谐振式微光学陀螺标度因数及其非线性度分析

洪灵菲 张春熹 冯丽爽 于怀勇

(北京航空航天大学 仪器科学与光电工程学院, 北京 100191)

摘 要: 谐振式微光学陀螺(RMOG, Resonator Micro-Optic Gyro)输出标度因数非线性度在大角速度应用时变得明显,影响陀螺性能. 理论分析了 RMOG 中频率调制偏置量对标度因数及其非线性度的影响;根据 RMOG 谐振腔的谐振输出特性,仿真计算了输入角速度范围内的理论标度因数及其非线性度. 利用已知的温度性能测试结果建立了标度因数温度误差模型. 搭建 RMOG 实验系统,实际测量输出标度因数 ~0.95. 模拟和实际转动实验得到 ±500(°)/s范围内标度因数非线性度分别为 6.88×10^{-4}和0.93%,表明通过有效消除环境因素影响,可以使 RMOG 的输出非线性度满足多数惯性应用的要求.

关 键 词: 谐振式微光学陀螺; 标度因数; 非线性度; 频率调制偏置; 温度误差

中图分类号: TN 815;TN 911.74

文献标识码: A **文 章 编 号**: 1001-5965(2012)08-1046-05

Investigation on scale factor and output nonlinearity in resonator micro-optic gyro

Hong Lingfei Zhang Chunxi Feng Lishuang Yu Huaiyong

(School of Instrument Science and Opto-electronics Engineering, Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100191, China)

Abstract: The output nonlinearity of the resonator micro-optic gyro (RMOG) becomes significant along with the increase of the rotation rate. The influence on the scale factor and output nonlinearity by bias-frequency-modulation rate was theoretically analyzed. Corresponding to the resonant characteristics of the RMOG, theoretical scale factor and output nonlinearity within the rotation rate range were calculated. Furthermore, analysis on scale factor error induced by temperature was carried out. RMOG experimental system was set up, with the scale factor of ~0.95. Nonlinearity of 6.88×10^{-4} and 0.93% in the region from 500(°)/s to +500(°)/s were reliably achieved in the simulated and real rotational test, expressing the output nonlinearity can be low enough for most inertial application with proper countermeasure to eliminate the influence from the environment.

Key words: resonator micro-optic gyro; scale factor; nonlinearity; frequency-modulation bias; thermal error

标度因数及输出非线性度是谐振式微光学陀螺(RMOG, Resonator Micro-Optic Gyro)的两项重要技术指标[1]. 方波频率调制下的RMOG,输出解调曲线在零频偏附近有较大的近似线性工作区间,使开环 RMOG 具有大的工作范围[2-4]. 不同的方波频率调制偏置对应不同的解调曲线线性区斜率,通过选择适当的偏置量可得到较大的光学传感部件标度因数[5-7]. 但由于解调曲线并非理想线性,存在固有的非线性度. 温度等环境因素的变化以及调制误差的影响也是引起陀螺输出非线性的主要原因[8-9]. 标度因数温度误差来源主要考虑中心波长、谐振腔几何尺寸、调制器调制系数

收稿日期: 2011-04-28; **网络出版时间**: 2012-08-23 14:55

网络出版地址: www.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20120823.1455.014.html

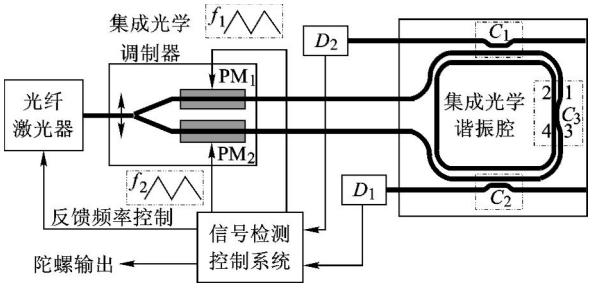
基金项目: 国家自然科学基金资助项目(50875015)

作者简介: 洪灵菲(1983-),女,浙江兰溪人,博士生,lingfeihong@gmail.com.

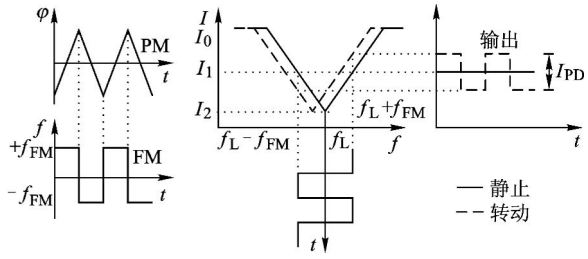
和电路增益等参数的温度变化率[10-11].

1　固有标度因数及其非线性度

RMOG 系统结构如图 1a 所示. 由光纤激光器发出的激光经集成光学调制器(PM_1,PM_2)分光和调制后,分别通过集成在谐振腔芯片上的方向耦合器 C_1 和 C_2 后经谐振腔耦合器 C_3 耦合进入谐振腔形成顺、逆时针传播的光束;探测器 D_1 和 D_2 检测从谐振腔出射的光,作为信号检测与控制系统的输入. 系统采用相位调制实现偏置频率调制. 在信号检测与控制系统中产生与检测系统同步的模拟三角波调制信号,三角波上升和下降半周分别对应频率调制中大小相等的反向偏置,如图 1b 所示. 陀螺静止时,输出直流信号;当陀螺发生转动时,输出与调制信号同频的方波,一定输入角速度范围内,方波幅值与角速度成近似线性比例关系,通过检测输出方波幅值可以得到陀螺转动角速度.



a　RMOG 系统结构框图



f_{FM}—方波频率调制(FM)单边偏置;f_L—光纤激光器出射光频率;I_0—谐振腔入射端的光强;I_1—静止时调制后输出光强;I_2—谐振频率点输出光强;I_{PD}—转动条件下出射光强差.

b　方波频率调制原理

图 1　RMOG 系统结构与调制原理

为了进一步分析方波频率调制对输出性能的影响,探测器的解调输出信号可表示为

$$V_{PD}(\Delta f) = I_0 R P_{PD}(1-\alpha_c)\rho \cdot \{C^2/[C^2+(\Delta f-f_{FM})^2]-C^2/[C^2+(\Delta f-f_{FM})^2]\} \quad (1)$$

式中,$C=(1-Q)/(2\pi\tau Q^{1/2})$,$\tau$ 为谐振腔的渡越时间,$Q=(1-\alpha_c)^{1/2}(1-\kappa)^{1/2}(1-\alpha_L)^{1/2}e^{-\Delta\omega\tau}$,$\kappa$ 为耦合系数,α_L 为谐振腔损耗,$\Delta\omega$ 为激光光源谱线宽度;R 为探测器跨阻;α_c 为定向耦合器的损耗;P_{PD} 为探测器的光电转换效率;ρ 为谐振曲线的谐振深度;Δf 为频率偏移量.

由此,得到不同 f_{FM} 下探测器 I_{PD} 与 Δf 的关系如图 2 所示. 在零频偏点两侧存在对应最大输出方波幅值的频移点,在这两点之间,I_{PD} 与 Δf 成近似线性关系,可作为陀螺的工作区间;而在两侧,是非线性区间. 不同的 f_{FM} 对应不同的线性工作区范围和线性区斜率,应根据应用要求适当选取调制频偏.

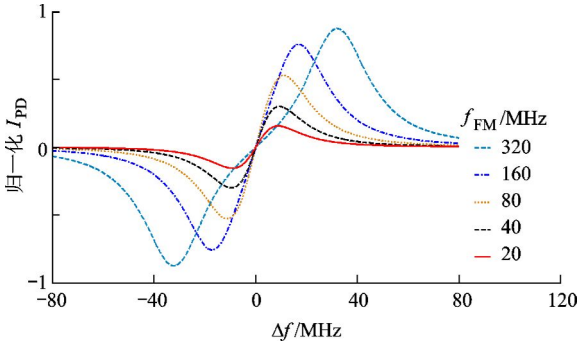


图 2　不同 f_{FM} 下归一化输出 I_{PD} 与 Δf 关系

根据式(1),RMOG 中各器件确定后,探测器输出方波幅值与 Δf 的关系只与 f_{FM} 相关. 由图 2 知,I_{PD} 最大时对应频移点间的范围为陀螺近似线性工作区间,对式(1)求导,$dV_{PD}/d\Delta f=0$,可得对应最大 I_{PD} 的频移点.

$$\frac{dV_{PD}}{d\Delta f} = I_0 R P_{PD}(1-\alpha_c)\rho \cdot \{2C^2(\Delta f-f_{FM})/[C^2+(\Delta f-f_{FM})^2]^2 - 2C^2(\Delta f+f_{FM})/[C^2+(\Delta f+f_{FM})^2]^2\} \quad (2)$$

结合式(2)和图 2,在 f_{FM} 小于某值时,随着 f_{FM} 的增加,输出方波最大幅值对应的 Δf 也增加,表示线性工作范围变大. 然而,当 f_{FM} 继续增大时,零频偏点对应的曲线斜率反而减小,虽然最大输出方波幅值对应的 Δf 增加,但是该区间将不再满足线性工作区的条件,从 $f_{FM}=32$ MHz 的曲线中可以很明显地看出.

标度因数是陀螺输出量与输入角速率的比值. 它是用某一特定直线的斜率表示,该直线是根据整个输入角速率范围内测得的输入、输出数据,用最小二乘法拟合得到. 开环 RMOG 的信号流图如图 3 所示. 陀螺转动角速度 Ω 通过谐振腔转化为频率偏差 $\Delta f'$,解调和信号处理环节分别引入比例系数 K_1 和 K_2. 根据 Sagnac 效应有

$$\Delta f' = \frac{44}{n\lambda L}\Omega \quad (3)$$

式中,L 和 A 分别为谐振腔长度和所包围的面积;n 为谐振腔波导的折射率;λ 为输入光波波长. 式(3)中 $4A/n\lambda L$ 为光学谐振腔理论标度因数. 因此,陀螺输出与输入角速度关系可表示为

$$D = K_2K_1\frac{4A}{n\lambda L}\Omega = K\Omega \tag{4}$$

其中,K_1 为图 2 所示解调曲线的斜率,与调制信号密切相关;K_2 为电路增益. 陀螺的标度因数为

$$K = K_2K_1\frac{4A}{n\lambda L} \tag{5}$$

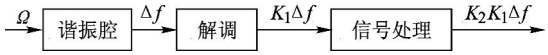


图 3 开环 RMOG 信号流图

标度因数非线性度是反映陀螺性能的另一项主要指标,指在输入角速度范围内,陀螺输出量相对于最小二乘法拟合直线的最大偏差值与最大输出量之比. 根据式(5),K 的影响因素包括谐振腔几何结构参数(A,L),n,λ,调制参数和电路增益. 在系统中,A,L,n,λ 均可视为常量,只考虑调制信号对标度因数及其非线性度的影响. 图 2 可看出,在近似线性工作区内,曲线斜率随着 f_{FM} 和 Δf 的变化而变化,通过求解调曲线对 Δf 的导函数在陀螺各转动角速度对应频率偏移点的取值可看出. 当输入一组角速度 $\Omega_1 = -m\Omega_0$,$\Omega_2 = -(m-1)\Omega_0$,$\Omega_3 = -(m-2)\Omega_0$,$\cdots$,$\Omega_m = -\Omega_0$,$\Omega_{m+1} = 0$,$\Omega_{m+2} = \Omega_0$,$\cdots$,$\Omega_{2m} = (m-1)\Omega_0$,$\Omega_{2m+1} = m\Omega_0$,其中 m 为正整数,Ω_0 为角速度阶跃变化量,$\Delta f_j = (4A/n\lambda L)\Omega_j$,$j = 1,2,\cdots,2m,2m+1$. 在解调曲线上对应相应陀螺输出 F_j,即第 j 个输入角速度时的输出. 可求得理论曲线的输出非线性度. 建立陀螺的输入输出关系线性模型:

$$F_j = K\Omega_j + F_0 + \varepsilon_j \tag{6}$$

式中,F_0 为拟合零位;ε_j 为拟合误差. 用最小二乘法求得 K 和 F_0:

$$K = \frac{\sum_{j=1}^{2m+1}\Omega_jF_j - \frac{1}{2m+1}\sum_{j=1}^{2m+1}\Omega_j\sum_{j=1}^{2m+1}F_j}{\sum_{j=1}^{2m+1}\Omega_j - \frac{1}{2m+1}\left(\sum_{j=1}^{2m+1}\Omega_j\right)^2} \tag{7}$$

$$F_0 = \frac{1}{2m+1}\sum_{j=1}^{2m+1}F_j - \frac{K}{2m+1}\sum_{j=1}^{2m+1}\Omega_j \tag{8}$$

第 j 个输入角速度 Ω_j 下拟合得到陀螺输出为

$$\hat{F}_j = K\Omega_j + F_0 \tag{9}$$

那么陀螺输出特性的逐点非线性偏差为

$$\alpha_j = (\hat{F}_j - F_j)/|F_{max}| \tag{10}$$

式中,$|F_{max}| = \max(|F_1|,|F_{2m+1}|)$ 为最大输入角速度时陀螺输出绝对值的最大值. 标度因数非线性度为

$$K_m = \max|\alpha_j| \tag{11}$$

在 ±500(°)/s 范围内,取 ±500(°)/s,±400(°)/s,±300(°)/s,±200(°)/s,±100(°)/s,0(°)/s,根据式(1)和式(3),得到各输入角速度下探测器输出方波幅值. 利用式(7)~式(11),得到一定 f_{FM} 下的理论输出非线性度,如图 4 所示:随着 f_{FM} 的增加,非线性度先减小后增加,与动态范围的描述相符,且理论输出非线性度均为 10^{-7} 量级.

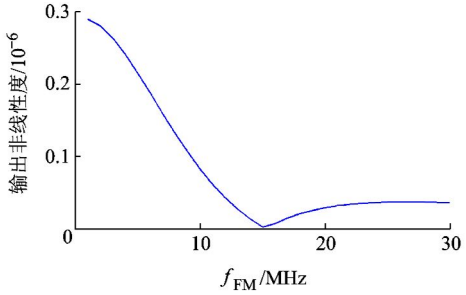


图 4 ±500(°)/s 范围内输出非线性度与 f_{FM} 的关系

在实际系统中,上述参数均受环境因素的影响. 考虑温度因素,标度因数表示为

$$K = K_2(T)K_1(T)\frac{4A(T)}{n(T)\lambda(T)L(T)} \tag{12}$$

式中,$K_2(T)$,$K_1(T)$,$A(T)$,$n(T)$,$\lambda(T)$ 和 $L(T)$ 分别为环境温度影响的解调曲线斜率、电路增益、谐振腔面积、波导折射率、工作波长和谐振腔长. 由于采用 λ 稳定的光纤激光器,$\lambda(T)$ 项的影响可忽略,主要考虑 n 和 K_1 随温度 T 的变化. 由于

$$f_{FM} = \frac{V_{PP}}{V_\pi}f_{FM} \tag{13}$$

式中,V_{PP} 和 f_{PM} 分别为连续线性相位调制波形的峰峰值电压和重复频率;V_π 为相位调制器半波电压. 可得 f_{FM} 变化系数与 V_π 的温度变化率相等:

$$\frac{\Delta f_{FM}}{f_{FM}} = -\frac{\Delta V_\pi}{V_\pi} \tag{14}$$

系统中采用 $V_\pi = 5.82$ V 的相位调制器,根据文献[12],V_π 随 T 以 6.62×10^{-4}/℃ 的变化率线性变化. 可得调制解调引起 K_1 的变化率表达式为

$$\frac{\Delta K_1}{K_1} = \frac{\dfrac{3(\Delta f+f_{FM})^2 - C^2}{[C^2+(\Delta f+f_{FM})^2]^3} - \dfrac{5(\Delta f-f_{FM})^2 + C^2}{[C^2+(\Delta f-f_{FM})^2]^3}}{\dfrac{\Delta f-f_{FM}}{[C^2+(\Delta f+f_{FM})^2]^2} - \dfrac{\Delta f+f_{FM}}{[C^2+(\Delta f-f_{FM})^2]^2}} \cdot f_{FM}\frac{\Delta V_\pi}{V_\pi} \tag{15}$$

代入系统参数,可得谐振频率点($\Delta f = 0$)处:

$$\frac{\Delta K_1}{K_1} = \frac{\Delta V_\pi}{V_\pi} \tag{16}$$

实验测得 n 的温度变化系数 $\Delta n/n = -1.23\times10^{-7}/℃$. 综合 K_1 和 n 的温度变化系数,得到 K 的温度变化系数为

$$\frac{\Delta K}{K} = \frac{\Delta K_1}{K_1} - \frac{\Delta n}{n} = \frac{\Delta V_\pi}{V_\pi} - \frac{\Delta n}{n} \tag{17}$$

$\Delta V_\pi/V_\pi \gg \Delta n/n$,因此,$V_\pi$ 的温度不稳定性是 K_m 的主要影响因素.

2　实验结果与分析

根据图 1a 所示结构,采用 $\lambda = 1\,550$ nm 的光纤激光器,$L = 12.8$ cm,$A = 11.34$ cm^2 的集成光学谐振腔,$V_\pi = 5.82$ V 的集成光学调制器,PIN-FET 光电探测组件,以及频率调制、控制和检测系统搭建 RMOG 实验样机. 连续线性相位调制信号由现场可编程门阵列产生的同步方波通过集成运放本身的分布电容积分而成. 考虑器件特性与调制波形质量,采用 $V_{PP} = 4V_\pi$,$f_{PM} = 1$ MHz 的三角波调制信号,使频率调制单边偏置为 $f_{FM} = 4$ MHz. 图 5 给出了示波器上观察到的相位调制波形 FM 和静止状态下两个探测器 D_1,D_2 的输出曲线. 为了与理论计算结果相比较,分别通过在静态条件下引入固定频率偏置模拟陀螺转动和实际转台实验测量特定频率调制偏置下的 RMOG 标度因数及其非线性度.

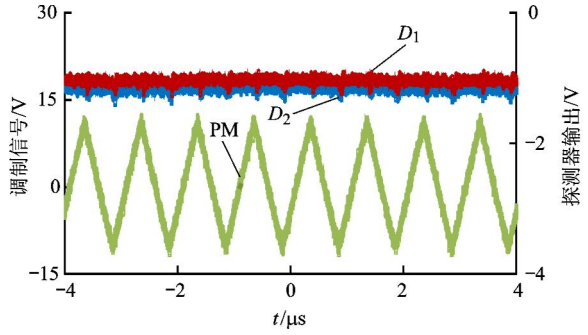


图 5　静止状态下示波器显示调制信号及探测器输出信号

2.1　模拟转台实验

根据 Sagnac 效应,在 RMOG 中,转动速率的直接反应为谐振腔中相向传输两束光之间的谐振频率差. 为了模拟转动时的陀螺输出,在两相位调制器上加非互易的线性相位调制信号,产生固定的频率偏置差. 通过在一个调制器上串联单一频率的锯齿波信号来实现. 根据式(3)计算不同陀螺转动速率对应的谐振频率差,由频差与相位调制信号参数式(13),得到所需的相位调制信号波形参数. 实验中,通过改变串联锯齿波的频率来实现模拟转速的调节. 图 6 为测得的不同模拟转速 Ω 下的陀螺输出 D_{out} 和利用最小二乘拟合的输入输出关系曲线. 得到 RMOG 的输出 K 为0.95. 利用式(10)和式(11)得到陀螺 K_m 为 6.88×10^{-4}. 对比理想状态理论计算 $f_{FM} = 4$ MHz 时解调曲线的非线性度 $\sim 2.5\times10^{-7}$ 大3.4个数量级. 根据前述分析,应为温度等的变化引起的标度因数误差所造成.

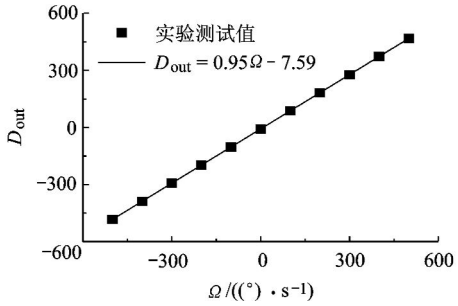


图 6　设定不同模拟转速条件下 RMOG 的输出信号

2.2　转台实验

为进一步验证 RMOG 的标度因数及其非线性度,以及模拟转台实验的准确性,进行实际转台实验. 将 RMOG 实验样机安装在旋转角速度精确可调的速率转台上,如图 7 所示. 启动 RMOG,使其工作在频率锁定状态. 控制转台转动方向和速度与模拟转台实验的等效转速对应. 图 8 给出了陀螺输入输出关系曲线和最小二乘法拟合直线. 得到实际转台测试结果,K 和 K_m 分别为 0.907 和 0.93%.

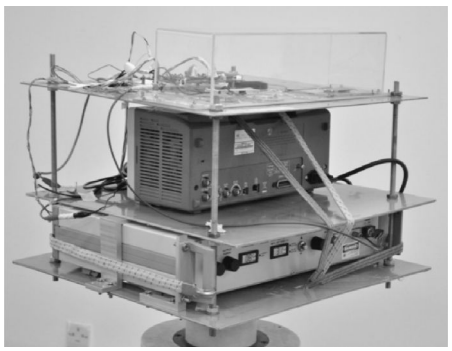


图 7　转台实验装置图

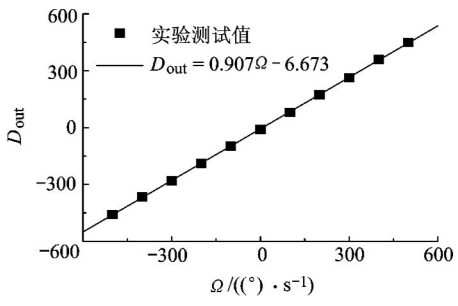


图 8　转台实验测试结果及最小二乘法拟合直线

对比模拟与实际转台实验数据,可见标度因数测试结果基本相符,而实际转台实验测得的标度因素非线性度却差一个多数量级. 分析原因,是由于模拟转台实验是将 RMOG 样机放置在大理石平台上进行测试,隔绝了外界震动的影响.

3 结 论

本文对谐振式微光学陀螺中近似线性工作区的非线性度受 f_{FM} 的影响进行了分析,得到结论如下:①解调曲线固有非线性度在 10^{-7} 量级,不影响陀螺性能;②在 RMOG 各部件性能参数中,相位调制器半波电压的温度变化率最大,是标度因素温度误差的主要来源. 模拟转台和实际转动实验测得所搭建 RMOG 实验样机的标度因数为 ~0.95,非线性度分别为 6.88×10^{-4} 和 0.93%. 可见,外界环境因素的影响很大. 因此,有效的封装技术是 RMOG 得以实际应用需要解决的另一个关键问题.

参考文献(References)

[1] Hervé C Lefèvre. 光纤陀螺仪[M]. 张桂才,王巍,译. 北京:国防工业出版社,2002
Hervé C Lefèvre. The fiber-optic gyroscope[M]. Translated by Zhang Guicai, Wang Wei. Beijing: National Defence Industry Press,2002

[2] Strandjord L K, Sanders G A. Effects of imperfect serrodyne phase modulation in resonator fiber optic gyroscopes[C]//Depaula R P. SPIE Fiber Optic and Laser Sensors XII. [S. l.]: IEEE,1994,2292:272 - 282

[3] 冯丽爽,洪灵菲,杜哲峰,等. 微光学陀螺双频率调制理论与实验研究[J]. 传感技术学报,2008,21(2):341 - 345
Feng Lishuang, Hong Lingfei, Du Zhefeng, et al. Research on the theory and experiment of double-frequency modulation for MOG [J]. Chinese Journal of Sensors and Actuators, 2008, 21(2): 341 - 345(in Chinese)

[4] Hotate K, Harumoto M. Resonator fiber optic gyro using digital serrodyne modulation [J]. Journal of Lightwave Technology, 1997,15(3):466 - 473

[5] Ying Diqing, Ma Huilian, Jin Zhonghe. Resonator fiber optic gyro using the triangle wave phase modulation technique[J]. Optics Communications,2008,281(4):580 - 586

[6] 冯翔,马迎建,于怀勇,等. 谐振式微光学陀螺最佳灵敏度调节的研究[J]. 中国激光,2010,37(4):1064 - 1067
Feng Xiang, Ma Yingjian, Yu Huaiyong, et al. Investigation on the modulation of the optimized sensitivity for the resonator optic gyroscope[J]. Chinese Journal of Lasers,2010,37(4):1064 - 1067(in Chinese)

[7] 王马华,崔一平,张彤. 集成光学陀螺最佳调制频率确定的研究[J]. 电子器件,2007,30(6):2291 - 2293
Wang Mahua, Cui Yiping, Zhang Tong. Investigation on the determination of the optimized modulating frequency for R-IOG [J]. Chinese Journal of Electron Devices,2007,30(6):2291 - 2293(in Chinese)

[8] 金靖,潘雄,宋凝芳,等. 方波调制误差对光纤陀螺的影响分析与实验[J]. 红外与激光工程,2008,37(2):355 - 358
Jin Jing, Pan Xiong, Song Ningfang, et al. Analyses and experiments of effects of square wave modulation errors on fiber optic gyroscope [J]. Infrared and Laser Engineering, 2008, 37(2): 355 - 358(in Chinese)

[9] 王新国,李家垒,许化龙,等. 光纤陀螺温度和标度因数非线性误差建模研究[J]. 系统仿真学报,2007,19(9):1922 - 1924
Wang Xinguo, Li Jialei, Xu Hualong, et al. Research of FOG's error modeling based on temperature and scale factor nonlinearity [J]. Journal of System Simulation, 2007, 19(9): 1922 - 1924 (in Chinese)

[10] 耿凡,李彩芬,王向群,等. 光纤陀螺用集成光学多功能芯片的研制[J]. 红外与激光工程,1997,26(1):54 - 56
Geng Fan, Li Caifen, Wang Xiangqun, et al. Integrated optic multifunction chip fabrication for fiber optic gyroscope [J]. Infrared and Laser Engineering, 1997, 26(1): 54 - 56(in Chinese)

[11] 金靖,张春熹,宋凝芳,等. 数字闭环光纤陀螺死区非线性机理[J]. 北京航空航天大学学报,2007,33(9):1046 - 1050
Jin Jing, Zhang Chunxi, Song Ningfang, et al. Dead band nonlinearity of digital closed-loop FOG [J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2007, 33(9): 1046 - 1050 (in Chinese)

[12] 杨远洪,张惟叙,马静. Y 波导电光调制器半波电压新型测试方法[C]//中国惯性技术学会第四届学术年会论文集. 北海,中国:中国惯性技术学会,1999:158 - 161
Yang Yuanhong, Zhang Weixu, Ma Jing. Novel measure scheme for half-wave voltage of Y-tap electro-optic modulator[C]//The Fourth Chinese Annual Conference of Inertial Technology. Beihai, China: Chinese Inertial Tech Acad, 1999: 158 - 161(in Chinese)

(编 辑:刘登敏)