

DOI: 10.19650/j.cnki.cjsi.J2513944

音叉谐振微陀螺机电一体化建模与优化设计*

东泽源, 尚文海, 赵 剑, 刘蓬勃, 霍 慧
(大连理工大学机械工程学院 大连 116024)

摘要:针对微机电 (MEMS) 陀螺敏感结构参数与接口电路参数相互耦合、输出信噪比 (SNR) 难以提升的问题, 提出了全解耦音叉谐振微陀螺机电一体化建模与力-电参数协同优化设计方法。建立了双质量反相驱动与差分检测的全解耦微结构力电耦合动力学模型和电容检测接口电路噪声计算模型, 推导了解耦梁等效刚度与结构模态频率的解析表达式, 分析了结构尺寸参数和电路阻抗参数对信号噪声的影响规律, 并以结构关键梁尺寸、接口电路电容/电阻组合参数为优化变量, 以提升输出信号信噪比为优化目标, 采用移动渐近线算法 (MMA) 对微陀螺系统机电参量进行协同优化, 实现信噪比由 17.70 dB 至 37.45 dB 的性能提升。根据优化结果设计印制电路板 (PCB) 对微陀螺样件进行性能参数测试与实车路跑验证, 结果表明, 所研制的微陀螺驱动模态频率和检测模态频率分别为 8 750.47 和 8 828.63 Hz, 与理论计算相比误差约为 2.9%; 利用半带宽法计算微陀螺驱动模态和检测模态品质因子 (Q 值) 分别为 1 008.1 和 1 027.8; 采用单轴转台测得微陀螺灵敏度为 0.486 9 mV/(°/s), 信噪比为 36.31 dB, 与理论计算相比误差约为 3%; 采用 Allan 标准差计算得到微陀螺零偏不稳定性为 28.26(°)/h; 在车辆转向与环岛绕行等典型动态工况下, 其角速度输出与高精度参考传感器保持良好一致性, 从系统应用角度验证了所提出的机电一体化协同优化设计方法的有效性。

关键词: 微陀螺; 机械热噪声; 电路噪声; 机电一体化; 信噪比

中图分类号: TH73 **文献标识码:** A **国家标准学科分类代码:** 460.40

Mechatronic modeling and optimization design of tuning fork resonant MEMS gyroscope

Dong Zeyuan, Shang Wenhai, Zhao Jian, Liu Pengbo, Huo Hui

(School of Mechanical Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China)

Abstract: To address the strong coupling between the structural parameters of micro-electromechanical systems (MEMS) gyroscope and the electrical parameters of capacitive readout circuit, which limits the improvement of the output signal-to-noise ratio (SNR), this paper proposes a mechatronic integrated modeling and force-electrical co-optimization approach for a fully decoupled tuning-fork resonant MEMS gyroscope. An electromechanically-coupled dynamic model of the fully decoupled microstructure with dual-mass anti-phase drive and differential sensing, and a noise model of the capacitive readout interface circuit, are established. Analytical expressions for the equivalent stiffness of the decoupling beams and the structural modal frequencies are derived. The influence of structural dimensional parameters and circuit impedance parameters on signal noise is systematically analyzed. The critical beam dimensions of the microstructure and the capacitance/resistance combinations of the capacitive readout circuit serve as optimization variables, with the SNR as the optimization objective. The method of moving asymptotes (MMA) is employed to perform co-optimization of the electromechanical parameters of the MEMS gyroscope system, achieving an SNR improvement from 17.70 to 37.45 dB. Based on the optimized results, a printed circuit board (PCB) is designed for performance characterization and on-vehicle road test of the fabricated MEMS gyroscope. Experimental results show that the drive-mode and sense-mode resonant frequencies are 8 750.47 and 8 828.63 Hz, respectively, with errors of approximately 2.9% relative to theoretical predictions. Using the half-power bandwidth method, the quality factors (Q) of the

收稿日期: 2025-04-18 Received Date: 2025-04-18

* 基金项目: 国家自然科学基金项目 (52575612)、国家自然科学基金项目 (12302255) 资助

drive and sense modes are measured to be 1 008.1 and 1 027.8, respectively. Single-axis rate-table tests yield a sensitivity of 0.486 9 mV/(°/s) and an SNR of 36.31 dB, with an error of about 3% relative to theoretical values. The zero-bias instability calculated by Allan deviation is 28.26 (°)/h. Under typical dynamic driving conditions, including vehicle turning and roundabout maneuvering, the angular rate output exhibits good consistency with a high-precision reference gyroscope, thereby validating the effectiveness of the proposed electromechanical co-optimization design method from a system-level application perspective.

Keywords: MEMS gyroscope; mechanical thermal noise; circuit noise; mechatronics; signal-to-noise ratio

0 引 言

微机电(micro-electro-mechanical system, MEMS)陀螺是一类基于科氏效应检测载体角速度的惯性传感器,具有体积小、重量轻、成本低、易批量生产优点,在智能汽车^[1]、辅助医疗^[2]、工业控制^[3]、武器制导^[4]等领域都有较为广泛的应用。根据微陀螺敏感结构及其谐振模式不同,可分为音叉谐振微陀螺^[5]、嵌套环谐振微陀螺^[6]和微半球谐振陀螺^[7]。其中,音叉谐振微陀螺通常采用两个全解耦敏感结构对称布置,通过反相驱动与差分检测实现共模干扰抑制,且驱动模式与检测模式在结构动力学上具有良好的解耦特性,是当前 Bosch^[8]、STM^[9]、Honeywell^[10]等头部 MEMS 厂商采用的主流形式。音叉谐振微陀螺通过检测敏感结构位移引起的电容变化来实现角速度测量,但作用在检测模式上且与角速度成正比的科氏力远远小于驱动模式的静电驱动力,导致检测位移(nm量级)仅为驱动位移(μm 量级)的千分之一,这对微陀螺的微弱信号读出电路提出了极高要求。此外,微陀螺敏感结构的谐振频率、品质因子、等效阻抗等物理特性和读出电路的带宽、噪声、灵敏度等性能指标相互耦合制约^[11],机电参数众多难以兼顾优化,致使敏感结构与检测电路的匹配度不足、研发周期长。因此,微陀螺敏感结构与低噪声检测电路协同设计成为重要研究方向。

Wu等^[12]针对音叉谐振微陀螺机械正交耦合问题,通过全解耦结构优化设计,在加工误差范围内显著降低了正交误差。许高斌等^[13]采用微陀螺理论模型进行频率匹配失效分析与黏附失效分析,并通过蒙特卡洛方法计算模型中L型内外梁各结构参数对随机误差的敏感性,讨论了工艺误差对结构性能的影响程度。Zhong等^[14]针对微加工过程中难以避免的梳齿倾斜问题,通过理论建模分析倾斜角度对微结构性能的影响,并发现倾斜角度可在一定程度上平衡由驱动静电力引起的频率降低和刚度软化现象,从而增强微结构的稳定性和避免吸合效应,为微结构设计提供了新的优化角度。Zheng等^[15-16]提出三角形变面积电容的线性参数共振技术,在设计阶段考虑工艺对准误差对静电刚度的影响,解决了微陀螺由于变间隙电容静电刚度非线性导致的谐振位移

较小的问题。上述研究在结构及其工艺层面对微陀螺进行深入探究,有效提升微陀螺结构力学性能,但未涉及检测电路对传感器性能的影响。

钟舟等^[17]提出微陀螺模拟信号相干检测方案,通过将交流驱动信号移相后作为同步解调的参考信号,简化了电路设计,避免了传统方法中两次解调的复杂性。Liu等^[18]设计了一种两级电容放大器来替代跨导放大器,有效降低了相位噪声,提高了零偏稳定性,并建立了系统相位噪声模型以识别主要物理噪声源。Zhao等^[19]提出了一种改进的T型前置接口放大器,通过使用小阻值电阻和补偿电容,实现了高跨阻增益和低噪声水平,有效降低了等效输入噪声电流,提高了微机械陀螺的极限分辨率。He等^[20]提出基于T型电阻网络的改进读出电路,增加前馈耦合补偿,优化反相放大器、一阶高通滤波器和一阶高通滤波器的参数,有效降低了电路噪声,提升了信号噪声比和角随机游走性能。然而上述研究专注于电路结构改进,这无疑会增加电路复杂性并降低可靠性。

角速度是运动载体重要状态参数之一,在汽车系统中,惯性测量单元(inertial measurement unit, IMU)通常安装于车身质心附近,用于实时测量车身横摆角速度(z 轴)、侧倾角速度(y 轴)和俯仰角速度(x 轴),为底盘控制系统提供关键信息支撑,如电子稳定控制系统(electronic stability control, ESC)、侧倾稳定控制系统(roll stability control, RSC)以及坡道辅助起步系统(hill start assist system, HAS)等。当前,空间三轴角速度测量主要有两种方式:1)采用3个相同的单轴微陀螺以空间相互正交(90°)组装,分别敏感 x 、 y 、 z 轴角速度,具有集成简单、轴间干扰小等优点;2)将不同敏感轴向的微陀螺平铺集成于同一基底上,有利于减小封装体积。两种方式所使用的音叉谐振微陀螺在工作原理上均基于科氏效应,结构形式相近。基于上述应用背景,本文以 z 轴谐振式音叉陀螺仪为研究对象,建立了集全解耦敏感结构与微弱信号测控电路于一体的微陀螺机电耦合模型,系统分析了结构力学参数和电路器件参数对机电耦合系统性能的影响机理,并采用移动渐近线(method of moving asymptotes, MMA)算法对系统机电参数进行协同优化与匹配设计。最后,对所设计的 z 轴音叉谐振微陀螺开展了关键性能指标测试与实车路跑试验,验证了所提出机电一体化优化设计方法的有效性。

1 微陀螺机电耦合建模

1.1 微陀螺敏感结构设计

本文采用典型的 z 轴音叉谐振微陀螺结构^[21-23] 进行研究,其敏感结构可简化为图 1 所示,驱动模态(x 方向)与检测模态(y 方向)均位于 $x-o-y$ 平面内,对 z 轴角速度产生科氏响应。

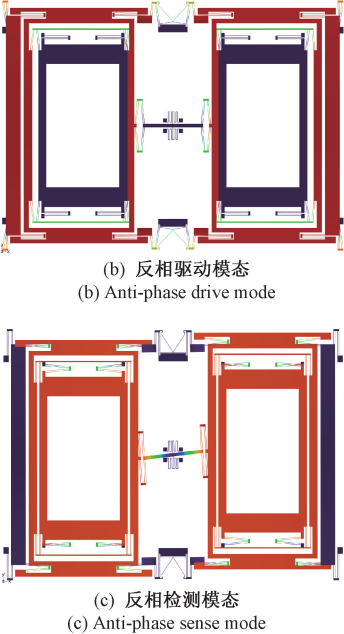
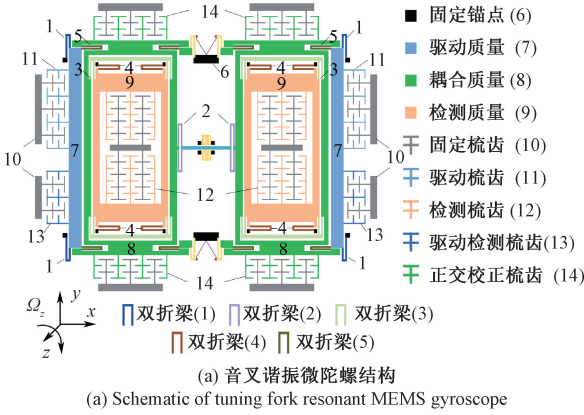


图 1 z 轴全解耦音叉谐振微陀螺

Fig. 1 z -axis fully decoupled tuning fork resonant gyroscope

微陀螺整体结构由两个全解耦结构左右对称布置而成,每个全解耦结构由 1 个驱动质量、1 个耦合质量、1 个检测质量以及数个双折解耦梁组成,可实现耦合质量在 $x-o-y$ 平面内运动进行能量传递,而驱动质量与检测质量仅在各自工作方向上运动。可动质量上布置有驱动梳齿、驱动检测梳齿、检测梳齿和正交校正梳

齿,分别用于激励微陀螺驱动模态振动、检测驱动质量振动位移和检测质量科氏位移、以及对耦合质量的正交偏移校正。为保证大振幅驱动和高线性度电容检测,驱动电极和检测电极均采用变面积梳齿式方案^[24-25]。所设计的微陀螺工作在分频模式下,通过双边反相驱动、差分检测的方式消除共模干扰。为了使左右两侧的微结构运动状态相同,提高差分检测准确度,通过斜拉梁驱动耦合结构和扭转检测耦合结构设计,实现反相模态低频化。同时为降低结构正交误差,在斜拉梁与双折梁之间布置折叠梁以降低驱动模态与检测模态之间的耦合位移。

1.2 微结构等效解耦动力学建模

z 轴全解耦音叉谐振微陀螺结构动力学模型可简化为如图 2 所示。

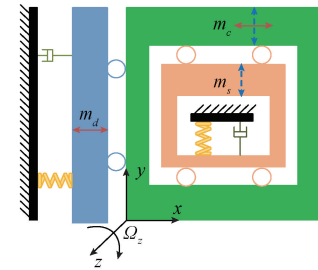


图 2 z 轴全解耦音叉谐振微陀螺的动力学简化模型

Fig. 2 Simplified dynamic model of fully decoupled z -axis tuning fork resonant MEMS gyroscope

等效动力学方程为:

$$\begin{cases} m_x \ddot{x} + c_x \dot{x} + k_x x = F_d \\ m_y \ddot{y} + c_y \dot{y} + k_y y = F_c + F_{\min} \end{cases} \quad (1)$$

式中: m_x 为驱动模态的等效质量,其大小等于驱动质量与耦合质量之和($m_x = m_d + m_c$); m_y 为检测模态的等效质量,其大小等于耦合质量与检测质量之和($m_y = m_s + m_c$); c_x 为驱动方向的等效总阻尼; c_y 为检测方向的等效总阻尼; k_x 为驱动方向的等效总刚度系数; k_y 为检测方向的等效总刚度系数; F_d 为静电驱动力, $F_d = f_d \times \sin(\omega_d t)$; F_c 为科氏力; F_{\min} 为机械热噪声的等效力。

机械热噪声的噪声谱密度 f_n 为:

$$f_n = \sqrt{4k_B TR} \quad (2)$$

式中: k_B 为玻尔兹曼常量,值为 $1.38 \times 10^{-23} \text{ J/K}$; T 为绝对温度; R 为阻尼力, $R = m_y \omega_y / Q_y$, Q_y 为检测模态的品质因子, $Q_y = \sqrt{k_y m_y} / c_y$ 。

在欠阻尼条件下(即阻尼比 $0 < \xi_x < 1$),驱动模态的稳态位移响应为:

$$x(t) = A_x \sin(\omega_d t - \varphi_x) \quad (3)$$

驱动模态的稳态振幅 A_x 为:

$$A_x = \frac{f_d}{m_x \sqrt{(\omega_x^2 - \omega_d^2)^2 + (2\zeta_x \omega_x \omega_d)^2}} \quad (4)$$

角速度 Ω_z 恒定时, 科氏力的有效值为:

$$F_c = \sqrt{2} \Omega_z A_x \omega_x m_c \quad (5)$$

式中: m_c 为科氏效应敏感质量, 其大小等于耦合质量。

进一步可得, 当输入角速度 Ω_z 时, 静态机械噪声的可表示为等效角速度噪声 Ω_{mtn} :

$$\Omega_{\text{mtn}} = \frac{\sqrt{2k_B T m_y \omega_y / Q_y}}{A_x \omega_x m_c} \quad (6)$$

检测模态的稳态位移响应为:

$$y(t) = A_y \cos(\omega_d t - \varphi_x - \varphi_y) \quad (7)$$

检测模态的稳态振幅 A_y 为:

$$A_y = \frac{2(\Omega_z + \Omega_{\text{mtn}}) \omega_d m_c A_x}{m_y \sqrt{(\omega_y^2 - \omega_d^2)^2 + (2\zeta_y \omega_y \omega_d)^2}} \quad (8)$$

由于微制造的工艺误差难以避免, 使得微陀螺存在比较大的弹性各向异性, 驱动模态的振动轨迹会偏离驱动轴一个角度, 进而导致检测模态下运动轴与检测轴产生角度偏离, 这就是正交耦合误差^[26]。

正交耦合误差的影响机理如图 3 所示, 质量块的振动方向为实线轴所示 $x(t)$ 、 $y(t)$ 方向, 而实际电容检测的方向为 $x_s(t)$ 、 $y_s(t)$ 方向, 此时检测方向与陀螺结构的振动方向产生 β 的角度差。

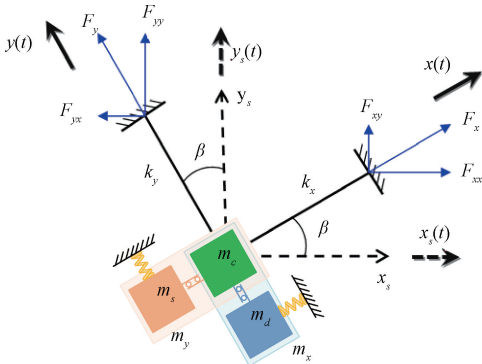


图 3 正交误差原理

Fig. 3 Quadrature error schematic

忽略非对称阻尼, 考虑正交耦合刚度的微结构动力学方程可以描述为:

$$\begin{bmatrix} m_x & 0 \\ 0 & m_y \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{x} \\ \ddot{y} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} c_x & 0 \\ 0 & c_y \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} k_x & k_{xys} \\ k_{yxs} & k_y \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F_{dx} \\ F_{dy} \end{bmatrix} \quad (9)$$

式中: c_x 、 k_y 分别表示检测模态的阻尼系数与等效总刚度系数; k_{xys} 和 k_{yxs} 为驱动和检测间相互耦合的刚度系数; F_{dx} 为驱动模态驱动力, 通常为静电驱动力; F_{dy} 为检测驱

动力, 理想状态下应当为 0。求解可得:

$$\begin{cases} x(\omega_d) = \frac{Z_{22}(\omega_d) F_{dx} - Z_{12}(\omega_d) F_{dy}}{Z_{11}(\omega_d) Z_{22}(\omega_d) - Z_{12}^2(\omega_d)} e^{i \cdot \omega_d t} \\ y(\omega_d) = \frac{-Z_{21}(\omega_d) F_{dx} + Z_{11}(\omega_d) F_{dy}}{Z_{11}(\omega_d) Z_{22}(\omega_d) - Z_{12}^2(\omega_d)} e^{i \cdot \omega_d t} \end{cases} \quad (10)$$

式中:

$$\begin{cases} Z_{11} = -\omega_d \cdot m_x + i \cdot \omega_d \cdot c_x + k_x \\ Z_{12} = -i \cdot \omega_d \cdot 2m_c \Omega_z + k_{xys} \\ Z_{21} = i \cdot \omega_d \cdot 2m_c \Omega_z + k_{yxs} \\ Z_{22} = -\omega_d \cdot m_y + i \cdot \omega_d \cdot c_y + k_y \end{cases} \quad (11)$$

1.3 微陀螺接口电路噪声分析

对于微陀螺电容变化进行信号读出时, 驱动检测梳齿与检测梳齿的静态电容理论值为 0.33 和 2.19 pF, 而待测电容变化仅在 0.02 fF 左右, 电容变化量十分微小, 阻抗匹配的低噪声接口电路设计对于微陀螺整体性能十分重要。

常见的电容-电压转换电路结构有开关电容电荷积分电路、跨阻放大电路和电荷放大电路。其中, 开关电容电荷积分电路具有功耗低、工艺过程简单以及易于大规模集成等优势, 通常基于互补金属氧化物半导体 (complementary metal-oxide-semiconductor, CMOS) 工艺制成为专用集成电路。然而, 该类电路从设计到流片验证周期较长、开发成本较高, 在微陀螺前期设计优化过程中难以及时验证系统整体性能。为此, 针对板级快速验证的实际需求, 重点对比分析电荷放大器与跨阻放大器的适用性。理论分析与实验结果表明, 两种架构均需通过合理设计反馈网络以抑制高频振荡并保证系统稳定性: 在电荷放大器中, 需在反馈电容两端并联反馈电阻以建立直流偏置通路; 而在跨阻放大器中, 则需在反馈电阻两端并联补偿电容以改善相位裕度。经此优化后, 二者在电路拓扑层面呈现等效性如图 4 所示, 其差异仅表现在反馈网络阻抗参数的配置方式上。基于该特性, 可通过统一电路框架实现两种转换模式的快速切换, 显著降低硬件验证平台的复杂度。

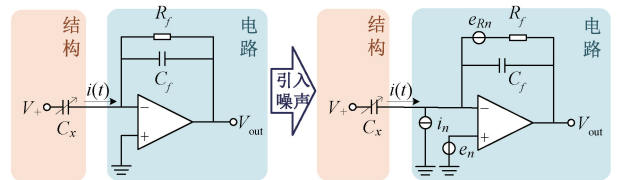


图 4 电荷/跨阻放大器电路结构

Fig. 4 Charge/transimpedance amplifier circuit structure

由此可得当前电路结构的传递函数:

$$H(s) = \frac{V_{\text{out}}(s)}{V_{\text{in}}(s)} = \frac{-R_f s}{1 + R_f C_f s} \quad (12)$$

接口电路的 Bode 图如图 5 所示, 当输入信号频率

$\omega_d \gg 1/(R_f C_f)$ 时,式(12)可简化为 $H(s) \approx -1/C_f$,反馈回路表现为电容特性;当输入信号频率 $\omega_d \ll 1/(R_f C_f)$ 时,式(12)可简化为 $H(s) \approx R_f s$,反馈回路表现为电阻特性,即增益随频率线性增加。

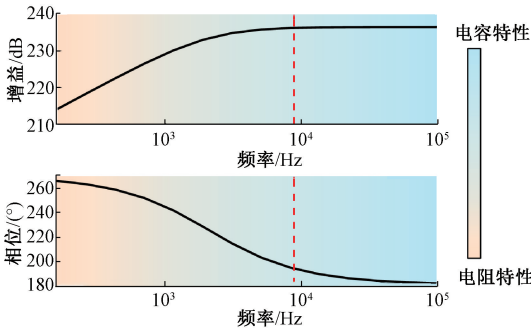


图 5 接口电路 Bode 图

Fig. 5 Interface circuit Bode diagram

对于微弱信号检测的板级电路系统,为提高精度需重点关注电路内部固有噪声对系统的影响。由于具有相同的电路结构,电路内部噪声主要包括:电阻热噪声、运放电压噪声与运放电流噪声。本文通过如图 4 右图所示模型进行电路噪声理论计算,电路噪声等效到输出端的功率谱密度可表示为:

$$e_{tot} = \sqrt{e_R^2 + e_N^2 + e_i^2} \quad (13)$$

$$\begin{cases} e_R = \frac{\sqrt{4k_B TR_f}}{1 + sC_f R_f} \\ e_N = \frac{1 + s(C_f + C_p)R_f}{1 + sC_f R_f} e_n \\ e_i = \frac{R_f}{1 + sC_f R_f} i_n \end{cases} \quad (14)$$

式中: e_R 为电阻热噪声等效到输出端的功率谱密度; R_f 为反馈电阻值; C_f 为反馈电容值; e_n 为运放电压噪声等效到输出端的功率谱密度; e_n 为运放输入电压噪声,该值由器件厂商提供; e_i 为运放电流噪声等效到输出端的功率谱密度; i_n 为运放输入电流噪声,该值通常由器件厂商提供。图 6 为基于图 4、式(13)和(14)仿真所得反馈电容、电阻对接口电路噪声的影响。

1.4 微陀螺机电一体化建模

由式(4)可知,为提升微陀螺驱动位移幅值,驱动信号需要与微陀螺驱动模态谐振频率匹配。由式(8)可知,驱动位移幅值稳定是微陀螺检测输出一致的关键,利用锁相环(phase-locked loop, PLL)实现驱动信号与谐振频率的动态同步,通过自动增益控制环路(automatic gain control, AGC)对驱动幅值进行闭环反馈调节。构建的驱动控制环路如图 7 所示。

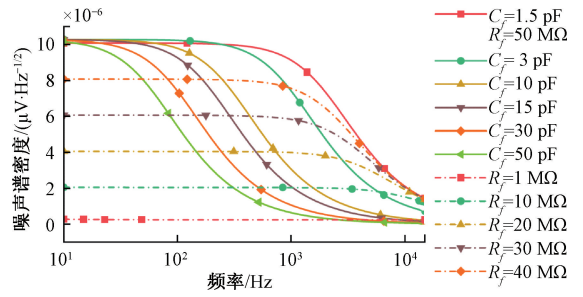


图 6 反馈电容/电阻对接口电路噪声的影响

Fig. 6 Effect of feedback capacitance/resistance on interface circuit noise

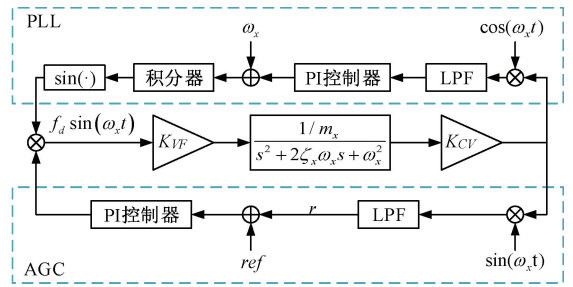


图 7 闭环驱动控制模型

Fig. 7 Closed-loop drive control model

为降低正交耦合误差对检测信号的干扰,采用如图 8 所示正交校正梳齿结构实现直流负刚度校正,其中正交校正刚度 k_q 可由式(15)表示。通过调控正交校正梳齿施加的校正电压 V_q 使 $k_q = -k_{yxx}$,正交耦合刚度将被抵消,实现正交误差校正。

$$k_q = 4V_{dc} V_q \left(\frac{n_q \epsilon h}{y_0} + \frac{n_q \epsilon h}{y_1} \right) \quad (15)$$

式中: V_q 为正交校正电压; V_{dc} 为直流偏置电压; n_q 为正交校正梳齿总个数; ϵ 为介电常数; h 为梳齿厚度; y_0 、 y_1 分别为正交校正梳齿与固定梳齿的短、长间距。

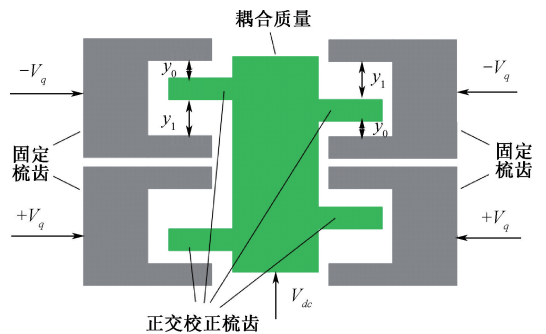


图 8 正交校正梳齿

Fig. 8 Quadrature correction comb

本文设计的微陀螺采用开环检测架构,并通过引入比例-积分 (proportional-integral, PI) 控制环路对正交校正电压进行动态调控,以抑制正交误差对输出信号的耦合干扰。如图 9 所示,该控制策略通过实时检测正交误差分量,利用 PI 控制器生成正交校正电压反馈至敏感结构,形成闭环补偿机制,从而实现正交误差抑制。

基于上述理论,建立微陀螺机电一体化系统的 Simulink 模型,如图 10 所示。该模型完整复现了驱动-检测模态动力学特性、机电耦合效应及闭环控制,可对微陀螺灵敏度、噪声特性等核心指标进行定量仿真分析,仿真结果将应用于后续相关优化。

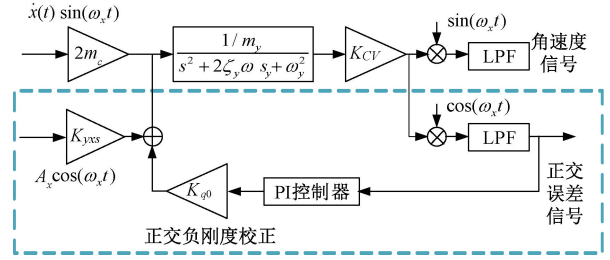


图 9 开环检测与正交闭环控制模型

Fig. 9 Open-loop detection and quadrature closed-loop control model

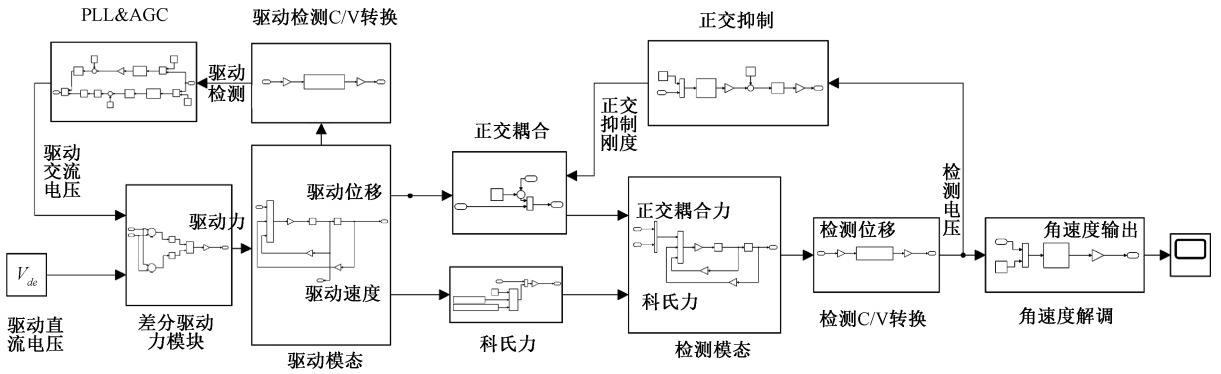


图 10 微陀螺机电一体化系统 Simulink 模型

Fig. 10 Simulink model of the MEMS gyroscope mechatronic system

2 微陀螺机电一体化系统级优化设计

2.1 模态频率计算

灵敏度是微陀螺重要的性能指标之一。由式(4)可知,当 ω_x 与 ω_y 接近时,灵敏度增大,当 $\omega_x = \omega_y$ 时,灵敏度达到最大。因此,驱动与检测模态固有频率匹配可提高微陀螺的灵敏度,频率匹配系数 G 可表示为:

$$G = \left| \frac{\omega_y - \omega_x}{\omega_x} \right| \quad (16)$$

本文支撑梁采用双折梁结构,如图 11 所示,该结构相对于传统直梁与折叠梁,其刚度系数有着更低的温度敏感性。

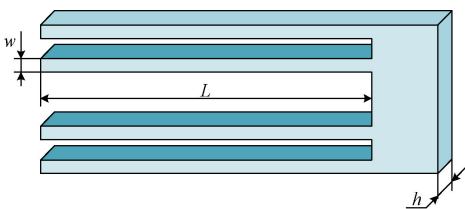


图 11 双折梁结构

Fig. 11 Diagram of a double folded beam structure

双折梁的刚度系数为:

$$k = \frac{Ew^3h}{L^3} \quad (17)$$

式中: E 为材料杨氏模量; w 为梁的宽度; h 为梁的厚度; L 为梁的长度。

由 $\omega = \sqrt{k/m}$ 得到各个模态的谐振频率,与 COMSOL 有限元仿真结果对比如表 1 所示,一阶模态为反相驱动模态,二阶模态为反相检测模态,三阶模态为同相驱动模态。一、二阶模态(工作模态)频率误差最大仅为 0.74%,验证了理论计算的准确性。

表 1 理论计算与有限元仿真模态频率对比

Table 1 Comparison of theoretically calculated and finite element simulated modal frequencies

模态/Hz	理论计算	有限元仿真	误差/%
一阶频率	8 492.4	8 533.8	0.48
二阶频率	8 501.4	8 564.9	0.74
三阶频率	8 660.9	8 921.4	2.92

2.2 信噪比计算

在高精度测量过程中,微陀螺输出信号的信噪比 (signal-to-noise ratio, SNR) 扮演着至关重要的角色。信

噪比是指有用信号强度与背景噪声强度的比值,高信噪比意味着信号中的有用信息更加突出,背景噪声的影响被有效抑制,从而提高了测量结果的准确性和稳定性^[27-30]。微陀螺检测电容变化量可表示为:

$$C(t) = C_1 - C_2 = \frac{4n\epsilon_0\epsilon_r w}{d_0} y(t) \quad (18)$$

由检测电容时变模型以及电容器基本物理原理 $Q = CU$, 可得微陀螺输出电流信号为:

$$i(t) = \frac{dQ}{dt} = U \frac{dC}{dt} = U \cdot \frac{2n\epsilon_0\epsilon_r l_z}{d_0} \frac{dx}{dt} = U \cdot \frac{2n\epsilon_0\epsilon_r l_z}{d_0} \ddot{y}(t) \quad (19)$$

式中: $i(t)$ 表示电流; Q 表示电荷量; U 表示电压; C 表示电容; n 表示梳齿数量; ϵ_0 是真空的电容率; ϵ_r 是介质的相对电容率; l_z 表示电容极板的重叠长度; d_0 表示电容极板之间的初始间隙。

前置接口电路输出响应可表示为:

$$V_{\text{sns}}(s) = -I(s) \cdot Z = -\frac{I(s)R_f}{1 + sR_f C_f} \quad (20)$$

式中: Z 为接口电路的等效阻抗。

为保证微陀螺输出信号的有效性,输出信号信噪比是重要衡量指标。其信噪比 SNR 可以表示为:

$$SNR = 10 \cdot \lg\left(\frac{V_{\text{sns}}}{V_e}\right) \quad (21)$$

式中: V_{sns} 为有效信号; V_e 为噪声信号,由式(13)和(14)所述功率谱密度换算得到。

2.3 系统级优化设计

由于微制造工艺固有限制,不可避免地会产生结构尺寸误差。这些误差的累积效应可能会导致微陀螺系统性能下降。基于图 10 所示模型,对微陀螺系统仿真分析结构参数对输出信号信噪比产生的影响如图 12 所示。

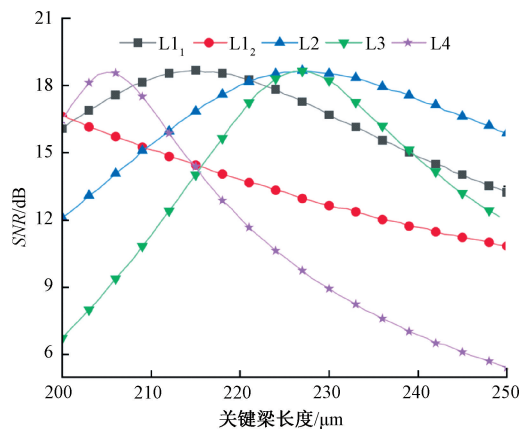


图 12 各双折梁长度对陀螺仪系统信噪比的影响
Fig. 12 Effect of each double folded beam length on the signal-to-noise ratio of the gyroscope system

由图 12 可知,随着关键梁 $L1_1$ 、 $L2 \sim L4$ 的长度增加,信噪比呈现出先增加后减少的趋势,其中 $L1$ 在 $215 \mu\text{m}$ 附近达到峰值, $L2$ 和 $L3$ 在 $228 \mu\text{m}$ 附近达到峰值, $L4$ 在 $205 \mu\text{m}$ 附近达到峰值。相比之下,关键梁 $L1_2$ 长度增加导致信噪比降低。不同位置处的双折梁长度对微陀螺信噪比具有显著影响,且存在一个最优的关键梁长度,使得信噪比达到最大值。梁长度对陀螺结构工作模态频率产生影响,进而使得结构与电路失配导致对陀螺结构输出信号放大倍数衰减,进而致使信噪比降低。

为探寻微陀螺机电耦合系统最优性能,以提升模态频率匹配系数和输出信号信噪比为目标,建立优化模型如式(22)所示,采用 MMA 算法对结构尺寸和电路参数进行协同优化设计。

$$\begin{cases} \text{obj: } \min \{ \alpha_1 \cdot G_e + \alpha_2 / \text{SNR}_e \} \\ \text{s. t. : } \{ G_e < G_{\text{max}}, \text{SNR}_e > \text{SNR}_{\text{min}}, \\ L_{\text{min}} \leq L_i \leq L_{\text{max}}, C_{f\text{min}} \leq C_f \leq C_{f\text{max}}, \\ R_{f\text{min}} \leq R_f \leq R_{f\text{max}} \} \end{cases} \quad (22)$$

式中: G_e 代表归一化后的频率匹配系数; SNR_e 代表归一化后的输出信号信噪比; α_1 、 α_2 分别为其权重系数。

优化目标迭代过程如图 13 所示,优化前后的设计参数如表 2 所示。

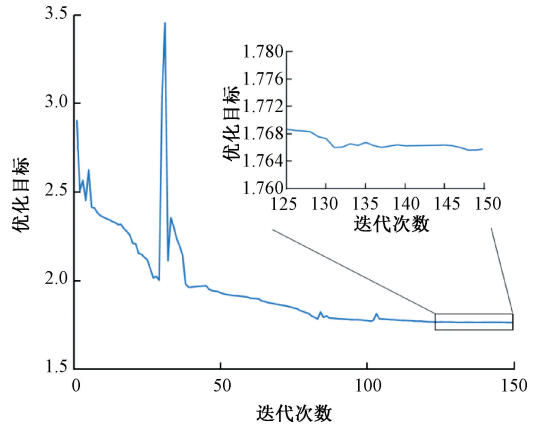


图 13 优化目标迭代过程

Fig. 13 Iteration process of the optimization objective

表 2 微陀螺系统优化前后参数对比

Table 2 Comparison of parameters before and after optimization of micro gyroscope system

参数	优化前参数	优化后参数
双折梁 1 的长梁长度 $L1_1/\mu\text{m}$	200	212
双折梁 1 的短梁长度 $L1_2/\mu\text{m}$	200	174
双折梁 2 长度 $L2/\mu\text{m}$	230	224
双折梁 3 长度 $L3/\mu\text{m}$	230	225
双折梁 4 长度 $L4/\mu\text{m}$	200	206
双折梁 5 长度 $L5/\mu\text{m}$	200	204

表 2(续)

参数	优化前参数	优化后参数
驱动检测反馈电容 Cf_{ds}/F	15×10^{-12}	15×10^{-12}
驱动检测反馈电阻 Rf_{ds}/Ω	30×10^6	30×10^6
检测反馈电容 Cf_s/F	15×10^{-12}	5×10^{-12}
检测反馈电阻 Rf_s/Ω	30×10^6	51×10^6
系统信噪比 SNR/dB	17.70	37.45

3 微陀螺性能参数测试与实车路跑验证

为评估所提出的微陀螺机电一体化优化设计方法的有效性,分别从微结构动力学特性参数和器件级输出性能参数两个层面开展参数测试。其中,微结构动力学特性参数包括驱动模态与检测模态的谐振频率及品质因子 (quality factor, Q 值),用于表征敏感结构的动力学特性与机械热噪声水平;器件级输出性能参数包括灵敏度和零偏不稳定性,用于评价微陀螺的测量精度与信号稳定性。此外,将所研制的微陀螺样件集成于汽车平台开展实车路跑实验,通过对汽车横摆角速度 (z 轴) 的测量,进一步验证其在实际运动环境下的工作可靠性与应用可行性。

所研制的微陀螺样件及其接口电路测试板如图 14 所示。

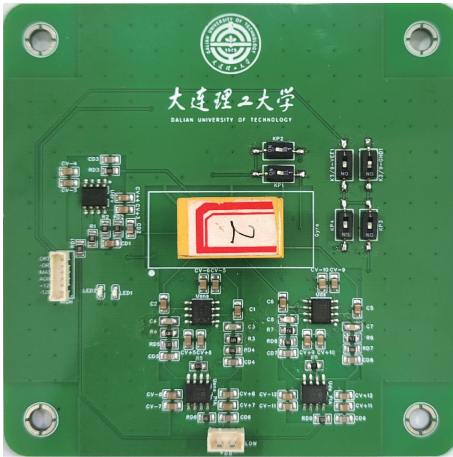


图 14 微陀螺与接口电路 PCB 测试板

Fig. 14 MEMS gyroscope and interface circuit PCB test board

微陀螺采用常压封装形式,接口电路中的电荷放大器选用 AD864 运算放大器。为降低接口电路的总等效输入噪声电流并减小寄生效应,AD864 被尽量布置在靠近微陀螺的位置,同时在关键走线附近去除铺铜以减小运算放大器与微陀螺之间的寄生电容。测试所用驱动与控制闭环由锁相放大器 HF2LI 实现,其实验接线与系统布局如图 15 所示。

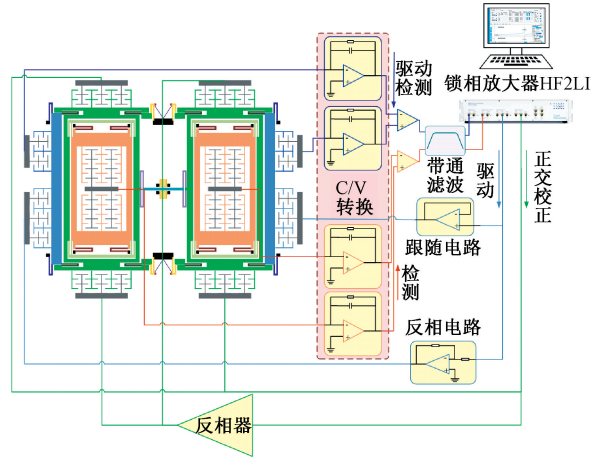


图 15 性能参数测试系统

Fig. 15 Performance parameter measurement system

3.1 微结构模态频率与 Q 值测试

采用扫频测试方法对微结构的驱动模态与检测模态进行表征。利用锁相放大器 HF2LI 对微陀螺驱动电极施加扫频激励信号,其中直流偏置电压 $V_{dc} = 7 V$,交流激励电压 $V_{ac} = 6 V$ 。通过测量驱动检测梳齿和检测梳齿的电容变化表示敏感结构在不同频率下的振动响应,从而获得其幅频特性曲线,如图 16 所示。

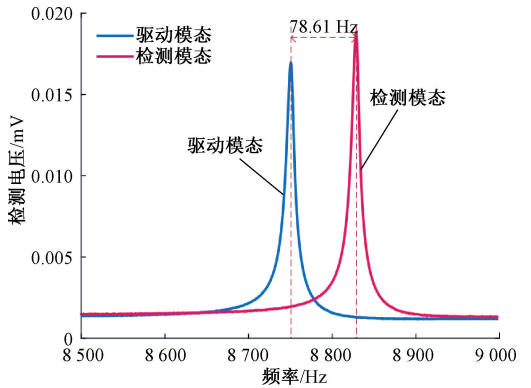


图 16 微结构扫频曲线

Fig. 16 Frequency sweep response of the micro structure

基于幅频响应曲线提取对应模态的谐振频率和谐振峰-3 dB 处的带宽,所测样件驱动模态的谐振频率为 8 750.47 Hz,带宽为 8.68 Hz;检测模态的谐振频率为 8 828.63 Hz,带宽为 8.59 Hz,与设计频率的误差约为 2.9%。利用半带宽法计算所测微陀螺驱动模态 Q 值为 1 008.1,检测模态 Q 值为 1 027.8。

3.2 微陀螺灵敏度与零偏不稳定性测试

在完成微结构动力学特性测试的基础上,进一步对微陀螺的输出性能参数进行测试。灵敏度测试通过在已知角速度激励条件下测量微陀螺输出电压变化量,获得

输出与输入角速度之间的比例关系;零偏不稳定性测试则在无角速度输入条件下,对微陀螺输出信号进行长时间采样,并基于 Allan 方差分析方法对其零偏稳定性进行评估。

在灵敏度测试过程中,利用锁相放大器 HF2LI 内置的 PI 控制环路对微陀螺检测模态的正交分量进行抑制。通过向微结构正交校正电极施加直流校正电压,以检测模态的正交解调输出电压为零作为控制目标,实现对正交误差的闭环补偿。利用单轴转台对微陀螺样件施加 z 轴角速度载荷,范围为 ± 360 ($^{\circ}$)/s,微陀螺输出电压如图 17 所示。

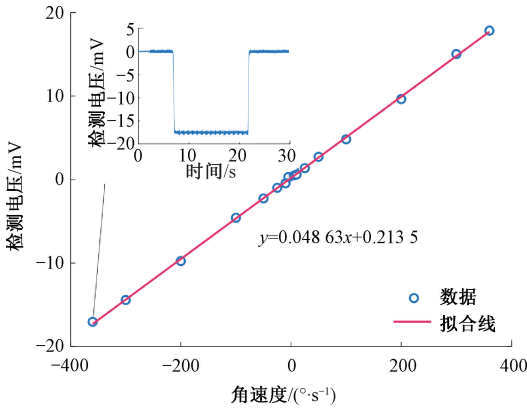


图 17 灵敏度测试

Fig. 17 Sensitivity test

当转台发生角速度变化时,微陀螺输出信号呈现明显的阶跃特征,根据输出电压与输入角速度之间的比例关系,计算得到所测样件的灵敏度为 $0.4869 \text{ mV}/(^{\circ}/\text{s})$ 。由式(21)计算此时阶跃信号的信噪比为 36.31 dB ,与理论仿真数据 37.45 dB 接近,表明实验测试结果与机电耦合模型分析具有较好一致性。

在零偏不稳定性测试中,采用与前述灵敏度测试相同的测试配置,在室温条件下对处于静止状态的微陀螺进行长时间连续采样。测试过程中,采样时长为 2 h ,采样频率为 250 Hz 。通过对采集到的零位角速度输出信号进行处理,获得其随时间变化的零位角速度漂移曲线(如图 18 小图所示)及对应的 Allan 标准差结果,如图 18 所示,计算可得微陀螺零偏不稳定性为 28.26 ($^{\circ}$)/h。

3.3 微陀螺实车路跑验证

将所研制的微陀螺样件(含接口电路测试板)和高精度商业微陀螺 HD6084A 安装固定于汽车后备箱内的测试台架上,用于开展实车路跑实验,如图 19 所示。

两款微陀螺的主要性能指标对比如表 3 所示,其中 HD6084A 的零偏不稳定性低至 0.5 ($^{\circ}$)/h,可作为实车路跑测试中的参考器件,为所研制的微陀螺动态输出提供对比与校准依据。在数据采集过程中,所研制的微陀螺

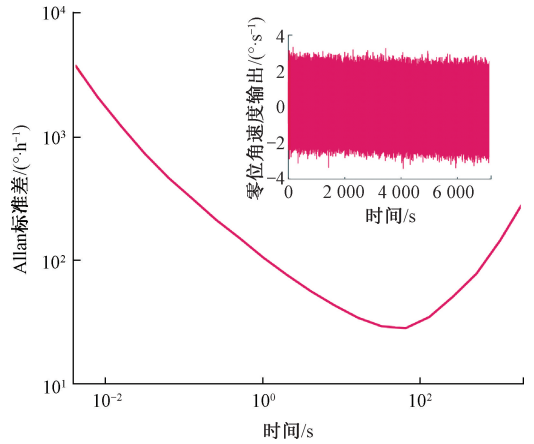


图 18 Allan 标准差与零位角速度输出

Fig. 18 Allan deviation and zero-rate angular velocity output

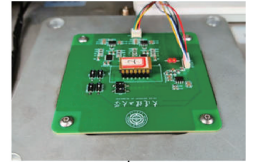


高精度商业微陀螺 HD6084A

微陀螺样件及接口电路



数字信号输出



模拟信号输出

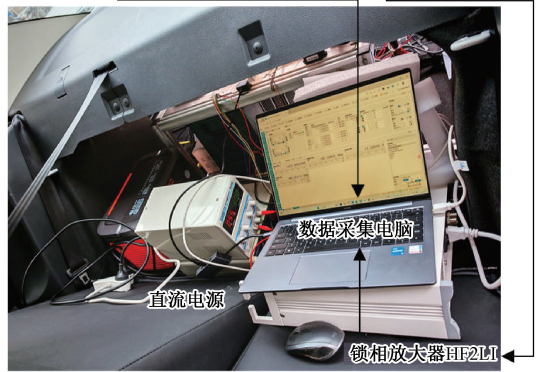


图 19 微陀螺实车路跑设备

Fig. 19 On-vehicle road test setup for MEMS gyroscope

样件及接口电路测试板通过模拟信号线将输出电压信号传输至锁相放大器 HF2LI,经同步解调与低通滤波后传输到电脑上位机软件进行采集。相比之下,高精度商业微陀螺 HD6084A 内部配备有专用集成电路(application-

specific integrated circuit, ASIC) 测控芯片,其角速度输出以数字信号形式通过 RS232 接口直接传输至上位机软件进行采集。实车测试过程中,驾驶车辆以 20 km/h 的速度在封闭校园道路上行驶,先后经历转弯、环岛绕行(颠簸路面)等混合工况,测试得到的微陀螺角速度输出曲线如图 20 所示。

表 3 微陀螺性能指标对比

Table 3 Comparison of MEMS gyroscope performances

性能指标	本文研制的微陀螺样件	高精度微陀螺 HD6084A
量程	$\pm 360(^{\circ})/s$	$\pm 400(^{\circ})/s$
灵敏度	0.486 9 mV/($^{\circ}/s$)	20 000 LSB/($^{\circ}/s$)
零偏不稳定性	28.6($^{\circ})/h$	<0.5($^{\circ})/h$

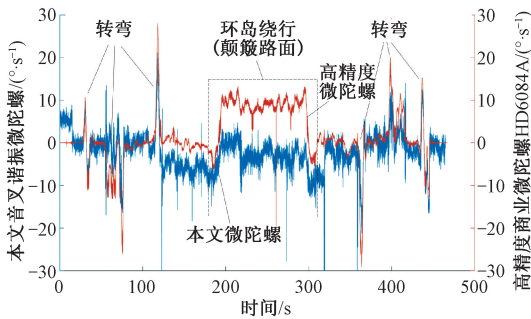


图 20 实车路跑实验中的微陀螺输出对比

Fig. 20 Comparison of MEMS gyroscope outputs during on-vehicle road testing

通过对比可知,本文设计的音叉谐振微陀螺与高精度微陀螺 HD6084A 在转弯工况下角速度曲线吻合良好,可有效测得汽车姿态。在环岛绕行(颠簸路面)时,高精度微陀螺 HD6084A 输出呈现近似阶跃响应,本文音叉谐振微陀螺也在同时段输出一个基线较低的阶跃响应,这是因为在颠簸环岛路面行驶时模拟信号线振动会影响信号输出,而 HD6084A 以数字信号输出受外界干扰较小。受限于本文研究工作以方法验证为目标,尚未集成专用 ASIC 测控芯片,因此在抗外界干扰能力方面仍存在一定差距。但总体来看,两款微陀螺在汽车动态转向过程中的输出较为一致,可有效验证本文所提方法的有效性。

4 结 论

本文提出了全解耦音叉谐振微陀螺机电一体化建模与机电参数协同优化设计方法,建立了包含驱动/检测模态开环动力学特性计算、微结构正交误差闭环控制、接口电容检测电路噪声分析的微陀螺机电一体化系统级

Simulink 模型,可实现微陀螺灵敏度、噪声特性等指标定量仿真分析,并基于 MMA 算法开展结构-电路参数协同优化设计。主要结论为:

1) 基于所设计的全解耦音叉谐振敏感结构,建立了微陀螺敏感结构等效解耦动力学模型,为系统级机电耦合分析提供理论基础;

2) 分析电路噪声对系统性能的影响,通过优化反馈电阻与反馈电容的组合参数配置,提高了接口电路的增益与稳定性;

3) 建立了微陀螺机电一体化系统级优化模型,采用 MMA 算法对微陀螺性能进行优化设计,显著提高了系统的信噪比;

4) 设计了微陀螺接口电路 PCB 测试板,开展了模态扫频、灵敏度、信噪比以及零偏不稳定性等性能参数测试。

实验结果显示,优化后的微陀螺驱动模态频率为 8 750.47 Hz, Q 值为 1 008.1;检测模态频率为 8 828.63 Hz, Q 值为 1 027.8,实测模态频率与结构设计频率的误差约为 2.9%;微陀螺灵敏度为 0.486 9 mV/($^{\circ}/s$),零偏不稳定性为 28.26($^{\circ})/h$,信噪比为 36.31 dB,与优化前相比提升 18.61 dB。此外,对所设计的音叉谐振微陀螺进行了实车路跑实验,在车辆转向、环岛绕行等典型动态工况下能稳定输出角速度信号,其动态响应特性与高精度参考器件保持较好一致性,从系统应用层面验证了所提机电一体化协同优化设计方法的有效性。

参考文献

- [1] MARX M, CUIGNET X, NESSLER S, et al. An automatic MEMS gyroscope mode matching circuit based on noise observation[J]. IEEE Transactions on Circuits and Systems II: Express Briefs, 2019, 66(5): 743-747.
- [2] SCHAECHTER J D, STOKES C, CONNELL B D, et al. Finger motion sensors for fMRI motor studies[J]. NeuroImage, 2006, 31(4): 1549-1559.
- [3] QIN SH Y, GAI H Y, CHEN Y. Status and development of high-performance MEMS gyroscope[C]. 2024 IEEE 6th Advanced Information Management, Communicates, Electronic and Automation Control Conference, 2024: 870-876.
- [4] 李伟忠,孙鹏. 战术导弹用 MEMS 陀螺仪研制进展及关键技术[J]. 导航与控制, 2017, 16(3): 97-104.
LI W ZH, SUN P. Research on progress and the key technology of MEMS gyroscope in tactical missile[J]. Navigation and Control, 2017, 16(3): 97-104.
- [5] WU G Q, CHUA G L, GU Y D. A dual-mass fully decoupled MEMS gyroscope with wide bandwidth and

- high linearity[J]. *Sensors and Actuators A: Physical*, 2017, 259: 50-56.
- [6] LI Q S, XIAO D B, ZHOU X, et al. Dynamic modeling of the multiring disk resonator gyroscope[J]. *Micromachines*, 2019, 10(3): 181.
- [7] GAO M Z, SUN J K, YU SH, et al. Investigation of the charge accumulation based on stiffness variation of the micro-shell resonator gyroscope [J]. *Micromachines*, 2023, 14(9): 1755.
- [8] NEUL R, GOMEZ U M, KEHR K, et al. Micromachined angular rate sensors for automotive applications[J]. *IEEE Sensors Journal*, 2007, 7(2): 302-309.
- [9] PAGANI L G, DELLEA S, BURSI G, et al. Enhancing vibration robustness and noise in automotive gyroscope with large drive motion and levered sense mode [C]. 2019 IEEE 32nd International Conference on Micro Electro Mechanical Systems, 2019: 708-711.
- [10] ENDEAN D, CHRIST K, DUFFY P, et al. Near-navigation grade tuning fork MEMS gyroscope[C]. 2019 IEEE International Symposium on Inertial Sensors and Systems, 2019: 1-4.
- [11] ZHANG H, YIN L, CHEN W P, et al. Monolithic integrated interface ASIC with quadrature error correction for MEMS dual-mass vibration gyroscope [J]. *IEEE Sensors Journal*, 2024, 24(11): 17486-17499.
- [12] WU ZH Y, FENG R H, SUN CH L, et al. A dual-mass fully decoupled MEMS gyroscope with optimized structural design for minimizing mechanical quadrature coupling[J]. *Microelectronic Engineering*, 2023, 269: 111918.
- [13] 许高斌, 徐礼建, 余智, 等. 基于蒙特卡洛仿真的 MEMS 陀螺仪可靠度分析[J]. *合肥工业大学学报(自然科学版)*, 2021, 44(1): 61-66, 88.
XU G B, XU L J, YU ZH, et al. Reliability analysis of MEMS gyroscopes based on Monte-Carlo simulation[J]. *Journal of Hefei University of Technology (Natural Science)*, 2021, 44(1): 61-66, 88.
- [14] ZHONG Z Y, ZHANG W M MENG G, et al. Inclination effects on the frequency tuning of comb-driven resonators[J]. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 2013, 22(4): 865-875.
- [15] ZHENG X D, WU H B, LIN Y Y, et al. Linear parametric amplification/attenuation for MEMS vibratory gyroscopes based on triangular area-varying capacitors[J]. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 2020, 30(4): 045010.
- [16] WU H B, ZHENG X D, WANG X T, et al. A 0.09°/h bias-instability MEMS gyroscope working with a fixed resonance frequency[J]. *IEEE Sensors Journal*, 2021, 21(21): 23787-23798.
- [17] 钟舟, 黄丽斌, 杨波. 硅微机械陀螺仪模拟信号检测技术研究[J]. *传感技术学报*, 2009, 22(4): 495-498.
ZHONG ZH, HUANG L B, YANG B. Research on analog signal detecting of silicon micro-machined gyroscopes [J]. *Chinese Journal of Sensors and Actuators*, 2009, 22(4): 495-498.
- [18] LIU M X, FAN Q, ZHAO J, et al. A phase compensation method for MEMS quadruple mass gyroscope in zero bias drift[J]. *IEEE Sensors Journal*, 2021, 21(3): 3087-3096.
- [19] ZHAO Y, QIU AN P, SHI Q, et al. Modeling of sensing interface for micromachined gyroscope and its front-end optimization [J]. *Optics and Precision Engineering*, 2013, 21(7): 1734-1740.
- [20] HE CH H, XU Y Y, WANG X M, et al. Noise analysis and suppression methods for the front-end readout circuit of a microelectromechanical systems gyroscope [J]. *Sensors*, 2024, 24(19): 6283.
- [21] SHARMA A, ZAMAN M F, AYAZI F, et al. A sub - 0.2°/hr bias drift micromechanical silicon gyroscope with automatic CMOS mode-matching [J]. *IEEE Journal of Solid-State Circuits*, 2009, 44(5): 1593-1608.
- [22] BERNSTEIN J, CHO S, KING A T, et al. A micro-machined comb-drive tuning fork rate gyroscope [C]. *Proceedings IEEE Micro Electro Mechanical Systems*, 1993: 143-148.
- [23] ZAMAN M F, SHARMA A, HAO Z L, et al. A mode-matched silicon-yaw tuning-fork gyroscope with subdegree-per-hour Allan deviation bias instability[J]. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 2008, 17(6): 1526-1536.
- [24] ZHANG T, ZHOU B, YIN P, et al. Multi-order system dynamic model of the center support quadruple mass gyro(CSQMG)[C]. 2016 IEEE SENSORS, 2016: 1-3.
- [25] ZHOU B, ZHANG T, YIN P, et al. Innovation of flat gyro: Center support quadruple mass gyroscope [C]. 2016 IEEE International Symposium on Inertial Sensors and Systems, 2016: 42-45.
- [26] 董晓亮, 张志勇, 杨拥军. 高精度 MEMS 硅微陀螺仪正交误差设计[J]. *微纳电子技术*, 2022, 59(8): 795-800, 830.

DONG X L, ZHANG ZH Y, YANG Y J. Quadrature error design of high-precision MEMS silicon microgyroscope[J]. Micronanoelectronic Technology, 2022, 59(8): 795-800, 830.

[27] 夏嘉斌,祝连庆,于明鑫,等.基于DSC-U-Net模型的光纤光栅信号去噪方法[J].仪器仪表学报,2025,46(12):332-342.

XIA J B, ZHU L Q, YU M X, et al. Denoising method of fiber grating signal based on DSC-U-Net model [J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2025, 46(12): 332-342. .

[28] 杨继森,熊浩,文杰,等.基于气隙磁场分层耦合的直线时栅位移传感器研究[J].仪器仪表学报,2023,44(6):116-125.

YANG J S, XIONG H, WEN J, et al. Research on linear time-grating displacement sensor based on stratified coupling of air gap magnetic field[J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2023, 44(6): 116-125.

[29] 管彦周,万生鹏,程亚楠,等.基于移动方差平均算法的相位敏感光时域反射计去噪算法研究[J].仪器仪表学报,2022,43(10):233-240.

GUAN Y ZH, WAN SH P, CHENG Y N, et al. Research on the denoising algorithm of phase sensitive optical time domain reflectometry based on the moving variance average algorithm [J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2022, 43(10): 233-240.

[30] 王友康,李从飞,韩文昇,等.基于FPGA的像增强器信噪比测试仪控制系统设计[J].电子测量技术,2023,46(19):1-7.

WANG Y K, LI C F, HAN W SH, et al. Design of signal to noise ratio test system for image intensifier based on FPGA [J]. Electronic Measurement Technology, 2023, 46(19): 1-7.

作者简介



东泽源,2018年于南京农业大学获得学士学位,2021年于大连理工大学获得硕士学位,现为大连理工大学博士研究生,主要研究方向为MEMS惯性传感器设计。

E-mail:dongzeyuan@dlut.edu.cn

Dong Zeyuan received his B.Sc. degree from Nanjing Agricultural University in 2018, and his M.Sc. degree from Dalian University of Technology in 2021. He is currently pursuing his Ph.D. degree at Dalian University of Technology. His main research interest is MEMS inertial sensors design.



尚文海,2022年于中国矿业大学获得学士学位,2025年于大连理工大学获得硕士学位,现为上海芯源微企业发展有限公司机械工程师,主要研究方向为MEMS惯性传感器设计。

E-mail:wh_shang@foxmail.com

Shang Wenhai received his B.Sc. degree from China University of Mining and Technology in 2022, his M.Sc. degree from Dalian University of Technology in 2025. He is currently a mechanical engineer in KINGSEMI (SH) Co., Ltd. His main research interest is the design of MEMS inertial sensors.



赵剑(通信作者),2003年于桂林电子科技大学获得学士学位,2006年和2008年于西安电子科技大学获得硕士学位和博士学位,现为大连理工大学教授,主要研究方向为智能车辆感知系统。

E-mail:jzhao@dlut.edu.cn

Zhao Jian (Corresponding author) received his B.Sc. degree from Guilin University of Electronic Technology in 2003, his M.Sc. and Ph.D. degrees both from Xidian University in 2006 and 2008, respectively. He is currently a professor at Dalian University of Technology. His main research interest is intelligent vehicle perception system.



刘蓬勃,2004年于大连工业大学获得学士学位,2008年和2015年于大连理工大学获得硕士学位和博士学位,现为大连理工大学高级实验师,主要研究方向为MEMS惯性传感器和生物传感器。

E-mail:pengboliu@dlut.edu.cn

Liu Pengbo received his B.Sc. degree from Dalian Polytechnic University in 2004, his M.Sc. and Ph.D. degree both from Dalian University of Technology in 2008 and 2015, respectively. He is currently an engineer at Dalian University of Technology. His main research interests include MEMS inertial sensors and biosensors.



霍慧,2017年于郑州大学获得学士学位,2023年于大连理工大学获得博士学位,现为西安理工大学讲师,主要研究方向为不确定性量化与可靠性评估。

E-mail:huohui_hh@163.com

Huo Hui received her B.Sc. degree from Zhengzhou University in 2017, her Ph.D. degree from Dalian University of Technology in 2023. She is currently a lecturer at Xi'an University of Technology. Her main research interests include uncertainty quantification and reliability assessment.