

文章编号 1004-924X(2013)08-2087-08

脉冲密度反馈对力平衡微机械陀螺的影响

杨亮, 苏岩*, 裘安萍, 夏国明

(南京理工大学机械工程学院, 江苏南京 210094)

摘要:通过研究脉冲密度反馈力对微机械陀螺性能的影响,设计了基于机电结合 $\Sigma\Delta$ 调制器原理的微机械陀螺检测闭环电路。首先,根据微机械陀螺敏感模态的等效形式,分析得出脉冲密度反馈力对敏感模态的影响机理可以分为负刚度效应和增益效应两部分,且负刚度效应与输入角速度无关。然后,根据闭环检测理论建立了角速度和反馈脉冲密度之间的关系、量程与反馈脉冲高电平之间的关系。最后,利用量程设计指标和实际微机械陀螺参数,理论计算了所需的反馈脉冲高电平,并在 Simulink 中进行了仿真。仿真结果表明,所选参数满足了设计指标,且在正交误差等效输入角速度为0、30和50($^{\circ}$)/s 3种情况下,仿真得到平均脉冲密度和角速度之间的非线性分别为 3.6×10^{-6} 、3.07%和5.12%。对正交误差等效输入角速度分别为30.4($^{\circ}$)/s和47.3($^{\circ}$)/s的I号陀螺和II号陀螺进行实验,结果表明,脉冲密度反馈力对负刚度的影响不随脉冲密度的变化而变化;得到的平均脉冲密度和角速度之间的非线性分别为2.9%和4.8%,实验与仿真结果符合得到较好。

关键词:微机械陀螺; sigma delta 调制器; 脉冲密度; 检测闭环电路

中图分类号: U666.1; TP212.12 **文献标识码:** A **doi:** 10.3788/OPE.20132108.2087

Effect of pulse density feedback on force balance micro-machined gyroscope

YANG Liang, SU Yan*, QIU An-ping, XIA Guo-ming

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

* Corresponding author, E-mail: suyuan@mail.njust.edu.com

Abstract: The effect of Pulse Density Force Feedback (PDFF) on the performance of a micro-machined gyroscope was investigated and a closed-loop circuit for the micro-machined gyroscope was designed based on a mechanical and electrical $\Sigma\Delta$ modulator. Firstly, from the equivalent forms of a sense mode for the micro-machined gyroscope, the effect principle of PDFF on the performance of sense mode was analyzed and it was divided into two parts: negative stiffness and gain effects. The analysis shows that the negative stiffness is independent on the input of angular rate. Then, the relationship between pulse density and input angular rate, and that between input range and high level feedback pulse were built based on the theory of closed-loop detection. Finally, the circuit parameters were calculated by using the range design index and the actual parameters of gyroscope, then these parameters

收稿日期:2013-05-07;修订日期:2013-06-18.

基金项目:国防预研基金资助项目(No. 9140A09011011BQ02)

were simulated in Simulink. Simulation result shows that the parameters satisfy the design objective, and the nonlinearities between average pulse density and angular rate are 3.6×10^{-6} , 3.07% and 5.12%, respectively, when the quadrature error equivalent input angular rates are $0(^{\circ})/s$, $30(^{\circ})/s$ and $50(^{\circ})/s$. Two gyro sample I and II with the quadrature error equivalent input angular rates of $30.4(^{\circ})/s$ and $47.3(^{\circ})/s$ were tested, and the experiment results show that the effect of PDFF on the negative stiffness doesn't change with the pulse density; and the nonlinearities between the average pulse density and angular velocity are 2.9% and 4.8%, respectively. The experimental and simulation results get a better match.

Key words: micro-machined gyroscope; sigma delta modulator; pulse density; sense closed-loop circuit

1 引言

微机械陀螺仪是一种重要的惯性传感器。因具有体积小、功耗低、成本低、可批量生产等优点,在航空航天、消费电子、通信、汽车等领域得到了越来越多的应用^[1]。

传统的微机械陀螺多采用开环检测的方式,这种检测方式具有结构简单易于实现的特点,但同时也存在着信噪比低、动态性能差、量程小等缺点^[2],限制了微机械陀螺仪性能的进一步提高。而闭环检测可以避免开环检测的这些缺点,是提高微机械陀螺仪性能的有效方法,因此成为目前研究的热点。

微机械陀螺闭环检测的方法有多种,但其反馈电压信号主要有 2 种:正弦波和脉冲密度。其中正弦波主要用在解调调制力反馈闭环和自动增益控制力反馈闭环原理中^[3-4],脉冲密度则主要用在机电结合 $\Sigma\Delta$ 力反馈闭环原理中^[5]。相比于其他两种原理的检测闭环,机电结合 $\Sigma\Delta$ 力反馈闭环具有能够直接输出数字信号、抑制环路噪声并提供较高信噪比的能力^[2],因而受到了越来越多的关注。

近些年来,国外在微机械陀螺机电结合 $\Sigma\Delta$ 力反馈闭环上已进行了多年研究,并取得了较多的应用^[6-8],而国内在这方面的研究还处于起步阶段^[2]。

虽然有很多的研究机构对 $\Sigma\Delta$ 技术在力反馈微机械陀螺仪上的应用进行了研究,但是其反馈电压为脉冲密度信号,对微机械陀螺敏感模式的影响机理并没有见到报道。而此影响机理又对设计微机械陀螺仪检测闭环有着非常重要的影响,所以本文对脉冲密度反馈对微机械陀螺敏感模式

的影响机理进行分析,并根据分析得到的结果进行了脉冲密度反馈参数选择的优化。

2 微机械陀螺的工作原理

双质量线振动式微机械陀螺仪结构如图 1 所示,由可动激励梳齿、固定激励梳齿、可动检测梳齿、固定检测梳齿、力反馈梳齿、支承梁以及基座等组成,可动部分结构又通过基座固定在玻璃衬底上。固定激励梳齿和固定检测梳齿也固定在玻璃衬底上^[9]。在固定激励梳齿上加载带直流偏置的交流电压,使检测质量沿 x 方向即驱动模态方向作一定规律的往复振动,从而产生角速度传感器所需要的驱动力。当角速度传感器有绕 z 轴的输入时,检测质量在 y 方向即敏感模态方向会受到哥氏力的作用,使可动检测梳齿与固定检测梳齿之间产生相对运动,形成差动检测电容,电路检测到该检测电容发生变化时产生一定的反馈电压作用于力反馈梳齿并产生静电力,以抵消哥氏力的作用。在理想条件下,敏感模态检测电容在闭环的控制下保持不变,反馈电压与输入角速度成正比。

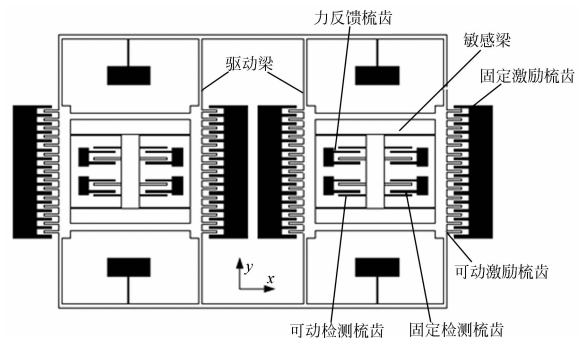


图 1 微机械陀螺结构示意图

Fig. 1 Block diagram of micro-gyroscope structure

闭环检测的微机械陀螺运动情况可用式(1)和式(2)表示。

$$x = A_x \sin(\omega_d t), \quad (1)$$

$$m_y \ddot{y} + c_y \dot{y} + k_y y = (F_e - F_q) - 2m_y \Omega_z \dot{x}, \quad (2)$$

其中: x 为驱动模式的振动位移, A_x 为驱动模式振动位移的幅值, ω_d 为驱动频率, y 为驱动模式的振动位移, m_y 为敏感模式的等效质量, c_y 为敏感模式方向的阻尼力系数, k_y 为敏感模式方向的刚度系数, F_e 为静电反馈力, F_q 为正交误差力, Ω_z 为 z 轴方向输入的角速度。

3 脉冲密度力反馈的工作机理

由图 1 所示微机械陀螺结构示意图可知,微机械陀螺的敏感模式可以等效为两对差分电容(如图 2 所示),其中电极 S_1 和 S_2 与质量块构成一对差分检测电容;电极 A_1 和 A_2 与质量块构成一对反馈施力电极,即构成了力发生器。

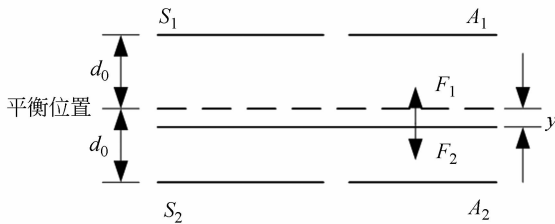


图 2 敏感模式等效结构示意图

Fig. 2 Block diagram of sense-mode equivalent structure

图 2 中, d_0 为质量块处于平衡位置时与上下电极板之间的距离; y 为质量块相对于平衡位置的位移变化,即敏感模式的位移; F_1 和 F_2 分别为 A_1 和 A_2 电极所产生的静电吸引力。在机电结合 $\Sigma\Delta$ 检测闭环中, A_1 和 A_2 电极上的反馈电压为脉冲密度信号,其低电平为零、高电平为固定的非零电平 V_h ,且 A_1 和 A_2 电极上的反馈电压相位总是相差 180° ,如图 3 所示。

当 A_1 为高电平, A_2 为低电平时,称之为状态 I,此时产生的静电力为:

$$F_e = F_1 = \frac{n_f \epsilon A V_h^2}{2(d_0 + y)^2}. \quad (3)$$

当 A_1 为低电平, A_2 为高电平时,称之为状态 II,此时产生的静电力为:

$$F_e = F_2 = \frac{n_f \epsilon A V_h^2}{2(d_0 - y)^2}. \quad (4)$$

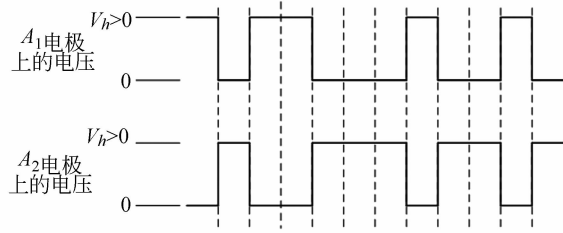


图 3 A_1 和 A_2 电极上的电压示意图

Fig. 3 Block diagram of voltage on A_1 and A_2 electrodes

因脉冲信号的频率远远高于陀螺敏感模式的固有频率,在关心的频率范围内,可以用两种静电力出现的密度来描述反馈力,其密度定义为:

$$a_I = \frac{t_1}{t_1 + t_2}, \quad (5)$$

$$a_{II} = \frac{t_2}{t_1 + t_2}, \quad (6)$$

其中: t_1 和 t_2 分别为状态 I 和状态 II 所出现的时间, a_I 和 a_{II} 分别为状态 I 和状态 II 的密度。

从上两式可以看出, $a_I + a_{II} = 1$ 恒成立,且满足: $0 \leq a_I, a_{II} \leq 1$ 。定义 $a_I = a_{II} = 0.5$ 的状态为密度平衡点,假设某时刻反馈脉冲密度相对于密度平衡点的变化量为 a ,那么若将 a_I 用 $(0.5 + a)$ 来表示,则 a_{II} 可用 $(0.5 - a)$ 表示,其中 $-0.5 \leq a \leq 0.5$ 。由此可得到用 a 所描述的静电力 F_e 为:

$$F_e = F_1 - F_2 = \frac{1}{2} n_f \epsilon A V_h^2 \left[\frac{0.5 + a}{(d_0 + y)^2} - \frac{0.5 - a}{(d_0 - y)^2} \right] = - \frac{\epsilon n_f A V_h^2}{d_0^3 (1 - (\frac{y}{d_0})^2)^2} y + \frac{(1 + (\frac{y}{d_0})^2)}{(1 - (\frac{y}{d_0})^2)^2} \frac{\epsilon n_f A V_h^2}{d_0^2} a, \quad (7)$$

其中: ϵ 为介电常数, n_f 为反馈施力电极的对数, A 为电极 A_1 和 A_2 与质量块相重叠的面积。

当微机械陀螺仪的敏感模式处于闭环工作状态时,质量块被控制在平衡位置附近,有 $|y/d_0| \ll 1$,此时式(7)可以简化为:

$$F_e = k_e y + K_{\text{fr}} a, \quad (8)$$

其中:

$$k_e = \frac{\partial F_e}{\partial y} = - \frac{\epsilon n_f A V_h^2}{d_0^3}, \quad (9)$$

$$K_{\text{fr}} = \frac{\partial F_e}{\partial a} = \frac{\epsilon n_f A V_h^2}{d_0^2}. \quad (10)$$

由式(8)可知,作用在敏感质量上的静电力 F_e 对系统的影响体现在两个方面,一方面在敏感

模态方向产生了静电负刚度 k_e ; 另一方面提供了反馈增益 K_{cf} 。

由式(9)和式(10)可以看出, k_e 和 K_{cf} 只与结构参数和反馈脉冲的高电平 V_h 有关。一旦 V_h 确定, k_e 和 K_{cf} 值不会随脉冲密度的变化而变化, 即与输入角速度无关。而正弦波反馈时的静电负刚度 k_{csin} 和反馈增益 $K_{\text{cf sin}}$ 公式为^[10-11]:

$$k_{\text{csin}} = -\frac{\epsilon n_f A (V_{\text{ref}}^2 + V_{\text{out}}^2)}{d_0^3}, \quad (11)$$

$$K_{\text{cf sin}} = \frac{\epsilon n_f A V_{\text{ref}}}{d_0^2}, \quad (12)$$

其中: V_{ref} 为施加在力反馈电极上的预载电压, V_{out} 为反馈的正弦波幅值。由式(11)和式(12)可知, 采用正弦波反馈时, 敏感模态负刚度会随反馈电压的变化而变化, 而反馈电压随角速度的变化而改变, 从而使闭环在大转速时面临失稳的可能。相比正弦波力反馈, 脉冲密度力反馈可避免量程范围内静电负刚度发生变化, 因而提高了检测闭环的稳定性。

4 脉冲密度反馈对微机械陀螺性能的影响

4.1 脉冲密度反馈力对闭环标度因子的影响

因闭环检测的目的是当有角速度 Ω_z 输入时, 产生静电反馈力以抵消哥氏力和正交误差力, 达到保持质量块在敏感模态方向上的振动位移为零的目的, 即检测闭环正常工作时, 式(2)的右边应恒等于 0, 即:

$$F_e - F_q - 2m_y \Omega_z \dot{x} = 0, \quad (13)$$

由式(8)的分析可知, 在脉冲密度反馈静电力 F_e 中, 能够产生静电力的只有反馈增益部分, 所以由式(13)可得:

$$K_{\text{cf}} a = 2m_y \Omega_z \dot{x} + F_q, \quad (14)$$

由式(14)可得, 闭环系统的标度因子为:

$$K_B = \frac{\partial a}{\partial \Omega_z} = \frac{2m_y \omega_d A_x d_0^2}{\epsilon n_f A V_h^2}, \quad (15)$$

由上式可知, 闭环系统标度因子 K_B 与 m_y 、 ω_d 、 A_x 和 d_0^2 为正比例关系, 而与 n_f 、 A 和 V_h^2 为反比例关系, 且与正交误差的大小无关。对于现有陀螺敏感结构来说, 闭环系统标度因子可通过 A_x 和 V_h 2 个参数进行调节。

4.2 脉冲密度反馈对量程的影响

表征脉冲密度的参数 a 取值范围为 $[-0.5, 0.5]$, 即:

$$|a|_{\text{max}} = 0.5, \quad (16)$$

因为正交误差力与哥氏力为同频正弦信号, 且两者相位相差 90° , 所以有:

$$\frac{1}{2} K_{\text{cf}} = ||F_\Omega| \sin \omega t + |F_q| \cos \omega t| = \sqrt{|F_\Omega|^2 + |F_q|^2} \geq |F_\Omega|, \quad (17)$$

其中: $|A|$ 表示求取正弦信号的幅值, ω 为两信号的频率。从上式可以看出, 正交误差力的存在限制了陀螺仪的量程, 正交误差越大, 陀螺仪的量程受限也越大。在理想情况下, 正交误差为 0, 此时所允许输入的最大角速度为:

$$|\Omega_z|_{\text{max}} = \frac{\epsilon n_f A V_h^2}{2m_y \omega_d A_x d_0^2} |a|_{\text{max}} = \frac{\epsilon n_f A V_h^2}{4m_y \omega_d A_x d_0^2}. \quad (18)$$

由式(18)可知, 微机械陀螺仪的量程与 n_f 、 A 和 V_h^2 成正比例关系, 与 m_y 、 ω_d 、 A_x 和 d_0^2 成反比例关系。同样, 对于现有陀螺敏感结构来说, 量程可通过 A_x 和 V_h 2 个参数进行调节, 即通过提高反馈脉冲高电平的幅度或降低驱动模态位移 x_x 的幅度来实现。由此可知, 相同的敏感结构, 通过改变电路参数, 即可实现不同量程的微机械陀螺, 从而满足不同的应用需求。

4.3 脉冲密度反馈参数优化

量程是微机械陀螺的关键性能指标之一。下面结合在 3.2 节中讨论的脉冲密度反馈对量程的影响机理, 在量程指定的情况下, 对脉冲的高电平进行优化。

由式(18)可知, V_h 和 A_x 的选择必须满足:

$$\frac{\epsilon n_f A V_h^2}{4m_y \omega_d A_x d_0^2} \geq |\Omega_z|_{\text{max}}, \quad (19)$$

由式(19)可以得到:

$$\frac{V_h^2}{A_x} \geq \frac{4m_y \omega_d d_0^2}{\epsilon n_f A} |\Omega_z|_{\text{max}}. \quad (20)$$

从式(20)可以看出, 当微机械陀螺的结构参数和量程指标确定后, V_h^2/A_x 的最小值也就明确了。结合结构和电路特点, 即可合理设计 V_h 和 A_x 值, 满足设计目标。

5 仿 真

为了验证设计的正确性, 在 simulink 中构建了基于机电结合 $\Sigma\Delta$ 调制器原理的检测闭环, 仿

真分析验证前述的理论分析。仿真所需的敏感结构参数见表 1,仿真框图如图 4 所示。利用 sigma delta 设计工具箱^[12],计算得到了环路滤波器所需的电路参数。

表 1 微机械陀螺敏感模式的机械参数

Tab.1 Mechanical parameters of micro-gyroscope sense mode

| 参数 | m_y/kg | $\omega_d/(\text{rad} \cdot \text{s}^{-1})$ | $d_0/\mu\text{m}$ | n_f | $A/\mu\text{m}^2$ |
|----|------------------------|---------------------------------------------|-------------------|-------|-------------------|
| 值 | 9.361×10^{-7} | 22 608 | 6 | 64 | 24 000 |

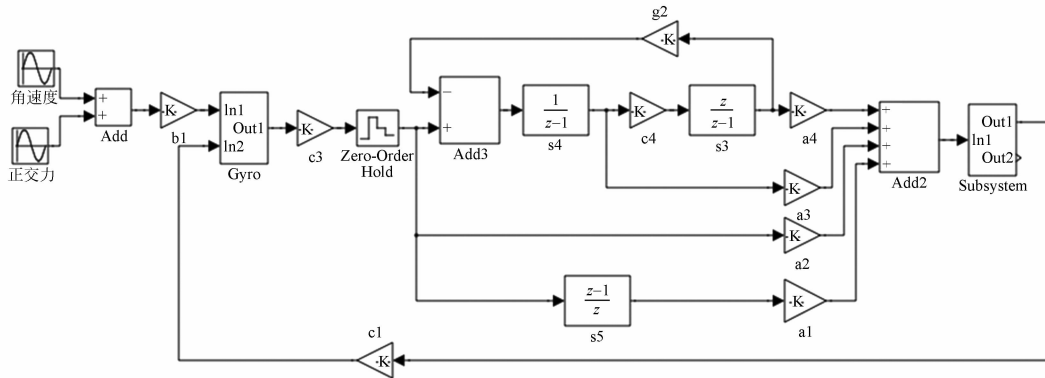


图 4 基于 SDM 的检测闭环仿真框图

Fig.4 Simulation diagram of sense closed-loop based on SDM

若 $|\Omega_z|_{\max}$ 为 $200(^{\circ})/\text{s}$,由式(20)和表 1 所示的参数计算可得:

$$\frac{V_h^2}{A_x} \geq 8.36 \times 10^5. \quad (21)$$

当前数字系统中,系统的供电电压和数字信号的高电平常常为 3.3 V,即 $V_h \leq 3.3$,所以有:

$$x_x \leq \frac{V_h^2}{8.36 \times 10^5} = 13.0 \mu\text{m}. \quad (22)$$

为了保证系统有较大的稳定裕量和陀螺驱动模态所能提供的位移,以及可能存在的正交误差,在仿真时采用了驱动位移幅值 A_x 为 $4 \mu\text{m}$ 。

由于反馈脉冲抵消的哥氏力和正交力为正弦信号,瞬时脉冲密度在一个正弦周期内会不断连续变化,而一个周期内的平均脉冲密度只与该正弦的幅值有关,所以这里采用了 1 s 内的平均脉冲密度来表示反馈脉冲的密度。分别仿真了无正交误差(即正交误差等效输入角速度为 $0(^{\circ})/\text{s}$)和有正交误差时,输入角速度与平均脉冲密度 \bar{a} 之间的关系,在进行有正交误差分别仿真了等效输入角速度为 $30(^{\circ})/\text{s}$ 和 $50(^{\circ})/\text{s}$ 时的正交误差,仿真结果如图 5 所示。

从图 5 可以看出,在小角速度时,有正交误差相比无正交误差时的平均脉冲密度偏离的比较多,而在角速度较大时,两者的平均脉冲密度逐渐一致。特别是正交误差较大时,对脉冲密度的影响更为明显。

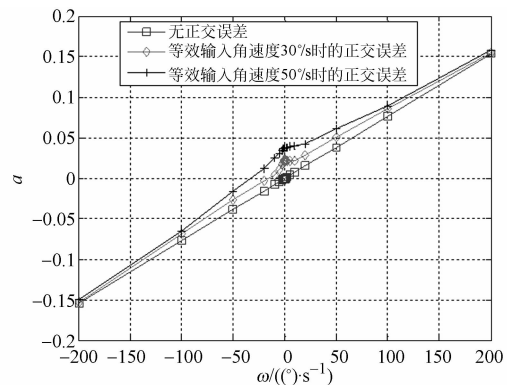


图 5 仿真得到的角速度与平均脉冲密度之间的关系
Fig.5 Relationship between angular velocity and average pulse density obtained by simulation

由实验数据可以得到无正交误差和有正交误差时的拟合曲线方程分别为式(23)、式(24)和式(25)。

$$\bar{a}_0 = 7.6925 \times 10^{-4} \Omega_z + 4.66 \times 10^{-8}, \quad (23)$$

$$\bar{a}_{30} = 7.6957 \times 10^{-4} \Omega_z + 1.5743 \times 10^{-2}, \quad (24)$$

$$\bar{a}_{50} = 7.6925 \times 10^{-4} \Omega_z + 2.9554 \times 10^{-2}, \quad (25)$$

其中: \bar{a}_0 、 \bar{a}_{30} 和 \bar{a}_{50} 分别代表无正交误差、等效输入角速度为 $30(^{\circ})/\text{s}$ 的正交误差、等效输入角速度为 $50(^{\circ})/\text{s}$ 的正交误差时的平均脉冲密度。

且由仿真数据可以求得 3 种情况下平均脉冲密度与角速度之间的非线性分别为 3.6×10^{-6} 、 3.07% 和 5.12% 。由此可以看出,若无正交误

差,平均脉冲密度能够很好地表示角速度的大小;而存在有正交误差时,平均脉冲密度就不能直接用来表示角速度的大小,需要经过相敏解调将正交误差信号和哥氏信号分离。

6 实 验

根据图 4 所示的仿真框图,构建了以可编程控制器件(FPGA)为核心的机电结合 $\Sigma\Delta$ 检测闭环,并配合数字化驱动闭环电路和相敏解调算法等,组成了数字化微机械陀螺仪,如图 6 所示。此数字化微机械陀螺仪由两层电路板构成,上面一层主要由微机械陀螺、C/V 转换电路、模/数转换器和数/模转换器、电源管理等器件,下面一层主要包含了 FPGA、存储器等芯片。



图 6 数字化微机械陀螺仪
Fig. 6 Digitized micro-machined gyroscope

为了验证反馈脉冲密度对敏感模式负刚度的影响,在不同反馈脉冲密度时,分别测试了 I 号陀螺和 II 号陀螺 2 个陀螺敏感模式的固有频率,实验结果如图 7 所示。

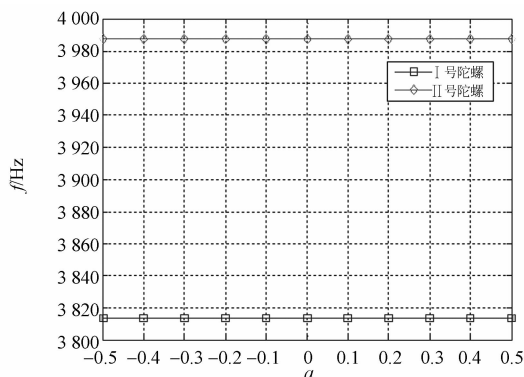


图 7 敏感模式谐振频率与脉冲密度之间的关系
Fig. 7 Relationship between sense mode resonant frequency and pulse density

从图 7 可以看出,不同脉冲密度对陀螺敏感模式固有频率几乎没有影响,验证了前面理论所推导的。

首先通过开环检测得到了 I 号陀螺和 II 号陀螺正交误差的等效输出角速度分别为 $30.4(^{\circ})/s$ 和 $47.3(^{\circ})/s$ 。

随后进行了角速度实验,实验时将电路板通过夹具固定在 WST-2 型转台的立轴上,进行角速度实验,得到反馈脉冲密度与角速度之间的关系。分别对 I 号陀螺和 II 号陀螺进行了测试,测试结果如图 8 所示。

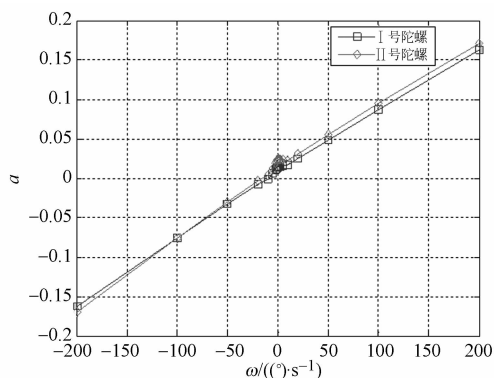


图 8 实验得到的角速度与平均脉冲密度之间的关系
Fig. 8 Relationship between angular velocity and average pulse density obtained by experiment

图 8 说明设计参数满足了陀螺量程设计指标。根据实验数据得到了 I 号陀螺和 II 号陀螺的角速度与平均脉冲密度之间的拟合曲线方程分别如式(26)和式(27)所示。

$$\bar{a}_I = 8.1498 \times 10^{-4} \Omega_z + 0.01050, \quad (26)$$

$$\bar{a}_{II} = 8.5236 \times 10^{-4} \Omega_z + 0.01732, \quad (27)$$

从上式可以看出,II号陀螺相比与I号陀螺存在着较大的正交误差。由实验数据可以得到I号陀螺和II号陀螺的平均脉冲密度与角速度的非线性分别为 2.9% 和 4.8%,与仿真结果相比具有较好的一致性,验证了仿真结果的正确性。可以看出,和仿真结果一样,正交误差的存在恶化了平均脉冲密度与角速度之间的非线性,需通过相敏解调算法将正交误差和哥氏力进行分离,从而得到能够更好线性表征角速度的信号。

7 结 论

本文通过对脉冲密度电压反馈对微机械陀螺

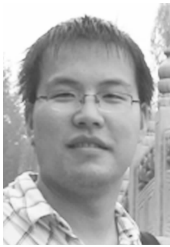
敏感模态影响的分析,得到了脉冲密度电压反馈对敏感模态负刚度的影响只与脉冲的高电平有关,与输入角速度的大小无关。得到了脉冲密度电压反馈时标度因数和量程与脉冲参数之间的关系,据此根据陀螺量程设计指标为 ± 200 ($^{\circ}$)/s,选择了脉冲高电平为3.3 V,驱动模态振动位移为4 μm ,并进行了仿真。仿真时,进行了无正交误差和有正交误差的仿真,仿真结果表明,所选参数满足了量程指标,且无正交误差时,平均脉冲密度和角速度之间的非线性为 3.6×10^{-6} ,而在等

效角速度为30($^{\circ}$)/s和50($^{\circ}$)/s的正交误差作用下时,非线性增加到了3.07%和5.12%。对正交误差等效输入角速度分别为30.4($^{\circ}$)/s和47.3($^{\circ}$)/s的I号陀螺和II号陀螺进行实验。结果表明,脉冲密度反馈力对负刚度的影响不随脉冲密度的变化而变化;得到的平均脉冲密度和角速度之间的非线性分别为2.9%和4.8%,验证了仿真结果的正确性。因此,在正交误差较大情况下,需通过相敏解调算法将正交误差和哥氏力进行分离,从而得到能够更好线性表征角速度的信号。

参考文献:

- [1] 夏国明,杨波,王寿荣. 硅微机械陀螺自激驱动数字化技术[J]. 光学精密工程, 2011, 19(3): 635-640.
XIA G M, YANG B, WANG SH R. Digital self-oscillation driving technology for silicon micro machined gyroscopes [J]. *Opt. Precision Eng.*, 2011, 19(3): 635-640. (in Chinese)
- [2] 卢海曦,王寿荣,周百令. 微机械陀螺仪反馈控制器鲁棒性分析及闭环接口检测电路设计[J]. 东南大学学报, 2011, 41(3): 526-532.
LU H X, WANG SH R, ZHOU B L. Robustness analysis of a type of feedback controller and design of closed-loop sensing circuit of micro-machined gyroscope [J]. *Journal of Southeast University*, 2011, 41(3): 526-532. (in Chinese)
- [3] CUI J, GUO Z, ZHAO Q, *et al.*. Force rebalance controller synthesis for a micromachined vibratory gyroscope based on sensitivity margin specifications [J]. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 2011, 20(6): 1382-1394.
- [4] SUNG S, SUNG W-T, LEE J G, *et al.*. Vibratory gyroscope controller design via modified automatic gain control configuration [C]. *International Conference on Control, Automation and Systems*, 2007 ICCAS07, 2007: 1361-1367.
- [5] NORTHEMANN T, MAURER M, ROMBACH S, *et al.*. A digital interface for gyroscopes controlling the primary and secondary mode using bandpass sigma - delta modulation [J]. *Sensors and Actuators A: Physical*, 2010, 162(2): 388-393.
- [6] CHINWUBA D E, BEMHARD E B. A mode-matching $\Sigma\Delta$ closed-loop vibratory gyroscope readout interface with a 0.0040/s/ $\sqrt{\text{Hz}}$ noise floor over a 50 Hz Band [J]. *IEEE Journal of Solid-State Circuit*, 2008, 43(2): 3039-3048.
- [7] RAMAN J, CRETU E, ROMBOUTS P, *et al.*. A closed-loop digitally controlled MEMS gyroscope with unconstrained sigma-delta force-feedback [J]. *IEEE Sensors Journal*, 2009, 9(3): 297-305.
- [8] NORTHEMANN T, MAURER M, ROMBACH S, *et al.*. A digital interface for gyroscopes controlling the primary and secondary mode using bandpass sigma-delta modulation [J]. *Sensors and Actuators A: Physical*, 2010, 162(2): 388-393.
- [9] 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): 894-898.
SHI Q, QIU A P, SU Y, *et al.*. Mechanical coupling error of silicon microgyroscope [J]. *Opt. Precision Eng.*, 2008, 16(5): 894-898. (in Chinese)
- [10] 李疆,董景新,刘云峰,等. 预载电压对力平衡微硅加速度计性能的影响[J]. 传感技术学报, 2004, 23(8): 35-40.
LI J, DONG J X, LIU Y F, *et al.*. Effects of preload voltage on performance of force-rebalance micro silicon accelerometer [J]. *Journal of Transducer Technology*, 2008, 23(8): 35-40. (in Chinese)
- [11] 万明亮,张卫平,黄晓刚,等. 基于 Sigma-Delta 技术的差分电容检测电路设计[J]. 电测与仪表, 2007, 44(11): 59-61.
WANG M L, ZHANG W P, HUANG X G, *et al.*. Differential capacitance detection circuit design based on the sigma-delta technology [J]. *Electrical Measurement & Instrumentation*, 2007, 44(11): 59-61. (in Chinese)
- [12] RICHARD S. Delta Sigma Toolbox [OL]. File Exchange, 2011. HHU <http://www.mathworks.cn/matlabcentral/fileexchange/19-delta-sigma-toolbox>.

作者简介:



杨亮(1985—),男,河南三门峡人,博士研究生,2008年在南京理工大学获得学士学位,主要从事 MEMS 惯性传感技术研究。E-mail: memsyangliang@163.com

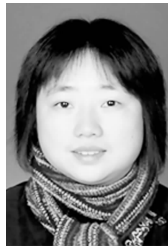


夏国明(1983—),男,河北冀州人,博士讲师,于2011年在东南大学获得博士学位,主要从事 MEMS 惯性技术研究。E-mail: xgmseu@gmail.com

导师简介:



苏岩(1967—),男,江苏苏州人,教授,博士生导师,分别于1996年、2001年在东南大学获得硕士、博士学位,主要从事 MEMS 传感技术研究。E-mail: suyan@mail.njust.edu.cn



裘安萍(1971—),女,浙江宁波人,教授,博士生导师,分别于1998年、2001年在东南大学获得硕士、博士学位,主要从事 MEMS 惯性技术研究。E-mail: apqiu@mail.njust.edu.cn

(本栏目编辑:马健)

(版权所有 未经许可 不得转载)