta$  分别为转子绕 X、Y 轴的偏转角,  $m$  和  $n$  分别为单个绕组在径/轴向的匝数,  $m \times n = N$ 。以 X 通道为例, 轴承偏转电流刚度  $K_{xii}$  可表示为:

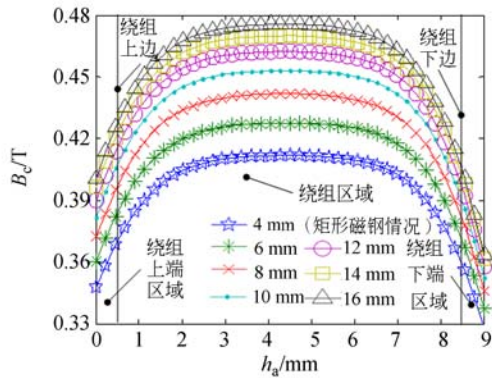
## 5 磁轴承设计

基于前文分析可知, 在气隙宽度一定的前提下, 磁钢充磁长度  $h_p$  和导磁环边角  $\theta$  共同决定了轴承的偏转刚度  $K_{xii}$ 。图 3(a) 可看出, 磁钢气隙侧的顶角影响着上绕组下边缘和下绕组上边缘气

隙内的磁密分布。因此,本节将从这 3 个方面对轴承进行设计。

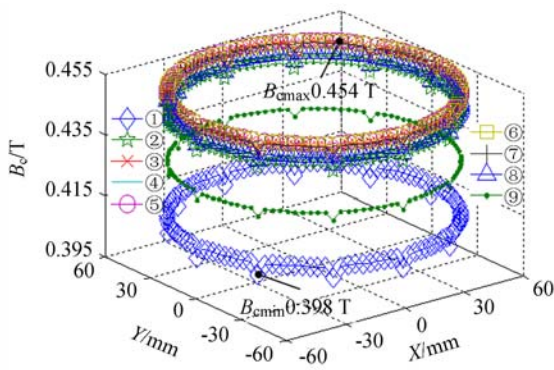
### 5.1 磁钢充磁长度对磁轴承性能的影响

由前文分析可知,偏转电流刚度随磁钢充磁长度增加而增加。受飞轮和磁轴承尺寸轮廓限制,气隙两侧的磁极轴向长度和磁钢截面靠近气隙侧的边长均为定值。因此,若想增加磁钢等效长度,只能将其截面设计成梯形,气隙侧为上底(为定值 4 mm),另一侧为下底,结构如图 4 虚线所示。为得到磁钢下底长度  $l_p$  对气隙磁密的影响,将  $l_p$  从上底长度 4 mm 变化至 16 mm,间隔为 2 mm,并采用电磁场数值法对其电磁性能进行计算。不同下底长度  $l_p$  对应的气隙中心磁密  $B_c$  在磁极宽度  $h_a$  范围内沿轴向分布曲线如图 6(a)所示。一方面,随磁钢下底长度  $l_p$  的增加,气



(a) 上气隙中心位置轴向磁密分布

(a) Axial magnetic flux density distribution at the middle of up air gap



(b) 优化后的上气隙中心位置周向磁密分布

(b) Optimized circumferential magnetic flux density distribution at the middle of up air gap

图 6 磁钢下底长度对磁密影响

Fig. 6 Flux density versus hem length of permanent magnets

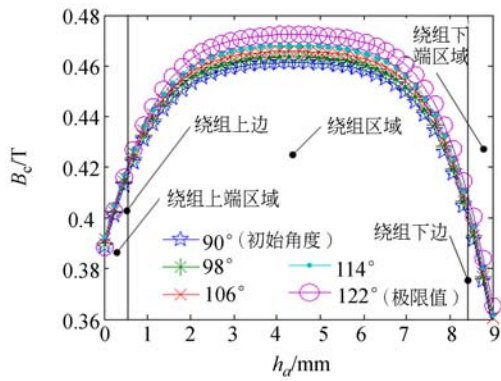
隙中心磁密  $B_c$  显著增加。另一方面,磁钢下底长度  $l_p$  增加,绕组区域上下端处的气隙中心磁密  $B_c$  增加缓慢,导致绕组区域内的磁密均匀性变差,且磁钢下底角减小,致使磁钢(钕钴粉末合金材料)的加工工艺性变差。此外,当  $l_p \geq 12$  mm 时,气隙磁密  $B_c$  增加缓慢,轴承的偏转刚度  $K_n$  增加不明显。综合考虑磁钢工艺性、气隙磁密  $B_c$  大小及均匀性,下底长度  $l_p$  取 12 mm,对应的绕组区域周向磁密分布如图 6(b)所示。绕组中心区域⑤号线的磁密最大,约为 0.454 T,绕组上/下端磁密偏小,最小值为 0.398 T(位于①号线上),两者均比优化前 0.404 T 和 0.368 T 提高了 12.4% 和 7.5%。

### 5.2 导磁环边角对磁轴承性能的影响

为得到导磁环边角  $\theta$  对气隙磁密的影响,将  $\theta$  从  $90^\circ$  变化至极限值  $122^\circ$ ,间隔为  $8^\circ$ ,并采用电磁场数值法对其进行计算。不同导磁环边角  $\theta$  对应的气隙中心磁密  $B_c$  的分布曲线如图 7(a)所示。由式(1)前两式可看出,随着导磁环边角  $\theta$  的增加,边缘磁阻  $R_1$ 、 $R_2$ 、 $R_7$  和  $R_8$  增加,导致未经过绕组区域的主磁通减少,致使经过绕组区域的主磁通增加。这与图 7(a)中的磁密  $B_c$  随导磁环边角  $\theta$  增加而增加相一致。为使磁密  $B_c$  达到最大, $\theta$  取其极限值  $122^\circ$ ,对应的绕组区域周向磁密分布如图 7(b)所示。最大磁密位于⑤号线上,约为 0.471 T,最小磁密位于①号线上,约为 0.412 T,均比优化前提高了 3.7% 和 3.5%。由于导磁环边角  $\theta$  增加,导致导磁环体积减小,削弱了导磁环顺磁功能,致使绕组区域内的 9 个位置处的磁密大小相差较大。

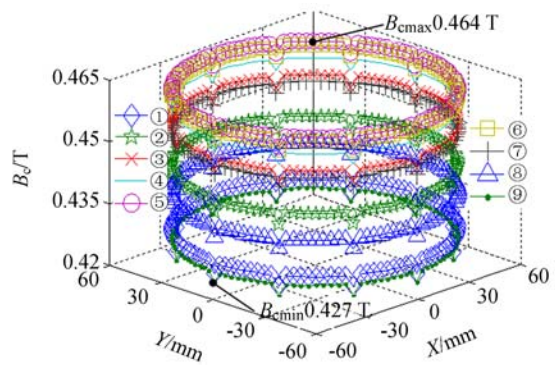
### 5.3 磁钢气隙侧顶角对磁轴承性能的影响

由图 7(b)可看出,上绕组下端①号线位置磁密小于⑨号线位置的磁密,提高①号线位置的磁密,使之与⑨号线位置的磁密接近,可改善磁密的均匀性。若将梯形磁钢气隙侧顶角倒一小角  $\varphi$ ,可增加①号线位置导磁环磁极的长度,间接提升①号线位置的磁密。将梯形磁钢倒角  $\varphi$  作为设计变量,从  $95^\circ$  增至  $135^\circ$ ,间隔为  $5^\circ$ ,利用电磁场数值法对其电磁性能进行计算,得到其气隙中心磁密  $B_c$  分布如图 8(a)所示。当  $\varphi$  为  $130^\circ$ ,绕组区域磁密对称度最好,磁密均匀性达到最佳,对应的绕组区域周向磁密分布如图 8(b)所示。此时①号线和⑨号线位置的磁密分布曲线重合,且上/下



(a) 上气隙中心位置轴向磁密分布

(a) Axial magnetic flux density distribution at middle of up air gap

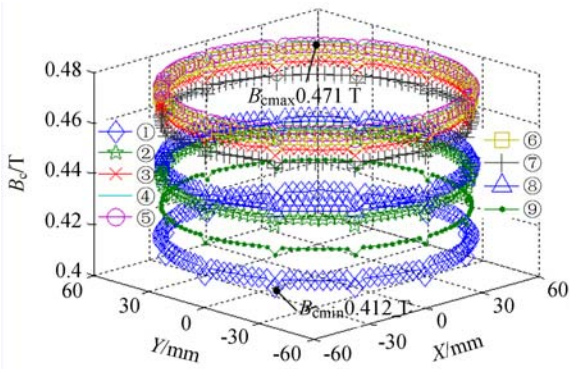


(b) 优化后的上气隙中心位置周向磁密分布

(b) Optimized circumferential magnetic flux density distribution at the middle of up air gap

图 8 梯形磁钢气隙侧倒角对磁密影响

Fig. 8 Flux density versus chamfer near air gap of trapezoid permanent magnets



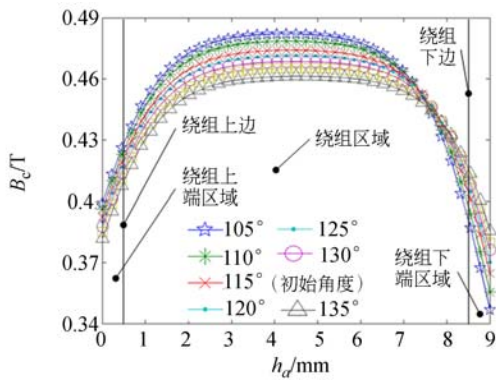
(b) 优化后的上气隙中心位置周向磁密分布

(b) Optimized circumferential magnetic flux density distribution at middle of up air gap

图 7 导磁环边角对磁密影响

Fig. 7 Flux density versus vertex angle of magnetic rings

对称位置的磁密曲线基本重合。磁钢倒角,减小了磁钢的等效长度,降低了磁钢磁动势,进而降低



(a) 上气隙中心位置轴向磁密分布

(a) Axial magnetic flux density distribution at the middle of up air gap

了气隙中心磁密,导致最大磁密  $B_{cmax}$  从优化前的 0.471 T 降为 0.464 T,降幅为 1.5%。优化后,周向和纵向磁密变化率分别为 0.66% 和 8.6%,与优化前的 0.8% 和 8.4% 相比,变化不大。

### 5.4 最终设计结果

基于上文分析,隐式洛伦兹力磁轴承最终设计结果如表 1 所示,梯形磁钢上/下底长度分别

表 1 设计结果

Tab. 1 Design results

参数	设计值	参数	设计值
外导磁环外柱面半径 $r_{oo}/mm$	77.7	外导磁环内柱面半径 $r_{oi}/mm$	69.2
内导磁环外柱面半径 $r_{io}/mm$	64.2	内导磁环内柱面半径 $r_{ii}/mm$	55.7
梯形磁钢上底长度/mm	3.6	梯形磁钢下底长度 $l_p/mm$	12
梯形磁钢气隙侧倒角 $\varphi/(^\circ)$	130°	导磁环边角 $\theta/(^\circ)$	122°
绕组截面厚度 $w_c/mm$	8	绕组截面宽度 $b_c/mm$	3.6
绕组内导线直径 $D_w/mm$	0.25	绕组线圈匝数 $N$	200
槽满率 $\epsilon$	44%	气隙长度 $\sigma/mm$	5
气隙中心最大磁密 $B_{cmax}/T$	0.464	气隙中心最小磁密 $B_{cmin}/T$	0.427
平均气隙磁密 $B_a/T$	0.446	周向磁密变化率	0.66%
纵向磁密变化率	8.6%	偏转电流刚度 $K_a/(Nm \cdot A^{-1})$	1.42

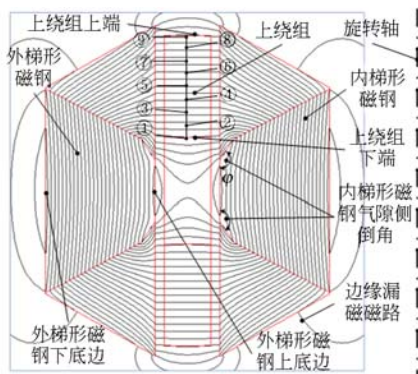


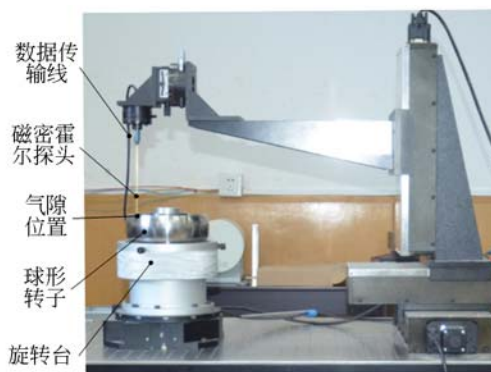
图 9 优化后的磁力线图

Fig. 9 Optimized magnetic circuit

为 3.6 mm 和 14 mm, 梯形磁钢气隙侧倒角  $\varphi$  为  $130^\circ$ , 导磁环边角  $\theta$  为  $122^\circ$ , 绕组截面厚度  $w_c$  和截面宽度  $b_c$  分别为 8 mm 和 3.6 mm, 采用单匝缠绕方式, 绕组内导线直径  $D_w$  为 0.25 mm, 绕组线圈匝数  $N$  为 200, 槽满率  $\epsilon$  为 44%, 气隙  $\sigma$  为 5 mm。气隙中心最大磁密  $B_{cmax}$  和最小磁密  $B_{cmin}$  分别为 0.464 T 和 0.427 T, 平均气隙磁密  $B_a$  为 0.446 T, 周向和纵向磁密变化率分别为 0.66% 和 8.6%, 对应的偏转电流刚度  $K_{ii}$  为  $1.42 \text{ N} \cdot \text{m} \cdot \text{A}^{-1}$ 。最终方案的磁力线分布如图 9 所示, 内梯形磁钢内侧和外梯形磁钢外侧漏磁明显减少, 且经过绕组区域磁力线更加平滑。

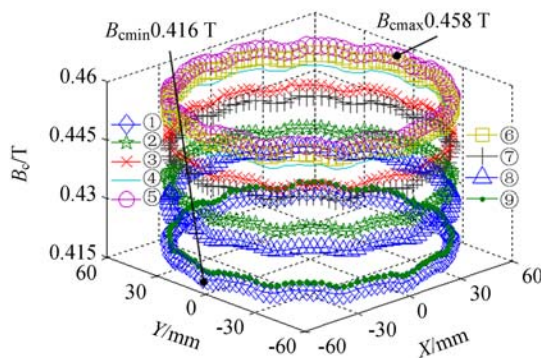
### 6 测试实验

基于设计结果研制了一台隐式洛伦兹力磁轴承, 并对其进行了磁密测试实验, 实验装置如图 10(a) 所示。测试过程中, 球形转子固定于旋转台上, 台面每转  $2^\circ$  停 15 s, 台面静止时利用线性磁密霍尔(分辨率  $10^{-3} \text{ T}$ )检测气隙中央位置的磁密。图 9 中 9 处标号位置的周向磁密的测试结果如图 10(b) 所示。由于梯形磁钢与导磁环配合面多, 磁钢上倒角面与导磁环配合面不可能做到完全一致, 导致两者间存在一小缝隙, 致使①处磁密小于⑨处磁密, 如图 10(b) 所示。此外, 隐式洛伦兹力磁轴承转子由内外组件组成, 内外圈磁钢均通过环氧树脂胶真空固化在转子内外组件上, 固化后, 为提高磁极表面质量, 还需采用砂轮磨削外组件的内壁和内组件的外壁。磨削加工导致磁钢晶格结构发生改变, 降低了其磁动势大小, 导致绕组



(a) 测试装置

(a) Test equipment



(b) 测试结果

(b) Test results

图 10 磁密测试实验

Fig. 10 Magnetic flux density test

区域内的最大磁密  $B_{cmax}$  0.458 T 和最小磁密  $B_{cmin}$  0.416 T 均略小于设计值 0.464 T 和 0.427 T。因磁钢拼接产生的缝隙不可能完全一致, 且与设计值存在一定偏差, 导致实验测得的周向磁密变化率 (0.72%) 和纵向磁密变化率 (8.9%) 略高于设计值 (0.66% 和 8.6%)。

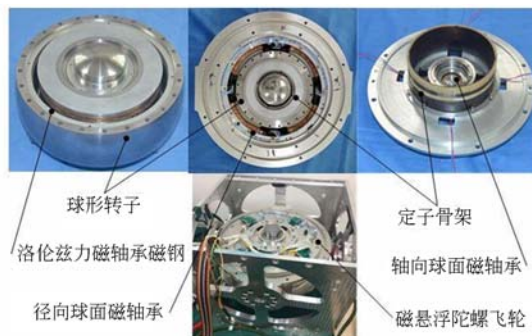


图 11 电流刚度测试实验

Fig. 11 Current stiffness test

将洛伦兹力磁轴承装配到磁悬浮陀螺飞轮后进行了偏转电流刚度测试实验,如图 11 所示。

结果表明,实际偏转电流刚度为  $1.40 \text{ Nm} \cdot \text{A}^{-1}$  与设计值  $1.42 \text{ Nm} \cdot \text{A}^{-1}$  相符,与显式方案的  $1.64 \text{ Nm} \cdot \text{A}^{-1}$  相差不大。本文所提出的隐式洛伦兹力磁轴承既有良好的磁密均匀性,也同样满足高刚度性能要求。

## 7 结 论

为克服现有的显式洛伦兹力磁轴承气隙磁密均匀性差的缺点,本文从磁钢与顺磁环的形状结构及两者的位置关系出发,首次提出了一种磁钢

内置的隐式洛伦兹力磁轴承,比较分析了两种磁轴承的气隙磁密特性,得到了较优的隐式方案。采用磁阻分割法建立了隐式洛伦兹力磁轴承的数学模型,得到了其偏转电流刚度数学表达式,在此基础上,利用电磁场数值法对其电磁结构进行实例设计,基于设计结果研制了一台磁轴承,并进行了相关实验测试。磁密测试结果表明,绕组中心区域最大磁密  $B_{\text{max}}$  和最小磁密  $B_{\text{min}}$  分别为  $0.458 \text{ T}$  和  $0.416 \text{ T}$ ,周向和纵向磁密变化率分别为  $0.72\%$  和  $8.9\%$ ,均与设计值相符,验证了理论分析和设计结果的正确性。电流刚度测试结果表明,实际值测量值为  $1.40 \text{ Nm} \cdot \text{A}^{-1}$  与设计值  $1.42 \text{ Nm} \cdot \text{A}^{-1}$  相符,同样满足大力矩输出要求。

### 参考文献:

- [1] 蒲芃成,张剡,于金鹏,等. 力自由不平衡控制下的高速磁悬浮飞轮系统在线动平衡[J]. 光学精密工程, 2017, 25(7): 1796-1806.  
PU P CH, ZHANG K, YU J P, et al.. On-line balancing of high-speed magnetic suspended flywheel system under force free control of imbalance [J]. *Opt. Precision Eng.*, 2017, 25(7): 1796-1806. (in Chinese)
- [2] 王辉,武俊峰,李胤,等. 小卫星用反作用飞轮系统设计[J]. 光学精密工程, 2014, 22(2): 331-337.  
WANG H, WU J F, LI Y, et al.. Design of reaction flywheel systems for small satellites[J]. *Opt. Precision Eng.*, 2014, 22(2): 331-337. (in Chinese)
- [3] 李林,王栋,徐婧,等. 飞轮组件微振动对高分辨率光学卫星光轴的影响[J]. 光学精密工程, 2016, 24(10): 2515-2522.  
LI L, WANG D, XU J, et al.. Influence of micro-vibration of flywheel components on optical axis of high resolution optical satellite[J]. *Opt. Precision Eng.*, 2016, 24(10): 2515-2522. (in Chinese)
- [4] LIU Q, FANG J CH, HAN B CH. Novel electromagnetic repeated launch locking/unlocking device (RLLUD) based on self-locking for magnetic bearing flywheel[J]. *Sensors and Actuators A: Physical*, 2012, 175: 116-126.
- [5] CHEN X Q, SUN R, JIANG W CH, et al.. A novel two-stage extended Kalman filter algorithm for reaction flywheels fault estimation [J]. *Chinese Journal of Aeronautics*, 2016, 29(2): 462-469.
- [6] ARATHARAJOO R, TECH WOOL C, MAILAH M. Attitude pointing enhancement for combined energy and attitude control system[J]. *Acta Astronautica*, 2011, 68(11-12): 2025-2028.
- [7] 樊亚洪,张激扬,王曦. 磁悬浮万向飞轮技术研究[C]. 第五届中国磁悬浮轴承学术会议论文集,国防科技大学, 2013: 1-9.  
FAN Y H, ZHANG J Y, WANG X. Research on magnetically suspended gimbaling flywheel technology[C]. *The 5th Proceedings of China Suspended Magnetically Bearing, National University of Defense Technology*, 2013: 1-9. (in Chinese)
- [8] 李丽君,樊亚洪,袁军. 磁悬浮万向飞轮在卫星姿态机动中的应用[J]. 机械工程学报, 2015, 51(16): 206-212.  
LI L J, FAN Y H, YUAN J. Application of magnetically suspended gimbaling flywheel in satellite attitude maneuver[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2015, 51(16): 206-212. (in Chinese)
- [9] SEDDON J, PECHEV A. 3-D wheel: a single actuator providing three-axis control of satellites[J]. *Journal of Spacecraft and Rockets*, 2012, 49(3): 553-556.
- [10] YABU-UCHI K, INOUE M, AKISHITA S, et al.. A compact magnetic bearing for gimbal momentum wheel[C]. *JPL the 17th Aerospace Mechanisms Symposium*, NASA, 1983: 333-342.
- [11] CHASSOULIER D, CHILLET C, DELAMARE J, et al.. Ball joint type magnetic bearing for tilting body: USA, US6351049B1[P]. 2002-02-26.
- [12] GERLACH B, EHINGER M, RAUE H K, et al.. Digital controller for a gimbaling magnetic

- bearing reaction wheel [C]. *AIAA Guidance, Navigation, and Control Conference and Exhibit*, AIAA, 2005.
- [13] 刘彬, 房建成, 刘刚. 一种磁悬浮陀螺飞轮方案设计与关键技术分析[J]. *航空学报*, 2011, 32(8): 1478-1487.
- LIU B, FANG J CH, LIU G. Design of a magnetically suspended gyrowheel and analysis of key technologies[J]. *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*, 2011, 32(8): 1478-1487. (in Chinese)
- [14] OGLEVIE R E, EISENHAURE D B. Advanced integrated power and attitude control system (IPACS) study [R]. NASA Contractor Report 3912. Cambridge, MA: NASA, 1985.
- [15] DOWNER J R, JOHNSON B G. Modelling and control of an annular momentum control device [R]. NASA Contractor Report 4138. Cambridge, MA: NASA, 1988.
- [16] LI J, XIAO K, LIU K, *et al.*. Mathematical model of a vernier gimbaling momentum wheel supported by magnetic bearings[C]. *13th International Symposium on Magnetic Bearings, University of Virginia*, 2012: 1-9.
- [17] 汤继强, 韩雪飞, 刘强. 微框架效应磁悬浮飞轮转子轮缘优化设计[J]. *光学精密工程*, 2012, 20(9): 1991-1998.
- TANG J Q, HAN X F, LIU Q. Optimal design of rotor rim for magnetically suspended flywheel with vernier gimbaling capacity [J]. *Opt. Precision Eng.*, 2012, 20(9): 1991-1998. (in Chinese)
- [18] YU Y J, FANG J CH, XIANG B, *et al.*. Adaptive back-stepping tracking control for rotor shaft tilting of active magnetically suspended momentum wheel[J]. *ISA Transactions*, 2014, 53(6): 1892-1900.
- [19] CHASSOULIER D, CHILLET C, DELAMARE J, *et al.*. Magnetic centering bearing with high-amplitude tilt control; USA, US6384500B1 [P]. 2002-05-07.
- [20] 任元, 王卫杰, 刘强, 等. 一种七通道磁路解耦的磁悬浮陀螺仪: 中国, CN201510006192.1 [P]. 2015-06-10.
- REN Y, WANG W J, LIU Q, *et al.*. Magnetically suspended gyroscope for decoupling of seven-channel magnetic circuits: CN, 201510006192.1 [P]. 2015-06-10. (in Chinese)
- [21] 任元, 王卫杰, 刘强, 等. 一种磁悬浮控制敏感陀螺: 中国, CN201510006597.5 [P]. 2015-05-13.
- REN Y, WANG W J, LIU Q, *et al.*. Magnetically suspended control and sensing gyroscope: CN, CN201510006597.5 [P]. 2015-05-13. (in Chinese)
- [22] 刘强, 胡灯亮, 吴波, 等. 一种外转子磁悬浮锥形球面陀螺飞轮: 中国, CN201510811186.3 [P]. 2016-03-30.
- LIU Q, HU D L, WU B, *et al.*. Outer rotor magnetic levitation conical spherical gyro flywheel: CN, CN201510811186.3 [P]. 2016-03-30. (in Chinese)
- [23] 王卫杰, 任元, 刘强, 等. 球面磁悬浮万向飞轮转子轮盘优化设计[J]. *航空学报*, 2016, 37(9): 2874-2883.
- WANG W J, REN Y, LIU Q, *et al.*. Optimal design of rotary table for spherical rotor of magnetically suspending gambling flywheel[J]. *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*, 2016, 37(9): 2874-2883. (in Chinese)
- [24] 许国锋, 蔡远文, 任元, 等. 洛伦兹力磁轴承磁密均匀度设计与分析[J]. *北京航空航天大学学报*, 2017, 43(3): 559-566.
- XU G F, CAI Y W, REN Y, *et al.*. Design and analysis on uniformity of magnetic flux density in Lorentz force-type magnetic bearing[J]. *Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics*, 2017, 43(3): 559-566. (in Chinese)

#### 作者简介:



刘 强(1983—),男,江西九江人,副教授,2005年于北京石油化工学院获得学士学位,2013年于北京航空航天大学获得博士学位,主要从事磁悬浮技术及应用研究。E-mail: liuqiangbuaa@163.com



代峰燕(1972—),男,山西襄汾人,高级工程师,1995年于沈阳农业大学获得学士学位,2006年于中国农业大学获得博士学位,主要从事精密仪器设计。E-mail: daifengyanbip@163.com