

文章编号 1004-924X(2013)01-0087-07

硅微陀螺仪正交耦合系数的计算及验证

姜劭栋, 裴安萍, 施 芹, 苏 岩*

(南京理工大学 机械工程学院, 江苏 南京 210094)

摘要: 硅微陀螺仪多采用微机械加工工艺制作, 其加工的相对精度较低, 从而易产生正交耦合误差, 影响陀螺仪的输出。为了优化设计硅微陀螺仪结构, 提高其性能, 本文建立了陀螺仪正交耦合系数的理论分析模型。首先, 利用能量方法推导陀螺仪驱动梁的面内刚度; 然后, 建立陀螺仪的刚度矩阵; 最后, 推导了正交耦合系数的理论计算公式。针对本课题组研制的双质量振动式硅微陀螺仪, 理论计算出其直接耦合系数为 4.74×10^{-5} , 二次耦合系数为 8.44×10^{-7} 。得到的陀螺仪的正交耦合系数为 4.75×10^{-5} , 与仿真值相差 8.7%。分析得到陀螺仪正交耦合系数的最大值为 2.18×10^{-4} , 与仿真值相差 7.9%。最后, 实验验证了计算结果的正确性。得到的结果表明, 建立的正交耦合系数理论分析模型可为硅微陀螺仪的结构优化设计提供理论依据和实际指导。

关键词: 硅微陀螺仪; 正交耦合系数; 直接耦合; 二次耦合

中图分类号: V241.5; U666.1 **文献标识码:** A **doi:** 10.3788/OPE.20132101.0087

Calculation and verification of quadrature coupling coefficients of silicon microgyroscope

JIANG Shao-dong, QIU An-ping, SHI Qin, SU Yan*

(School of Mechanical Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China)

* Corresponding author, E-mail: suyan@mail.njust.edu.cn

Abstract: Silicon microgyroscope is processed usually by microfabrication technology. It could lead to a quadrature coupling error and influence the output of the silicon microgyroscope for the lower relative accuracy from the fabrication processing. To optimize the structure of the silicon microgyroscope and enhance its performance, a theoretical model of quadrature coupling coefficients for the microgyroscope was established. Firstly, energy theorem was used to infer the in-plane stiffness of driving beam to set up the stiffness matrix of the microgyroscope. Then, the theoretical analysis model of quadrature coupling coefficients was established. According to a dual-mass vibrating silicon microgyroscope developed by our research group, the theoretical calculation shows that the direct coupling coefficient and the second-order coupling coefficient are 4.74×10^{-5} and 8.44×10^{-7} , respectively, and the quadrature coupling coefficient of the developed microgyroscope is 4.75×10^{-5} , 8.7% different from the simulation value. Meanwhile, the analysis indicates that the maximum value of quadrature coupling coefficient is 2.18×10^{-4} , 7.9% different from the simulation value. Finally, the calculating result is confirmed by an experiment test. It concludes that the theoretical model of quadrature coupling coefficients can provide the theory foundation and application direction for improving the properties of silicon microgyroscopes.

Key words: silicon microgyroscope; quadrature coupling coefficient; direct coupling; second-order coupling

收稿日期: 2012-10-12; 修订日期: 2012-11-29.

基金项目: 国家 863 高技术研究发展计划资助项目 (No. 2011AA040402)

1 引言

硅微陀螺仪是一种利用哥氏效应来测量物体转动角速率的惯性传感器。与传统的机械和光学陀螺仪相比,硅微陀螺仪具有体积小、质量轻、成本低、动态特性好等优点,在军事、民用领域有广泛的应用前景^[1-2]。硅微陀螺仪采用微机械加工工艺制作而成,与传统机械加工相比,微机械加工的相对精度较低,易产生加工误差。所以硅微陀螺仪存在支撑梁梁宽不等的现象,导致驱动运动耦合到检测方向上而影响陀螺仪的敏感输出^[3]。此误差信号与有用的哥氏信号相位相差 90° ,故称为正交耦合误差。由正交耦合误差引起的检测方向上的运动与驱动运动的比值称为正交耦合系数。由于硅微陀螺仪的检测信号相对于驱动信号十分微弱,所以正交耦合严重影响了陀螺仪的输出,抑制了陀螺仪性能的提高,因此分析正交耦合系数是十分必要的。

国内外研究人员对硅微陀螺仪的正交耦合误差已经出了一些研究。杨波分析了双框架硅微陀螺仪的正交误差,并给出了实验结果^[4]。许宜申等人在分析正交误差产生机理的基础上,提出了抑制和消除正交误差的方法^[5]。Phani 等人从频率响应和状态空间模型两方面入手,分析了硅微陀螺仪的正交耦合,并进行了一系列的仿真和实验^[6]。施芹等人建立了硅微陀螺仪机械耦合误差的分析模型,指出不等弹性是形成正交耦合误差的主要原因^[7]。但是在这些研究中均未建立陀螺仪结构参数以及加工误差与正交耦合系数的关系。本文针对课题组研制的双质量振动式硅微陀螺仪,运用能量方法推导了硅微陀螺仪正交耦合系数的理论公式,并对理论分析结果进行了仿真和实验验证。

2 硅微陀螺仪工作原理

双质量振动式硅微陀螺仪的结构如图 1 所示^[8],质量块通过检测梁、驱动梁以及支撑梁连接在锚点上。在驱动梳齿上施加驱动电压后,两质量块沿 x 轴相向振动,当有 z 轴方向的角速率输入时,两质量块在哥氏力的作用下沿 y 轴相向振动,其振动幅度正比于输入角速率。通过检测 y

轴方向振动的幅度,可以测得输入角速率。

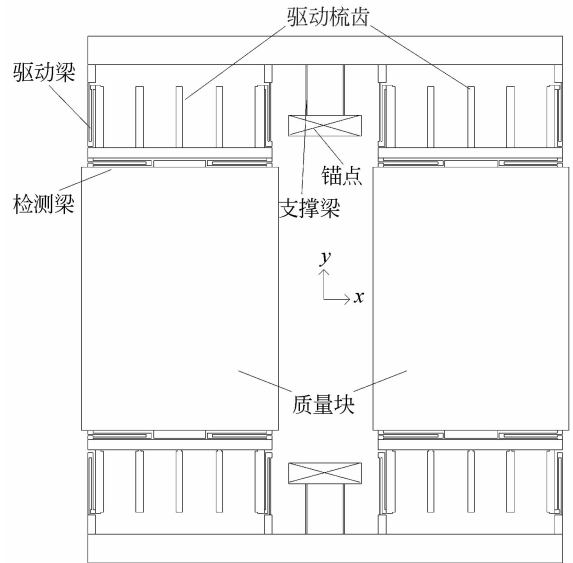


图 1 双质量振动式硅微陀螺仪结构示意图

Fig. 1 Schematic of dual-mass vibrating silicon microgyroscope

3 正交耦合系数的分析

3.1 驱动梁刚度的推导

硅微陀螺仪正交耦合系数分析是在建立陀螺仪刚度矩阵基础上进行的,而建立陀螺仪刚度矩阵首先需要推导出驱动梁平面内的 6 个刚度。下

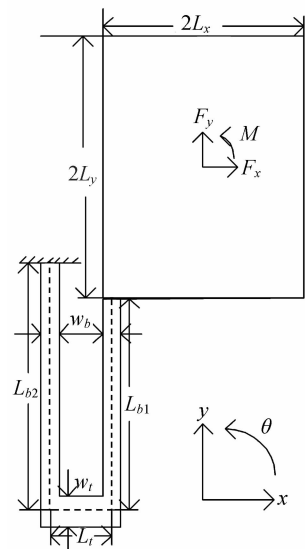


图 2 驱动梁结构参数示意图

Fig. 2 Schematic of driving beam

面利用能量方法对驱动梁的面内刚度进行推导。驱动梁结构参数如图 2 所示, L_{b1} 、 L_{b2} 、 L_t 分别为两长梁和短梁的长, ω_b 、 ω_i 分别为长梁和短梁的宽, b 为结构厚度方向的尺寸, 质量块在 x 和 y 方向的尺寸分别为 $2L_x$ 、 $2L_y$ 。在质量块的中心作用力 F_x 、 F_y 和力矩 \mathbf{M} , 则驱动梁上的弯矩 \mathbf{M}_i ($i=b_1, t$,

b_2) 为:

$$\mathbf{M}_{b1} = M - F_x(L_y + x) + F_y L_x, \quad (1)$$

$$\mathbf{M}_t = M - F_x(L_y + L_{b1}) + F_y(L_x + x), \quad (2)$$

$$\mathbf{M}_{b2} = M - F_x(L_y + L_{b1} - x) + F_y(L_x + L_t). \quad (3)$$

假设质量块沿 x 和 y 方向的位移以及转角分别为: δ_x 、 δ_y 、 δ_θ , 则根据能量方法有^[9]:

$$\delta_x = \int_0^{L_{b1}} \frac{\mathbf{M} b_1}{EI_b} \cdot \frac{\partial \mathbf{M}_{b1}}{\partial F_x} dx + \int_0^{L_t} \frac{\mathbf{M}_t}{EI_t} \cdot \frac{\partial \mathbf{M}_t}{\partial F_x} dx + \int_0^{L_{b2}} \frac{\mathbf{M}_{b2}}{EI_b} \cdot \frac{\partial \mathbf{M}_{b2}}{\partial F_x} dx, \quad (4)$$

$$\delta_y = \int_0^{L_{b1}} \frac{\mathbf{M} b_1}{EI_b} \cdot \frac{\partial \mathbf{M}_{b1}}{\partial F_y} dx + \int_0^{L_t} \frac{\mathbf{M}_t}{EI_t} \cdot \frac{\partial \mathbf{M}_t}{\partial F_y} dx + \int_0^{L_{b2}} \frac{\mathbf{M}_{b2}}{EI_b} \cdot \frac{\partial \mathbf{M}_{b2}}{\partial F_y} dx, \quad (5)$$

$$\delta_\theta = \int_0^{L_{b1}} \frac{\mathbf{M} b_1}{EI_b} \cdot \frac{\partial \mathbf{M}_{b1}}{\partial \mathbf{M}} dx + \int_0^{L_t} \frac{\mathbf{M}_t}{EI_t} \cdot \frac{\partial \mathbf{M}_t}{\partial \mathbf{M}} dx + \int_0^{L_{b2}} \frac{\mathbf{M}_{b2}}{EI_b} \cdot \frac{\partial \mathbf{M}_{b2}}{\partial \mathbf{M}} dx, \quad (6)$$

其中: $I_i = b\omega_i^3/12$ ($i=b, t$) 为驱动梁截面惯性矩。驱动梁面内刚度的求解边界条件以及求解公式如表 1 所示。 k_{xx} 为 x 轴方向的刚度, k_{yy} 为 y 轴方向的刚度, $k_{\theta\theta}$ 为绕 z 轴方向的刚度, k_{xy} 为 x 轴和 y 轴

之间的耦合刚度, $k_{x\theta}$ 为 x 轴和绕 z 轴之间的耦合刚度, $k_{y\theta}$ 为 y 轴和绕 z 轴之间的耦合刚度。

根据求解边界条件以及求解公式, 联立式(1)~(6), 得到的驱动梁面内刚度为:

$$k_{xx} = \frac{12EI_b}{L_{b1}^3 + L_{b2}^3}, \quad (7)$$

$$k_{yy} = \frac{EI_b(L_{b1}^4 + L_{b2}^4 + 4L_{b1}^3L_{b2} + 4L_{b1}L_{b2}^3 - 6L_{b1}^2L_{b2}^2)}{L_t^2L_{b1}L_{b2}(L_{b1}^3 + L_{b2}^3)}, \quad (8)$$

$$k_{\theta\theta} = EI_b \left\{ \frac{(L_{b1}^4 + L_{b2}^4 + 4L_{b1}^3L_{b2} + 4L_{b1}L_{b2}^3 - 6L_{b1}^2L_{b2}^2)L_x^2 + \frac{12}{L_{b1}^3 + L_{b2}^3}L_y^2}{L_t^2L_{b1}L_{b2}(L_{b1}^3 + L_{b2}^3)} + \frac{4L_xL_{b1}^3L_{b2} + 12L_yL_tL_{b1}^3 + L_{b2}L_t(L_{b2}^3 + 4L_{b1}^3)}{2L_{b1}^5L_t} \right\}, \quad (9)$$

$$k_{xy} = \frac{6EI_b(L_{b1} - L_{b2})}{L_t(L_{b1}^3 + L_{b2}^3)}, \quad (10)$$

$$k_{x\theta} = \frac{6EI_b}{L_{b1}^3 + L_{b2}^3} (2L_y + L_{b1} - \frac{(L_{b1} - L_{b2})L_x}{L_t}), \quad (11)$$

$$k_{y\theta} = \frac{-EI_b \{ (L_{b1}^4 + L_{b2}^4 + 4L_{b1}^3L_{b2} + 4L_{b1}L_{b2}^3 - 6L_{b1}^2L_{b2}^2)L_x + L_tL_{b2}(L_{b2}^3 + 3L_{b1}^2L_{b2} - 2L_{b1}^3) \}}{L_t^2L_{b1}L_{b2}(L_{b1}^3 + L_{b2}^3)}. \quad (12)$$

表 1 驱动梁面内刚度的求解边界条件以及求解公式

Tab. 1 Boundary conditions and formulas of in-plane stiffness of driving beam

刚度	边界条件	求解公式
k_{xx}	$\delta_y = 0, \delta_\theta = 0$	$k_{xx} = F_x / \delta_x$
k_{yy}	$\delta_x = 0, \delta_\theta = 0$	$k_{yy} = F_y / \delta_y$
$k_{\theta\theta}$	$\delta_x = 0, \delta_y = 0$	$k_{\theta\theta} = \mathbf{M} / \delta_\theta$
k_{xy}	$\delta_x = 0, \delta_\theta = 0$	$k_{xy} = F_x / \delta_y$
$k_{x\theta}$	$\delta_x = 0, \delta_y = 0$	$k_{x\theta} = F_x / \delta_\theta$
$k_{y\theta}$	$\delta_x = 0, \delta_y = 0$	$k_{y\theta} = F_y / \delta_\theta$

3.2 陀螺仪刚度矩阵的建立

硅微陀螺仪驱动运动的结构如图 3 所示, 图中 Δ_i ($i=1, 2, 3, 4$) 为驱动梁梁宽的相对误差。这里认为同一驱动梁上两长梁的梁宽相等, 而不同驱动梁的梁宽存在加工误差^[10]。从驱动梁的刚度公式可以看出, 其刚度均与 ω_0^3 成正比。当梁宽存在相对误差 Δ 时, 忽略高阶小量 Δ^2 、 Δ^3 后, 刚度变化了 3Δ 。所以陀螺仪的刚度矩阵可表示为:

$$\mathbf{K} = 3 \begin{bmatrix} \left(\frac{4}{3} + \Delta_1 + \Delta_2 + \Delta_3 + \Delta_4\right)k_{xx} & (\Delta_1 + \Delta_3 - \Delta_2 - \Delta_4)k_{xy} & (\Delta_1 + \Delta_2 - \Delta_3 - \Delta_4)k_{x\theta} \\ (\Delta_1 + \Delta_3 - \Delta_2 - \Delta_4)k_{xy} & \left(\frac{4}{3} + \Delta_1 + \Delta_2 + \Delta_3 + \Delta_4\right)k_{yy} & (\Delta_1 + \Delta_4 - \Delta_2 - \Delta_3)k_{y\theta} \\ (\Delta_1 + \Delta_2 - \Delta_3 - \Delta_4)k_{x\theta} & (\Delta_1 + \Delta_4 - \Delta_2 - \Delta_3)k_{y\theta} & \left(\frac{4}{3} + \Delta_1 + \Delta_2 + \Delta_3 + \Delta_4\right)k_{\theta\theta} \end{bmatrix}. \quad (13)$$

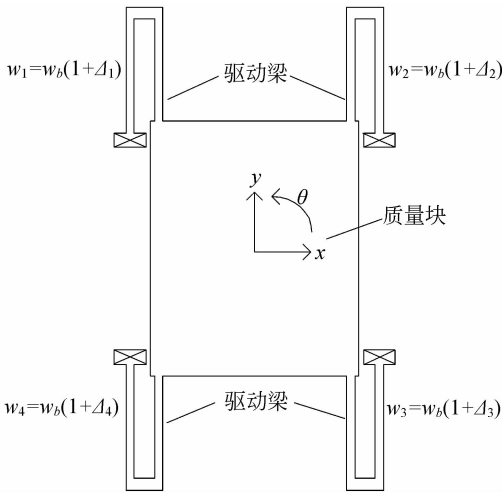


图 3 硅微陀螺仪驱动运动的结构示意图

Fig. 3 Schematic of driving motion of silicon micro-gyroscope

3.3 正交耦合系数的计算

从陀螺仪的刚度矩阵可以看出,理想状态下无加工误差时,刚度矩阵非对角元素全部为 0,此时陀螺仪不存在正交耦合。当有加工误差时,刚度矩阵非对角元素不能全部为 0,所以陀螺仪存在正交耦合。陀螺仪的驱动运动可以通过两种方式耦合到检测方向上,即直接耦合和二次耦合。所以正交耦合系数可写为:

$$\alpha = \alpha_d + \alpha_s, \quad (14)$$

式中: α_d 为直接耦合系数, α_s 为二次耦合系数。

3.3.1 直接耦合

直接耦合是驱动运动通过耦合刚度 k_{xy} 直接耦合到检测方向,直接耦合系数的公式为:

$$\alpha_d = \frac{(\Delta_1 + \Delta_3 - \Delta_2 - \Delta_4)k_{xy}}{\left(\frac{4}{3} + \Delta_1 + \Delta_2 + \Delta_3 + \Delta_4\right)k_{yy}}. \quad (15)$$

结合式(10)可以看出,当 $L_{b1} = L_{b2}$ 时, $k_{xy} = 0$, 可完全消除直接耦合。硅微陀螺仪驱动梁的设计尺寸如表 2 所示,利用数字显微镜对采用新工艺加工的陀螺仪结构尺寸进行测量。根据测量结果(如

图 4),认为驱动梁梁宽的最大加工误差为 $0.1 \mu\text{m}$,即相对误差为 0.625% ,忽略其余尺寸的误差。

表 2 硅微陀螺仪驱动梁设计尺寸

Tab. 2 Design dimensions of driving beam of silicon microgyroscope

变量名	L_{b1}	L_{b2}	w_b	L_t	w_t	b
尺寸/ μm	529	589	16	36	50	80

假设四根驱动梁中只有 1 根存在加工误差,即 $\Delta_1 = 0.625\%$, $\Delta_2 = \Delta_3 = \Delta_4 = 0$,根据式(8)和(10),并将驱动梁尺寸代入,得到直接耦合系数 $\alpha_d = 4.74 \times 10^{-5}$ 。

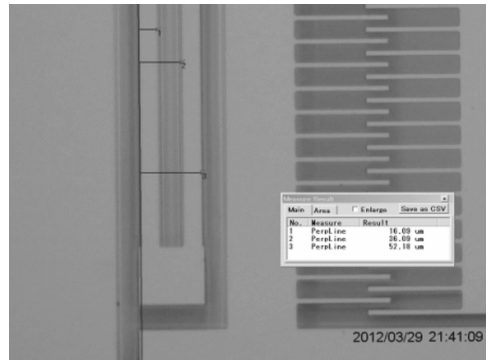


图 4 驱动梁尺寸测量结果

Fig. 4 Dimension measurement results of driving beam

3.3.2 二次耦合

当 $L_{b1} = L_{b2}$ 时,因为还有二次耦合的存在,并不能完全消除正交耦合。二次耦合是驱动运动,其首先通过耦合刚度 $k_{x\theta}$ 耦合到转动方向 θ 上,再通过耦合刚度 $k_{y\theta}$ 耦合到检测方向上,二次耦合系数的公式为:

$$\alpha_s = \frac{(\Delta_1 + \Delta_2 - \Delta_3 - \Delta_4)(\Delta_1 + \Delta_4 - \Delta_2 - \Delta_3)k_{x\theta}k_{y\theta}}{\left(\frac{4}{3} + \Delta_1 + \Delta_2 + \Delta_3 + \Delta_4\right)^2 k_{yy}k_{\theta\theta}}. \quad (16)$$

4 根驱动梁中只有 1 根存在加工误差时,根据

式(8)、(9)、(11)、(12),得到二次耦合系数 $\alpha_s = 8.44 \times 10^{-7}$ 。所以正交耦合系数 $\alpha = 4.75 \times 10^{-5}$ 。

加工误差影响最大的情况为,对角线上的两驱动梁梁宽增大(或减小),另一对角线上的两驱动梁梁宽减小(或增大)^[10]。所以当 $\Delta_1 = \Delta_3 = 0.625\%$, $\Delta_2 = \Delta_4 = -0.625\%$ 时,正交耦合系数 α 取得最大值。联立式(7)~(16),得正交耦合系数的最大值 $\alpha_{\max} = 2.18 \times 10^{-4}$ 。

4 正交耦合系数的仿真分析

利用有限元分析软件对硅微陀螺仪的单质量块驱动运动进行仿真,以验证正交耦合系数的理论计算结果是否准确。陀螺仪4根驱动梁中有1根的梁宽为 $16.1 \mu\text{m}$,其余3根的梁宽为 $16 \mu\text{m}$,采用8节点的六面体单元进行网格划分,离散后的模型如图5所示。

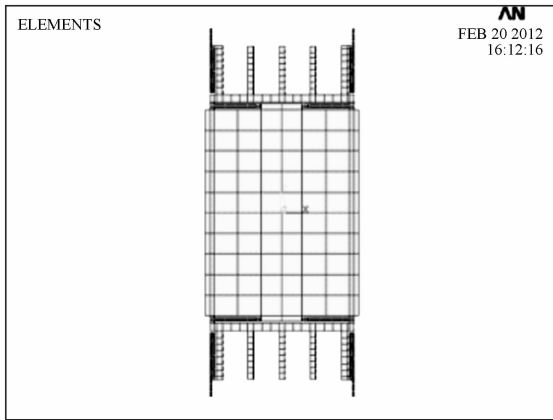


图5 离散后的硅微陀螺仪模型

Fig. 5 Meshed model of silicon microgyroscope

约束4根驱动梁端面的全部自由度,并令质量块沿 x 轴方向有 $1 \mu\text{m}$ 的位移。提取质量块中心处沿 y 轴方向的位移为 $4.37 \times 10^{-5} \mu\text{m}$,则正交耦合系数为 4.37×10^{-5} 。理论计算结果为 4.75×10^{-5} ,与仿真值相差 8.7% 。

当陀螺仪同一对角线上驱动梁梁宽为 $16.1 \mu\text{m}$,另一对角线上梁宽为 $15.9 \mu\text{m}$ 时,同样令质量块沿 x 轴方向有 $1 \mu\text{m}$ 的位移。提取质量块中心处沿 y 轴方向的位移为 $2.02 \times 10^{-4} \mu\text{m}$,所以最大正交耦合系数的仿真值为 2.02×10^{-4} 。其理论值为 2.18×10^{-4} ,两者相差 7.9% 。

上述两组理论计算结果与仿真结果对比,其误

差都在可接受范围内,说明运用能量方法对正交耦合系数建模是可行的。

5 正交耦合系数的实验分析

硅微陀螺仪的驱动模态工作在闭环状态,在无角速率输入时,通过C/V转换电路读取陀螺仪的两路敏感输出 U_L 和 U_R ,这就是陀螺仪的正交耦合误差信号。然后根据式(17)^[11],可得到质量块在检测方向的位移 y_L 和 y_R ,再除以驱动位移 x ,即可得到正交耦合误差 α_L 和 α_R 。

$$y_{L/R} = \frac{U_{L/R}}{\epsilon A_s R_s N_s V_s \omega_d \left(\frac{1}{g_1^2} - \frac{1}{g_2^2} \right)}, \quad (17)$$

其中: ϵ 为介电常数, A_s 为检测梳齿的重叠面积, R_s 为检测电阻阻值, N_s 为检测梳齿的个数, V_s 为检测偏置电压, ω_d 为驱动频率, g_1 和 g_2 为检测梳齿间距。



图6 陀螺仪实验环境

Fig. 6 Experimental environment of silicon microgyroscope

取课题组研制的5只陀螺仪进行试验,将陀螺仪置于静止的速率转台上,实验环境如图6所示,

得到的实验结果如表 3 所示。从表 3 中可以看出,实验得到的正交耦合系数均小于理论计算得到的最大正交耦合系数,通过实验验证了正交耦合系数的理论模型。

表 3 正交耦合系数实验结果

Tab. 3 Experimental results of quadrature coupling coefficients

	陀螺仪标号				
	621	623	626	627	630
U_L/mV	4.23	4.46	4.54	7.61	6.33
U_R/mV	7.57	6.72	8.10	4.50	5.66
$y_L/\times 10^{-4} \mu\text{m}$	1.46	1.49	1.51	2.54	2.11
$y_R/\times 10^{-4} \mu\text{m}$	2.52	2.24	2.70	1.50	1.88
$x/\mu\text{m}$	1.35	1.35	1.35	1.35	1.35
$\alpha_L/\times 10^{-4}$	1.08	1.10	1.12	1.88	1.56
$\alpha_R/\times 10^{-4}$	1.87	1.66	2.00	1.11	1.39

参考文献:

- [1] 施芹, 苏岩, 袁安萍, 等. MEMS 陀螺仪器件级真空封装技术[J]. 光学精密工程, 2009, 17(8): 1987-1992.
- SHI Q, SU Y, QIU A P, *et al.*. Device level vacuum packaging technologies of MEMS gyroscopes [J]. *Opt. Precision Eng.*, 2009, 17(8): 1987-1992. (in Chinese)
- [2] 李建利, 房建成, 盛蔚, 等. 双质量块调谐输出式硅 MEMS 陀螺仪的理论计算及仿真[J]. 光学精密工程, 2008, 16(3): 484-491.
- LI J L, FANG J CH, SHENG W, *et al.*. Calculation and simulation of silicon MEMS gyroscope with dual-mass resonant output [J]. *Opt. Precision Eng.*, 2008, 16(3): 484-491. (in Chinese)
- [3] WEINBERG M S, KOUREPENIS A. Error sources in in-plane silicon tuning-fork MEMS gyroscopes [J]. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 15(3), 2006: 479-491.
- [4] 杨波, 周百令. 硅微陀螺仪的正交误差分析[J]. 中国机械工程, 2007, 18(10): 1182-1185.
- YANG B, ZHOU B L. Analysis of quadrature error of silicon micromachined gyroscope [J]. *Chinese Journal of Mechanical Engineering*, 2007, 18

6 结 论

本文利用能量方法推导陀螺仪驱动梁的面内刚度,建立了陀螺仪的刚度矩阵,并给出了正交耦合系数的计算公式。陀螺仪的 4 根驱动梁中只有 1 根存在加工误差时,理论计算陀螺仪的直接耦合系数为 4.74×10^{-5} ,二次耦合系数为 8.44×10^{-7} 。所以陀螺仪的正交耦合系数为 4.75×10^{-5} ,与仿真值相差 8.7%。分析得到陀螺仪正交耦合系数的最大值为 2.18×10^{-4} ,与仿真值相差 7.9%,最后通过实验验证了计算结果的正确性。根据式(10)可以看出,设计陀螺仪驱动梁结构时,应使两根长梁的梁长相等。这样直接耦合系数为 0,从而大大降低加工误差对陀螺仪输出的影响。硅微陀螺仪正交耦合系数理论分析模型的建立,将为硅微陀螺仪的结构优化设计提供实际指导和理论依据,对提高硅微陀螺仪的性能具有重大意义。

(10): 1182-1185. (in Chinese)

- [5] 许宜申, 王寿荣, 吉训生, 等. 微机械振动陀螺仪正交误差分析 [J]. 仪器仪表学报, 2006, 27(6): 105-107.
- XU Y SH, WANG SH R, JI X SH, *et al.*. Analysis on quadrature error of micromachined vibratory gyroscope [J]. *Chinese Journal of Scientific Instrument*, 2006, 27(6): 105-107. (in Chinese)
- [6] PHANI A S, SESHIA A A, PALANIAPAN M, *et al.*. Modal coupling in micromechanical vibratory rate gyroscopes [J]. *IEEE Sensors Journal*, 2006, 6(5): 1144-1152.
- [7] 施芹, 袁安萍, 苏岩, 等. 硅微陀螺仪的机械耦合误差分析 [J]. 光学精密工程, 2008, 16(5): 893-898.
- SHI Q, QIU A P, SU Y, *et al.*. Mechanical coupling error of silicon microgyroscope [J]. *Opt. Precision Eng.*, 2008, 16(5): 893-898. (in Chinese)
- [8] 袁安萍, 施芹, 苏岩, 等. 双质量振动式硅微陀螺仪: 中国, ZL200710133223.5 [P]. 2008-03-05.
- QIU A P, SHI Q, SU Y, *et al.*. Dual-mass vibrating silicon microgyroscope: China, ZL200710133223.5 [P]. 2008-03-05. (in Chinese)
- [9] 刘鸿文. 材料力学 II (第 4 版) [M]. 北京: 高等教育出版社, 2004: 28-59.

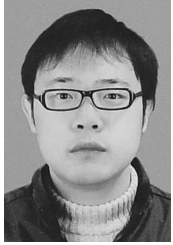
LIU H W. *Mechanics of Materials II* (Fourth Edition) [M]. Beijing: Higher Education Press, 2004: 28-59. (in Chinese)

- [10] IYER S V. *Modeling and simulation of non-idealities in a z-axis CMOS-MEMS gyroscope* [D]. Pittsburgh: Carnegie Mellon University, 2003.

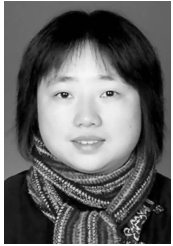
- [12] 李锦明. 高信噪比电容式微机械陀螺的研究[D]. 太原: 中北大学, 2005.

LI J M. *Research on High Signal-noise Ratio of Capacitive Micromechanical Gyroscope* [D]. Taiyuan: North University of China, 2005. (in Chinese)

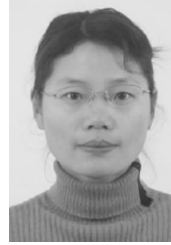
作者简介:



姜劲栋(1986—), 男, 山东淄博人, 博士研究生, 2009 年于南京理工大学获得学士学位, 主要从事 MEMS 惯性传感技术方面的研究。E-mail: shdjiang_njust@163.com



袁安萍(1971—), 女, 浙江宁波人, 教授, 博士生导师, 1998 年、2001 年于东南大学分别获得硕士、博士学位, 主要从事 MEMS 惯性技术方面的研究。E-mail: apqiu@mail.njust.edu.cn



施 芹(1977—), 女, 江苏东台人, 博士, 副研究员, 2003 年、2006 年于东南大学分别获得硕士、博士学位, 主要从事 MEMS 惯性技术方面的研究。E-mail: sqinhy@mail.njust.edu.cn

导师简介:



苏 岩(1967—), 男, 江苏苏州人, 教授, 博士生导师, 1996 年、2001 年于东南大学分别获得硕士、博士学位, 主要从事 MEMS 传感技术方面的研究。E-mail: suyan@mail.njust.edu.cn

(版权所有 未经许可 不得转载)