

引用格式: HUANG Lingyi, ZHOU Peng, LI Haoxiang, et al. A Novel Low-crosstalk 2D Electromagnetic Micromirror Enabled by Stiffener Control.[J]. Acta Photonica Sinica, 2026, 55(7):0723001

黄灵意,周鹏,李浩祥,等. 基于加强筋调控的新型低串扰二维电磁微镜[J].光子学报,2026,55(7):0723001

基于加强筋调控的新型低串扰二维电磁微镜

黄灵意^{1,2},周鹏²,李浩祥¹,沈文江²

(1 中国科学技术大学 纳米技术与纳米仿生学院,合肥 230026)

(2 中国科学院 苏州纳米技术与纳米仿生研究所 纳米器件与应用重点实验室,苏州 215123)

摘 要:针对传统 MEMS 微镜在激光雷达应用中存在的双轴串扰问题,本文提出并实现了一种低串扰的电磁驱动 MEMS 二维扫描微镜结构。该结构主要从两方面降低双轴串扰:一是通过分离电磁线圈并优化磁场方向,实现双轴运动的独立驱动。将慢轴驱动线圈置于万向节上,利用水平方向磁场驱动;快轴驱动线圈则布置在快轴两侧,由垂直方向磁场驱动。二是通过优化微镜背面结构,提升快轴驱动力矩的传动效率,从而在达到相同快轴转角时降低所需驱动电流,减少因快轴线圈不平衡力矩引起的串扰。测试结果表明,所设计并制备的微镜,在快轴光学转角为 30°时,串扰仅为 0.142%,相当于商业化传统单线圈二维电磁微镜串扰的 1/21。结果验证了所提出的结构在低串扰二维扫描方面的优越性能,在提升激光雷达系统的探测能力方面具有凸显优势。

关键词:串扰;微机电系统;电磁微镜;加强筋;激光雷达

中图分类号: TN303

文献标识码: A

doi: 10.3788/gzxb20265507.0723001

0 引言

微机电系统(Micro Electro Mechanical System, MEMS)微镜是一种以微纳制造技术制备的光学器件,能够对入射光束的传播方向进行精确控制^[1]。其应用领域广泛,涵盖投影显示^[2]、医学成像^[3]与激光雷达^[4]等领域。近年来,在车载激光雷达方向,MEMS 微镜的发展尤为迅速,已实现多轮商业化量产,相较于传统机械式扫描镜,MEMS 微镜具有低功耗、低成本与小型化等显著优势,这些特性共同推动激光雷达设备的体积缩减与成本下降,正逐步在市场中占据更重要的位置。

二维 MEMS 微镜的驱动方式主要有四种:静电驱动^[5]、压电驱动^[6]、电热驱动^[7]和电磁驱动^[8]。其中:静电驱动利用静电力实现微镜偏转,具有功耗低和易于集成等优点。但驱动电压高,扫描角度相对有限,且易受吸合效应限制;压电驱动基于压电材料的逆压电效应,具有较高的驱动效率和响应速度,且能耗较低。但其迟滞和非线性明显,加工复杂度与成本均高,容易受环境温度变化等影响,不易实现闭环控制;电热驱动依靠热膨胀效应产生位移,具有驱动力大、位移量显著等优势。但响应速度慢,热管理要求高,功耗较大,易产生热漂移;电磁驱动利用洛伦兹力原理,可以提供相对大的扭矩,并且能够在实现大角度扫描的同时保持优异的线性度与控制特性,能满足激光雷达需要的高分辨率、大视场角需求。同时在动态性能与可靠性方面也展现出显著优势,这些特性使得电磁驱动微镜成为激光雷达应用的理想选择^[9]。浙江大学^[10]在 2025 年制备了一款电磁驱动的二维 MEMS 微镜,椭圆镜面尺寸为 5.5 mm×4.5 mm,快、慢轴的谐振频率分别为 1467.5 Hz 和 203.75 Hz,对应的最大光学扫描角度为 30.8°和 27.2°,充分满足激光雷达对高分辨率、大视场角和高动态性能的需求。

基金项目: 国家自然科学基金(62220106001),广东省重点领域研发计划(2023B0101200009),中国科学技术大学创新创业基金(CY2025G018B)

第一作者:黄灵意(2002—),女,硕士,主要研究方向为微机电系统。Email: lingyihuang2024@sinano.ac.cn

通讯作者:沈文江(1973—),男,研究员,博士,主要研究方向为微机电系统。Email: wjshen2011@sinano.ac.cn

收稿日期: 2026-01-12; **录用日期:** 2026-04-17

<http://www.photon.ac.cn>

传统二维电磁微镜在激光雷达应用中面临的关键技术挑战是双轴扭转运动的串扰效应^[11]。串扰现象表现为^[12]:当一个扭转轴进行受控运动时,同时引起另一扭转轴产生非预期的扰动,导致微镜的理想水平扫描轨迹在垂直方向上出现偏差。在激光雷达系统设计中^[13],为了提高系统的测距能力和探测距离,通常需要采用大尺寸微镜以支持高功率激光传输,从而实现更大的视场覆盖范围。对于直径大于3 mm的较大反射镜^[14],应降低快轴的谐振驱动频率,以防止反射镜发生严重的动态变形。然而,镜面尺寸的增大将导致快轴与慢轴之间的谐振频率差减小,进而加剧轴间串扰效应,这将引起激光雷达中位置感应误差的上升,并影响最终图像的分辨率。因此,如何在保持大尺寸镜面的同时抑制串扰,成为提升车载激光雷达系统关键指标的技术难点之一。

目前,针对二维MEMS电磁微镜串扰的消除已有多种解决方案。韩国梨花女子大学的KANG S Y等人^[13]在2020年设计并制备了一种直径为6.4 mm的二维电磁微镜,研究通过系统性的参数分析和实验验证,主要从四个方面探究串扰抑制机制,即:增加模态分离程度、去除加强环结构、减小慢轴长度以及优化磁路设计,均对串扰有不同程度的抑制作用,串扰最终从0.149降至0.033,降幅约74.3%。2024年,上海交通大学的FANG Xiaoyong等人^[15]提出了一种新型双线圈二维电磁微镜,该设计中,快轴驱动线圈电镀于7.2 mm直径圆形反射镜周围,通过快轴两侧的蛇形梁布线,慢轴驱动线圈则布置于万向节上,通过慢轴两侧的蛇形梁布线,配合四块永磁体和磁轭产生的定向磁场,微镜实现了快慢轴的独立驱动。实验结果表明,相比传统单线圈微镜在快轴20°光学扫描角下产生1.25%的串扰,该双线圈微镜的串扰近似为0。但是,该方案中在扭转轴两侧增加的线圈走线会随着扭转轴一起转动,存在一定程度的金属疲劳问题,且通电线圈沉积在镜面边缘会增加镜面热变形的风险。中国科学技术大学的LI Haoxiang等人^[16]在2025年提出了一种创新的压电-电磁混合驱动MEMS微镜,镜面直径为8 mm。该设计中,四组压电驱动器对称布置在镜面的左右两侧,通过S型弹簧结构连接镜面驱动快轴运动;电磁驱动线圈集成在万向节上,配合两侧放置的永磁体,独立控制慢轴运动。测试结果表明,当快轴光学扫描角为40°时,由串扰产生的慢轴偏转角度从传统单线圈设计的1.43°降至不可检测水平,实现了清晰的单线扫描。但是压电驱动本身仍面临迟滞与非线性问题,并且混合驱动增加了制造复杂性。

综合分析上述工作,本文创新性地设计了一款新型大尺寸二维电磁微镜,特点为:将快轴驱动线圈布置在快轴两侧,慢轴驱动线圈置于万向节上,并优化了微镜背面的加强筋结构,通过双轴独立驱动和加强筋优化减小串扰。本文通过理论验证与仿真分析证明了加强筋优化方案的有效性。测试结果显示,微镜的快轴谐振频率为372.5 Hz,在74.1 mA电流下,快轴谐振光学转角为30°,串扰大小仅为0.142%,显著低于传统单线圈微镜在相同快轴角度下产生的串扰。该设计为提升激光雷达系统的探测能力提供了新的思路。

1 设计

1.1 传统单线圈二维电磁微镜

目前市场上常用的商用二维电磁微镜结构如图1(a)所示。该结构中^[17],金属平面线圈电镀在万向节上,镜面通过上下两根内扭转梁与万向节相连,万向节则通过左右两根外扭转梁与固定外框连接。内扭转梁称为快轴,快轴工作时带动镜面绕Y轴转动,实现光束的水平方向扫描;外扭转梁称为慢轴,慢轴工作时用于整体框架绕X轴转动,实现光束的垂直方向扫描。

传统二维电磁微镜的封装结构如图1(b)所示。在微镜对角位置布置一对L形永磁体,以产生与镜面坐标轴呈45°夹角的静态偏置磁场。驱动过程中,在线圈中通入叠加信号,该斜向磁场与沉积在万向节上的单线圈相互作用,形成两个方向的电磁力矩,通过调节驱动信号频率匹配目标模态,使目标轴产生显著响应。在激光雷达应用中,快轴通常采用与其谐振频率一致的高频正弦信号驱动,以实现光束在水平方向的高速谐振扫描;而慢轴则采用低频三角波驱动,从而实现光束在垂直方向的准静态扫描。

这种设计大大简化了线圈和磁铁结构,但是存在串扰的问题^[12,18-19],其根源在于单线圈结构始终会同时产生两个方向的力矩。当给微镜输入一个高频正弦电流驱动快轴转动时,线圈左右两边会产生一对安培力以形成绕Y轴的驱动力矩,但是由于电流会流经整个线圈,且线圈始终处于斜向磁场中,线圈上下两边必然也会同时产生一对同数量级大小的安培力,以形成绕X轴的驱动力矩。此力矩的存在导致即使快轴驱动信

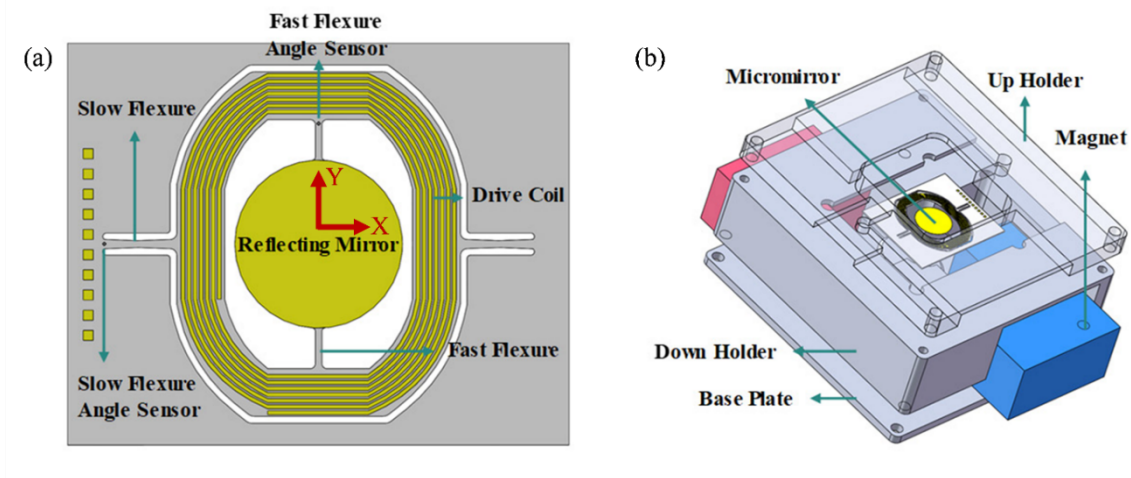

 图1 ^[17] 传统单线圈二维电磁微镜。(a)传统微镜的结构;(b)传统微镜的封装

 Fig. 1 ^[17] Conventional single coil 2D electromagnetic micromirror. (a) Structural of the conventional micromirror; (b) Packaging of the conventional micromirror

号频率高于慢轴谐振频率,慢轴仍然会有一定的响应。在正弦波输入信号下慢轴扭转角度与驱动信号频率的关系为:

$$\theta(\omega) = \frac{M(\omega)}{k} \cdot \frac{1}{\sqrt{\left(1 - \left(\frac{\omega}{\omega_0}\right)^2\right)^2 + \left(\frac{1}{Q}\right)^2 \left(\frac{\omega}{\omega_0}\right)^2}} \quad \#(1)$$

式中, $M(\omega)$ 为外力矩, k 为慢轴刚度, ω_0 和 Q 分别为慢轴扭转的谐振频率与品质因子, ω 为慢轴受迫运动的驱动频率。由此可见, 当外力矩 $M(\omega)$ 较大时, 仅有驱动信号频率远大于慢轴的谐振频率, 慢轴的非期望扰动才能忽略不计。但是, 随着微镜镜面尺寸的增加, 其双向扭转谐振频率相接近, 慢轴响应不再能忽略不计, 纵向驱动力会引起非预期的慢轴方向运动, 使水平扫描出现偏差。

对传统单线圈二维电磁微镜的串扰成因分析可知, 抑制串扰最根本的方式就是消除外力矩 $M(\omega)$, 即单独驱动快轴时, 微镜中不产生任何慢轴方向的力矩。由此一来, 即使镜面尺寸增大, 慢轴的非期望转角依然为零, 微镜能够实现真正的双轴独立驱动。

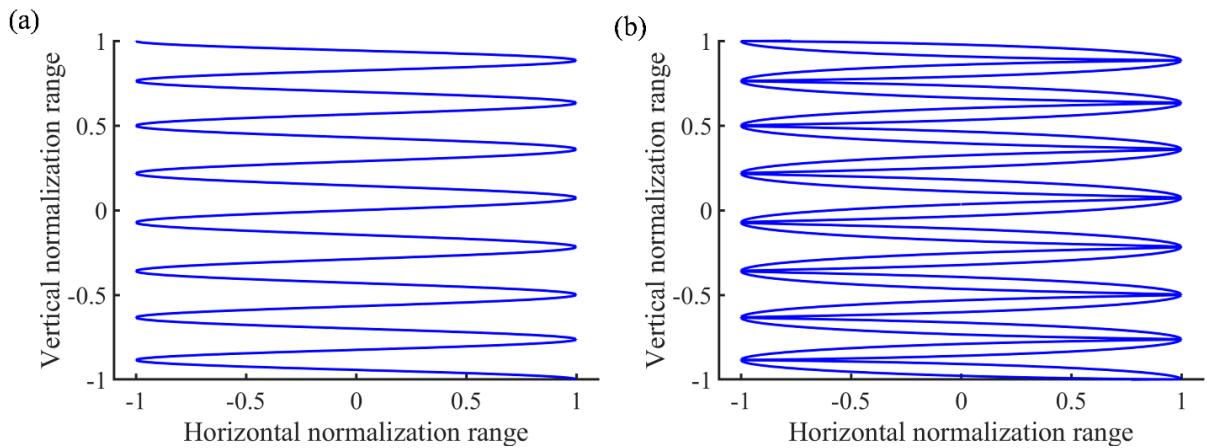


图2 光栅扫描仿真图像。(a)无串扰扫描轨迹;(b)有串扰扫描轨迹

Fig. 2 Simulation images of raster scanning. (a) Scan trajectory without crosstalk; (b) Scan trajectory with crosstalk

图2(a)与(b)分别描述了二维微镜无串扰与存在串扰时的扫描轨迹, 相较于无串扰的理想扫描轨迹, 有串扰光栅线互相交叉, 导致像素密度混乱, 使得系统成像无法在整个视场内保持均匀且可预测的分辨率。实际应用于激光雷达时, 微镜串扰引入的角度误差会直接导致点云中每个点的坐标出现错误。

1.2 新型低串扰二维电磁微镜

针对上述二维电磁微镜的串扰问题,本文设计了一款新型低串扰二维 MEMS 微镜。该设计根据单线圈微镜的串扰成因,将微镜的快、慢轴驱动线圈分开,以实现双轴独立驱动。

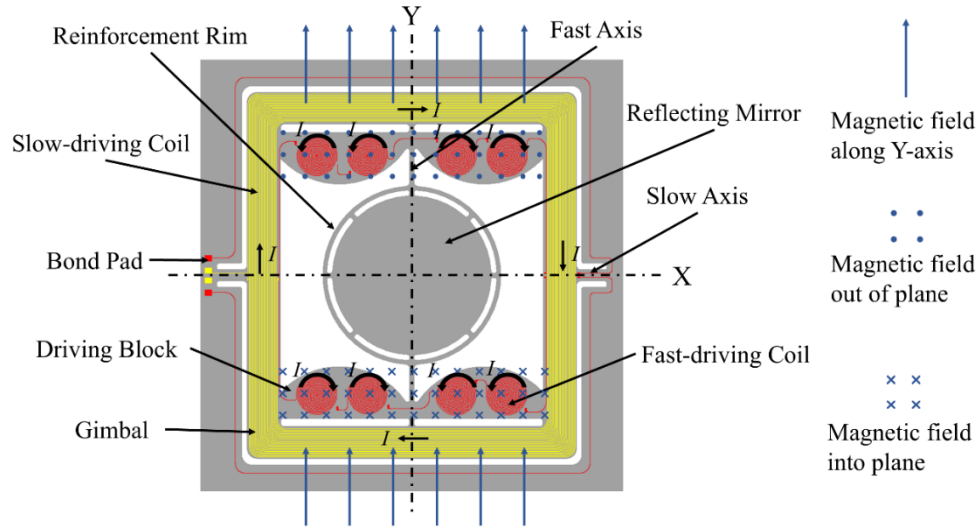


图3 本文提出的二维电磁微镜结构

Fig. 3 Structure of the proposed 2D electromagnetic micromirror

微镜结构如图3所示。微镜中间为直径8 mm的圆形镜面,为减小镜面转动时的动态变形,其周围增加了一圈加强环。在快轴左右两侧设计四个驱动块,单个驱动块上电镀了两组金属绕匝线圈,如图3中红色圆形区域,圆形线圈统一受到垂直于X-Y平面的磁场作用,上下排线圈受到的磁场方向相反。根据外部磁场方向对线圈的绕匝方式进行了设计,使得八组圆形线圈串联之后,线圈内的电流方向能够与线圈受到的磁场方向对应。如设定右上方驱动块上的圆形线圈电流为顺时针走向,则左上方圆形线圈电流走向为逆时针,左下方圆形线圈电流走向为顺时针,右下方圆形线圈电流走向为逆时针。整体快轴线圈走线绕开了快轴,避免了快轴上的金属疲劳。在线圈接入驱动电流后,快轴左右两侧会产生四对大小相等、方向相反的安培力。该安培力垂直于X-Y平面,从而形成了绕Y轴的驱动力矩,驱动镜面绕Y轴转动,实现横向光束扫描。

驱动块另一侧与万向节相连。万向节上电镀了一组金属绕匝线圈,如图3中黄色矩形区域。矩形线圈受到沿Y方向的磁场作用,在线圈接入另一组驱动电流后,由于线圈上下两边的电流路径沿X轴且电流方向相反,慢轴上下两侧会产生一对大小相等、方向相反的安培力,该安培力垂直于X-Y平面,从而形成了绕X轴的驱动力矩,驱动框架绕X轴转动实现纵向光束扫描。微镜的结构参数如表1所示。

表1 微镜结构参数
Table 1 Design parameters of micromirror

Parameters	Value	Unity
Die dimension	22×22	mm ²
Reflecting mirror dimension	8	mm
Thickness of mirror	40	μm
Width of fast flexure	250	μm
Length of fast flexure	1570	μm
Width of slow flexure	600	μm
Length of slow flexure	1500	μm
Turns of slow-driving coil	30	\
Turns of fast-driving coil	20	\

MEMS微镜的封装如图4所示,封装在内部挖孔嵌入磁铁后,根据设置好的定位标记,将微镜四角点胶固定在封装上,底下的凹槽区域为微镜的转动预留了足够的空间。

单个封装需要八片磁铁,磁铁材料均为烧结钕铁硼,图4中磁铁的红色部分代表N级,蓝色部分代表S级。两片 $12\text{ mm}\times 7\text{ mm}\times 4\text{ mm}$ 规格的大磁铁沿Y方向平行放置在微镜两侧,为矩形线圈产生安培力的驱动边提供沿Y方向的磁场,磁铁顶部与微镜齐平;六片规格为 $12\text{ mm}\times 2\text{ mm}\times 6\text{ mm}$ 的磁铁呈“凸”形组合分为两组,分别放置在快轴驱动块正下方,“凸”形磁铁排列能增大垂直磁场的梯度,使驱动块上的金属线圈产生更大的Z方向电磁力。

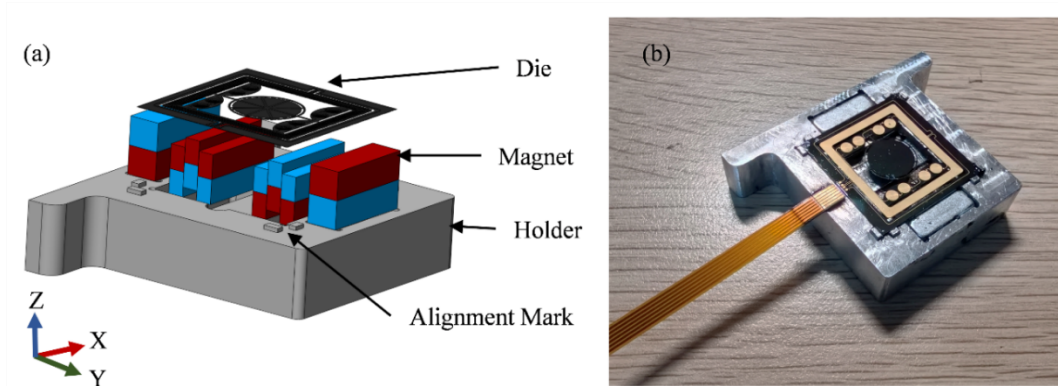


图4 微镜的封装。(a)示意图;(b)实物图

Fig. 4 Packaging of the micromirror: (a) Schematic; (b) Photograph.

此设计消除非期望慢轴力矩的关键在于快慢轴驱动电流的相互独立。当单独驱动快轴转动时,尽管施加在慢轴线圈上的水平磁场始终存在,但由于慢轴线圈中无电流通过,微镜中不会产生慢轴驱动力矩,因而慢轴也不会产生转动角度。理论上,这一设计能够完全消除微镜的串扰。然而在器件实际工作过程中,由于封装误差和工艺误差等外界因素,两个处于对称位置的快轴线圈在结构、平面高度以及外部磁场环境方面存在细微差异,导致安培力大小并非完全一致,从而在微镜中产生微小的绕X轴净力矩,即非期望的慢轴驱动力矩。该力矩的大小与快轴驱动电流呈一定程度的正相关,快轴电流的增大会放大快轴线圈中安培力的不对称性,因此随着快轴电流的增加,快轴角度增大的同时,非期望的慢轴角度也随之增加。由此可见,当微镜快轴达到相同角度时,若所需驱动电流更小,即快轴转动性能更优,则由不对称安培力引起的串扰也会减弱。本文减小串扰的另一途径是从微镜结构出发,通过优化万向节背面的加强筋来提升快轴的转动性能,从而进一步降低串扰。

1.3 加强筋优化设计

MEMS微镜的背部结构如图5所示,黑色部分表示万向节背部加强筋,深灰色部分表示镜面背部加强筋。研究中为了分析加强筋对MEMS微镜的影响,设计了两组加强筋结构器件。其中型号1仅在万向节最易变形的部位设置了加强筋,型号2对万向节设置了完整加强筋,两者其余结构完全一致。

在微镜中引入加强筋能够提升结构整体刚度,镜面刚度增大能有效抑制动态变形,而万向节刚度的提升能减少影响结构稳定性的扭转与摇摆变形。

根据Saint-Venant扭转理论和Euler-Bernoulli梁理论,万向节的扭转刚度 k_a 和弯曲刚度 k_b 有以下关系

$$k_a \propto \frac{GJ}{L_e} \quad (2)$$

$$k_b \propto \frac{EI}{L_e} \quad (3)$$

式中, G 为材料的剪切模量, J 为横截面的扭转常数, E 为材料的杨氏模量, I 为横截面的惯性矩, L_e 为有效跨长。加强筋能够增大万向节的有效横截面积并优化截面几何分布,提高扭转常数 J 与惯性矩 I ,从而增大万向节的刚度。型号1微镜只设置了局部的万向节加强筋,相较于设置了完整加强筋的型号2微镜,其万向节刚度更小,可通过减小微镜万向节的刚度提升快轴的转动角度。

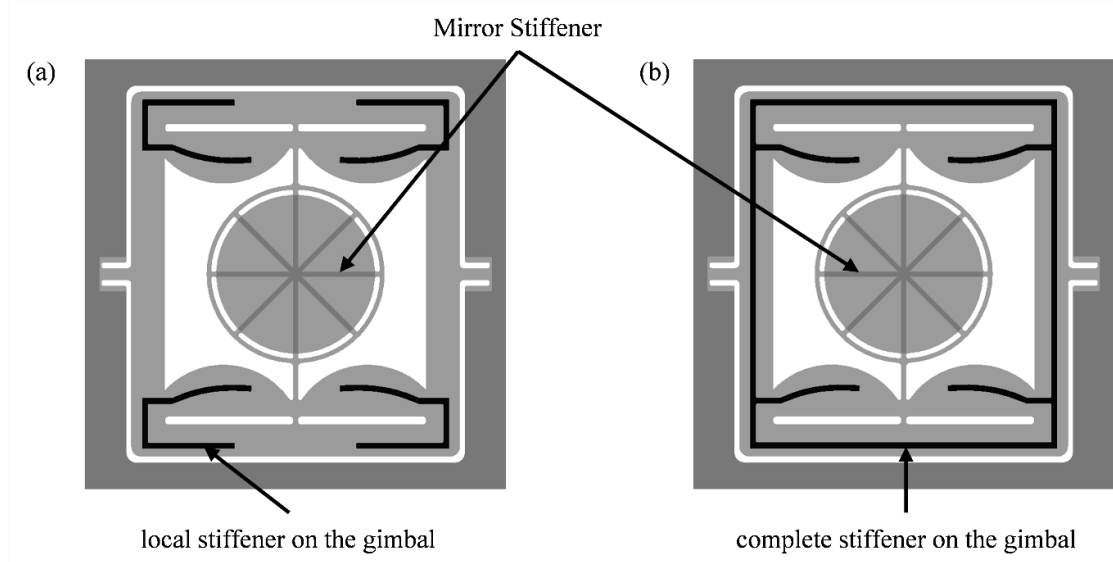


图5 微镜背部结构。(a)万向节上有局部加强筋的背部结构;(b)万向节上有完整加强筋的背部结构
Fig. 5 Rear structure of the micromirror. (a) Rear structure with local stiffener on the gimbal; (b) Rear structure with complete stiffener on the gimbal

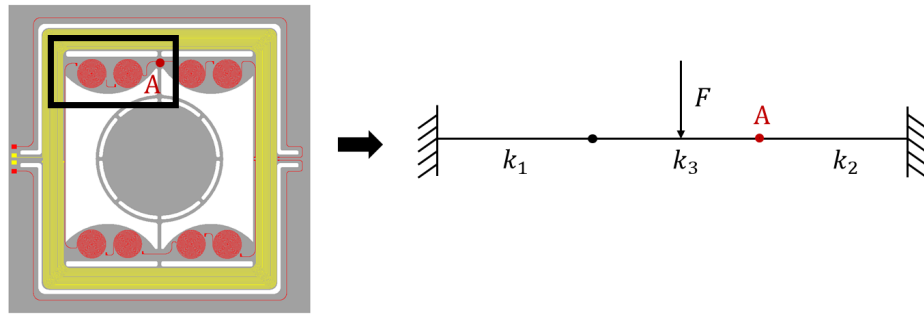


图6 三段梁模型
Fig. 6 Three-beam model

如图6所示,取其中一个快轴驱动块,研究在相同外力作用下微镜万向节刚度变化对快轴转动角度的影响。将需要研究的结构简化为左右两端固支的三段梁模型, k_1 为万向节对驱动块左端产生影响的总刚度, k_3 为驱动块刚度, k_2 为快轴对驱动块右端产生影响的总刚度, F 为线圈与磁场相互作用产生的电磁力大小, A 点为驱动块与快轴相连的端点。由于梁的长度不影响结论,为方便计算,将三段梁的长度均设为 l 。运用该简化模型计算出 A 点的挠度方程,方程对 k_1 的一阶导即可说明万向节刚度变化对快轴转动角度的影响。

以 k_1 梁左端固支点为原点建立 x - y 坐标系, x 轴沿梁长正向取向, y 轴正方向与力 F 方向相反,根据 Euler - Bernoulli 梁理论,载荷 $q_{(x)}$ 、剪力 $V_{(x)}$ 、弯矩 $M_{(x)}$ 、转角 $\theta_{(x)}$ 与挠度 $w_{(x)}$ 的关系为

$$-\frac{V_{(x)}}{x} = -q_{(x)} \quad (4)$$

$$\frac{M_{(x)}}{x} = V_{(x)} \quad (5)$$

$$\frac{\omega_{(x)}}{x} = \theta_{(x)} \quad (6)$$

$$\frac{\omega_{(x)}}{x^2} = -\frac{M_{(x)}}{EI} \quad (7)$$

将梁分为四段($0 \leq x \leq l$, $l \leq x \leq 1.5l$, $1.5l \leq x \leq 2l$, $2l \leq x \leq 3l$),根据载荷分布情况,得到任意一段梁的剪力 $V_{(x)}$ 、弯矩 $M_{(x)}$ 、转角 $\theta_{(x)}$ 与挠度 $w_{(x)}$ 方程为

$$V_{(x)} = V\#(8)$$

$$M_{(x)} = Vx + B\#(9)$$

$$\theta_{(x)} = -\left[\frac{1}{k}\left(\frac{1}{2}Vx^2 + Bx\right) + C\right]\#(10)$$

$$\omega_{(x)} = -\left[\frac{1}{k}\left(\frac{1}{6}Vx^3 + \frac{1}{2}Bx^2\right) + Cx + D\right]\#(11)$$

式中, V 、 B 、 C 、 D 均为未知参数。

$x = 0$ 和 $x = 3l$ 处为固支端,梁的挠度与转角均为0,梁内挠度、转角、弯矩和剪力处处连续, $x = 1.5l$ 处为集中力 F 作用点,集中力会引起剪力瞬时跳变。结合上述边界条件解方程,求得A点的挠度方程与挠度方程对 k_1 的一阶导分别为

$$\omega_{(2l)} = \frac{Fl^3(11k_1^2k_2 + 76k_1k_3^2 + 5k_1^2k_3 + 28k_2k_3^2 + 285k_1k_2k_3)}{48(k_1^2k_2^2 + k_1^2k_3^2 + k_2^2k_3^2 + 50k_1k_2k_3^2 + 14k_1k_2^2k_3 + 14k_1^2k_2k_3)}\#(12)$$

$$\frac{\omega_{(2l)}}{k_1} = -\frac{Fk_3l^3(\omega_1 + \omega_2)}{48(k_1^2k_2^2 + k_1^2k_3^2 + k_2^2k_3^2 + 50k_1k_2k_3^2 + 14k_1k_2^2k_3 + 14k_1^2k_2k_3)^2}\#(13)$$

$$\omega_1 = 131k_1^2k_2^3 + 76k_1^2k_3^3 + 1324k_2^2k_3^3 + 107k_2^3k_3^2 + 774k_1k_2^2k_3^2\#(14)$$

$$\omega_2 = 1099k_1^2k_2k_3^2 + 3446k_1^2k_2^2k_3 + 56k_1k_2k_3^3 + 34k_1k_2^3k_3\#(15)$$

式中, F 、 l 、 k_1 、 k_2 和 k_3 均为恒大于0的数,故A点挠度对 k_1 的一阶导 $\frac{\omega(2l)}{k_1}$ 恒小于0,说明随着万向节刚度的减小,快轴转动角度增大。

2 仿真

快轴磁铁和微镜之间的间隙越小,快轴线圈上产生的电磁力越大,相应的快轴转动角度就会增大,但是慢轴的转动空间则会减少,慢轴的最大转动角度受限于预留的气隙。最终确定快轴磁体与微镜底部的间隙为0.9 mm,以保证慢轴光学角度达到20°以上。

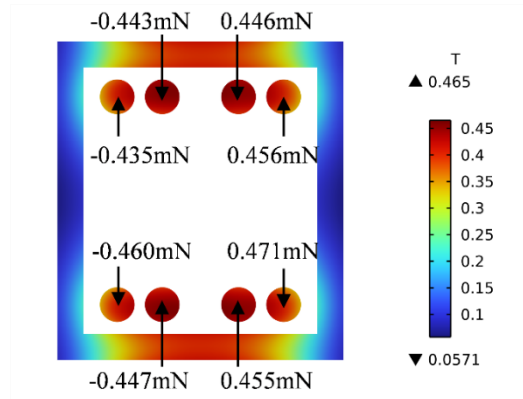


图7 磁场仿真结果

Fig. 7 Simulation result of magnetic field

磁场仿真结果如图7所示,快轴圆形线圈上最大磁通密度模为0.465 T左右,在100 mA电流下圆形线圈上产生约0.45 mN的Z方向电磁力。然而对称位置的圆形线圈产生的电磁力并非完全对称,其绝对值存在0-0.025 mN的偏差。慢轴矩形线圈驱动侧边的最大磁通密度模为0.42 T左右,非驱动侧边几乎不产生电磁力。

相关文献^[13]表明,快慢轴的谐振频率差越小,串扰越明显。本文将慢轴谐振频率设定在75 Hz至125 Hz之间,快轴谐振频率设定在350 Hz至400 Hz之间,以便更直观观察到串扰优化结果并增大微镜偏转角度。为了进一步分析微镜的谐振频率和应力分布,本文通过有限元仿真展开计算,微镜的相关材料参数如表2

表 2 仿真参数
Table 2 simulation parameters

Material	Density	Young's modulus	Poisson's ratio
Si	2329 kg/m ³	170 GPa	0.28
Au	19300 kg/m ³	70 GPa	0.44

所示。

(a) $f = 100.38$ Hz (b) $f = 391.34$ Hz (c) $f = 103.01$ Hz (d) $f = 394.9$ Hz

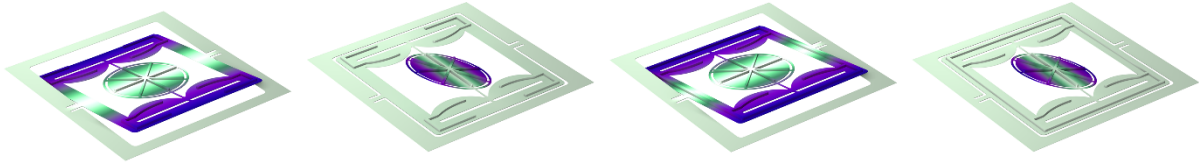


图 8 模态仿真结果。(a)型号 1 微镜慢轴扭转模态;(b)型号 1 微镜快轴扭转模态;(c)型号 2 微镜慢轴扭转模态;(d)型号 2 微镜快轴扭转模态

Fig. 8 Simulation results of modal analysis. (a) Model 1 micromirror slow axis torsional mode; (b) Model 1 micromirror fast axis torsional mode; (c) Model 2 micromirror slow axis torsional mode; (d) Model 2 micromirror fast axis torsional mode

型号 1 微镜和型号 2 微镜的模态分析结果如图 8 所示。型号 1 微镜的慢轴扭转模态和快轴扭转模态谐振频率分别为 100.38 Hz 和 391.34 Hz;型号 2 微镜的慢轴扭转模态和快轴扭转模态谐振频率分别为 103.01 Hz 和 394.9 Hz,两者模态性能基本一致。

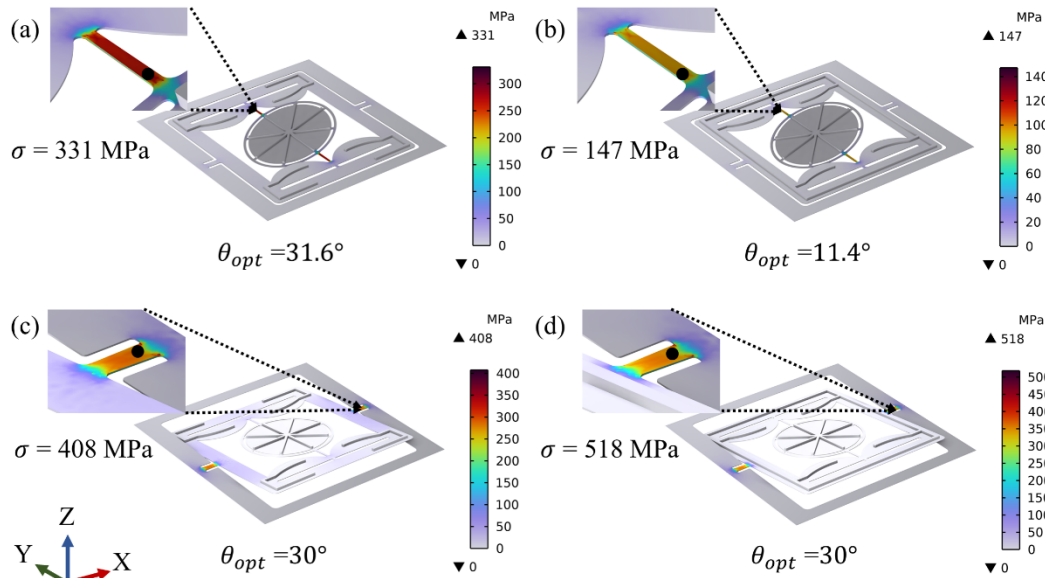


图 9 应力仿真结果。(a)型号 1 微镜快轴扭转 31.6°时应力分布;(b)型号 2 微镜快轴扭转 11.4°时应力分布;(c)型号 1 微镜慢轴扭转 30°时应力分布;(d)型号 2 微镜慢轴扭转 30°时应力分布

Fig. 9 Simulation results of stress analysis. (a) Stress distribution of Model 1 under a 31.6° fast axis rotation; (b) Stress distribution of Model 2 under an 11.4° fast axis rotation; (c) Stress distribution of Model 1 under a 30° slow axis rotation; (d) Stress distribution of Model 2 under a 30° slow axis rotation

为了保证微镜能够正常扭转,需要对微镜的应力进行分析。在微镜快轴扭转运动应力仿真中对微镜的圆形载流线圈施加体载荷,单个线圈上载荷大小为 0.45 mN,沿微镜 Y 轴对称两侧载荷方向相反,进行频域仿真后得到谐振状态下快轴的最大光学扭转角度,如图 9(a)、(b)所示。在相同的电磁力作用下,型号 1 微镜在 391.34 Hz 下快轴最大光学扭转角度为 31.6°,轴上最大应力为 331 MPa,小于硅的最大屈服强度;而型号 2

微镜在 394.9 Hz 下快轴最大光学扭转角度为 11.4° , 其快轴转角远小于型号 1 微镜, 与结构分析趋势一致。

微镜慢轴转动角度受封装空间的限制, 设定最大光学转角为 30° , 如图 9(c)、(d) 所示, 进行稳态仿真后得到在慢轴转动 30° 时型号 1 微镜的体最大应力为 408 MPa, 型号 2 微镜的体最大应力为 518 MPa, 均小于硅的最大屈服强度。

3 制造与测试

3.1 制备工艺

本文 MEMS 微镜的整体制造工艺流程如图 10 所示。设计完成的器件使用绝缘体上硅 (Silicon-on-insulator, SOI) 技术流片, SOI 硅片的器件层厚度为 $40\text{ }\mu\text{m}$, 埋氧层厚度为 $1\text{ }\mu\text{m}$, 衬底层厚度为 $620\text{ }\mu\text{m}$ 。整体工艺主要分为五层制造: 底电极层、通孔层、上电极层、正面器件层和背面支撑层。首先磁控溅射 $30\text{ nm}/200\text{ nm}/30\text{ nm}$ 的 Ti/Au/Ti 金属层, 使用离子束刻蚀 (Ion Beam Etching, IBE) 刻出底电极, 如图 10(b)–(c)。接着采用等离子体增强化学气相沉积 (Plasma Enhanced Chemical Vapor Deposition, PECVD) 在底电极上沉积一层 $1.2\text{ }\mu\text{m}$ 的二氧化硅薄膜, 以完全覆盖底电极形成绝缘层, 底电极和上电极之间的电连接则通过通孔完成, 使用高级氧化刻蚀 (Advanced oxide Etch, AOE) 在二氧化硅薄膜上刻蚀出直至底电极的通孔层, 如图 10(d)–(e)。之后电镀金线圈完成上电极层的制作, 如图 10(f), 至此底电极、通孔和上电极形成完整的平面金属线圈通路。正面器件结构通过深反应离子刻蚀 (Deep Reactive Ion Etching, DRIE) 技术刻蚀到埋氧层完成, 如图 10(g)。SOI 硅片经过键合减薄处理之后, 对衬底层使用 DRIE 刻蚀到埋氧层得到背面支撑层结构, 如图 10(h)。最后通过反应离子刻蚀 (Reactive Ion Etching, RIE) 去除埋氧层, 释放微镜结构得到单个器件, 如图 10(i)。图 11 展示了制造完成的完整器件结构, 图 11(a)–(c) 分别为正面结构、型号 1 微镜的背面结构和型号 2 微镜的背面结构。图 12 展示了轴和线圈的显微镜图像, 图 12(a)–(d) 分别为圆形线圈、矩形线圈、慢轴和快轴的微观展示图。

3.2 测试

器件制造完成后, 采用如图 13 所示的光学测试实验装置测试微镜, 包含激光器、屏幕、微镜、信号发生

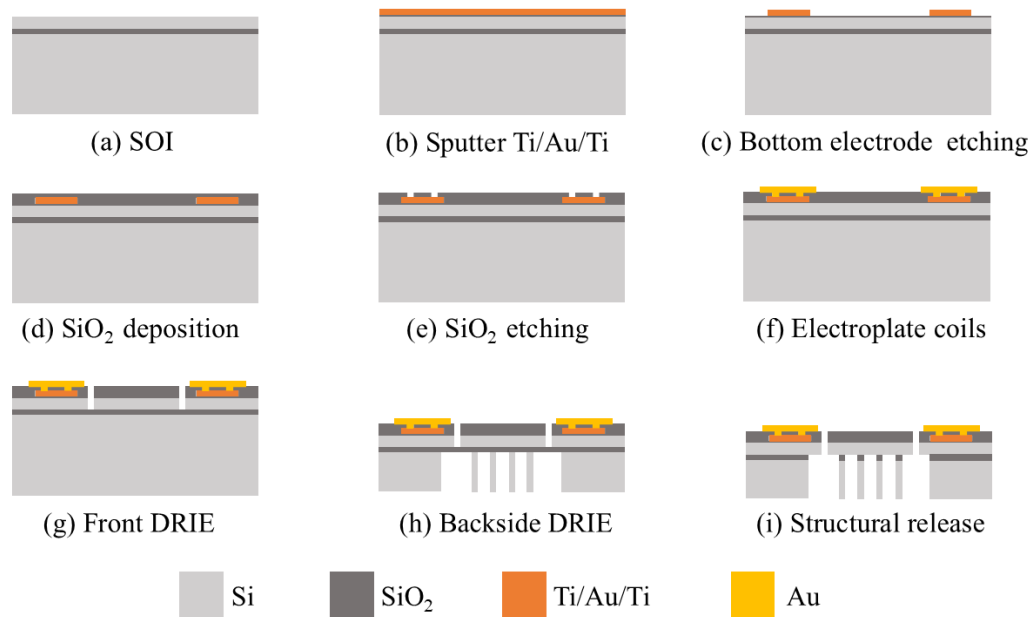


图 10 微镜的制造工艺流程。(a) SOI 硅片; (b) 溅射 Ti/Au/Ti 金属层; (c) 刻蚀出底电极; (d) 沉积二氧化硅覆盖底电极层; (e) 刻蚀二氧化硅得到通孔层; (f) 电镀金属线圈; (g) 正面深硅刻蚀; (h) 背面深硅刻蚀; (i) 刻蚀埋氧层释放微镜结构

Fig. 10 Fabrication process of the micromirror. (a) SOI wafer; (b) Sputter Ti/Au/Ti metal layers; (c) Etching to form the bottom electrode; (d) Deposition of silicon dioxide to cover the bottom electrode layer; (e) Etching the silicon dioxide to form vias; (f) Electroplating of the metal coil; (g) Front deep silicon etch; (h) Backside deep silicon etch; (i) Etching the buried-oxide layer to release the micromirror structure

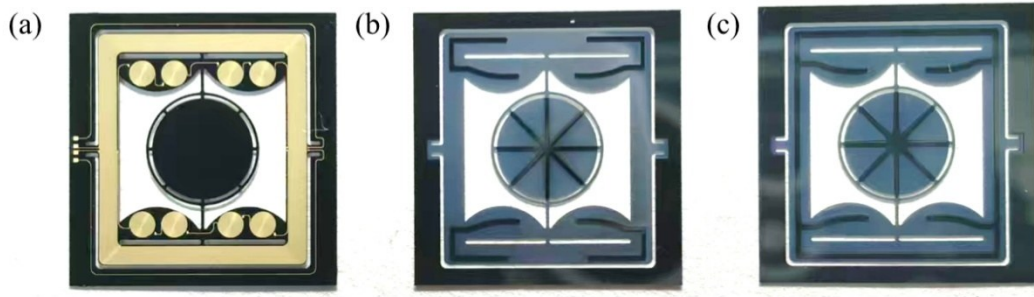


图 11 完整器件图。(a)正面结构图;(b)型号1微镜背面结构图;(c)型号2微镜背面结构图

Fig. 11 Complete device images. (a) Front-side structure; (b) Rear structure of Model 1 micromirror; (c) Rear structure of Model 2 micromirror

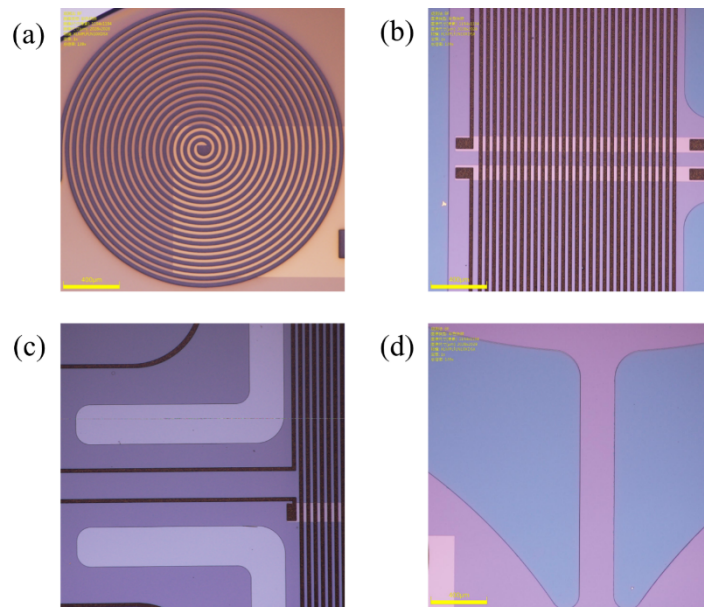


图 12 结构显微镜图像。(a)圆形线圈;(b)矩形线圈;(c)慢轴;(d)快轴

Fig. 12 Microscopic images of the structure. (a) Circular coil; (b) Rectangular coil; (c) Slow axis; (d) Fast axis

器、万用表等,信号发生器与MEMS微镜之间串联了万用表,用于记录驱动信号的等效电流。激光器发射的激光被微镜反射到屏幕上显示,输入驱动信号后,微镜扫描激光在屏幕上形成一段连续的扫描线,扫描线长度记为 L ,微镜镜面与屏幕的垂直距离记为 H ,微镜的光学偏转角度 θ 为

$$\theta = 2 \arctan \left(\frac{L}{2H} \right) \quad (16)$$

图 14 展示了在微镜快轴谐振运动、慢轴准静态运动下扫描出的光栅图像。图 14(a)为无串扰的光栅扫描图像,光栅线条基本保持其固有的扫描轨迹,无任何弯曲或非线性畸变,图 14(b)为有串扰的光栅扫描图像,光栅线条互相堆叠,形成杂乱无章的扫描轨迹。

3.2.1 性能测试

型号 1 和型号 2 微镜的快轴性能对比结果如图 15 所示,蓝色曲线表示型号 1 微镜,红色曲线表示型号 2 微镜。图 15(a)展示了微镜快轴在谐振状态下的电流-光学转角曲线,要达到 15° 的谐振光学转角,型号 2 微镜需要 138.6 mA 的驱动电流,而型号 1 微镜仅需 26.2 mA 的输入电流。图 15(b)表示两个微镜谐振光学转角均在 15° 时的频域响应曲线,两者频域响应曲线重合度高,型号 2 微镜的谐振频率为 374.5 Hz,品质因子为 107,型号 1 微镜的谐振频率为 374.7 Hz,品质因子为 104。

微镜在谐振状态下的机械扭转角度公式为

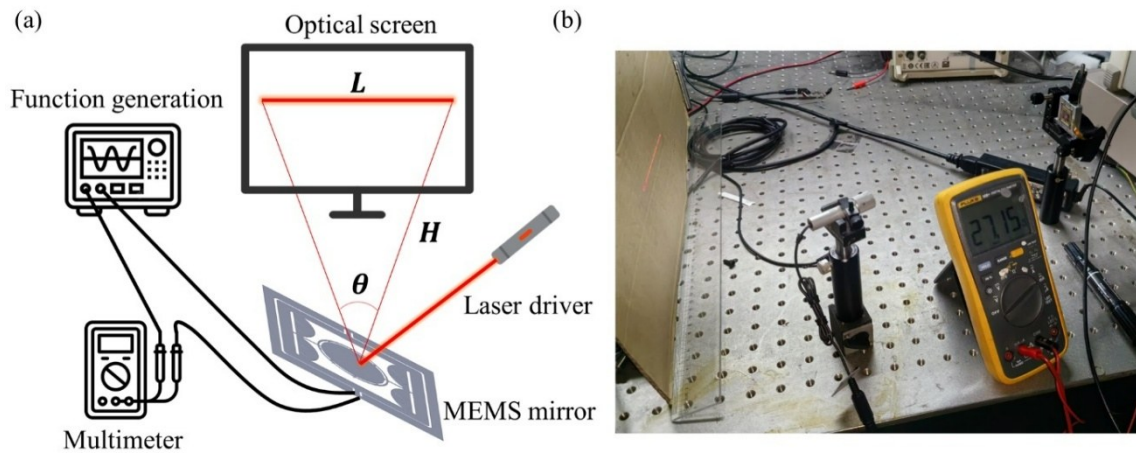


图 13 光学测试实验装置。(a)测试原理图;(b)测试装置

Fig. 13 Optical testing experimental device. (a) Experimental schematic diagram; (b) Testing device

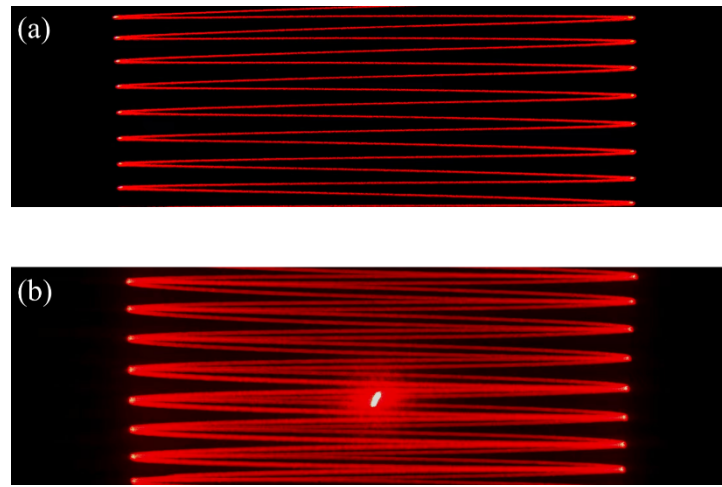


图 14 光栅扫描实拍图像。(a)无串扰扫描轨迹;(b)有串扰扫描轨迹

Fig. 14 Experimental images of raster scanning. (a) Scan trajectory without crosstalk; (b) Scan trajectory with crosstalk

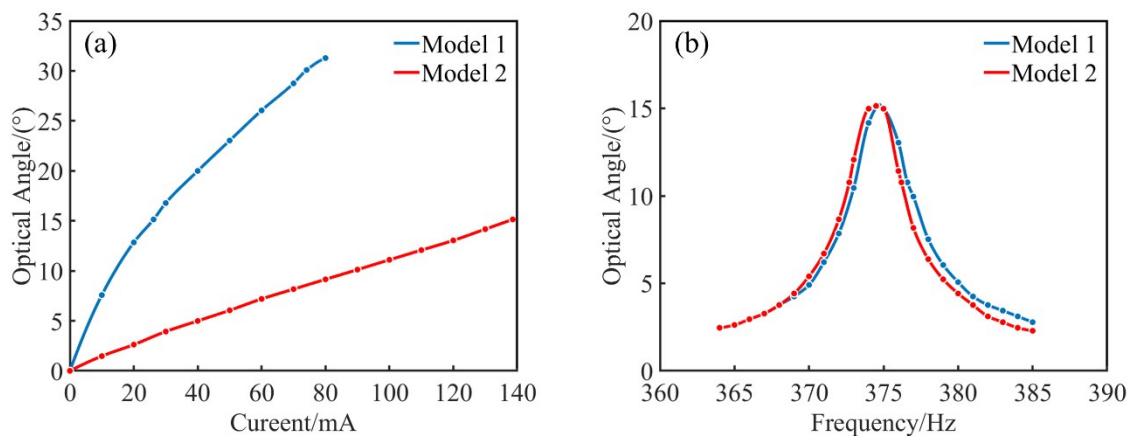


图 15 微镜性能测试。(a)型号 1 和型号 2 微镜的快轴电流-转角曲线;(b)型号 1 和型号 2 微镜在快轴转动 15°时的频率-转角曲线

Fig. 15 Micromirror performance tests. (a) Fast axis current - angle curves for Model 1 and Model 2 micromirrors; (b) Frequency-angle curves of Model 1 and Model 2 micromirrors at a 15° fast axis rotation

$$\theta = \frac{M_{\#}}{k} Q \quad (17)$$

式中, $M_{\#}$ 为有效力矩, k 为刚度, Q 为品质因子。对比分析型号 1 与型号 2 微镜的性能参数可知, 两者的品质因子 Q 和刚度 k 基本一致, 且快轴驱动线圈与磁场配置相同。实验数据表明, 在实现 15° 偏转角的条件下, 型号 1 微镜所需的驱动电流显著低于型号 2 微镜, 型号 1 微镜快轴线圈实际上产生的电磁力更小。然而, 两种型号最终作用于快轴的有效力矩相当, 这一现象表明加强筋结构的优化设计能够显著提升电磁力向有效驱动力矩的转换效率。进一步分析可得, 在快轴驱动线圈产生相同电磁力的前提下, 型号 1 微镜能够获得更大的有效力矩 $M_{\#}$, 从而表现出更优的电磁-机械能量转换效率。

3.2.2 串扰测试

为了准确测出串扰造成的微小间隙, 在原先装置中添加了型号为 ACA1600-60GM 的 CCD 相机, 用以观测快轴扫描线条中串扰造成的垂直方向间隙。测量过程中, 快轴施加与其谐振频率相同的正弦信号, 慢轴则不施加信号。为了更直观地展示串扰测量的结果, 定义串扰的大小为慢轴方向转动角度与快轴方向转动角度的比值^[20]

$$C_{sf} = \frac{\theta_{slow}}{\theta_{fast}} \times 100 [\%] \quad (18)$$

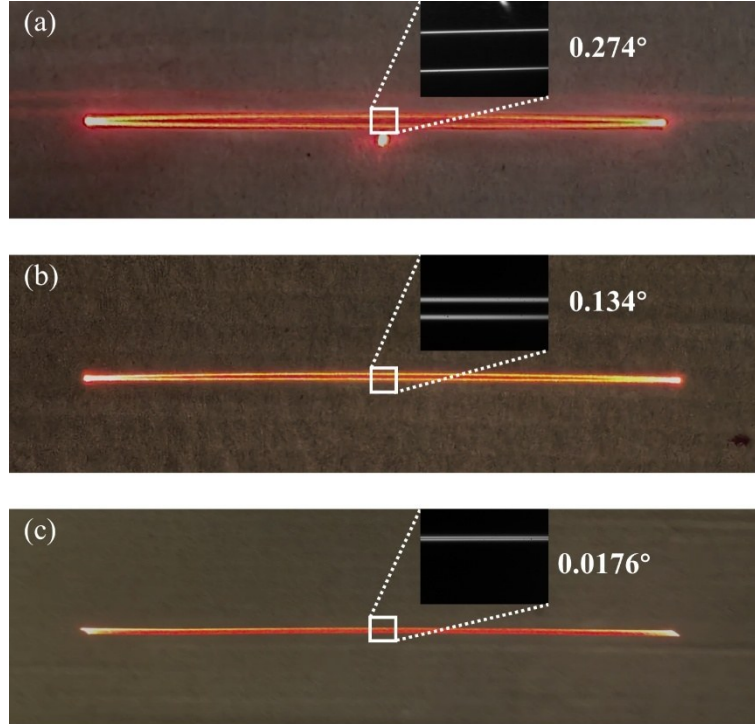


图 16 不同微镜在快轴光学转角 15° 时的串扰对比。(a) 单线圈微镜; (b) 型号 2 微镜; (c) 型号 1 微镜

Fig. 16 Crosstalk comparison of different micromirrors at a 15° fast axis optical rotation. (a) Single coil micromirror; (b) Model 2 micromirror; (c) Model 1 micromirror

图 16(a)-(c) 分别为市面上的一款传统单线圈电磁微镜、型号 2 微镜与型号 1 微镜在快轴光学转角为 15° 时的扫描线条及 CCD 相机拍摄的垂直方向间隙。传统单线圈微镜慢轴转动角度为 0.274° , 串扰大小为 1.83% ; 型号 2 微镜慢轴转动角度为 0.134° , 串扰大小为 0.893% ; 型号 1 微镜慢轴转动角度为 0.0176° , 串扰大小为 0.117% 。

激光雷达应用中, MEMS 微镜的快轴光学扫描角通常需达到 20° 以上。型号 1 微镜在幅值 74.1 mA 、频率 372.5 Hz 的正弦电流驱动下, 快轴谐振光学转角达到 30° , 而型号 2 微镜的快轴转动性能不足。因此, 本文仅对比了传统单线圈微镜与型号 1 微镜在快轴光学转角为 30° 时的串扰, 测试结果如图 17 所示。单线圈微镜的垂直方向间隙超过了 CCD 相机的测量范围, 故用直尺测量间隙大小, 得到慢轴转动角度为 0.891° , 串扰

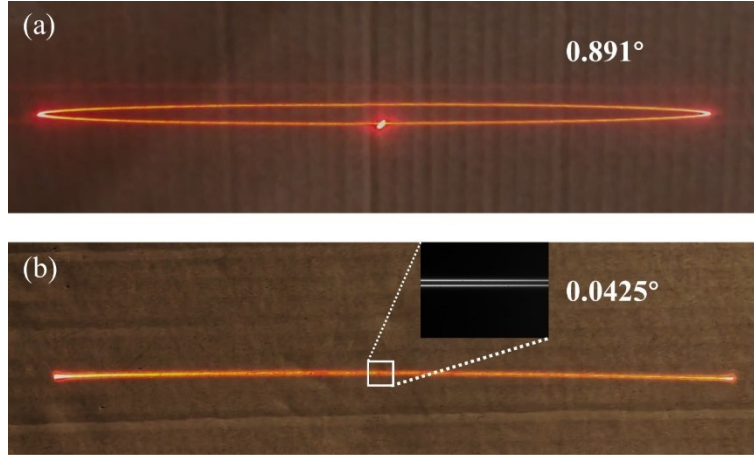


图 17 不同微镜在快轴光学转角 30° 时的串扰对比。(a) 单线圈微镜; (b) 型号 1 微镜

Fig. 17 Crosstalk comparison of different micromirrors at a 30° fast axis optical rotation. (a) Single coil micromirror; (b) Model 1 micromirror

大小为 2.97% ; 型号 1 微镜慢轴转动角度为 0.0425° , 串扰大小为 0.142% 。

对串扰测试结果分析可知, 在快轴光学转角 15° 时, 型号 2 微镜的串扰约为单线圈微镜的 $1/2$, 型号 1 微镜的串扰约为型号 2 微镜的 $1/8$, 双轴独立驱动的结构设计已经使本文微镜的串扰结果优于市面上的传统单线圈微镜, 加强筋调整后串扰进一步减小。当同时结合双轴独立驱动设计与加强筋优化设计时, 型号 1 微镜在快轴光学转角 30° 时串扰仅为 0.142% , 约为单线圈微镜的 $1/21$ 。可见, 本文提出的两种串扰抑制方法均取得了良好效果, 结合两种方法的型号 1 微镜展现出优异的扫描性能和极低的串扰特性。

4 结论

本文针对传统单线圈二维电磁微镜的串扰问题, 提出了一种新型二维电磁微镜结构, 从双轴独立驱动设计和加强筋结构优化两个方面降低串扰的大小, 完成了新型器件的设计、仿真、制造与实验测试。

串扰实验结果表明, 本文设计的型号 1 微镜在快轴光学转角为 15° 时串扰大小为 0.117% , 串扰约为型号 2 微镜的 $1/8$; 在快轴光学转角为 30° 时串扰大小为 0.142% , 串扰约为市面上传统单线圈二维电磁微镜的 $1/21$, 串扰数据验证了双轴独立驱动结构设计和加强筋结构优化的有效性。然而快轴线圈电磁力不对称的问题依然存在, 导致串扰未能完全消除, 后续研究将尝试从机械结构和电路两个维度进行系统性改进, 在机械结构优化方面, 拟通过减少快轴线圈数量并相应增加单个线圈的匝数, 以在维持电磁驱动力不变的前提下, 减少误差来源, 从而减小串扰; 在电路优化方面, 将采用独立控制策略, 对各快轴线圈实施单独的电流调控, 通过对电磁力不平衡的对称位置线圈进行精确的电流补偿, 实现串扰的消除。

综上所述, 本文提出的 MEMS 微镜结构在大角度时展现了良好的低串扰性能, 有望在高分辨率、高可靠性的光学扫描应用中发挥重要作用, 为下一代激光雷达器件的设计与集成提供了有力支持。

参考文献

- [1] HOLMSTRÖMS T S, BARAN U, UREY H. MEMS laser scanners: a review[J]. Journal of Microelectromechanical Systems, 2014, 23(2): 259-275.
- [2] HSIANG E L, YANG Zhiyong, YANG Qian, et al. AR/VR light engines: perspectives and challenges[J]. Advances in Optics and Photonics, 2022, 14(4): 783-861.
- [3] RANK E A, AGNETER A, SCHMOLL T, et al. Miniaturizing optical coherence tomography[J]. Translational Biophotonics, 2022, 4(1-2): e202100007.
- [4] WANG Dingkang, WATKINS C, XIE Huikai. MEMS mirrors for LiDAR: A review[J]. Micromachines, 2020, 11(5): 456.
- [5] SADHUKHAN D, SINGH G P. Design of electrostatic actuated MEMS biaxial scanning micro-mirror with serpentine structure[J]. Materials Today: Proceedings, 2022, 65: 229-234.
- [6] LI Haoxiang, SHEN Wenjiang, YU Huijun. High speed scanning piezoelectric MEMS micro mirrors for laser micro displays[J]. Acta Photonica Sinica, 2023, 52(12): 1223001.

- 李浩祥,沈文江,余晖俊. 应用于激光微显示中高速扫描的压电 MEMS 微镜[J]. 光子学报, 2023, 52(12): 1223001.
- [7] PAN Teng, JIN Jiaan, LI Yi, et al. Two-axis asymmetric electrothermal MEMS micromirror for decoupled resonant scanning[J]. Optics Express, 2025, 33(8): 17053–17067.
- [8] ZHOU Tong, WU Qilong, PANG Bo, et al. Design and fabrication method of a large-size electromagnetic MEMS two-dimensional scanning micromirror[J]. Journal of Microelectromechanical Systems, 2023, 32(6): 552–561.
- [9] PARK Y, MOON S, LEE J, et al. Gimbal-less two-axis electromagnetic microscanner with twist mechanism[J]. Micromachines, 2018, 9(5): 219.
- [10] 王思涵, 欧昱君, 车录锋. 适用于激光雷达的电磁驱动二维 MEMS 微镜系统[J]. 激光与光电子学进展, 2026, 63(01): 486–494.
- [11] PARK Y, MOON S, LEE J, et al. Via-less two-axis electromagnetic micro scanner based on dual radial magnetic fields [J]. IEEE Photonics Technology Letters, 2018, 30(5): 443–446.
- [12] GHAZINOURI B, HE Siyuan. Crosstalk-free large aperture electromagnetic 2D micromirror for LiDAR application[J]. Journal of Micromechanics and Microengineering, 2023, 33(9): 095005.
- [13] KANG S Y, PARK J H, JI C H. Design optimization of a 6.4 mm-diameter electromagnetic 2D scanning micromirror[J]. Optics Express, 2020, 28(21): 31272–31286.
- [14] UREY H, WINE D W, OSBORN T D. Optical performance requirements for MEMS-scanner-based microdisplays [C]//MOEMS and miniaturized systems. SPIE, 2000, 4178: 176–185.
- [15] FANG Xiaoyong, TU Erqi, ZHOU Junfeng, et al. A 2d mems crosstalk-free electromagnetic micromirror for lidar application[J]. Journal of Microelectromechanical Systems, 2024, 33(5): 559–567.
- [16] LI Haoxiang, HOU Jiapeng, GONG Zheng, et al. Hybrid actuation MEMS micromirror with decoupled piezoelectric fast axis and electromagnetic slow axis for crosstalk suppression[J]. Micromachines, 2025, 16(9): 1072.
- [17] QIAN Lei, SHAN Yameng, WANG Junduo, et al. Experimental investigation of vibration isolator for large aperture electromagnetic MEMS micromirror[J]. Micromachines, 2023, 14(8): 1490.
- [18] KIM K, MOON S, KIM J, et al. Two-axis crosstalk analysis of gimbal-less MEMS scanners with consideration of rotational alignment[J]. Measurement, 2021, 171: 108785.
- [19] LI Anna, HUANG Hao, ZHANG Pengcheng, et al. Determination of crosstalk in a dual-axis piezoelectric MEMS mirror and suppression with feedforward algorithms[J]. IEEE Sensors Journal, 2024.
- [20] KIM K, KIM J, PARK Y, et al. Shaped input for reducing crosstalk of two-axis MEMS scanners[J]. Sensors and Actuators A: Physical, 2023, 349: 114002.

A Novel Low-crosstalk 2D Electromagnetic Micromirror Enabled by Stiffener Control.

HUANG Lingyi^{1,2}, ZHOU Peng², LI Haoxiang¹, SHEN Wenjiang²

(1 School of Nano-tech and Nano-bionics, University of Science and Technology of China, Hefei 230026, China)

(2 Key Lab of Nanodevices and Applications, Suzhou Institute of Nano-tech and Nano-bionics, Chinese Academy of Sciences, Suzhou 215123, China)

Abstract: Conventional single coil two dimensional electromagnetic micromirror used in Light Detection and Ranging (LiDAR) applications suffer from inter axis crosstalk. This crosstalk originates from the single coil topology operating in an approximately 45° oblique magnetic field, which inherently generates torque components about both rotational axes; as a result, driving the fast axis alone produces an uncontrolled slow axis deflection. The crosstalk effect becomes more pronounced for mirrors with larger apertures. Motivated by this mechanism and informed by relevant literature, this work presents a novel two dimensional electromagnetic micromirror that preserves a large mirror aperture while effectively reducing inter axis crosstalk. This work proposes a dual axis independently driven micromirror architecture that prevents generation of slow axis torque when the fast axis is driven. This is achieved by spatially separating the electromagnetic coils and optimizing the local magnetic field orientations: the slow driving coil is mounted on a gimbal and driven by a predominantly horizontal magnetic field for quasi static scanning, while the fast driving coils are symmetrically placed on both sides of the fast axis and driven by a predominantly vertical magnetic field for resonant scanning. Both axes are driven by independent current sources. However, due to manufacturing and assembly tolerances, the electromagnetic forces produced by

the symmetrically placed fast axis coils become asymmetric, resulting in a residual net torque about the slow axis. To address this, this work reduced the effective stiffness of the gimbal and optimized the mirror's backside geometry to improve the transmission efficiency of the fast axis driving torque; this lowers the required drive current for a given fast axis rotation and further reduces crosstalk caused by unbalanced coil torques. Two device variants were implemented for comparison: Model 1 micromirror with optimized stiffeners and Model 2 micromirror without stiffener optimization. And the effectiveness of the stiffener optimization was validated by simplified theoretical derivations and finite element simulations for both models. In conclusion, the results demonstrate, to achieve a resonant optical rotation of 15° , Model 2 micromirror requires a drive current of 138.6 mA, whereas Model 1 micromirror requires only 26.2 mA. With both devices having the same quality factor, Model 1 demonstrates superior electromechanical energy conversion efficiency, consistent with the trends predicted by theoretical derivations and simulation analyses. By comparing the micromirrors designed in this work with a commercially available conventional single coil two dimensional electromagnetic micromirror, analysis of the crosstalk test results shows that at a fast axis optical rotation of 15° , the crosstalk of Model 2 micromirror is approximately one-half that of the single coil micromirror, while the crosstalk of Model 1 micromirror is roughly one-eighth of Model 2 micromirror. The coil separated topology therefore already yields lower crosstalk than conventional single coil devices on the market, and the stiffener optimization further reduces crosstalk. At a fast axis optical rotation of 30° , the crosstalk of Model 1 micromirror is only about one-twenty-first that of the single coil micromirror. Model 1 micromirror thus demonstrates both good scanning performance and very low inter axis crosstalk. The proposed micromirror architecture, combining independent dual axis actuation with backside stiffener optimization, effectively suppresses inter axis crosstalk while supporting large mirror apertures and large angle fast axis scanning, making it suitable for high resolution, high reliability LiDAR and precision optical scanning systems. However, asymmetry in the electromagnetic forces of the fast axis coils still exists, so crosstalk has not been completely eliminated. Future work will pursue systematic improvements to address the residual crosstalk, including mechanical measures such as reducing the number of fast axis coils while increasing turns per coil to lower sensitivity to geometric errors, and circuit level strategies such as independent current control and precise current compensation for symmetric coil pairs, with the goal of further eliminating residual crosstalk and improving scanning accuracy and consistency.

Key words: crosstalk; Micro-electro-mechanical systems; electromagnetic micromirror; stiffener; Light Detection and Ranging

OCIS Codes: 230.4685; 230.3990; 120.5800; 010.3640

CSTR: 32255.14.gzxb20265507.0723001