

# 一种 CMG 动载荷主动补偿方法

连泳鑫, 刘 昆, 魏静波, 罗 浩, 赵 熙

中山大学航空航天学院, 深圳 518107



**摘 要** 提出了一种基于磁力发生器的控制力矩陀螺 (Control Moment Gyroscope, CMG) 动载荷主动补偿方法来改善轴系工况。首先介绍磁力发生器的结构与工作原理, 给出磁力发生器的设计参数; 然后对 CMG 系统进行动力学建模; 接下来通过等效磁路法与有限元法对装置的输出特性进行计算, 通过实验测试磁力发生器的静态和动态输出特性, 与计算结果进行对比, 并对模型参数进行拟合; 最后通过仿真研究磁力发生器的动载荷主动补偿效果。

**关键词** 控制力矩陀螺; 磁力发生器; 有限元仿真; 磁力卸载

**中图分类号:** V448.22 **文献标识码:** A

**文章编号:** 1006-3242(2024)01-0071-06

## A CMG Active Load Compensation Method

LIAN Yongxin, LIU Kun, WEI Jingbo, LUO Hao, ZHAO Xi

Sun Yat-sen University, Shenzhen 518107, China

**Abstract** A dynamic load active compensation method is proposed, which is based on electromagnetic force generator to improve the operating conditions of the shaft system. Firstly, the structure and working principle of the electromagnetic force generator is introduced, and its design parameters are provided. Then, the dynamic model of CMG system is conducted. Secondly, the output characteristics of the electromagnetic force generator are calculated by using the equivalent magnetic circuit method and finite element method. The static and dynamic output characteristics of the electromagnetic force generator are tested through experiments that are compared with the calculation results, and the model parameters of the device are fitted. Finally, the dynamic load active compensation effect of the electromagnetic force generator is researched through simulation.

**Key words** Control moment gyroscope; Electromagnetic force generator; Finite element simulation; Magnetic unloading

**资助项目:** 深圳市科技计划资助 (JCYJ20200109142205924, 202001093000459)

**收稿日期:** 2023-10-08

**作者简介:** 连泳鑫 (1998 -), 男, 硕士研究生, 主要研究方向为航天器惯性执行机构; 刘 昆 (1965 -), 男, 博士, 教授, 主要从事磁悬浮惯性执行机构技术、磁悬浮储能飞轮技术和分布式电推进无人机技术研究, 本文通信作者, E-mail: liukun6@mail.sysu.edu.cn; 魏静波 (1986 -), 男, 博士, 副教授, 主要从事磁悬浮技术和航天器动力学与控制研究; 罗 浩 (1999 -), 男, 博士, 主要从事磁悬浮技术研究; 赵 熙 (1995 -), 男, 本科, 工程师, 主要从事磁悬浮技术研究。

## 0 引 言

CMG 是中大型航天器上常用的姿态控制机构,它通过框架转动改变高速飞轮角动量方向产生陀螺力矩作为输出,相比于动量轮具有输出力矩较大的特点,其高速飞轮转子的轴承要承受较大的径向载荷。长期作用在高速转子轴系上的交变载荷使得轴承的工况比较恶劣,进而可能产生振动干扰<sup>[1]</sup>,影响整机的性能与寿命。据不完全统计,一半以上的 CMG 故障均与高速转子轴系相关,国际空间站的 CMG 发生的两次故障均是高速转子轴系故障<sup>[2]</sup>。

现有的 CMG 高速轴系研究,主要着重于轴承润滑摩擦特性、轴承润滑失效及轴承故障检测等方面。轴承本体润滑是影响高速轴系寿命的内部因素,而交变载荷则是外部因素,可以使用磁力补偿的方法抵消高速轴系受到的载荷,目前在磁悬浮稳定平台和储能飞轮中已有相关研究。王舒雁等<sup>[3]</sup>通过设计一款大承载低扰动的磁卸载机构对磁悬浮平台受到的重力进行卸载;汪勇等<sup>[4]</sup>设计了一款永磁轴承对储能飞轮轴系受到的重力进行卸载;刘凯等<sup>[5]</sup>对零刚度磁悬浮重力补偿器进行了分析与改进。在 CMG 高速轴系动载荷补偿方面尚未看到相关的研究。本文提出一种采用磁力发生器<sup>[6]</sup>来精确补偿框架转动时转子轴系受到的陀螺力矩的方法,能够改善轴承工况,提高高速轴系寿命与长期工作的可靠性。

## 1 磁力发生器结构与工作原理

CMG 与磁力发生器的结构如图 1 所示,CMG

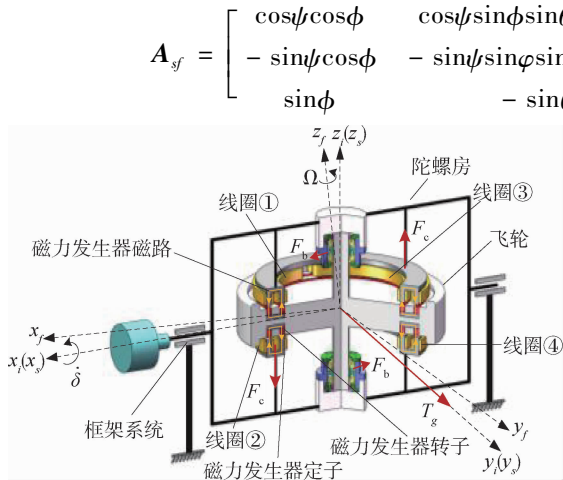


图 1 磁力发生器结构示意图

由陀螺房和框架系统组成,转子通过轴承安装在陀螺房内,工作时以恒定转速转动,框架系统可以驱动陀螺房绕框架轴低速转动,改变转子角动量方向从而输出陀螺力矩;磁力发生器由转子与定子两个部分组成,转子部分为一个导磁环,嵌入到 CMG 的飞轮中,定子部分为线圈与磁轭,通过螺钉与陀螺房连接,转子与定子中间存在气隙。当框架以  $\dot{\delta}$  的速度绕  $x$  轴转动时,转子就会受到一个陀螺力矩  $L_g = \dot{\delta} \times H$ ,其中  $H$  为转子角动量,转子也会对支承它的轴承产生一个反作用力矩  $T_g = H \times \dot{\delta}$ ,轴承将受到大小相同且方向相反的径向力  $F_b = T_g/L$ ,其中  $L$  为轴承对跨距。而当线圈通电,磁力发生器就会对转子产生一对力偶  $F_c$ ,此时陀螺力矩由轴承和电磁力发生器共同承载

$$F_b \cdot l + F_c \cdot D = T_g \quad (1)$$

式中: $D$  为电磁力发生器的平均直径,只要我们准确控制  $F_c$  的大小,使得  $F_c \cdot D = T_g$ ,则  $F_b = 0$ ,就可以抵消作用在轴承上的陀螺力矩,有效改善轴承的工况。针对现有的一套 CMG 样机,设计的磁力发生器的参数如表 1 所示。在该设计下磁力发生器最大输出力矩至少为 24 Nm,响应时间优于 2 ms。

## 2 CMG 动力学建模

### 2.1 坐标系定义

定义 3 个坐标系:基座坐标系  $Ox_i y_i z_i$ ;与转子固连的转子坐标系  $Ox_f y_f z_f$ ,  $Ox_f$  轴与转子旋转轴重合;与框架固连的框架坐标系  $Ox_s y_s z_s$ ,  $Ox_s$  轴与框架旋转轴重合。它们三者关系如图 1 所示。

从转子坐标系向框架坐标系转化的欧拉角为  $\theta, \phi$  和  $\psi$ ,转动顺序是  $xyz$ ,对应的转换矩阵为

$$A_{sf} = \begin{bmatrix} \cos\psi \cos\phi & \cos\psi \sin\phi \sin\theta + \sin\psi \cos\theta & -\cos\psi \sin\phi \cos\theta + \sin\psi \sin\theta \\ -\sin\psi \cos\phi & -\sin\psi \sin\phi \sin\theta + \cos\psi \cos\theta & \sin\psi \sin\phi \cos\theta + \cos\psi \sin\theta \\ \sin\phi & -\sin\theta \cos\phi & \cos\theta \cos\phi \end{bmatrix} \quad (2)$$

表 1 磁力发生器结构参数

参数	参数值
定子平均直径	148 mm
磁极宽度	4.5 mm
平均磁极面积	571 mm <sup>2</sup>
线圈匝数	120
气隙长度	0.25 mm

从框架坐标系向基座坐标系转化的欧拉角为  $\beta$ ,转动轴为  $x$  轴,转换矩阵为

$$A_{is} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \beta & -\sin \beta \\ 0 & \sin \beta & \cos \beta \end{bmatrix} \quad (3)$$

## 2.2 动力学方程

根据牛顿欧拉法可以建立 CMG 的动力学方程,将轴承视为一个弹性阻尼支承部件,用刚度系数和阻尼系数表示,假设框架只在转轴方向上转动,基座相对于惯性坐标系静止,可得

$$\begin{cases} m\ddot{x} = F_{kx} + F_{cx} + F_{mx} \\ m\ddot{y} = F_{ky} + F_{cy} + F_{my} \\ m\ddot{z} = F_{kz} + F_{cz} + F_{mz} \\ I_x \dot{\omega}_x - (I_y - I_z) \omega_y \omega_z = M_x \\ I_y \dot{\omega}_y - (I_z - I_x) \omega_z \omega_x = M_y \\ I_z \dot{\omega}_z = M_z \\ I_s \dot{\omega}_s = M_s \end{cases} \quad (4)$$

式中:  $x, y, z$  分别表示惯性坐标系下转子质心坐标,  $\omega_x, \omega_y$  和  $\omega_z$  表示在转子坐标系下转子绕各转轴的角速度;  $F_{kx}, F_{ky}, F_{kz}$  与  $F_{cx}, F_{cy}, F_{cz}$  分别为惯性坐标系下轴承对转子产生刚度力与阻尼力;  $F_{mx}, F_{my}$  和  $F_{mz}$  为惯性坐标系下磁力发生器对转子产生的作用力;  $M_x, M_y$  和  $M_z$  为转子坐标系下磁力发生器和轴承对转子产生的合作用力矩;  $\omega_s$  为框架坐标系下框架转速;  $M_s$  为框架坐标系下框架受到的外力矩。

由于转子的转动,转子坐标系和框架系间的转化欧拉角存在一个变化率  $\omega_{is} = [\dot{\theta} \quad \dot{\phi} \quad \dot{\psi}]^T$ , 而转子坐标系下转子相对于框架的角速度为  $\omega_f = [\omega_x \quad \omega_y \quad \omega_z]^T$ , 这两者存在转化关系

$$\begin{bmatrix} \omega_x \\ \omega_y \\ \omega_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -1 & 0 & -\sin\phi \\ 0 & -\cos\theta & \sin\theta\cos\phi \\ 0 & -\sin\theta & -\cos\theta\cos\phi \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\theta} \\ \dot{\phi} \\ \dot{\psi} \end{bmatrix} \quad (5)$$

联立式(4)和(5)即可建立起 CMG 系统的微分方程组。

表2 CMG 结构参数

参数	数值
飞轮质量	3.013 kg
飞轮直径	0.212 m
转子转动惯量	[0.01, 0.02, 0.01] kg · m <sup>2</sup>
框架转动惯量	[0.03, 0.05, 0.03] kg · m <sup>2</sup>
轴承刚度系数	5 × 10 <sup>7</sup> N/m
轴承阻尼系数	0.1 N/(m · s <sup>-1</sup> )

## 3 磁力发生器特性分析与参数拟合

### 3.1 磁力发生器输出特性计算

磁力发生器总共有 4 个线圈,如图 1 所示,其中 1 和 4 号线圈是串联的一对,2 和 3 号线圈是一对,假设对 1 和 4 号线圈通电产生的力矩为正力矩。

通过等效磁路法与有限元法可分别计算磁力发生器的输出力矩-电流关系<sup>[7]</sup>,计算结果可以验证实验数据是否准确。

#### 1) 等效磁路法

磁力发生器的磁路如图 1,根据安培环路定理<sup>[8]</sup>,气隙磁感应强度表达式为

$$B = \frac{\mu_0 Ni}{\delta} \quad (6)$$

式中:  $N$  为线圈匝数;  $i$  为线圈电流大小;  $\delta$  为气隙长度。根据虚功原理,电磁力的表达式为

$$f = \frac{B^2 A}{\mu_0} \quad (7)$$

式中:  $A$  为磁极面积。代入参数得到电磁力加载器的输出力矩-电流关系为

$$M = f_{14} D - f_{23} D = \frac{\mu_0 N^2 A D}{\delta^2} (i_{14}^2 - i_{23}^2) \quad (8)$$

其中:  $i_{14}$  为通过 1 和 4 号线圈的电流,  $i_{23}$  同理。

#### 2) 有限元法

使用等效磁路法计算比较方便,但是它没有考虑到漏磁、磁路饱和等因素,采用有限元法可以解决上述问题。在有限元软件中建立二维与三维的模型,根据步骤指定装置各部分的材料属性,设置网格剖分规则,建立边界条件和激励源,设置求解器,即可进行求解。

设置 1 和 4 号线圈通以 0 ~ 0.4 A 的电流,基于等效磁路法、2D 有限元法和 3D 有限元法的磁力发生器的电流-力矩输出特性计算结果如图 2 所示。等效磁路法的计算结果偏大,而 2D 有限元与 3D 有限元计算结果比较接近,输出力矩-电流特性满足二次函数关系,即可用  $T = k(i_{14}^2 - i_{23}^2)$  作为磁力发生器的模型。

### 3.2 磁力发生器模型参数实验拟合

搭建了实验平台来进行测试,通过六轴力传感器可以测量磁力发生器在  $x$  方向上的输出力矩。

实验测试的结果与计算结果对比如图 2 所示,可以观察到,实验原始结果相较于 3D 有限元仿真结果是偏大的,并且随着电流增加偏大的趋势更加

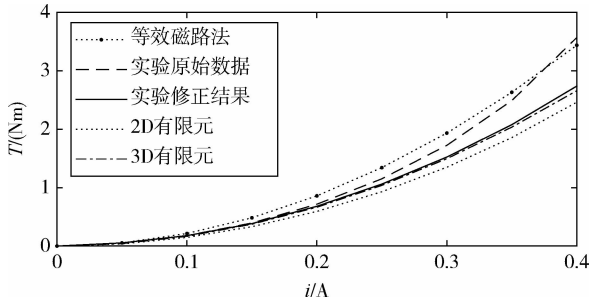


图2 磁力发生器输出力矩-电流关系计算与实验结果

明显。分析原因,这是由于实验装置中六轴力传感器的梁比较软,导致线圈通电后,磁力发生器的气隙变小,电磁力就会变大,而在实际的CMG中,支撑转子的主轴刚度很大,不会产生明显形变,因此这是测试平台本身产生的系统误差。可以对实验结果进行修正得到气隙固定为0.25 mm时的结果,假设六轴力传感器梁的变形在线性范围内,可得:

$$\begin{cases} M = \frac{B^2 A}{\mu_0} D = \frac{\mu_0 N^2 i^2 A}{\delta^2} D \\ \delta = \delta_0 - \frac{M}{D k_\delta} \\ M_0 = \frac{\mu_0 N^2 i^2 A}{\delta_0^2} D = \frac{\delta_0^2}{\delta^2} M \end{cases} \quad (9)$$

式中: $M$ 表示实验测得的力矩; $M_0$ 表示修正后的力矩(气隙为0.25 mm时的力矩); $D$ 为电磁力的平均力臂,等于磁力发生器的定子平均直径; $k_\delta$ 为梁的刚度系数; $\delta$ 为施加一定电流时的气隙长度; $\delta_0$ 为气隙长度设计值,根据式(9)可得:

$$i^2 = \frac{M(\delta_0 - \frac{M}{k_\delta L})^2}{\mu_0 N^2 A L} \quad (10)$$

式中:未知数为 $k_\delta$ ,以 $i^2$ 为变量, $M$ 为自变量,使用Matlab的cftool对该表达式进行拟合,拟合得到结果如表3所示。

表3 梁刚度拟合结果

参数	参数值
$k_\delta$	$7.78 \times 10^5 \text{ N/m}$
$S_{sse}$	$1.042 \times 10^{-5}$
$R$	0.9999

注: $S_{sse}$ 为残差平方和, $R$ 为确定系数。

修正后的力矩表达式为

$$M_0 = \frac{\delta_0^2}{(\delta_0 - \frac{M}{L k_\delta})^2} M \quad (11)$$

将参数代入式(11)后得到的修正结果如图2所示,实验原始数据与3D有限元仿真的平均误差为14%,修正后的结果与3D有限元仿真的平均误差为6%,说明修正后的结果与理论计算结果是可以相互验证的。

为了便于对磁力发生器进行前馈控制,已知磁力发生器的电流力矩关系为 $T = k(i_{14}^2 - i_{23}^2)$ ,使用cftool对该系数进行拟合,结果如表4所示,使用修正后的实验结果作为模型拟合数据, $k = 17.04 \text{ Nm/A}$ 。

### 3.3 磁力发生器模型动态特性实验

上述实验测试的是磁力发生器的静态特性,接下来进行动态特性测试,磁力发生器有两种工作模式(假设给1和4号线圈通电产生正力矩):

1) 两对线圈差动工作模式。在此模式下不产生力矩时两对线圈通以同样大小的工作点电流 $i_0$ ,当要产生正力矩时,1和4号线圈电流增加 $\delta i$ ,2和3号线圈减小 $\delta i$ ,反之亦然。此时磁力发生器输出力矩大小与电流关系为

$$T = 4k i_0 \delta i \quad (12)$$

2) 单对线圈工作模式。在此模式下当要产生正力矩时,1和4号线圈通以对应大小的电流,2和3号线圈不通电;反之则给2和3号线圈通电,1和4号线圈不通电。此时输出力矩大小与电流关系为

$$\begin{cases} T = k i_{14}^2, & T > 0 \\ T = -k i_{23}^2, & T < 0 \end{cases} \quad (13)$$

设置0.3 s周期正弦波输出力矩的动态特性测试实验结果如图3所示,其中在差动模式下设置工作点电流为0.2 A, $\delta i$ 的变化幅值为0.2 A;单对线圈工作模式的电流变化幅值也为0.2 A。从实验结果看,单对线圈工作方式的输出力矩比理想输出偏差大一些,尤其是在接近0输出力矩输出时。分析原因可能是由于线圈的驱动电路存在死区效应,在接近零电流时电流变化曲线会出现台阶,进而导致输出力矩与理想输出存在偏差。考虑到实际应用要使补偿效果最好,则应采用差动工作模式。

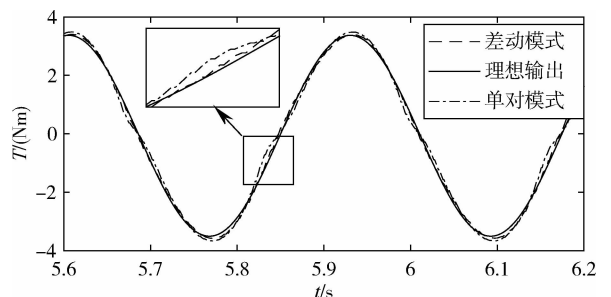


图3 动态特性测试实验结果

表4 磁力发生器模型参数拟合结果

参数	计算值	实验(原始)	实验(修正)
$k$	16.62 Nm/A	20.83 Nm/A	17.04 Nm/A
$S_{sse}$	0.0642	0.4488	0.0031
$R$	0.9999	0.9895	0.9999

## 4 动载荷主动补偿方法研究

由于陀螺力矩的大小可以根据框架与转子的角速度实时计算,磁力发生器使用前馈控制的方式对其进行补偿<sup>[9]</sup>。使用 Simulink Simscape 建立仿真模型,其中电机的模型用一阶惯性环节表示,磁力发生器使用实验测试数据拟合得到的模型表示,框架电机与高速电机均使用 PID 控制器,磁力发生器使用前馈控制器。

设置高速飞轮的转速为 6000 rpm,在 10 s 时框架开始转动,转速为 1 rad/s,得到的轴承载荷与飞轮质心轨迹的仿真结果如图 4~5 所示,当磁力发生器不工作时,陀螺力矩使得轴承的最大载荷达到

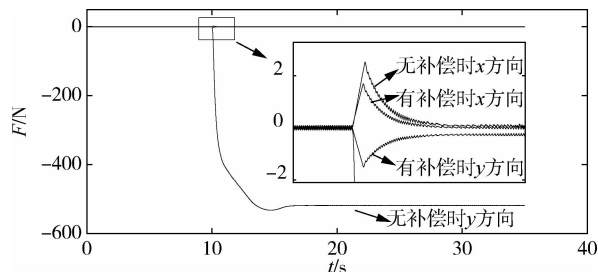


图4 轴承载荷

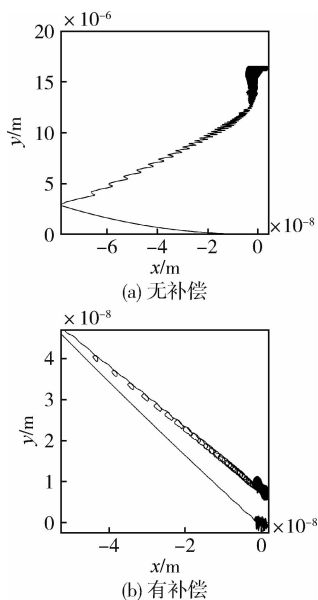


图5 陀螺转子质心轨迹

518 N,而有补偿的情况下轴承最大载荷降到 0.2 N,说明磁力发生器有效改善了轴承的工况。从转子质心轨迹看,磁力发生器工作后将质心振动的幅值减小了一个数量级,转子运行更加平稳。

## 5 结论

针对 CMG 的高速轴系工况比较恶劣的问题,提出了一种使用磁力发生器进行动载荷主动补偿的方法,并对设计的装置进行计算与实验验证,拟合得到其模型参数,其输出力矩-电流特性满足二次函数关系,实验与计算结果的平均误差为 6%,该装置能够满足设计要求;对装置动态特性进行了测试,发现在差动工作模式下力矩控制更加精确;建立了 CMG 仿真模型,验证使用前馈控制的方式可以抵消作用在轴承上的陀螺力矩,轴承载荷减小了 99%,同时飞轮转子的振动幅值减小了一个数量级。本文初步验证了动载荷主动补偿方法的有效性,后续将对此进行更深入的实验研究。

## 参 考 文 献

- [1] 邓瑞清, 虎刚, 王全武. 飞轮和控制力矩陀螺高速转子轴向干扰特性的研究[J]. 航天控制, 2009, 27(4): 32-36. (DENG Ruiqing, HU Gang, WANG Quanwu. Axial disturbance characteristics for high speed rotor of flywheel and CMG[J]. Aerospace Control, 2009, 27(4): 32-36.)
- [2] 冯健. 磁悬浮控制力矩陀螺关键技术研究[D]. 长沙: 国防科技大学, 2018. (FENG Jian. Study on key technologies of magnetically suspended control moment gyro[D]. Changsha: National University of Defense Technology. 2018)
- [3] 王舒雁, 吴芊, 杨磊, 等. 大承载低扰动六自由度磁卸载机构的设计[J]. 航天控制, 2023, 41(2): 81-87. (WANG Shuyan, WU Qian, YANG Lei, et al. Design of six-degree-of-freedom unloading mechanism with large load and low disturbance[J]. Aerospace Control, 2023, 41(2): 81-87.)
- [4] 汪勇, 戴兴建, 唐长亮. 大卸载力铠装永磁轴承设计分析[J]. 机械科学与技术, 2015, 34(6): 858-862. (WANG Yong, DAI Xingjian, TANG Changliang. Analysis and design of armoured PMBs with huge unloading force[J]. Mechanical Science and Technology for Aerospace Engineering, 2015, 34(6): 858-862.)
- [5] 刘凯, 陈冬郎, 曾理湛. 零刚度磁悬浮重力补偿器的分析与改进[J]. 微电机, 2021, 54(7): 5-10. (LIU

- Kai, CHEN Donglang, ZENG Lizhan. Analysis and improvement of zero stiffness magnetic levitation gravity compensator[J]. *Micromotors*, 2021, 54(7): 5-10. )
- [ 6 ] 李伟,崔俊宁,邹丽敏,等. 基于等效磁路法的电磁力发生器单磁路优化设计[J]. *振动与冲击*, 2023, 42(12): 309-316. (LI Wei, CUI Junning, ZOU Limin, et al. Single magnetic circuit optimization design of an electromagnetic force generator based on an equivalent magnetic circuit method[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2023, 42(12): 309-316. )
- [ 7 ] 傅百恒,王卫杰,王元钦,等. 高精度球面洛伦兹力磁轴承设计与分析[J]. *北京航空航天大学学报*, 2022, 48(11): 2222-2229. (FU Baiheng, WANG Weijie, WANG Yuanqin, et al. Design and analysis of high precision for spherical Lorentz force magnetic bearing[J]. *Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics*, 2022, 48(11): 2222-2229. )
- [ 8 ] 张舒月,刘芳,秦海玲,等. 非对称轴向磁悬浮轴承的结构设计和数值模拟[J]. *低温与超导*, 2020, 48(10): 12-17+35. (ZHANG Shuyue, LIU Fang, QIN Hailing, et al. Structure design and numerical simulation of axial active magnetic bearing with an asymmetric form[J]. *Cryogenics*, 2020, 48(10): 12-17+35. )
- [ 9 ] 吕奇超,吕东元,李延宝,等. 小型磁悬浮 CMG 高速转子动框架效应前馈补偿与实验[J]. *飞控与探测*, 2019, 2(1): 49-55. (LYU Qichao, LYU Dongyuan, LI Yanbao, et al. Feed-forward compensation and experiment research in moving gimbal effects on high speed rotor of small magnetically suspended CMG[J]. *Flight Control and Detection*, 2019, 2(1): 49-55. )