

光栅干涉集成麦克风研究

熊林森^{1,2}, 张萌颖³, 董志飞^{1,2}, 胡昕宇^{1,2}, 蔡宸¹, 祁志美^{1,2*}¹中国科学院空天信息创新研究院传感技术国家重点实验室, 北京 100190;²中国科学院大学电子电气与通信工程学院, 北京 100049;³北方工业大学机械与材料工程学院, 北京 100144

摘要 研制了一种光栅干涉集成麦克风,其传感核心尺寸为 $0.93\text{ mm}\times 0.34\text{ mm}\times 2.50\text{ mm}$ (体积小于 0.8 mm^3),并且具有基于波长调谐实现控制工作点的功能。针对光栅干涉仪集成化设计问题,系统分析了激光器发散角对麦克风性能的影响。提出了集成型光栅干涉仪的设计指导,制作出了光栅干涉集成麦克风探头,探头整体尺寸为 $10.0\text{ mm}\times 10.0\text{ mm}\times 2.5\text{ mm}$,并进行了实验测试。实验测试结果表明,该探头在 $50\sim 300\text{ Hz}$ 的低频范围内具有平坦的频率响应曲线,灵敏度为 $-33.11\text{ dBV/Pa}@251.2\text{ Hz}$,在低频噪声监测领域有着广阔的应用前景。

关键词 光学器件; 光栅; 麦克风; 垂直腔面发射激光器; 微机电系统

中图分类号 TP212 文献标志码 A

DOI: 10.3788/AOS221785

1 引言

用于检测声压的麦克风在无人机检测跟踪^[1]、噪声监测^[2-3]、医疗器械^[4-5]、灾害预警^[6]等领域有着广泛的应用。当前最通用的麦克风是基于电容检测原理的,即电容式麦克风^[7]。然而,缩放定律表明,随着机械尺寸的缩小,电容式麦克风的灵敏度和信噪比都会降低^[8]。相比于电容式麦克风,基于光学干涉仪的麦克风(即光学干涉式麦克风)不受缩放定律的影响,能以小尺寸实现较高的灵敏度和较小的最小可探测压强(MDP)^[9]。目前,光学干涉式麦克风的相关研究集中在Fabry-Pérot干涉仪^[10-11]、Mach-Zehnder干涉仪^[12-13]、Sagnac干涉仪^[14]等方向。然而,这些被广泛研究的光学干涉式麦克风难以集成,在应用场景上有局限性^[15]。

近年来,作为光学干涉式麦克风的一个分支,基于光栅干涉仪的麦克风(即光栅干涉麦克风)已经被证明具有高精度、小体积、低功耗、易集成等优点,是高性能麦克风的一个发展方向^[16]。光栅干涉麦克风利用光栅的反射式衍射光束和透射式衍射光束的干涉效应,来检测振膜在施加声压下的位移变化,在理论上可实现较低的麦克风本底噪声。2005年,Hall等^[17]将光栅干涉仪引入微机械麦克风中,采用桑迪亚国家实验室专用硅基SwIFT-Lite™工艺制作出探头,在振膜机械灵敏度为 4.4 nm/Pa 的条件下实现了 29.0 dB(A) 的本底噪声,证明了光栅干涉麦克风的低噪声性能。之后,该

研究组采用参考光束方法来进一步降低噪声,实现了 24.0 dB(A) 的本底噪声性能^[18]。2014年, Kim等^[19]对光栅背板进行改进,实现了热机械噪声为 22.6 dB(A) 的光学微机械麦克风,并提出了本底噪声低于 15.0 dB(A) 的传感器理论设计路径。上述研究通过对背板阻尼进行分析来优化噪声性能,证明了光栅干涉麦克风可以实现比商用电容式麦克风更低的本底噪声。然而这些研究处于原型验证阶段,并未关注到光栅干涉麦克风在稳定性和集成度方面的设计。针对稳定性问题,本课题组在前期研究中采用短腔结构设计,通过微机电系统(MEMS)工艺制作了振膜和光栅,实现了具有良好温度稳定性的高灵敏度光栅干涉麦克风^[20]。前述的研究采用的都是传统的光电器件,如氦氖激光器和光电二极管,这使得光栅干涉麦克风的体积和功耗都相对较大。为了提高集成度, Kuntzman等^[21]提出了全封装设计结构,采用垂直腔面发射激光器(VCSEL)作为光源,以微型光电探测器(PD)作为感光元件,提升光栅干涉麦克风的集成度;但是,该器件设计并未考虑传感器工作点的调谐,传感器工作点不佳会造成灵敏度下降甚至声信号检测失真。过往的研究大多是通过采用静电力改变振膜和光栅的间距的方式来调节工作点^[17-19]。产生静电力调节工作点需要大于 10 V 的驱动电压,并且,静电极板有拉入(pull-in)风险,容易对振膜造成损坏。高电压和低可靠性都会限制光栅干涉麦克风的应用。另外,在集成化设计中,

收稿日期: 2022-10-08; 修回日期: 2022-10-26; 录用日期: 2022-11-18; 网络首发日期: 2022-11-21

基金项目: 国家自然科学基金(61801456)、北京市自然科学基金(4224095)

通信作者: *zhimei-qi@mail.ie.ac.cn

微型激光器(如 VCSEL)的发散角会对微型光电探测器的安装位置有较大影响,这一点尚未被系统研究。

因此,本文提出一种具有波长调谐能力的光栅干涉集成麦克风。考虑到 VCSEL 发散角对设计的影响,对其进行了系统分析,提出了光栅干涉集成麦克风的设计指导并制作出了探头。同时,利用 VCSEL 的热电效应调节激光波长,从而实现传感器工作点的调整。

2 基本原理

2.1 光栅干涉麦克风的基本原理

光栅干涉麦克风主要由振膜、衍射光栅、透明玻璃基底、激光器、PD 组成,其结构如图 1 所示。振膜下表面带有金属反射层,该反射层与衍射光栅组成了一个光栅干涉仪。由激光器出射的强度为 Π_{in} 、波长为 λ 的激光照射到光栅干涉麦克风的光栅面,被光栅分为两部分:一半被光栅条纹反射,另一半透过光栅后被振膜反射。这两部分光束之间存在光程差,因此在光栅条纹的下表面会发生光学干涉,由此形成数个干涉光斑。这些干涉光斑的相位受干涉腔长调制,这里的腔长指的是振膜下表面反射层与光栅条纹之间的距离。当声压施加在振膜面时,带有反射层的振膜变形并发生位

移,改变光栅与反射层的间距,从而使得干涉光斑强度发生变化。干涉光斑强度的变化由光电探测器检测,后续可以计算出振膜的位移改变量,从而测算出作用在振膜上的声压的大小。由标量衍射理论推导得出的受振膜位移调制的各级干涉光斑归一化光强表达式为

$$\frac{\Pi_0}{\Pi_{in}} = \frac{1}{2} [1 + \cos(\varphi_0 + \varphi \sin \omega t)], \quad (1)$$

$$\frac{\Pi_{\pm 1}}{\Pi_{in}} = \frac{2}{\pi^2} [1 - \cos(\varphi_0 + \varphi \sin \omega t)], \quad (2)$$

式中: Π_0 为 0 级干涉光斑的强度; $\Pi_{\pm 1}$ 为 ± 1 级干涉光斑的强度; φ 为振膜位移引起的相位差变化; ω 为入射声音的角频率; φ_0 为静态振膜引入的初始相位差,表达式为

$$\varphi_0 = \frac{4\pi d_{gap}}{\lambda}, \quad (3)$$

式中: d_{gap} 为初始腔长。当工作在正交工作点(Q-point)时,光栅干涉麦克风具有极高的信号保真度,此时 φ_0 是 $\frac{\pi}{2}$ 的奇数倍。由式(3)可得出符合 Q 点要求的初始腔长 d_{gap} 与 λ 的关系:

$$d_{gap} = \frac{2k+1}{8} \lambda, \quad k = 0, 1, 2, \dots \quad (4)$$

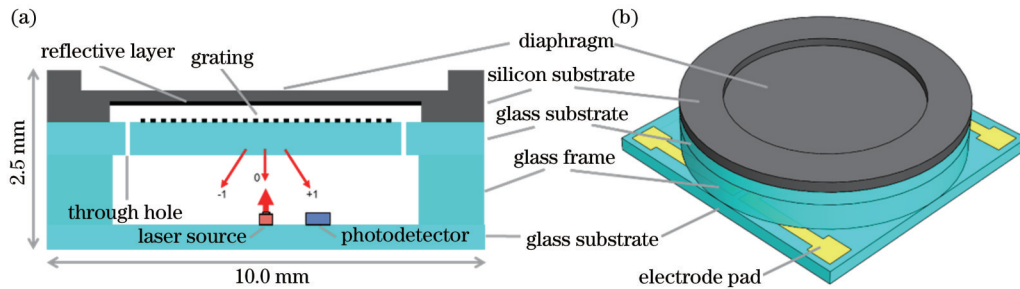


图 1 光栅干涉麦克风结构示意图。(a)空间布局图;(b)三维效果图

Fig. 1 Schematic diagrams of structure of grating interferometric microphone. (a) Spatial layout; (b) 3-D image

2.2 光栅干涉集成麦克风的声学设计

光栅干涉集成麦克风采用 VCSEL 作为激光器,以在不附加光学透镜结构的条件下获得较小的激光发散角和较集中的激光功率。考虑到 VCSEL 仍具有一定的发散角,需分析发散角对设计参数的影响。根据光栅干涉仪的原理,将光路分析分解成两个过程:反射式衍射和透射式衍射,如图 2 所示。

首先分析反射式衍射过程,如图 2(a)所示。VCSEL 的出射激光以一定的发散角照射到光栅平面。照射到光栅平面的光束半宽度 ω_1 可以表示为

$$\omega_1 = d_{vg} \tan \frac{\Theta}{2}, \quad (5)$$

式中: d_{vg} 为 VCSEL 激光出射面与光栅平面之间的距离; Θ 为 VCSEL 的全发散角。激光到达半透半反的光栅平面后,会产生反射式衍射。衍射角 θ_m 通过衍射效应的公式得出:

$$\theta_m = \arcsin \frac{m\lambda}{\Lambda}, \quad (6)$$

式中: Λ 为光栅周期; $m = 0, \pm 1, \dots$ 为衍射级次。当 $m = 0$ 时,反射式衍射的第 0 级可类比为直接通过反射到达用于接收光强的 PD 平面。为了简化分析,在 PD 平面建立一维坐标轴 x ,以 VCSEL 激光出射点与坐标轴的垂直交点作为原点 O 。因此,可以计算出反射式衍射的第 0 级照射到 PD 平面的光束区域 Ω_{R_0} 为

$$\Omega_{R_0} = \left[-\omega_1 - (d_{vg} - h_{vp}) \tan \frac{\Theta}{2}, \omega_1 + (d_{vg} - h_{vp}) \tan \frac{\Theta}{2} \right], \quad (7)$$

式中: h_{vp} 为 VCSEL 和 PD 的高度差。同理可得,当 $m = 1$ 时,反射式衍射的第 1 级衍射光照射到 PD 平面的光束区域 Ω_{R_1} 为

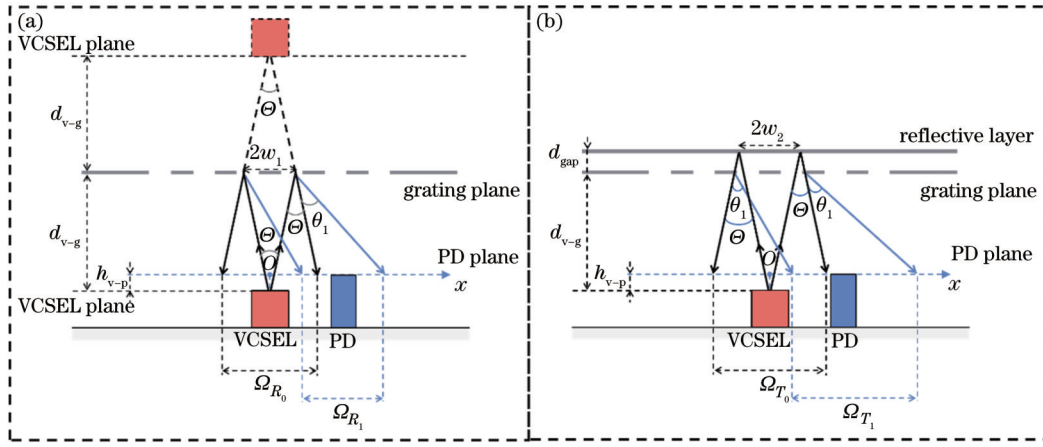


图 2 光栅干涉仪光路分析的两个过程。(a)反射式衍射;(b)透射式衍射

Fig. 2 Two processes of optical path analysis of grating interferometer. (a) Reflection diffraction; (b) transmission diffraction

$$\Omega_{R_1} = \left[-w_1 + (d_{v-g} - h_{v-p}) \tan\left(\theta_1 - \frac{\Theta}{2}\right), w_1 + (d_{v-g} - h_{v-p}) \tan\left(\theta_1 + \frac{\Theta}{2}\right) \right], \quad (8)$$

式中: θ_1 为第 1 级次衍射角, 根据式(6)可以得出 $\theta_1 = \arcsin(\lambda/\Lambda)$ 。

然后分析透射式衍射过程, 如图 2(b) 所示。

VCSEL 的出射激光透过光栅照射到振膜下表面的反射层, 照射到反射层的光束半宽度 w_2 可以表示为

$$w_2 = (d_{v-g} + d_{gap}) \tan \frac{\Theta}{2}. \quad (9)$$

之后, 激光光束被反射到光栅平面上发生透射式衍射。由于光栅条件不变, 透射式衍射的衍射角也通过式(6)计算。设透射式衍射的第 0 级和第 1 级衍射光照射到 PD 平面的光束区域分别为 Ω_{T_0} 和 Ω_{T_1} , 可以分析得出

$$\begin{cases} \Omega_{T_0} = \left[-w_2 - (d_{v-g} + d_{gap} - h_{v-p}) \tan \frac{\Theta}{2}, w_2 + (d_{v-g} + d_{gap} - h_{v-p}) \tan \frac{\Theta}{2} \right] \\ \Omega_{T_1} = \left[-w_2 + d_{gap} \tan \frac{\Theta}{2} + (d_{v-g} - h_{v-p}) \tan\left(\theta_1 - \frac{\Theta}{2}\right), w_2 + d_{gap} (d_{v-g} - h_{v-p}) \tan\left(\theta_1 + \frac{\Theta}{2}\right) \right] \end{cases} \quad (10)$$

通过上述的光路分析得出了反射式衍射的第 0 级衍射光束和第 1 级衍射光束在 PD 平面的分布区域, 同时也得出了透射式衍射的第 0 级衍射光束和第 1 级衍射光束在 PD 平面的分布区域。比较 Ω_{R_0} 和 Ω_{T_0} 可以得出: 因为 $w_2 > w_1$ 且 $(d_{v-g} + d_{gap} - h_{v-p}) \tan \frac{\Theta}{2} > (d_{v-g} - h_{v-p}) \tan \frac{\Theta}{2}$, 所以透射式衍射的第 0 级衍射光束的分布区域要大于反射式衍射的第 0 级衍射光束的分布区域。同理, 比较 Ω_{R_1} 和 Ω_{T_1} 可以得出: 透射式衍射的第 1 级衍射光束的分布区域要大于反射式衍射的第 1 级衍射光束的分布区域。根据光栅干涉仪的原理, 反射式衍射和透射式衍射的对应衍射级光束的重叠区域形成干涉光束。因此, 光栅干涉仪不同级次的干涉光束区域由反射式衍射的对应级次衍射光束的分布区域决定。

对于光栅干涉集成麦克风的光电设计, PD 的位置需要位于第 1 级干涉光束区域之内, 且需要尽可能位于第 0 级各衍射光束区域之外, 即 PD 的位置应该处于 Ω_{R_1} 之内, 同时要位于 Ω_{T_0} 之外。设定 PD 位置的区域为

Ω_{PD} , 同时考虑到 Ω_{R_1} 和 Ω_{T_0} 可能会出现重叠区域, 该限定条件可表达为

$$\begin{cases} \Omega_{PD} \in \Omega_{R_1} \\ \Omega_{PD} \notin \Omega_{T_0} \end{cases} \quad (11)$$

为方便分析, 设 Ω_{PD} 区域的左边缘坐标为 $x_{PD-left}$, 右边缘坐标为 $x_{PD-right}$, 同时考虑到 Ω_{R_1} 和 Ω_{T_0} 可能会出现重叠区域, 则有

$$x_{PD-left} = \max \left\{ w_2 + (d_{v-g} + d_{gap} - h_{v-p}) \tan \frac{\Theta}{2}, -w_1 + (d_{v-g} - h_{v-p}) \tan\left(\theta_1 - \frac{\Theta}{2}\right) \right\}, \quad (12)$$

$$x_{PD-right} = w_1 + (d_{v-g} - h_{v-p}) \tan\left(\theta_1 + \frac{\Theta}{2}\right), \quad (13)$$

$$\Omega_{PD} = [x_{PD-left}, x_{PD-right}] \quad (14)$$

为了分析 VCSEL 发散角对 PD 位置设计的影响, 将集成型光栅干涉仪的设计参数(表 1)代入式(12)~(14), 计算结果如图 3(a) 所示。由图 3(a) 可以看出, 随着 VCSEL 发散角度的增大, PD 的放置区域在远离 O 点。这是因为: 随着激光发散角度的增大, 透射式衍

射的第 0 级衍射光束在扩大, Ω_{R_1} 和 Ω_{T_0} 的交叠区域在增大, 使得 PD 的放置区域逐渐远离 VCSEL。

在满足上述避免干扰的要求前提下, 将 PD 放置在最大光干涉功率点可以检测得到最强的干涉光信号。设最大光干涉功率点为 x_{max} , 计算公式为 $x_{max} = (d_{v-g} - h_{v-p}) \tan \theta_1$ 。将表 1 参数代入该计算公式, 可以得出 x_{max} 为 $499.9 \mu\text{m}$ 。考虑实际 PD 具有半径为 r_{PD} 的

圆形有源感光面, 计算 PD 同时满足区域条件 [式 (11)] 且尽量接收最大干涉光功率的最佳放置坐标 D , 结果如图 3(b) 所示, 在 $0^\circ \sim 19^\circ$ 的区间内, PD 仍然可以放置在最大光干涉功率点。在 $19^\circ \sim 48^\circ$ 的区间内, PD 的最佳放置点逐渐远离 x_{max} , 这会造成光学灵敏度的下降。因此, 在集成型光栅干涉仪的设计中应该采用发散角度小于上述一定限值的微型激光器。

表 1 集成型光栅干涉仪的设计参数

Table 1 Design parameters of integrated grating interferometer

Parameter	Value
VCSEL operating wavelength / nm	850
PD active area radius / μm	50
Distance from plane of VCSEL aperture to plane of grating / mm	1.35
Distance from plane of VCSEL aperture to plane of PD / μm	30
Gap between grating plane and reflective layer / μm	17
Grating period / μm	2.4

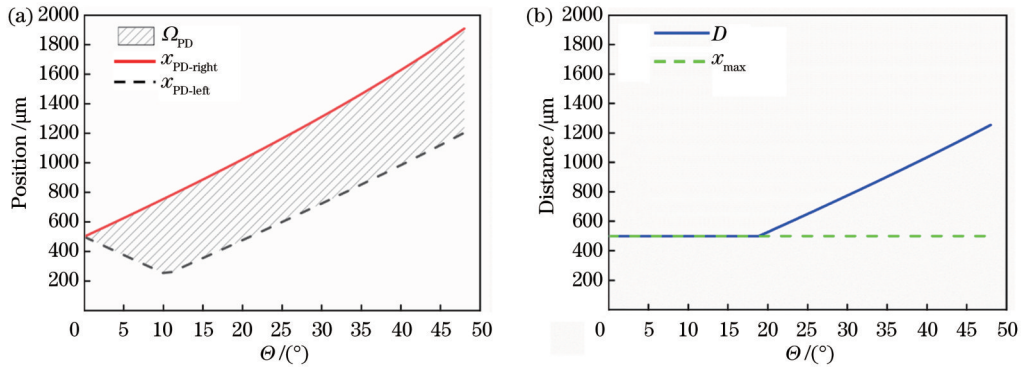


图 3 PD 位置设计与 VCSEL 发散角的关系。(a) PD 区域与 VCSEL 发散角的关系; (b) PD 最佳放置坐标与 VCSEL 发散角的关系
Fig. 3 Relationship between PD position design and VCSEL divergence angle. (a) Relationship between PD region and VCSEL divergence angle; (b) relationship between optimal placement coordinate of PD and divergence angle of VCSEL

2.3 光栅干涉集成麦克风的工作点判别方法

当调节 VCSEL 驱动电流时, 热电效应会导致出射激光波长偏移。根据式 (2) 仿真计算, 光栅干涉麦克风的归一化光强随 VCSEL 波长变化的曲线如图 4 所示。仿真计算中光栅干涉腔长设定为 $d_{gap} = 17 \mu\text{m}$ 。因此, 可以通过调节 VCSEL 驱动电流监测归一化光强, 进而判别和调节传感器工作点。

此外, 传感器在图 4 曲线所示半周期内的不同工作点具有不同幅度的各级次谐波分量。式 (2) 的贝塞尔展开式为

$$\frac{\Pi_{\pm 1}}{\Pi_{in}} = \frac{2}{\pi^2} \left\{ J_0(\varphi) \cos \varphi_0 + \left[2 \sum_{n=1}^{\infty} J_{2n}(\varphi) \cos(2n\omega t) \right] \times \right. \\ \left. \cos \varphi_0 - \left[2 \sum_{n=1}^{\infty} J_{2n-1}(\varphi) \sin[(2n-1)\omega t] \right] \sin \varphi_0 \right\}, \quad (15)$$

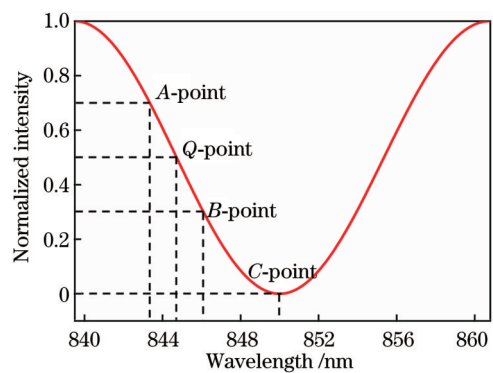


图 4 光栅干涉集成麦克风的归一化光强随 VCSEL 波长变化的曲线

Fig. 4 Curve of normalized light intensity of integrated grating interferometric microphone as a function of wavelength of VCSEL

式中: $n = 1, 2, 3, \dots$; $J(\cdot)$ 为贝塞尔函数。式 (15) 中包含直流分量、余弦分量和正弦分量。其中, 余弦分量是偶次谐波分量, 正弦分量是奇次谐波分量。当 $n = 1$,

正弦分量就是基频 (FF) 分量, 余弦分量是二次谐波 (SH) 分量。当光栅干涉麦克风工作在 Q 点时, 初始相位 φ_0 是 $\frac{\pi}{2}$ 的奇数倍, 其输出信号包含直流、FF 和高阶奇次谐波分量, 但不包含偶次谐波分量; 当光栅干涉麦克风工作在 C 点时, 初始相位 φ_0 是 π 的整数倍, 其输出信号包含直流、SH 和高阶偶次谐波分量, 但不包含奇次谐波分量; 当光栅干涉麦克风工作在除上述的其他点时, 其输出信号同时包含直流、奇次谐波分量和偶次谐波分量。因此, 可以通过对频域谐波分量的分析来判定传感器的工作点。

为了便于理解, 以 400 Hz 的频率对工作在图 4 中 B 点处的传感器的输出响应进行仿真计算, 这里 B 点和 Q 点之间的相位偏差为 0.4185 rad。仿真计算结果

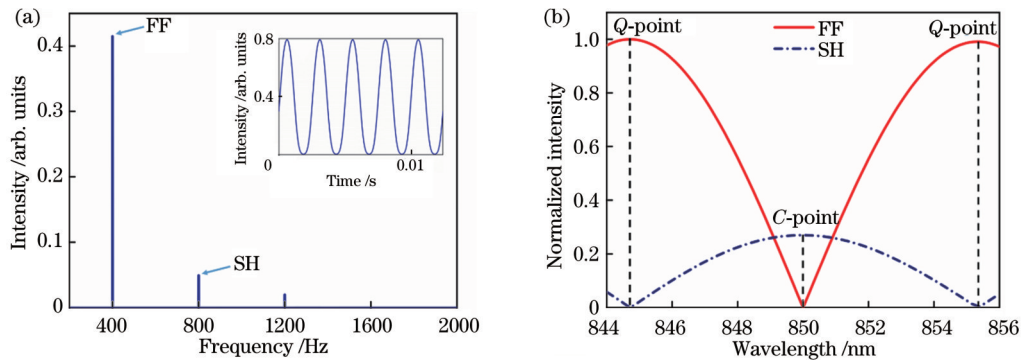


图 5 光栅干涉集成麦克风的性能仿真。(a) 当光栅干涉集成麦克风工作在图 4 中的 B 点时, 其对 400 Hz 声信号的仿真频率响应曲线 (插图: 相应的仿真时域响应); (b) 光栅干涉集成麦克风对 400 Hz 声信号频域响应的 FF 分量和 SH 分量的振幅随光源波长变化的曲线

Fig. 5 Performance simulation of grating interferometric integrated microphone. (a) Simulated frequency-domain response at 400 Hz for grating interferometric integrated microphone operating at point B shown in Fig. 4 (inset: corresponding time-domain response); (b) FF and SH amplitudes of grating interferometric integrated microphone response at 400 Hz as functions of operating wavelength

3 光栅干涉集成麦克风的制造方法

根据上述原理, 制作光栅干涉集成麦克风探头。探头由振膜-光栅双层结构 MEMS 声传感单元、玻璃框架支撑层、集成光电检测模块自上而下组装而成。以下分别说明各个组成部分的设计、制作与组装。

3.1 振膜-光栅双层结构 MEMS 声传感单元

振膜-光栅双层结构 MEMS 声传感单元由振膜结构与光栅层键合而成, 具体工艺流程见参考文献 [20]。将振膜结构设计为周边固支的圆形薄膜, 尺寸为: 直径为 6 mm, 厚度为 $3 \mu\text{m}$ 。所设计的振膜结构在绝缘硅 (SOI) 衬底上制造, 通过湿法刻蚀器件层形成空腔来制作出 $3 \mu\text{m}$ 厚的振膜和 $17 \mu\text{m}$ 的初始腔长。通过在硼硅玻璃上沉积反光金属薄膜并进行光刻和刻蚀来制作光栅结构。制作完成的光栅层与前面制成的振膜结构通过两层衬底的“硅-玻璃”阳极键合工艺组装为一体, 形成振膜-光栅双层结构。最后, 通过激光切割振

如图 5(a) 所示, 可以观察到 FF、SH 分量和非常小的三次谐波 (TH) 分量。为了获取不同工作点下传感器的 FF 和 SH 幅度, 以 $\lambda=850.0 \text{ nm}$ 的波长为中心, 通过在 12 nm 的波长范围内设置不同的工作点来进行仿真计算。仿真计算结果如图 5(b) 所示。在 Q 点处, SH 幅度为 0, FF 幅度达到最大值, 表明传感器具有极高的信号保真度。随着工作点与 Q 点的偏差增大, SH 幅度逐渐增加, FF 幅度逐渐减小。当传感器在 C 点工作时, SH 幅度增加到其最大值, FF 幅度下降到零。在这种情况下, 传感器的谐波失真达到最大。从原理上, 对工作点的判定可以通过分析任意谐波分量来实现, 本文选择 FF 分量作为参考, 因为由式 (15) 式可知 FF 的振幅大于其他任一更高阶谐波分量的振幅, 较大的 FF 分量振幅使得本文判别方法具有较高的精度。

膜-光栅结构的圆片, 得到独立的声传感单元, 如图 6 所示。

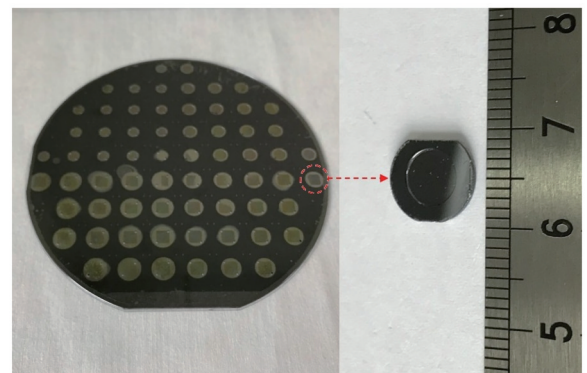


图 6 振膜-光栅双层结构 MEMS 声传感单元样品照片
Fig. 6 Sample photo of diaphragm-grating double-layer structure

3.2 集成光电检测模块

光电检测模块的核心器件是激光器和光电探测

器。为了让光学检测单元集成化,这里的激光器采用的是裸片 VCSEL(型号:APA7501010009),大小为 $190\ \mu\text{m} \times 190\ \mu\text{m}$ (长 \times 宽),高度为 $150\ \mu\text{m}$,光电探测器采用的是裸片光电探测器(型号:OS-GaAs100),大小为 $340\ \mu\text{m} \times 260\ \mu\text{m}$ (长 \times 宽),高度为 $180\ \mu\text{m}$,圆形感光面的直径为 $100\ \mu\text{m}$ 。根据第 2.2 节的论述,使微型光电探测器可以接收到低干扰高功率的干涉光是实现高性能集成光电检测模块的关键。首先让 VCSEL 激光出射窗口的中心点与 PD 感光面的中心点在同一条垂直于光栅条纹的水平线上,然后确定 VCSEL 与 PD 的间距。将实际的各个参数代入式(14)可以得出: Ω_{PD} 为 $[574.75\ \mu\text{m}, 1107.27\ \mu\text{m}]$ 。考虑到 PD 感光面的半径为 $50\ \mu\text{m}$,则可以确定 VCSEL 激光出射窗口的中心点与 PD 感光面的中心点的距离 L 的范围为 $624.75 \sim 1057.27\ \mu\text{m}$,其中最佳放置距离为 $624.75\ \mu\text{m}$ 。确定 VCSEL 与 PD 的间距后,按照图 7(a)所示结构进行集成光电检测模块的微组装,图 7(b)为麦克风探头的组装示意图。首先,在

$500\ \mu\text{m}$ 厚的玻璃基底上依次通过光刻、溅射和 lift-off 工艺制作用于固定光电器件并进行电连接的金电极。之后在贴装光电器件的电极位置均匀平涂导电环氧树脂,将 VCSEL 和 PD 芯片放置在其上并适当压紧,这里的导电环氧树脂用于固定光电器件并进行电连接。在放置好光电器件后,将导电环氧树脂进行热固化,即完成光电器件贴装,然后将光电器件的顶部电极通过金线键合连接到对应的基板电极上。完成微组装后的集成光电检测模块如图 8(a)所示。测量制得样品中 VCSEL 激光出射窗口的中心点与 PD 感光面的中心点的距离为 $665.07\ \mu\text{m}$,与最佳放置距离 $624.75\ \mu\text{m}$ 相差 $40.32\ \mu\text{m}$,误差为 6.4% ,也仍在合适的 PD 放置区域($624.75 \sim 1057.27\ \mu\text{m}$)内。此外,作为核心器件的 VCSEL 和 PD 所占的面积为 $0.93\ \text{mm} \times 0.34\ \text{mm}$ 。本文通过手动工具贴装光电器件,在大批量生产中可以通过亚微米贴片机来实现更加精细的组装。

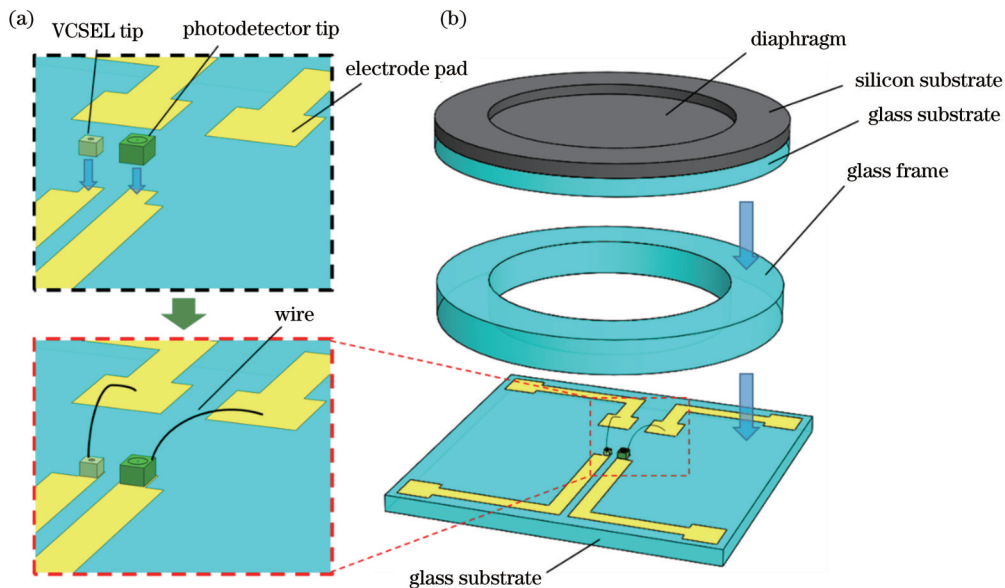


图 7 光栅干涉集成麦克风的制造过程。(a)光电器件的贴装与引线键合;(b)麦克风探头的组装示意图

Fig. 7 Manufacturing process of grating interferometric integrated microphone. (a) Mounting and wire bonding of optoelectronic devices; (b) schematic diagram of assembly of microphone

3.3 探头的组装

光栅干涉集成麦克风探头由 MEMS 声传感单元、玻璃框架支撑层和集成光电检测模块自上而下组装而成,其中声传感单元和集成光电检测模块的设计和制作已在前文介绍,玻璃框架支撑层通过对硼硅玻璃圆片进行激光切割而制成。将各层结构进行组装时,先使用紫外线固化环氧树脂,将玻璃框架支撑层安装到集成光电模块的玻璃基底上。之后将振膜-光栅声传感单元放置在玻璃框架支撑层上,并将玻璃基底上的外连接电极接入调试电路,通过观察光电探测器输出的信号来定位声传感单元,当其对准到相对较佳位置,

使用紫外线固化环氧树脂完成固定。最终组装完成的光栅干涉集成麦克风探头如图 8(b)所示。探头整体尺寸为 $10.0\ \text{mm} \times 10.0\ \text{mm} \times 2.5\ \text{mm}$,传感核心尺寸为 $0.93\ \text{mm} \times 0.34\ \text{mm} \times 2.50\ \text{mm}$ (体积为 $0.79\ \text{mm}^3$)。与 Kim 等^[19-20]制作的光栅干涉麦克风探头相比,本文制作的集成麦克风探头的传感核心体积更小。

4 实验与讨论

4.1 声学测试实验的设置

用于传感器声学测试的实验装置如图 9 所示。实

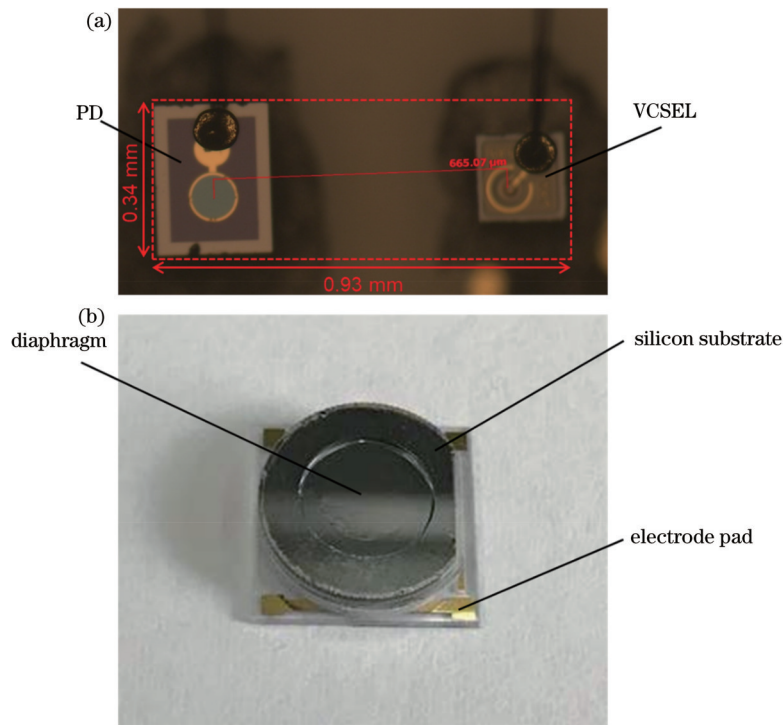


图 8 集成器件的实物图。(a)集成光电检测模块在显微镜下的照片;(b)光栅干涉集成麦克风探头照片

Fig. 8 Physical photos of integrated device. (a) Microscopic photograph of integrated optoelectronic module; (b) physical picture of grating interferometric integrated microphone

验装置由可控电流源、光栅干涉集成麦克风探头、信号处理模块、扬声器、参考麦克风 (B&K 4193-L-004)、具有信号发生器和信号采集功能的多功能模块 (B&K LAN-XI 3160) 和电声设备测试系统软件 (B&K PULSE Labshop) 构成。其中,可控电流源为由激光驱动器芯片 ADN2830 及其外围电路组成的平均功率闭环控制电路,可提供的最大电流为 200 mA。可控电流源在实验测试中为传感器中的 VCSEL 提供稳定的电流。信号处理模块将光栅干涉集成麦克风内部的光电探测

器输出的电流信号转换成电压信号,并连接到多功能模块的信号采集通道。参考麦克风 B&K 4193-L-004 的灵敏度为 2 mV/Pa,用于实时测算被测声压大小。在实验测试过程中,将制作完成的光栅干涉集成麦克风与参考麦克风放置在距离外接扬声器 2.5 cm 处,通过多功能模块的信号发生器驱动外接扬声器产生声波信号,由多功能模块同时采集研制麦克风探头和参考麦克风的输出信号,使用电声设备测试系统软件进行频率响应分析等声传感信号处理及显示。

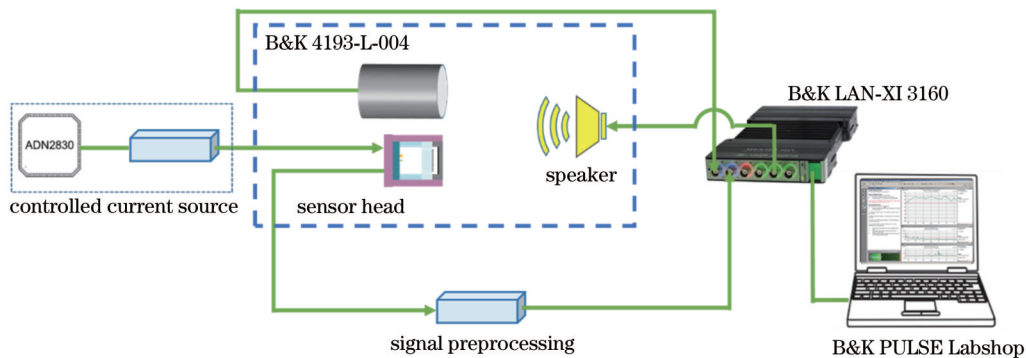


图 9 声学测试实验装置示意图

Fig. 9 Schematic diagram of acoustic test experimental setup

4.2 工作点判定测试

根据本文提出的工作点判定方法,需要获取 VCSEL 的光学特性。通过光谱仪测得 VCSEL 随输入电流增大的波长变化如图 10(a)所示,通过光功率

计测得 VCSEL 随电流增大的光功率变化如图 10(b)所示。使用如图 9 所示的实验装置采集得到传感器探头在不同激光器驱动电流下输出信号中的直流 (DC) 电平,归一化数据结果如图 10(c)所示。使用如图 9 所

示的实验装置以 400 Hz 声信号对传感器探头进行单频测试,在不同驱动电流下采集输出信号中的 FF 振幅,归一化数据结果如图 10(d)所示。通过分析各测得的分量可以判定以 12 mA 驱动 VCSEL 可以使传感器工作在接近图 4 曲线中的 C 点,同时得到在 2 mA 驱动下的 VCSEL 可以使得传感器的工作点更靠近 Q 点的结论。实验结果验证了本文提出的工作点判定方法,并说明了提出的传感器具有基于电流扫描波长调

节工作点的功能。同时,本文调节工作点的方法是在工作电压为 5 V 和驱动电流不超过 15 mA 的条件下实现的。与 Hall 等^[18-19]采用的静电力调节工作点的方法(驱动电压大于 10 V)相比,本文提出的方法具有低电压和小电流的特点,因此扩展了光栅干涉麦克风的应用范围。后续测试都将在 VCSEL 驱动电流为 2 mA 的条件下进行,对应的传感器工作点可以得到相对较高的测量信号保真度。

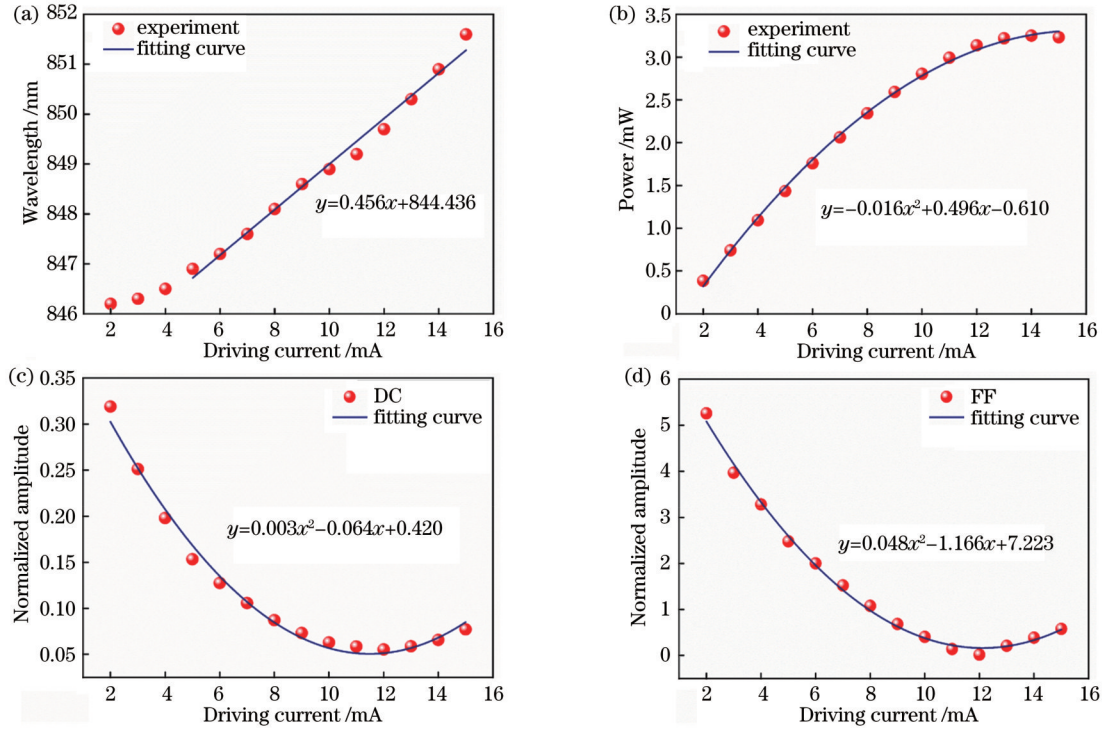


图 10 工作点判定测试结果。(a) VCSEL 发射波长随电流的变化;(b) VCSEL 发射功率随电流的变化;(c)不同 VCSEL 驱动电流下光栅干涉集成麦克风的直流分量输出数据;(d)不同 VCSEL 驱动电流下光栅干涉集成麦克风的 FF 分量振幅数据

Fig. 10 Results of operating point determination test. (a) VCSEL emission wavelength varies with current; (b) VCSEL emission power varies with current; (c) DC component output data of grating interferometric integrated microphone under different VCSEL driving currents; (d) FF component amplitude data of grating interferometric integrated microphone under different VCSEL driving currents

4.3 单频响应测试

基于如图 9 所示的实验装置对传感器进行单频响应测试,仅用标定器(GRAS 51AB)代替其中的扬声器作为声源。在 50~100 Hz 的低频范围内,以 10 Hz 为间隔进行单频声学测试,得到各频率下传感器响应输出信号的时域波形及快速傅里叶变换(FFT)频谱,如图 11 所示。从图 11(a)~(f)可以看出,传感器在 50~100 Hz 的低频范围内具有高质量的响应波形。从图 11(g)~(i)可以看出,各个频率下的信号波形对应的 FFT 频谱主峰明显,主峰频率与对应的测试声波频率一致。此外,在图 11(g)中,通过参考麦克风可以标定出施加的 50 Hz 声波声压为 319 mPa,频谱显示本底噪声约为 -71.5 dB,可得出信噪比(SNR)为 53.5 dB。针对 1 Hz 的 FFT 频谱分辨率,计算得出 MDP 为 $674.1 \mu\text{Pa}/\sqrt{\text{Hz}}$,这说明传感器可以较好地探测到

50 Hz 的低频声波信号。

4.4 频率响应测试

通过如图 9 所示的实验装置对传感器进行频率响应测试,频率响应测试范围是 50 Hz~1 kHz,得出的传感器频率响应曲线如图 12(a)所示。图 12(a)中显示,传感器在 251.2 Hz 处的灵敏度为 -33.11 dBV/Pa,即 22.10 mV/Pa。图 12(b)中低频区域的频率响应测试点显示,在 50~300 Hz 的低频范围内,传感器具有波动范围不超过 ± 3 dB 的平坦响应。测试数据表明,传感器可以较好地应用于低频噪声监测领域,如风力发电机的噪声测量^[2]。

5 结 论

研制了一种光栅干涉集成麦克风,其传感核心尺寸为 $0.93 \text{ mm} \times 0.34 \text{ mm} \times 2.50 \text{ mm}$ (体积小于

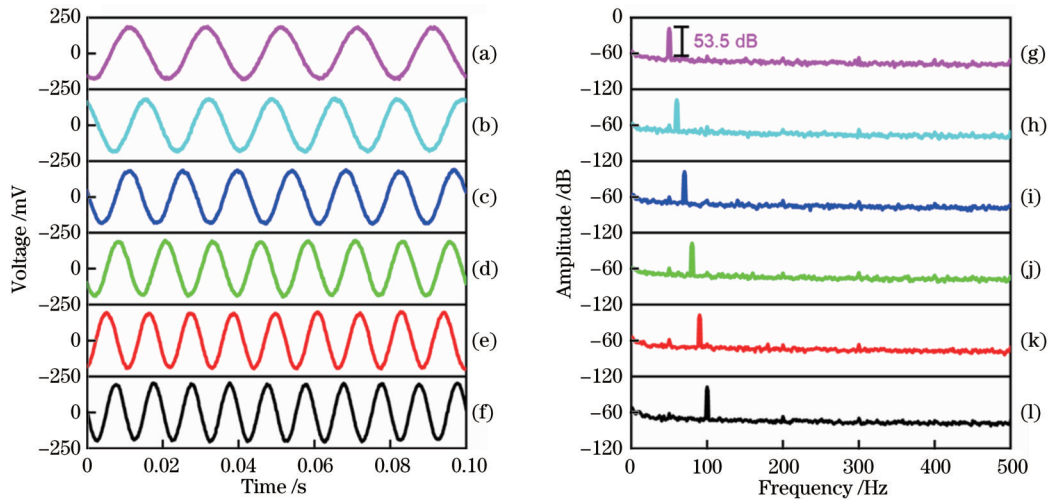


图 11 实验测得的集成麦克风对不同频率声信号的时域响应曲线及相应的傅里叶变换处理结果。(a)(g) 50 Hz; (b)(h) 60 Hz; (c)(i) 70 Hz; (d)(j) 80 Hz; (e)(k) 90 Hz; (f)(l) 100 Hz

Fig. 11 Temporal responses of integrated microphone to acoustic signals with different frequencies and corresponding frequency-domain results obtained by Fourier transform processing. (a)(g) 50 Hz; (b)(h) 60 Hz; (c)(i) 70 Hz; (d)(j) 80 Hz; (e)(k) 90 Hz; (f)(l) 100 Hz

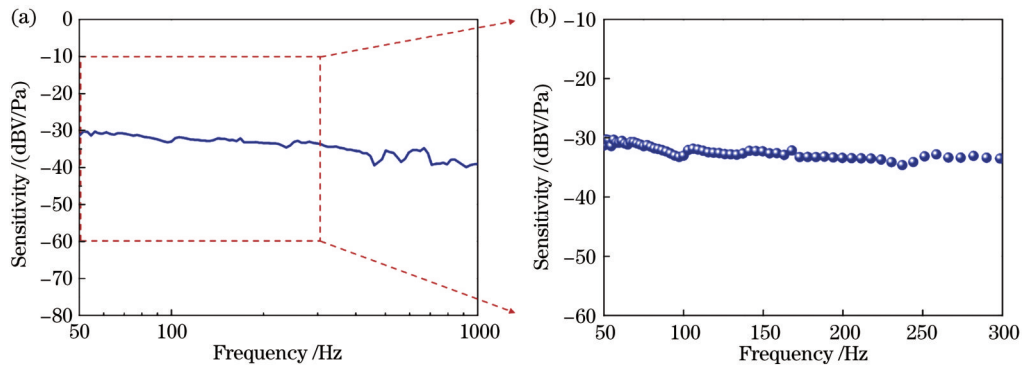


图 12 麦克风探头的频率响应测试结果。(a)频率响应曲线;(b)低频区域的频率响应测试点

Fig. 12 Microphone frequency response test results. (a) Frequency response curve; (b) frequency response test points in low frequency region

0.8 mm³), 并且具有波长调谐工作点的功能。针对光栅干涉仪集成化设计问题, 系统分析了激光器发散角对麦克风性能的影响。提出了集成型光栅干涉仪的设计, 制作出了光栅干涉集成麦克风探头, 整体尺寸为 10.0 mm × 10.0 mm × 2.5 mm。对制得麦克风探头的测试结果表明, 该探头在 50~300 Hz 的低频范围内具有平坦的频率响应曲线, 灵敏度为 -33.11 dBV/Pa@251.2 Hz, 因此本文研制的光栅干涉集成麦克风在低频噪声监测领域有着广阔的应用前景。

参 考 文 献

- [1] Wu G M, Xiong L S, Dong Z F, et al. Development of highly sensitive fiber-optic acoustic sensor and its preliminary application for sound source localization[J]. *Journal of Applied Physics*, 2021, 129(16): 164504.
- [2] Møller H, Pedersen C S. Low-frequency noise from large wind turbines[J]. *The Journal of the Acoustical Society of America*, 2011, 129(6): 3727-3744.
- [3] Wenzel T, Rettig R. Design of MEMS microphone protective membranes for continuous outdoor applications[J]. *Applied Acoustics*, 2021, 183: 108304.
- [4] Woo S, Han J H, Lee J H, et al. Realization of a high sensitivity microphone for a hearing aid using a graphene-PMMA laminated diaphragm[J]. *ACS Applied Materials & Interfaces*, 2017, 9(2): 1237-1246.
- [5] Zargarpour N, Zarifi M H. A piezoelectric micro-electromechanical microphone for implantable hearing aid applications[J]. *Microsystem Technologies*, 2015, 21(4): 893-902.
- [6] Petrica L. An evaluation of low-power microphone array sound source localization for deforestation detection[J]. *Applied Acoustics*, 2016, 113: 162-169.
- [7] Zawawi S A, Hamzah A A, Majlis B Y, et al. A review of MEMS capacitive microphones[J]. *Micromachines*, 2020, 11(5): 484.
- [8] Scheeper P R, van der Donk A G H, Olthuis W, et al. A review of silicon microphones[J]. *Sensors and Actuators A: Physical*, 1994, 44(1): 1-11.
- [9] Ren D P, Liu X, Zhang M Y, et al. Low-frequency bi-directional microphone based on a combination of bionic MEMS diaphragm and fiber acousto-optic transducer[J]. *IEEE Sensors Journal*, 2021, 21(13): 14655-14665.
- [10] Dong Z F, Hu X Y, Ren D P, et al. Judgment and compensation of deviation of the optical interferometric sensor's

- operating point from the interferometer quadrature point[J]. *Journal of Lightwave Technology*, 2021, 39(21): 7008-7017.
- [11] Wu G M, Hu X Y, Liu X, et al. Fabrication of glass diaphragm based fiber-optic microphone for sensitive detection of airborne and waterborne sounds[J]. *Sensors*, 2022, 22(6): 2218.
- [12] Zhu X J, Liu W, Sun D, et al. High-sensitive acoustic sensor based on microfiber Mach-Zehnder interferometer with tapered polarization-maintaining fiber[J]. *Fiber and Integrated Optics*, 2022, 41(1/2): 41-61.
- [13] Zhu W H, Li D Y, Liu J J, et al. Membrane-free acoustic sensing based on an optical fiber Mach-Zehnder interferometer[J]. *Applied Optics*, 2020, 59(6): 1775-1779.
- [14] Dong J T, Lu R S. Dual-loop Sagnac interferometer with a geometric phase shifter for quadrature phase bias locking[J]. *Optics Letters*, 2019, 44(22): 5422-5425.
- [15] Bilaniuk N. Optical microphone transduction techniques[J]. *Applied Acoustics*, 1997, 50(1): 35-63.
- [16] Okandan M, Hall N, Bicen B, et al. Optical microphone structures fabricated for broad bandwidth and low noise[C]// *Proceedings of 2007 IEEE SENSORS*, October 28-31, 2007, Atlanta, GA, USA. New York: IEEE Press, 2007: 1472-1475.
- [17] Hall N A, Bicen B, Jeelani M K, et al. Micromachined microphones with diffraction-based optical displacement detection [J]. *The Journal of the Acoustical Society of America*, 2005, 118 (5): 3000-3009.
- [18] Hall N A, Okandan M, Littrell R, et al. Micromachined optical microphone structures with low thermal-mechanical noise levels [J]. *The Journal of the Acoustical Society of America*, 2007, 122 (4): 2031-2037.
- [19] Kim D, Hall N A. Towards a sub 15-dBA optical micromachined microphone[J]. *The Journal of the Acoustical Society of America*, 2014, 135(5): 2664-2673.
- [20] Zhang M Y, Wu G M, Ren D P, et al. An optical MEMS acoustic sensor based on grating interferometer[J]. *Sensors*, 2019, 19(7): 1503.
- [21] Kuntzman M L, Garcia C T, Onaran A G, et al. Performance and modeling of a fully packaged micromachined optical microphone[J]. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 2011, 20(4): 828-833.

Integrated Grating Interferometric Microphone

Xiong Linsen^{1,2}, Zhang Mengying³, Dong Zhifei^{1,2}, Hu Xinyu^{1,2}, Cai Chen¹, Qi Zhimei^{1,2*}

¹State Key Laboratory of Transducer Technology, Aerospace Information Research Institute, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100190, China;

²School of Electronic, Electrical and Communication Engineering, University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China;

³School of Mechanical and Materials Engineering, North China University of Technology, Beijing 100144, China

Abstract

Objective Microphones have been widely applied in fields such as unmanned aerial vehicle (UAV) detection and tracking, noise monitoring, medical devices, and disaster warning. Optical microphones based on grating Fabry-Perot (FP) interferometry have the advantages of high sensitivity, easy integration, and low power consumption. Therefore, they provide a development direction for integrated grating interferometric microphones. There are two challenges in implementing integrated grating interferometric microphones: 1) how to optimize the design of the microphone structure to guarantee a small size and a high performance; 2) how to stabilize the microphone at the quadrature operating point for high-fidelity and high-sensitivity detection of acoustic signals. Owing to the thermal expansion effect on the FP cavity length of the grating interferometric microphone, the operating point of the microphone inevitably drifts with the ambient temperature. A conventional method to overcome this drawback is to modulate the FP cavity length through electrostatic force to compensate for the temperature-induced cavity length variation. However, this method is effective merely when the drive voltage is greater than 10 V. Moreover, the electrostatic force between the diaphragm and the back electrode will affect the elasticity of the diaphragm and thus make the frequency response characteristic of the microphone change. In this work, we develop an integrated grating interferometric microphone, which consists of a micro-electro-mechanical system (MEMS) diaphragm on the silicon on insulator (SOI) substrate, a metal grating on the glass substrate, a vertical cavity surface emitting laser (VCSEL), and a miniature photodetector (PD). In addition, we propose a simple method to compensate for the temperature-induced cavity length variation, which is to modulate the VCSEL wavelength to match the quadrature operating point of the microphone. We also analyze the effect of the divergence angle of the VCSEL on the design parameters of the microphone, conclude a rule of designing the integrated grating interferometric microphone, and successfully match the operating point to the quadrature operating point by modulating the wavelength. Our work can overcome the current challenges in preparing integrated grating interferometric microphones.

Methods In order to optimize the design of the microphone structure for a small size and a high performance, a VCSEL and a miniature PD are adopted to build a microphone. Since the VCSEL still has a certain divergence angle, an optical

design model is established by analyzing the reflection diffraction and transmission diffraction processes of the grating interferometer using geometric optics. Under the given PD active area, grating period, and FP cavity length, the optical design model can derive the best placement position of PD to ensure the high integration of a grating interferometric microphone. In addition, a laser wavelength tuning method by applying the thermoelectric effect of VCSEL is proposed to match the operating point to the quadrature point. The method discriminates the operating point by monitoring the normalized light intensity and the frequency-domain harmonic components. The amplitudes of the fundamental frequency (FF) component and second harmonic (SH) component at different operating points are analyzed. The FF component with a larger amplitude is selected as a reference, which can make the method have higher accuracy. The method can avoid the problems of high voltage and low reliability introduced by conventional methods.

Results and Discussions By using the geometric optical design model proposed in this work, an integrated grating interferometric microphone is fabricated. The overall size of the microphone is $10\text{ mm} \times 10\text{ mm} \times 2.5\text{ mm}$, and the sensing core size is $0.93\text{ mm} \times 0.34\text{ mm} \times 2.5\text{ mm}$ (volume of 0.79 mm^3) (Fig. 8). An experimental setup for the acoustic test is built to verify the operating point adjustment method and characterize the microphone performance (Fig. 9). The operating point determination test results show that the laser wavelength tuning method is realized under the conditions of an operating voltage of 5 V and a drive current of no more than 15 mA (Fig. 10). The method features low voltage and low current. Thus the proposed microphone can be applied to cases with low voltage. The performance characterization results show that the proposed integrated microphone has a high-quality response waveform in the low-frequency range of 50–100 Hz (Fig. 11). Moreover, the sensitivity of the proposed integrated microphone is 22.10 mV/Pa at 251.2 Hz, and the microphone has a flat response with a fluctuation range of no more than $\pm 3\text{ dB}$ in the low-frequency range from 50 Hz to 300 Hz (Fig. 12). Therefore, the proposed microphone can be applied to the field of low-frequency acoustic detection.

Conclusions In this work, an integrated grating interferometric microphone with a sensing core size of $0.93\text{ mm} \times 0.34\text{ mm} \times 2.5\text{ mm}$ (volume of less than 0.8 mm^3) has been proposed and experimentally demonstrated. In order to optimize the design of the microphone structure, the effect of laser divergence angle is analyzed, and thus an optical design model for grating interferometers is proposed. According to the optical design model, an integrated microphone with an overall size of $10\text{ mm} \times 10\text{ mm} \times 2.5\text{ mm}$ is fabricated. The experimental results of the operating point determination test show that the proposed operating point adjustment method is realized in low voltage conditions. The experimental results of performance characterization show that the microphone has a flat frequency response curve in the low-frequency range from 50 Hz to 300 Hz with a sensitivity of -33.11 dBV/Pa at 251.2 Hz. Compared with the existing studies, the proposed integrated grating interferometric microphone has a smaller sensing core and a low-voltage modulated operating point and thus can be widely applied. Moreover, the proposed microphone has an excellent response in the low-frequency range and thus shows a great application prospect in the field of low-frequency acoustic detection.

Key words optical devices; grating; microphone; vertical cavity surface emitting laser; micro-electro-mechanical system