

文章编号: 1000-6893(1999)05-0426-04

微机械梳状驱动音叉陀螺的误差源研究

李万玉¹, 阮爱武², 罗晋生³, 冯培德¹

(1. 航空工业总公司第618研究所七室, 陕西西安 710065)

(2. 西北工业大学自动控制系, 陕西西安 710072)

(3. 西安交通大学电子与信息学院, 陕西西安 710049)

ERROR SOURCES IN MICROMACHINED COMB-DRIVE TUNING-FORK GYROSCOPE

LI Wan-yu¹, RUAN Ai-wu², LUO Jin-sheng³, FENG Pei-de¹

(1. No. 618 Research Institute, Aeronautics Industry Co., Xi an 710065, China)

(2. Automatic Control Department, Northwestern Polytechnical University, Xi an 710072, China)

(3. Electronics & Information School, Xian Jiaotong University, Xi an 710049, China)

摘要: 定性地讨论了微机械梳状驱动音叉陀螺特有的一些误差源, 主要有微机械结构的 Brownian 噪声、电路噪声、机械耦合误差及电子机械耦合误差等。对上述误差源的认识是微结构制造和电路设计的基础。

关键词: 微机械梳状驱动; 音叉陀螺; Brownian 噪声; 电路噪声; 机械耦合误差; 电子机械耦合误差

中图分类号: V241.6 文献标识码: A

Abstract: In micromachined gyros, input angular rate signals are measured indirectly from displacements by Coriolis forces or torques, and one hundredth or even one thousandth of Augstrom must be resolved resulting in micro-or nano-Volt electrical outputs. So the resolution of the gyro is very easily affected by error sources, which may even cause operation failure in some cases. These error sources are mainly caused by imperfections during manufacturing and special design, such as subtle imbalances in the mechanical sense element, comb-drive oscillations. Some error sources special for micromachined comb-drive tuning fork gyro, microstructure Brownian noise, electronic noise, mechanical coupling effects and electromechanical crosstalk, etc. are presented qualitatively in this paper. Some solutions are also discussed. The knowledge of aforementioned error sources is the basis of microstructure fabrication and circuit design.

Key words: micromachined comb-drive tuning-fork gyroscope; Brownian noise; electronic noise; mechanical coupling effects; electromechanical crosstalk

微机械陀螺通过检测哥氏力(或力矩)引起的线位移(或角位移)而间接获得输入角速度信息。哥氏力(或力矩)很小,产生的位移也很小(一般为 10^{-2} ~ 10^{-3} 量级),因此,微机械陀螺的性能极易受到各种误差源的干扰。这些误差源主要是由制造过程中产生的各种偏差和特殊的设计造成的。本文将以微机械梳状驱动音叉陀螺为对象,定性讨论它所特有的一些误差源。

1 微结构的 Brownian 噪声

微机械梳状驱动音叉陀螺的结构和工作原理参见文献[1]。陀螺的精度指陀螺能够产生可靠输出信号的最小输入角速度,表征了陀螺测量相对于惯性空间的微小角速度的能力。对于本文讨论

的梳状驱动微机械音叉陀螺^[2]

$$\delta_{\min} = \frac{z_0}{2x_0} \frac{\$C_{\min}}{C_s} B \quad (1)$$

式中: $B = X_z / (2Q_z)$ 为系统的带宽; Q_z , X_z 分别为陀螺敏感模态的品质因数和固有频率; x_0 , z_0 分别为陀螺的驱动和敏感模态的最大振幅; C_s , $\$C_{\min}$ 分别为敏感电容的初始值和最小变化值。

由气体分子的碰撞及支撑结构的粘滞弹性效应引起的热噪声即为 Brownian 噪声^[3]。微机械结构的 Brownian 噪声限制了陀螺测量最小输入角速度的能力, Brownian 噪声等效角速度是 δ_{\min} 的下限, 其它误差源都可通过改进设计或制造工艺来消除或大幅减小, 而 Brownian 噪声总是存在的。

图 1(a) 为陀螺的质量-弹簧-阻尼集中参数模型, 可用其等效并联 RLC 电路推导

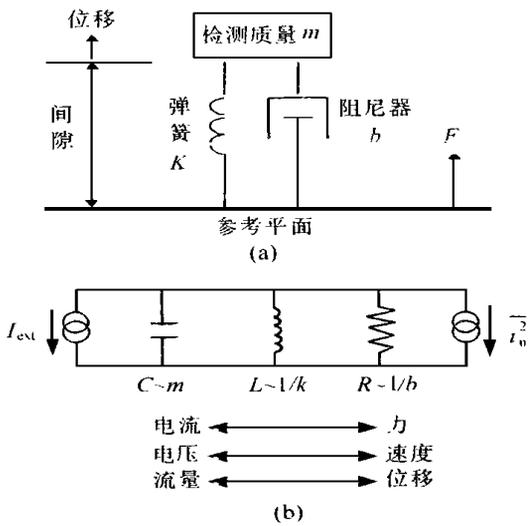


图 1 推导 Brownian 噪声等效角速度的示意图

(a) 陀螺的质量-弹簧-阻尼集中参数模型; (b) 等效并联 RLC 电路

Brownian 噪声的等效角速度(图 1(b))。在等效电路中,各电量与相应的机械量成正比。Brownian 噪声具有随机的零均值高斯分布。根据热噪声的 Nyquist 公式, Brownian 噪声的电流功率谱密度为^[3]

$$\frac{\overline{I_n^2}}{\$f} = \frac{4K_B T}{R} \quad (2)$$

用机械量取代上式的电量,并根据哥氏加速度的定义,可得陀螺的 Brownian 噪声的等效角速度均方根谱密度(单位是 $(\text{g} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{Hz}^{-1/2})$)为

$$\frac{\overline{8_{nb}^2}}{\$f} = \frac{K_B T X_c}{m Q_z x_0^2 X_c} \quad (3)$$

m 为音叉的质量。在上式中, Brownian 噪声的等效角速度均方根谱密度与带宽的 2 倍成正比,因此,在陀螺的输出中有 2 倍陀螺带宽的加速度噪声。

增加音叉质量或提高 Q 可减小 Brownian 噪声对陀螺输出信号的影响,但只能有限度地减小噪声,因为质量的增大是有限度的,且音叉的尺寸还受到加工条件的限制,例如为避免引起平面的翘曲,音叉的尺寸一般限制在几百个微米。对微陀螺采用真空封装却能使热噪声减小几个数量级,而且不必对陀螺的加工工艺做任何改动。

2 电路噪声

2.1 积分检测电路的噪声

若采用图 2 所示的积分检测电路,连接与交线上的所有电容都具有噪声,产生的等效噪声电

流与信号电流混合。但是,对于一个设计合理的积分器,其输入晶体管的噪声是主要的噪声源。另外,在敏感电容器与积分电路之间的交线还存在交线电阻 R_p , 则积分器的输入噪声功率谱密度为^[3]

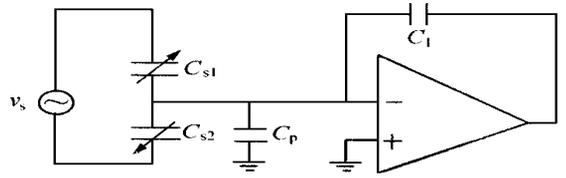


图 2 积分检测电路示意图

$$\frac{\overline{V_n^2}}{\$f} = \frac{8 K_B T}{3 g_m} + 4 K_B T R_p \quad (4)$$

式中: K_B 为 Boltzmann 常数; T 为绝对温度; g_m 为晶体管的跨导。

积分电路的输出均方值噪声电压为^[3]

$$\overline{V_o^2} = \left(C_T / C_{in} \right) \overline{V_n^2} \quad (5)$$

其中: $C_T = C_{s1} + C_{s2} + C_p + C_i$, C_{s1} , C_{s2} 是一对差动敏感电容; C_p , C_i 分别是容性接口的寄生电容和积分电容。可得到积分器的输出噪声功率谱密度。因此,电路噪声产生的等效角速度均方根谱密度为

$$\frac{\overline{8_{nv}^2}}{\$f} = \frac{(X_c^2 - X_0^2) C_T}{4 X_c v_s C_s} \frac{z_0}{x_0} \frac{\overline{V_o^2}}{\$f} \quad (6)$$

式中: X_c 为驱动模态的固有频率。显然,减小敏感电容器的间隙 z_0 或增大驱动振幅 x_0 可以减小噪声,但间隙或振幅的大小取决于加工工艺的水平,应避免由翘曲和机械振动引起音叉触及衬底的情况发生。增大敏感电压 v_s 能提高信号电流,获得较高的信噪比,但 v_s 的大小不仅受到供电电压的限制,而且还受到作用于音叉的最大静电力的限制。

2.2 敏感调制电压噪声

敏感电压 v_s 是由电流通过一个电阻 R_s 产生的,同时也有热噪声产生。其对于积分器产生的等效输入噪声电压为

$$\frac{\overline{V_{sn}^2}}{\$f} = 8 K_B T R_s \left(C_s / C_T \right)^2 \quad (7)$$

将上式替换式(6)中的 $\overline{V_o^2} / \$f$, 得到由 v_s 的噪声产生的等效角速度均方根谱密度为

$$\frac{\overline{8_{nv}^2}}{\$f} = \frac{(X_c^2 - X_0^2) z_0}{4 X_c v_s} \frac{8 K_B T R_s}{\$f} \quad (8)$$

说明噪声功率与敏感调制电压 v_s 成反比。为最大程度地减小这种噪声,需满足

$$8K_BTR_s < < \left[\frac{C_T}{C_s} \right]^2 \sqrt{v_n^2} \quad (9)$$

2.3 驱动电路产生的相位延迟

微机械陀螺驱动电路的核心是锁相环(PLL),它能够跟踪驱动模态固频的变化,为输出信号的解调提供参考信号。PLL产生的相位延迟会造成正交误差(将在第3节中分析),影响哥氏信号。驱动电压是由梳状叉指运动时产生的电流转化而来的。在理想情况下,这种转化过程是没有延迟的。但在实际情况中,由于PLL的速度有限,造成了相位延迟,当对角速度解调时,产生了误差。

经理想积分器传输产生的输出信号为(参见式(14)、式(16))

$$v_{int} = (28_{yX_0}X_x \cos X_x t + D_{X_0}X_x^2 \sin X_x t) \cos X_x t \quad (10)$$

式中: D 为由正交误差引起的驱动振动在输出方向上产生的分量; 8_y 为陀螺的输入角速度; X_x 为敏感载波频率。若用这种由PLL产生的有相位延迟的信号对角速度信号解调时

$$\hat{8}_y = 2v_{int} \cos X_x t \cos(X_x t + \angle_{delay}) \quad (11)$$

式中: $\hat{8}_y$ 为输入角速率的估计值; \angle_{delay} 为PLL产生的相位延迟。经过低通滤波器,得到

$$\hat{8}_y = D_{yX_0}X_x - \frac{E_{X_0}X_x^2}{2} \angle_{delay} \quad (12)$$

从上式可看出,由于PLL产生的相位延迟,两次解调不能完全消除正交误差。为了减小这种由相位延迟产生的误差,PLL的速度应大于驱动模式的谐振频率。

2.4 驱动电路的噪声和漂移

PLL的噪声和漂移也会造成相位延迟,因此,与式(12)类似

$$\hat{8}_y = 8_{yX_0}X_x - \frac{E_{X_0}X_x^2}{2} \angle_{no} \quad (13)$$

\angle_{no} 为PLL的噪声和漂移引起的相位延迟。

3 机械耦合误差

由制造工艺的不完善引起的两个音叉质量的不对称(如大小、质量等)、梁的弹性不平衡、阻尼不对称等都能造成机械耦合误差。微机械陀螺都是采用真空封装的,阻尼不对称的影响小得多。这里仅分析由两个音叉质量的不对称造成的正交误差。

方程为

$$x(t) = x_0 \sin X_x t \quad (14)$$

当陀螺敏感到绕 y 轴的输入角速度 8_y 时产生的哥氏加速度为

$$b_{\text{coro}} = 28_y \dot{x}(t) = 28_{yX_0}X_x \cos X_x t \quad (15)$$

与常规的陀螺一样,由于加工工艺的欠缺,质心不与驱动轴重合,意味着驱动振动在输出轴方向产生一个分量 D 说明即使没有输入角速度 8_y ,也会有输出信号产生,这就是机械耦合误差。设该误差信号在输出轴上产生的加速度为

$$b_{\text{quad}} = D_{X_0}X_x^2 \sin X_x t \quad (16)$$

可以注意到误差式(16)与哥氏加速度式(15)的相似之处:它们都是振动频率为中心的正弦信号。但哥氏加速度与驱动信号同相,而这种由质量的不平衡引起的误差与驱动信号的相位差为 90° ;因此该误差被称为正交误差。哥氏加速度与正交误差的幅值之比为

$$\frac{b_{\text{coro}}}{b_{\text{quad}}} = \frac{28_y}{DX_x} \quad (17)$$

假设: $8_y = 1^\circ/s$, $X_x = 20 \text{ kHz}$,如果正交误差与哥氏加速度的幅值相等,则 D 等于三百六十万分之一。若设 $L = 360 \text{ Lm}$,则 $\$L = 1 \sim$ 。即质量偏离 x 轴的距离为1个原子的半径就足以产生 $1^\circ/s$ 的零位信号,而通常正交误差是大于哥氏加速度的。因此,对制造工艺和解调电路提出了苛刻的要求。

4 电子机械耦合误差

微机械梳状驱动音叉陀螺至少有两类电子机械耦合误差,一类是驱动模态运动产生的驱动馈流和两倍频残余电流,并经与检测质量直接相接的检测电路输出的误差信号,如图3所示。驱动叉

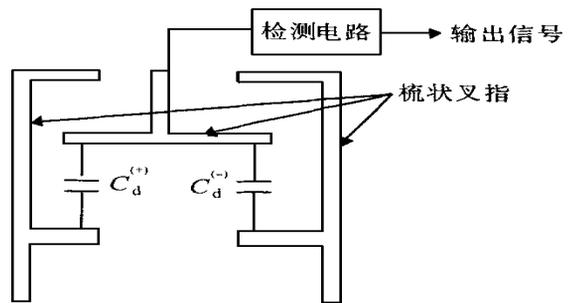


图3 电子机械耦合误差信号的产生

指形成的电容由许多对差动电容器组成,而每一对差动电容器又由常值电容和可变电容器组成,后者的大小与驱动振动有关,对于任意一对由梳状叉指构成的差动驱动电容器有

$$C_d^{(+)} = C_{d0}^{(+)} + \frac{5C_d^{(+)}}{5X}x(t) = C_{d0}^{(+)} + \frac{5C_d}{5X}x_0 \sin X_x t$$

$$C_d^{(-)} = C_{d0}^{(-)} + \frac{5C_d^{(-)}}{5X}x(t) = C_{d0}^{(-)} - \frac{5C_d}{5X}x_0 \sin X_x t$$

(18)

残余电荷和电流的表达式分别为

$$q = C_d^{(+)}V_d^{(+)} + C_d^{(-)}V_d^{(-)} \quad (19)$$

$$i_{red} = \frac{dq}{dt} = -(C_{d0}^{(+)} - C_{d0}^{(-)})V_d X_x \sin X_x t + 2 \frac{5C_d}{5X}V_d X_0 X_i \cos 2X_x t \quad (20)$$

$V_d^{(+)}$ 和 $V_d^{(-)}$ 为施加于驱动叉指上的驱动电压。式 (20) 的第 1 项为驱动馈流, 谐频等于驱动频率 X_x ; 第 2 项为 2 倍频残余电流, 谐频为 2 倍的 X_x 。如果 $C_{d0}^{(+)}$ 和 $C_{d0}^{(-)}$ 精确地匹配, 就不会有驱动馈流产生。但即使驱动电容精确地匹配, 仍会有 2 倍频残余电流产生。当驱动电压很大时, 2 倍频残余电流也会很大, 有可能使检测电路饱和, 并产生失真。

另一类是由梳状叉指的特殊结构引起的电场分布不对称而产生的悬浮效应^[4]。微结构的静电驱动, 要求在其下有一个接地平面, 用于屏蔽相当大的垂直场, 以避免结构被吸至衬底和结构的运动不稳定。然而接地平面产生不平衡的静电场分布(图 4), 导致方向向上的力作用于运动叉指上, 结构向上运动, 这就是悬浮效应。音叉的运动速度和哥氏力都将因此受到影响。此时, 如果制造工艺的不完善造成驱动模态不能精确地在 xoy 平面内振动, 而是绕输出轴有一个小倾斜角, 悬浮效应将引起零漂。

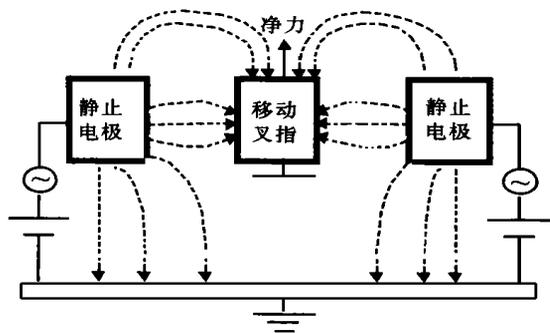


图 4 不平衡的静电场分布

文献[4]提出的解决方法是在相邻的驱动叉指上施加反向电压, 这样就去除了终止于运动叉指上的垂直电场。悬浮力的大小可减小一个数量级, 而水平驱动力受到的影响不大。

5 小结

以上定性地讨论了微机械音叉陀螺所特有的一些误差源。与所有的常规陀螺一样, 它还有交叉灵敏度、标度因数误差、偏置误差、轴不对准误差等等, 对这些误差的研究将在今后继续进行。

参 考 文 献

[1] RUAN Ai-wu, LI Wan-yu, FENG Pei-de. Investigation of sensitivity for silicon micromechanical tuning-fork gyroscope[J]. Chinese Journal of Aeronautics (English Version), 1998, 11(1): 55 ~ 60.

[2] Bernstein J, Cho S, King A, et al. A Micromachined comb-drive tuning-fork rate gyroscope[A]. In: MEMS'93 [C]. Fort Landerdale, FL, IEEE, 1993. 143 ~ 148.

[3] Gabrielson T. Mechanical-thermal noise in micromachined acoustic and vibration sensors[J]. IEEE Transactions on Electron Devices, 1993, 40(5): 903 ~ 909.

[4] Tang W, Lim M, Howe R. Electrostatically balanced comb drive for controlled levitation[A]. In: Proceedings of IEEE Solid-State Sensor and Actuator Workshop [C]. Hilton Head, SC, 1990. 23 ~ 27.

作者简介:



李万玉 分别于 1989 年和 1995 年获西北工业大学电子工程系和航海工程学院学士学位及硕士学位。现为航空工业总公司 618 所工程师, 同时在西安交通大学半导体与微电子学专业攻读博士学位, 研究方向为惯性传感器输出信号检测技术。



阮爱武 于 1989 年, 1995 年和 1998 年分别获得西北工业大学电子工程系, 航海工程学院和自动控制系学士, 硕士和博士学位。目前在飞行自动控制研究所工作, 研究方向为硅微机械惯性传感器, 已在国内的核心刊物上发表了数篇学术论文。



罗晋生 教授, 博士生导师, 中国电子学会会员, 半导体及集成技术专业学会委员。于 1950 年毕业于上海交通大学物理系, 长期从事半导体与微电子学方面的教学科研工作, 在国内外学术刊物上发表论文 204 篇, 主编教材 3 种。



冯培德 1963 年毕业于北京大学数学系, 后获得南京航空航天大学硕士学位。飞行自动控制研究所所长, 研究员, 博士生导师, 西北工业大学, 南京航空航天大学 and 北京航空航天大学的兼职教授, 国家级有突出贡献的中青年专家, 全国先进工作者。