

◇ 研究报告 ◇

三维微机电系统声发射传感器设计及性能分析

张礼华[†] 夏称阳 郭 颖

(江苏科技大学机械学院 镇江 212003)

摘要: 声发射技术作为一种动态无损检测手段,主要实现对材料产生的缺陷进行动态监测及损伤位置的预测。微机电系统声发射传感器在检测材料疲劳裂纹位置和扩展方向上应用广泛,实现其对材料裂纹的 3-D 动态位移检测,对于无损检测技术的发展具有重要意义。该文提出了一种新型 3-D 微机电系统声发射传感器,首先对 3-D 微机电系统声发射传感器进行了结构设计和性能分析,结构方面主要包括 z 方向响应传感单元和 x 、 y 方向响应传感单元设计;其次通过传感器的阻尼、谐振点处灵敏度计算,证明传感器的性能良好;最后采用有限元软件 ANSYS 对 z 方向响应传感单元做了模态和谐响应分析, x 、 y 方向响应传感单元做了模态分析和谐响应分析,仿真结果与理论值吻合较好,验证了结构设计的合理性,对实现材料裂纹的三维动态检测具有一定的参考意义。

关键词: 3-D 传感;微机电系统;声发射; z 方向响应传感; x 、 y 方向响应传感

中图法分类号: TP212 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-310X(2020)02-0306-10

DOI: 10.11684/j.issn.1000-310X.2020.02.019

Design and performance analysis of three-dimensional MEMS acoustic emission sensor

ZHANG Lihua XIA Chengyang GUO Ying

(School of Mechanical Engineering, Jiangsu University of Science and Technology, Zhenjiang 212003, China)

Abstract: As a dynamic non-destructive testing method, acoustic emission technology mainly realizes dynamic monitoring of material defects and prediction of damage location. The acoustic emission sensor of microelectro mechanical system (MEMS) is mainly used to detect the initial position and extension direction of fatigue crack, and realize its 3-D dynamic displacement detection of material crack, which is of great significance for the development of nondestructive testing technology. In this paper, a new type of 3-D MEMS acoustic emission sensor is proposed. Firstly, the structure design and performance analysis of 3-D MEMS acoustic emission sensor were carried out. The structure mainly included the z -direction response sensing unit and the x , y direction response sensing unit design. Secondly, through the damping and sensitivity calculation of the sensor, the performance of the sensor was demonstrated proved to be good. Finally, the modal harmonic response analysis of the z -direction response sensing unit was carried out by the finite element software ANSYS, and the x and y direction response sensing units were analyzed for modal analysis and the response was well. The simulation results are in good agreement with the theoretical values, verifying the rationality of the structure design. It has certain reference significance for realizing the 3D dynamic detection of material cracks.

Keywords: 3-D sensing; Microelectro mechanical system; Acoustic emission; z -direction response sensing; x and y direction response sensing

2019-05-16 收稿; 2019-11-28 定稿

作者简介: 张礼华 (1974-), 男, 江苏镇江人, 博士, 教授, 研究生导师, 研究方向: 智能驱动与传感技术。

[†] 通信作者 E-mail: zhanglihua200@126.com

0 引言

声发射技术 (Acoustic emission, AE) 作为一种动态无损检测手段, 被广泛应用于无损检测中。声发射技术主要通过接收和分析材料的声发射信号来判断材料的破坏起始时机、损伤演化过程和最终失效。到目前为止, AE技术已成功应用于监测多种不同的结构, 如公路桥梁、管道、复合材料等^[1-3]。

目前所开发的微型 AE 传感器多数是单轴传感器, 仅对安装有传感器的结构表面法线方向位移 (z 方向位移) 响应, 在实际应用中受到很大的限制, 且用于 AE 监测的传感器大多数是压电陶瓷 (PZT) 的谐振式或宽频带传感器, 压电传感器的阻抗与空气阻抗之间存在较大的失配, 导致传感器的带宽较窄或效率较低, 难以建立合适的阻抗匹配层。电容式微机电系统 (Microelectro mechanical system, MEMS) 传感器克服了阻抗失配问题, Khuri-Yakub 等^[4]、Jin 等^[5] 将 MEMS 技术应用在超声传感器中, 提出了一种硅微加工方法制作的电容式微超声传感器 (Capacitive MEMS ultrasonic transducer, CMUT); Saboonchi 等^[6] 和 Ozevin 等^[7] 采用多晶硅微机械加工工艺 (Poly-MUMPS) 技术设计并制造了一种 MEMS 声发射传感器, 其中包括两组平面内和两组平面外传感器, 并利用激光激励和疲劳试验对 7075 铝合金试件裂纹扩展进行了实际监测, 表明了传感器的方向特性, 由于受高挤压膜阻尼影响, 传感器不能准确检测到弹性波; Bekas 等^[8] 研制了一种直接贴附在复合材料表面的平面叉指式电容传感器, 成功地监测了黏合剂环氧树脂的固化过程, 但是传感器灵敏度较差。在关于声发射传感器的研究中, 大多数学者研究的谐振式电容传感器品质因数 Q 和灵敏度较低。

在本研究中, 为了准确检测工程材料裂纹产生的位置和延展方向, 获得一种结构更简单紧凑、成本更低廉、体积尺寸更小型化、灵敏度更高的声发射传感器, 提出了一种新型 3-D MEMS 谐振式电容声发射传感器。首先分析了 3-D 传感单元的作用机理, 建立传感器的模型, 其次对其阻尼、谐振点处灵敏度进行数值计算, 传感器的品质因数 Q 和谐振点处灵敏度得到提高, 最后采用 ANSYS 软件仿真模

拟了传感单元的谐振频率、变形量, 验证了 3-D 声发射传感器的可行性。

1 三维 MEMS 声发射传感器的简介及工作原理

本文研究的 3-D MEMS 声发射传感器采用 PolyMUMPS 制作, 可以显著提升传感器的品质因数 Q 。图 1 为 3-D MEMS 声发射传感器结构示意图, 主要包括 z 方向响应传感单元、 y 方向响应传感单元和 x 方向传感单元。其中 z 方向响应传感单元包含可移动上极板和下极板; x 方向响应传感单元包含可移动极板和两块固定侧极板; y 方向响应传感单元包含可移动极板和两块固定侧极板。在传感器的频率响应范围内, 当声波频率与传感器固有频率相近或相等时, 可移动电极板能在特定方向发生位移, 得到变化的电信号, 实现传感器对材料裂纹的 3-D 动态位移检测。

3 个方向响应传感单元互相独立, z 方向响应传感单元用于检测 z 方向声发射信号的大小, x 方向响应传感单元用于检测 x 方向声发射信号的大小, y 方向响应传感单元用于检测 y 方向声发射信号的大小。

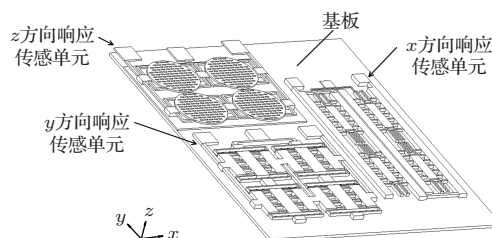


图1 3-D MEMS 声发射传感器结构示意图

Fig. 1 Schematic diagram of 3-D MEMS acoustic emission sensor

2 z 方向响应的谐振式电容传感单元设计计算及仿真模拟

2.1 工作原理

z 方向响应谐振式电容传感单元的简化模型如图 2 所示, 其中下极板固定, 上极板由弹簧悬挂。在传感器的频率响应范围内, 当材料断裂时, 裂纹产生声波的频率与传感器的固有频率相同或相近时, 在 z 方向振动的两个电极之间的间隙发生变化, 从而引起电容的变化, 产生变化的电信号。复合材

料的声发射信号频率一般都在 100 kHz~1 MHz 之间^[9],并能产生瞬态的复杂信号。由于较高频率的快速衰减特性,本文设计传感器的谐振频率控制在 100 kHz~500 kHz。

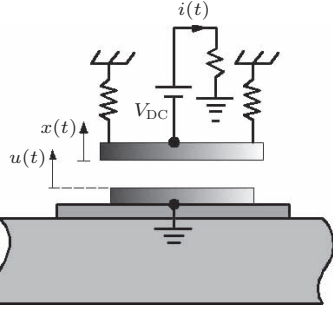


图2 微型谐振式电容传感单元的基本结构和工作机理

Fig. 2 Basic structure and working mechanism of miniature resonant capacitive sensing unit

2.2 几何建模

图3为 z 方向响应传感单元结构图, z 方向响应传感单元的上极板(圆形板)左右对称连接L形弹簧3、弹簧4一端,L形弹簧3、弹簧4另一端连接锚1、锚2,锚1、锚2固定在下极板上,通过改变上下极板的间隙,从而改变电容值,得到输出电压变化。

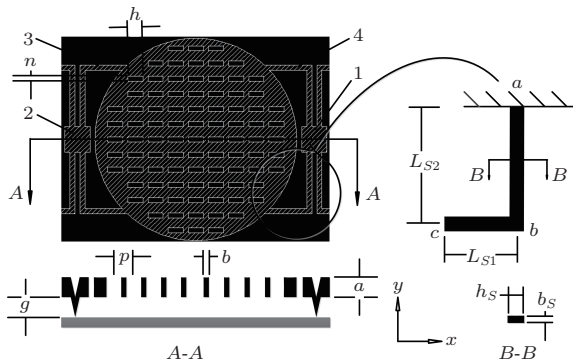


图3 z 方向响应传感单元结构图

Fig. 3 z -direction response sensing unit structure diagram

在理想状态下,不考虑上极板的旋转,可得 z 方向响应谐振式电容传感单元的电容计算公式^[10]为

$$C_0 = \frac{\varepsilon_0 A}{g - x(t)}, \quad (1)$$

表1 z 方向响应传感单元的主要结构参数

Table 1 Main structural parameters of the z -direction response sensing unit

圆板直径/ μm	上极板厚度 $a/\mu\text{m}$	弹簧 $L_{S1}/\mu\text{m}$	弹簧 $L_{S2}/\mu\text{m}$	格栅孔长 $h/\mu\text{m}$	格栅孔宽 $n/\mu\text{m}$	格栅孔数量
100	4	46	54.7	15	5	89

其中, ε_0 为相对介电常数, A 为传感单元上极板面积, $x(t)$ 表示电容层的相对位移, g 为极板间的间隙。

假设弹簧元件连接到上极板的节点(图3中的节点 c)没有旋转,可得节点 c 在 z 方向上的偏转位移方程为

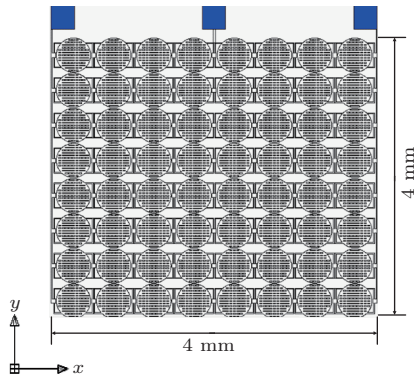
$$\Delta_c = F \left(\frac{L_{S1}^3}{3EI} + \frac{L_{S1}^2 L_{S2}}{\beta b_S h_S^3 G} + \frac{L_{S2}^3}{3EI} \right) - F \left(\frac{\frac{L_{S1}^2}{2EI} + \frac{L_{S1} L_{S2}}{\beta b_S h_S^3 G}}{\frac{L_{S1}}{EI} + \frac{L_{S2}}{\beta b_S h_S^3 G}} \right) \times \left(\frac{L_{S1}^2}{2EI} + \frac{L_{S1} L_{S2}}{\beta b_S h_S^3 G} \right), \quad (2)$$

其中, F 为施加在 c 点的力, E 为拉伸弹性模量, G 为剪切弹性模量, I 为惯性矩, L_{S1} 、 L_{S2} 为弹簧的长度, b_S 、 h_S 分别为弹簧截面的长和宽, β 是与截面长宽比(b_S/h_S)相关的系数(当长宽比 $b_S/h_S > 10$ 时,称为狭长矩形, β 可近似为 $1/3$)。

根据公式(2)可知,通过取弹簧不同 L_{S1} 和 L_{S2} 的值,可以得到上极板的节点 c 的在 z 方向上的偏转位移(当传感单元的响应频段在 200 kHz~300 kHz 时,此时取 L_{S1} 长度为 46 μm , Δ_c 为 0.3 μm ,计算可得 L_{S2} 为 54.7 μm)。

研究表明^[11],穿孔比(h/p)越大,圆板的挤压膜阻尼越小(关于挤压膜阻尼的计算参照本文2.3节)。为了最大限度地减小挤压膜阻尼的影响,同时获得 40 pF 的设计电容,格栅孔长设计为 15 μm ,宽为 5 μm ,可得 x 方向穿孔比为 0.75, y 方向的穿孔比为 0.33。由于微机械加工技术(PolyMUMPs)的限制,本文所研究的上下极板间的间隙 g 最小值设置为 1.25 μm 。具体的几何结构参数如表1所示。

将 z 方向响应传感单元组合在一起,增加了传感器的总电容量,有利于提高传感器的灵敏度。图4显示了 4 mm × 4 mm × 1 mm 的 MEMS 声发射传感芯片的 CAD 布局,每个传感器包含 8 × 8 阵列的 64 个传感单元,将每组传感单元连接到焊盘上,引出 3 个引脚,便于陶瓷封装。

图4 z 方向响应传感单元的CAD布局Fig. 4 CAD layout of z -direction response sensing unit

2.3 阻尼和灵敏度计算

在本研究中,传感单元上下极板之间的距离为 $1.25 \mu\text{m}$,此时极板间空气压缩所产生的阻尼不可忽略,同时挤压膜阻尼的大小也影响着传感器的灵敏度。

挤压膜阻尼的阻尼比计算公式^[12]如下:

$$\zeta = \frac{\left(\frac{6ab^2}{h^3} + \frac{b^3}{g^3} \right) \eta n}{2\sqrt{km}}, \quad (3)$$

式(3)中, a 是极板厚度, h 是蚀刻孔的长度, n 是蚀刻孔的宽度, b 是两个蚀刻孔横向间距, η 是空气黏度, k 是刚度系数, m 是极板质量, ζ 是阻尼比。

单个传感单元的阻尼力可以利用雷诺流体方程计算。研究表明^[13],圆板谐振传感单元在频率低于 1 MHz 的情况下,气体视为不可压缩,并考虑圆板在 z 方向的对称性,间隙气体的控制方程可用雷诺方程表达如下:

$$\frac{1}{R} \frac{\partial}{\partial R} \left(R \frac{\partial P}{\partial R} \right) = \frac{12\eta \dot{g}}{g^3}, \quad (4)$$

式(4)中, R 是圆板的半径, P 是气体压力。

对于半径为 R 的圆板在周围完全开放的环境中沿着 z 方向做上下振动^[13],建立边界条件,最终可得阻尼力的表达式如式(5):

$$F = 2\pi \int_{b_0}^{b_i} PR dR = c\dot{g}, \quad (5)$$

式(5)中, F 是作用在 z 方向的阻尼力, b_0 是圆柱体的外半径, b_1 是圆柱体的内半径(方形蚀刻孔替换为中心圆形通气孔的圆柱体,空气在内半径为 b_1 的中心圆形通气孔外半径为 b_0 的圆柱体内运动)。

传感单元谐振点处的灵敏度是动态表面位移 $u(t)$ 和传感器输出电压 $V_{\text{out}}(t)$ 的比值,因此需要计

算传感单元的表面位移量和输出电压值。将 z 方向响应传感单元简化为单自由度系统(Single degree of freedom, SDOF),可以简化计算过程,如图5所示,上极板简化为质量块,由弹簧悬挂,通过施加电压,产生可变电容,引起输出电压变化。

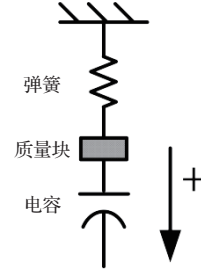


图5 单自由度系统示意图

Fig. 5 Schematic diagram of SDOF system

假定 $u(t)$ 的形式为

$$u(t) = e^{j\omega t}, \quad (6)$$

建立 SDOF 系统的运动方程为

$$m \frac{d^2 x(t)}{dt^2} + c \frac{dx(t)}{dt} + kx(t) = m\omega^2 e^{j\omega t}, \quad (7)$$

其中, m 是传感单元上极板的质量, c 是阻尼常数, t 是时间, ω 是声波的频率。

单自由度系统中与挤压膜阻尼效应相关的品质因数 Q ^[14]为

$$Q = \omega_0 \frac{m}{c}, \quad (8)$$

其中, ω_0 是传感单元的谐振频率。

将式(8)代入式(7),求解得

$$\begin{aligned} x(t) &= \frac{m\omega^2}{-m\omega^2 + j\omega c + k} e^{j\omega t} \\ &= \frac{\omega^2}{-\omega^2 + j\omega\omega_0/Q + \omega_0^2} e^{j\omega t}, \end{aligned} \quad (9)$$

其中, $x(t)$ 和 $V_{\text{out}}(t)$ 之间的关系为

$$V_{\text{out}}(t) = \frac{V_{\text{bias}}}{g} \frac{C_0}{C_0 + C_{p1}} x(t), \quad (10)$$

式(10)中, C_0 是传感单元的电容值, C_{p1} 是传感单元的寄生电容(在理想状态下可以忽略不计), $V_{\text{out}}(t)$ 是输出电压, V_{bias} 是偏置电压。

将式(9)代入式(10)得到输出电压为式(11):

$$V_{\text{out}}(t) = \frac{V_{\text{bias}}}{g} \frac{C_0}{C_0 + C_{p1}} \frac{\omega^2}{-\omega^2 + j\omega\omega_0/Q + \omega_0^2} e^{j\omega t}. \quad (11)$$

如果传感单元的固有频率和声波频率相等,即 $\omega = \omega_0$ 时,可得

$$V_{\text{out}}(t) = \frac{V_{\text{bias}}}{g} \frac{C_0}{C_0 + C_{p1}} \frac{1}{j/Q} e^{j\omega_0 t}. \quad (12)$$

则可获得传感单元谐振点处的灵敏度的计算公式为

$$\left| \frac{V_{\text{out}}(t)}{u(t)} \right| = \frac{V_{\text{bias}}}{g} \frac{C_0}{C_0 + C_{p1}} Q. \quad (13)$$

运用上述公式,对本研究的 z 方向响应传感单元进行理论计算,得到传感单元的主要性能参数如表2所示。

表2 z 方向响应传感单元主要性能参数

Table 2 Main performance parameters of z -direction response sensing unit

参数	数值
电容 $C_0/10^{-12}$ F	40
阻尼比 ζ	3.68×10^{-3}
谐振点处灵敏度/(V·m ⁻¹)	1.43×10^9
阻尼力 F/N	4.75×10^{-5}
品质因数 Q	12.5

2.4 z 方向响应传感单元的仿真模拟

所分析的 z 方向响应传感单元的上极板直径为 100 μm , 上极板厚度 a 为 2 μm 。采用 ANSYS 软件, 网格划分选用自动划分方式, 局部进行细化, 所得的网格单元最小边值为 2×10^{-3} mm。传感单元的材料为多晶硅 (PolySi), 表3是多晶硅的材料参数。

表3 多晶硅的材料参数

Table 3 Material parameters of polysilicon

密度 $\rho/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	杨氏模量 E/GPa	泊松比 ν	相对介电常数 ε_r
2320	158	0.22	45

2.4.1 z 方向响应传感单元在有阻尼和无阻尼状态下的模态分析

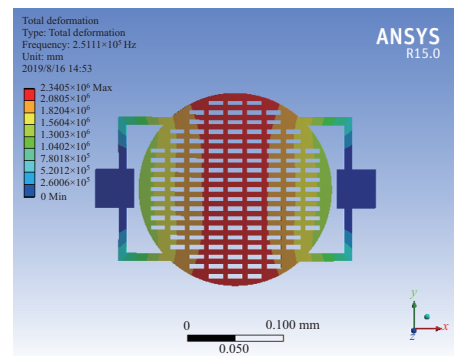
计算物体谐振频率公式如式(14)所示, 由公式可知, 改变 z 方向响应传感单元的极板质量或者 L 形弹簧的刚度, 可以得到具有不同谐振频率的传感单元。本研究中, 保持 L 形弹簧的刚度不变, 改变传感单元的极板质量, 即改变传感单元上极板

的厚度 a , 得到不同响应频段的传感单元。本文设计 z 方向响应传感器的谐振频率范围在 100 kHz ~ 500 kHz, 将具有不同谐振频率的传感单元分为 4 个响应频段: 100 kHz ~ 200 kHz、200 kHz ~ 300 kHz、300 kHz ~ 400 kHz、400 kHz ~ 500 kHz。每个响应频段的传感单元所对应的上极板厚度 a 的值为 3 μm 、5 μm 、8 μm 、10 μm 。为便于研究, 选取响应频段在 200 kHz ~ 300 kHz、极板厚度 a 为 5 μm 的传感单元进行仿真分析。

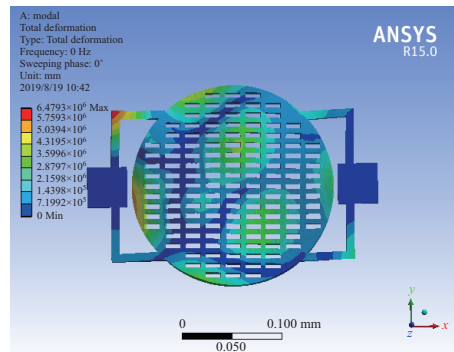
$$f = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k_u}{m}}, \quad (14)$$

式(14)中, k_u 为传感单元上极板的平移刚度, m 为传感单元可移动极板的质量。

首先, 在无阻尼状态下, 对锚1、锚2施加固定约束, 得到如图6(a)所示的一阶振动模态, 所得 z 方向响应传感单元的固有频率为 251.11 kHz, 在响应频段 200 kHz ~ 300 kHz 内。其次, 在有阻尼状态下, 设置阻尼比为 3.68×10^{-3} , 刚度阻尼为 1.171×10^{-3} , 得到有阻尼状态下一阶振型如图6(b)所示。



(a) 无阻尼状态下



(b) 有阻尼状态下

图6 z 方向响应传感单元的一阶振动模态 ($a = 5 \mu\text{m}$)

Fig. 6 The first-order vibration mode of the z -direction response sensing unit ($a = 5 \mu\text{m}$)

由ANSYS分析结果可知,无阻尼状态下,圆形极板变形量从中心向边缘递减;有阻尼状态下,边缘变形量较大且变形量比较均匀。

2.4.2 对 z 方向响应传感单元做含阻尼的谐响应分析

在本研究中,激励源以简谐波作为输入模拟量,最小输入频率设置为150 kHz,最大频率设置为350 kHz,阻尼比为 3.68×10^{-3} ,阻尼力 F 为 4.75×10^{-5} N。

图7列出了传感单元在150 kHz ~ 350 kHz下的频率-振幅曲线,由图7可知最大振幅值在 $0.408 \mu\text{m}$ 处,传感单元谐振频率为250 kHz。进一步分析可得 z 方向响应传感单元含阻尼的谐响应位移分布云图如图8所示,传感单元在固有频率($f = 251.11$ kHz)状态下最大变形值为 $0.299 \mu\text{m}$,即上极板在 z 方向上的最大位移为 $0.299 \mu\text{m}$,在 z 方向响应传感单元的上下极板可移动间距($1.25 \mu\text{m}$)范围内,能够满足设计要求。

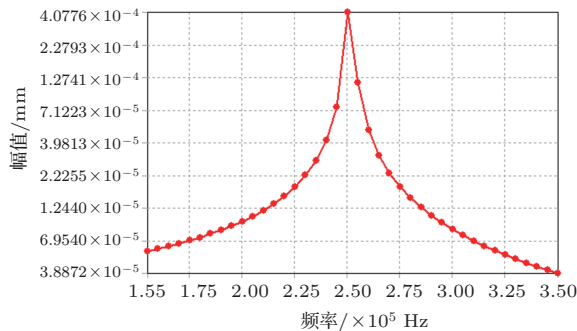


图7 z 方向响应传感单元响应频率-振幅变化曲线($a = 5 \mu\text{m}$)

Fig. 7 Response frequency-amplitude curve of the z -direction response sensing unit ($a = 5 \mu\text{m}$)

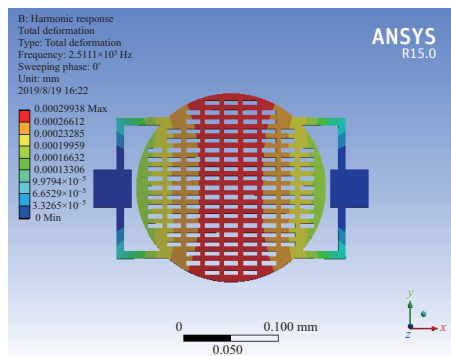


图8 含阻尼谐响应位移分布云图($a = 5 \mu\text{m}$)

Fig. 8 Cloud map with damped harmonic response displacement distribution ($a = 5 \mu\text{m}$)

3 x 、 y 方向响应的谐振式电容传感单元设计及仿真模拟

3.1 x 、 y 方向响应传感单元的工作原理和CAD布局

本研究所设计的 x 、 y 方向响应传感单元,结构上包括固定电极板与可移动电极板。当声波的频率与 x 、 y 方向响应传感单元的谐振频率相近或者相等时,可移动电极板能在特定方向发生位移,从而改变指型极板间的距离或面积,电容值改变,从而得到变化的电信号。在弹簧选择上, x 、 y 方向响应传感单元的弹簧采用U型弹簧取代传统的悬臂弹簧,因为U型弹簧质量更小且更具弹性。

图9为 x 方向响应传感单元的结构图,传感单元由锚5、锚6固定,U型弹簧7、弹簧8连接可移动极板9,极板10、极板11固定,其中指型凸块①和指型凸块②在 y 方向上的间距 G_1 等于 G_2 ,在本研究中, G_1 和 G_2 大小为 $3 \mu\text{m}$ 。为了获得变化的电信号,可移动极板9接正电压,固定极板10、极板11分别接不同大小的负电压。当可移动极板9在 x 方向发生移动时,指型凸块之间面积改变,电容值改变,得到输出电压变化。

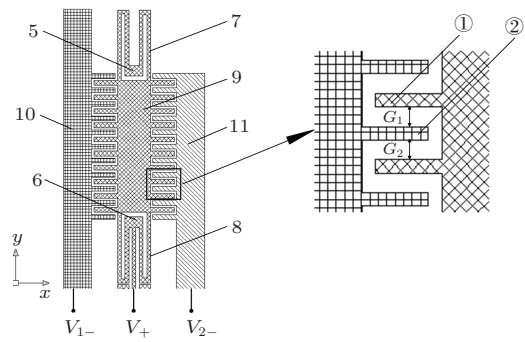
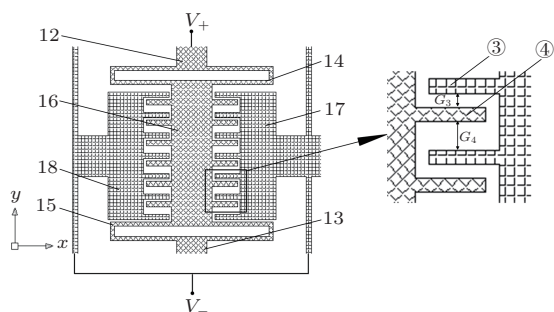


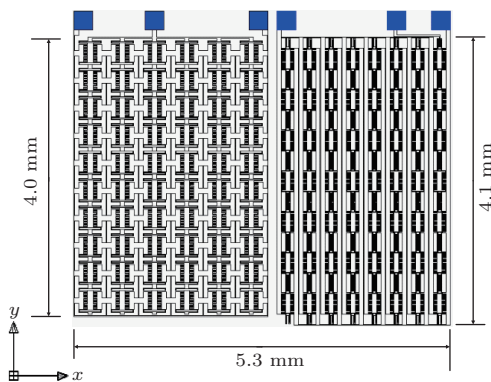
图9 x 方向响应传感单元

Fig. 9 x -direction response sensing unit

图10为 y 方向响应传感单元的结构图,传感单元由锚12、锚13固定,U型弹簧14、弹簧15连接可移动极板16,极板17和极板18固定,其中指型凸块③和指型凸块④在 y 方向上的间距 G_3 不等于 G_4 ,在本研究中, G_3 、 G_4 大小为 $2 \mu\text{m}$ 、 $4 \mu\text{m}$ 。可移动极板16接正电压,固定极板17、极板18接相同大小的负电压。当可移动极板16在 y 方向发生移动时,指型凸块之间距离改变,电容值改变,得到输出电压变化。

图10 y 方向响应传感单元Fig. 10 y -direction response sensing unit

将 x 、 y 方向响应传感单元分别组合在一起,传感器的总电容量变大,有利于提高传感器的灵敏度。图11显示了 z 方向上极板厚度为 $60\text{ }\mu\text{m}$ 的 x 、 y 方向响应传感单元的CAD布局,包含 6×10 阵列的60个 y 方向响应和 8×7 阵列的56个 x 方向响应的传感单元,传感单元芯片大小为 $4.1\text{ mm}\times 5.3\text{ mm}\times 1\text{ mm}$ 。

图11 x 、 y 方向响应传感单元的CAD布局Fig. 11 CAD layout of the x and y direction response sensor unit

3.2 x 、 y 方向响应传感单元的仿真模拟

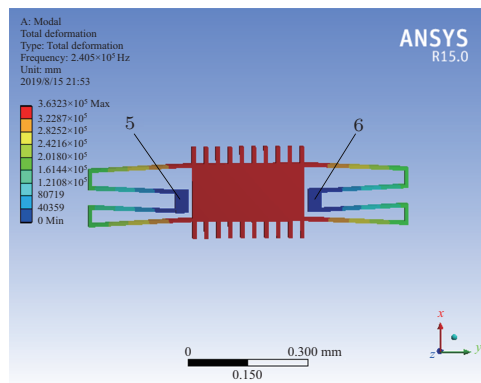
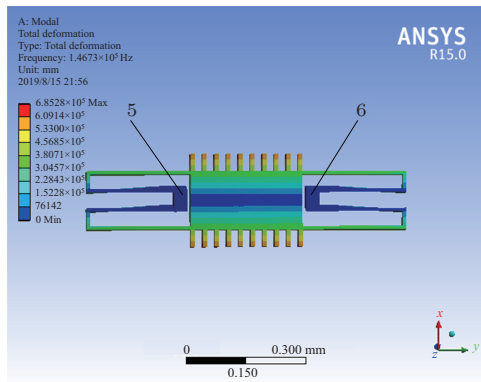
所分析的 x 方向响应和 y 方向响应的传感单元的网格划分选用自动划分方式,所得的网格单元最小边值均为 $1\times 10^{-2}\text{ mm}$,得到传感单元的有限元模型,传感单元的材料选为多晶硅(PolySi),多晶硅的材料参数如2.4节的表3所示。

3.2.1 x 方向响应传感单元的模式分析

为了检测声发射信号在 x 方向的大小,需要分离出不需要的信号即 z 方向上检测的声波信号。通过改变 x 方向响应传感单元的质量或者U形弹簧的刚度,可以得到具有不同谐振频率的传感单

元。本研究中,保持U形弹簧刚度不变,通过改变 x 方向响应传感单元在 z 方向上的极板厚度,可以得到4个不同响应频段的传感单元。将传感器响应频率范围 $100\text{ kHz}\sim 500\text{ kHz}$ 分为4个响应频段($100\text{ kHz}\sim 200\text{ kHz}$ 、 $200\text{ kHz}\sim 300\text{ kHz}$ 、 $300\text{ kHz}\sim 400\text{ kHz}$ 、 $400\text{ kHz}\sim 500\text{ kHz}$),不同响应频段分别对应于具有不同极板厚度的 x 方向响应传感单元,所对应的极板厚度为 $140\text{ }\mu\text{m}$ 、 $60\text{ }\mu\text{m}$ 、 $30\text{ }\mu\text{m}$ 、 $15\text{ }\mu\text{m}$ 。为便于研究,选取响应频段在 $200\text{ kHz}\sim 300\text{ kHz}$ 、 z 方向极板厚度为 $60\text{ }\mu\text{m}$ 的传感单元进行仿真分析。

首先,在锚5、锚6处施加固定约束,约束传感单元在 y 、 z 方向的自由度,得到传感单元在 x 方向的一阶振动模式,如图12(a)所示。其次,重复上述操作,约束传感单元在 x 、 y 方向的自由度,得到传感单元在 z 方向的一阶振动模式,如图12(b)所示。

(a) 在 x 方向上(b) 在 z 方向上图12 x 方向响应传感单元一阶振型模式(极板厚度 $60\text{ }\mu\text{m}$)Fig. 12 The first-order vibration mode of the x -direction response sensing unit (Plate thickness $60\text{ }\mu\text{m}$)

所得 x 方向响应传感单元在 x 方向上的谐振频率为240.5 kHz,在 z 方向上的谐振频率为146.73 kHz,两者频率相差值为93.77 kHz。分析结果可知,本研究的 x 方向响应传感单元可以有效地区分传感单元在 x 方向和 z 方向上的响应频率。

3.2.2 x 方向响应传感单元的谐振响应分析

由上文可知, z 方向极板厚度为60 μm 时, x 方向响应传感单元在 x 方向上的谐振频率为240.5 kHz,对 x 方向响应传感单元进行谐振响应分析,约束传感单元在 y 、 z 方向的自由度,最小输入频率设置为150 kHz,最大输入频率设置为350 kHz,得到如图13(a)所示的频率振幅变化曲线; z 方向极板厚度为60 μm 时, x 方向响应传感单元在 z 方向上的谐振频率为146.73 kHz,约束传感单元在 x 、 y 方向的自由度,最小输入频率设置为50 kHz,最大输入频率设置为200 kHz,得到如图13(b)所示的频率振幅变化曲线。

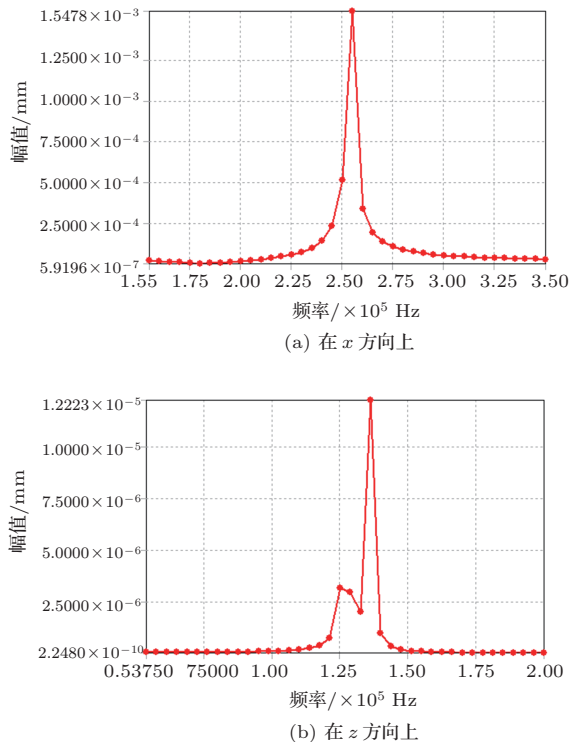


图13 x 方向响应传感单元的响应频率-振幅变化曲线(极板厚度60 μm)

Fig. 13 Response frequency-amplitude curve of the x -direction response sensing unit (Plate thickness 60 μm)

由图13(a)可知,振幅最大值在1.549 μm 处, x 方向响应传感单元在 x 方向上的谐振频率为255 kHz,与所模拟值240.5 kHz偏差为4.37%。由图13(b)可知,振幅最大值为 1.222×10^{-2} μm , x 方向响应传感单元在 z 方向上的谐振频率为136.25 kHz,与所模拟值146.73 kHz偏差为4.16%。

分析结果可知, x 方向响应传感单元在 x 方向上的最大振幅值1.594 μm 与传感单元在 z 方向上的最大振幅值 1.222×10^{-2} μm 相差1.58 μm ,可见 x 方向响应传感单元在 z 方向上振幅与在 x 方向上的振幅相差较大,故 x 方向响应传感单元在 z 方向上输出信号值的大小相比于在 x 方向上输出信号值的大小影响甚微,结构设计合理。

3.2.3 y 方向响应传感单元的模式分析

为了检测声发射信号在 y 方向的大小,需要分离出不需要的信号即 z 方向上检测的声波信号。通过改变 y 方向响应传感单元的质量或者U形弹簧的刚度,可以得到具有不同谐振频率的传感单元。本研究中,保持U形弹簧刚度不变,通过改变 y 方向响应传感单元在 z 方向上的极板厚度,可以得到4个不同响应频段的传感单元。将传感器响应频率范围100 kHz ~ 500 kHz分为4个响应频段(100 kHz ~ 200 kHz、200 kHz ~ 300 kHz、300 kHz ~ 400 kHz、400 kHz ~ 500 kHz),不同响应频段分别对应于具有不同极板厚度的 y 方向响应传感单元,所对应的极板厚度为140 μm 、60 μm 、30 μm 、15 μm 。为便于研究,选取响应频段在200 kHz ~ 300 kHz、 z 方向极板厚度为60 μm 的传感单元进行仿真分析。

首先,在锚12、锚13处施加固定约束,约束传感单元在 x 、 z 方向的自由度,得到传感单元在 y 方向的一阶振动模式,如图14(a)所示。其次,重复上述操作,约束传感单元在 x 、 y 方向的自由度,得到传感单元在 z 方向的一阶振动模式,如图14(b)所示。所得 y 方向响应传感单元在 y 方向上的谐振频率为234.59 kHz,在 z 方向上的谐振频率为197.83 kHz,两者频率相差值为36.76 kHz。分析结果可知,本研究的 y 方向响应传感单元可以有效的区分传感单元在 y 方向和 z 方向上的响应频率。

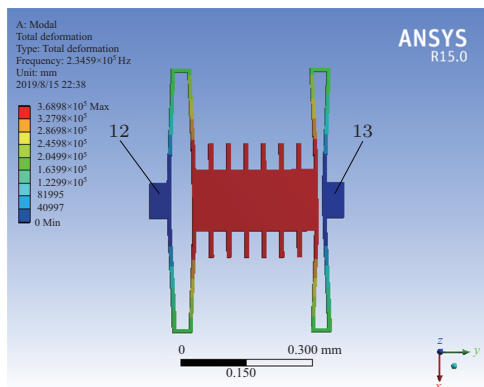
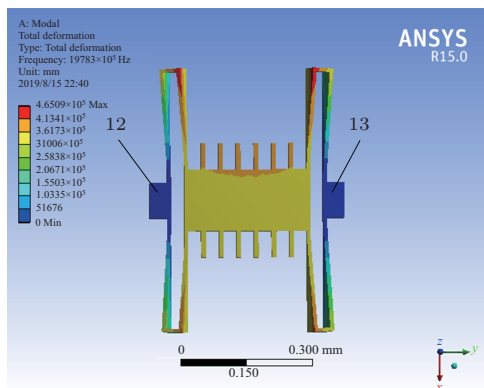
(a) 在 y 方向上(b) 在 z 方向上图 14 y 方向响应传感单元一阶振型模态 (极板厚度 $60\ \mu\text{m}$)

Fig. 14 The first-order vibration mode of the y -direction response sensing unit (Plate thickness $60\ \mu\text{m}$)

3.2.4 y 方向响应传感单元的谐响应分析

由上文可知, z 方向极板厚度为 $60\ \mu\text{m}$ 时, y 方向响应传感单元在 y 方向上的谐振频率为 $234.59\ \text{kHz}$, 对其进行谐响应分析, 约束 y 方向响应传感单元在 x, z 方向的自由度, 最小输入频率设置为 $150\ \text{kHz}$, 最大频率设置为 $350\ \text{kHz}$, 得到如图 15(a) 所示的频率振幅变化曲线; z 方向极板厚度为 $60\ \mu\text{m}$ 时, y 方向响应传感单元在 z 方向上的谐振频率为 $197.83\ \text{kHz}$, 约束传感单元在 x, y 方向的自由度, 最小输入频率设置为 $100\ \text{kHz}$, 最大频率设置为 $300\ \text{kHz}$, 得到如图 15(b) 所示的频率振幅变化曲线。

由图 15(a) 可知, 振幅最大值为 $1.5487\ \mu\text{m}$ 时, 传感单元的谐振频率为 $255\ \text{kHz}$, 与所模拟值 $234.59\ \text{kHz}$ 偏差为 $20.41\ \text{kHz}$ 。由图 15(b) 可知, 振幅最大值为 $5.6434 \times 10^{-4}\ \mu\text{m}$, 传感单元的谐振频率为 $136.25\ \text{kHz}$, 与所模拟值 $197.83\ \text{kHz}$ 偏差为

$61.58\ \text{kHz}$ 。

分析结果可知, y 方向响应传感单元在 y 方向上的最大振幅值 $1.5487\ \mu\text{m}$ 与传感单元在 z 方向上的最大振幅值 $5.6434 \times 10^{-4}\ \mu\text{m}$ 相差 $1.5481\ \mu\text{m}$, 可见 y 方向响应传感单元在 z 方向上振幅与在 y 方向上的振幅相差较大, 故 y 方向响应传感单元在 z 方向上输出信号值的大小相比于在 y 方向上输出信号值的大小影响甚微, 结构设计合理。

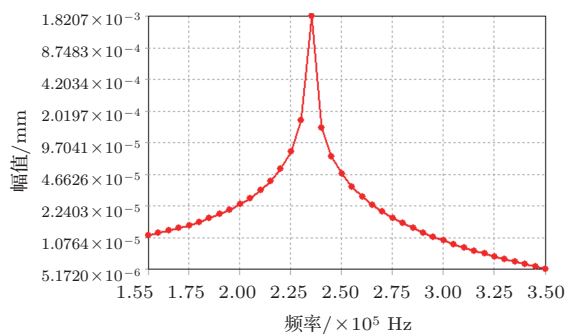
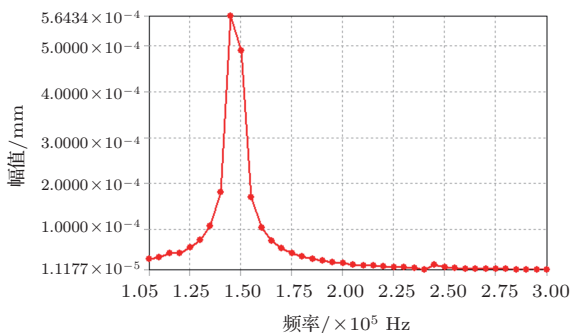
(a) 在 y 方向上(b) 在 z 方向上图 15 y 方向响应传感单元的响应频率-振幅变化曲线 (极板厚度 $60\ \mu\text{m}$)

Fig. 15 Response frequency-amplitude curve of the y -direction response sensing unit (Plate thickness $60\ \mu\text{m}$)

4 结论

通过对 z 方向响应传感单元的设计计算和 ANSYS 仿真分析, 得到以下结论:

(1) 所设计的 z 方向响应传感单元的上极板采用圆形板结构, 可以减少制造时的应力集中。极板厚度 $a = 5\ \mu\text{m}$ 时, 在有阻尼状态下, 最大变形量为 $0.299\ \mu\text{m}$, 在传感单元的上下极板可移动间距 ($1.25\ \mu\text{m}$) 范围内, 圆形极板变形幅度合理;

(2) 格栅孔上下距离设置为 $5\ \mu\text{m}$, 左右间距为 $10\ \mu\text{m}$, 可以保证电容值 ($40\ \text{pF}$), 同时最大化的减

少挤压膜阻尼,得到传感单元谐振点处的灵敏度较好($1.43 \times 10^9 / (\text{V} \cdot \text{m}^{-1})$);

(3) 在有阻尼状态下, z 方向响应传感单元的谐振频率为251.11 kHz,在所需响应频段范围内;在无阻尼状态下, z 方向响应传感单元的圆形极板边缘变形量较大且变形量比较均匀。

通过对 x 、 y 方向响应传感单元的设计和有限元分析,得到以下结论:

(1) U型弹簧降低了 x 、 y 响应传感单元在 z 方向上的刚度,传感单元的极板厚度为60 μm 时,在 z 方向上获得较小的谐振频率(146.73 kHz、197.83 kHz),相对于在 x 、 y 方向可以获得较高的谐振频率(240.5 kHz、234.59 kHz),有效地将所需 x 、 y 方向的机械响应与不需要的 z 方向机械响应隔离开来;

(2) 所研究的 x 、 y 方向响应传感单元的芯片面积很小($4.1 \text{ mm} \times 5.3 \text{ mm} \times 1 \text{ mm}$),灵敏度高、抗干扰能力强、稳定性好、制造简单。

参 考 文 献

- [1] Schumacher T, Higgins C, Lovejoy S. Acoustic emission monitoring of conventionally reinforced concrete highway bridges under service conditions[M]//Nondestructive Testing of Materials and Structures. Springer Netherlands, 2013: 847–853.
- [2] Ozevin D, Harding J. Novel leak localization in pressurized pipeline networks using acoustic emission and geometric connectivity[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2012, 92: 63–69.
- [3] Leone F A, Ozevin D, Awerbuch J, et al. Detecting and locating damage initiation and progression in full-scale sandwich composite fuselage panels using acoustic emission[J]. Journal of Composite Materials, 2013, 47(13): 1643–1664.
- [4] Khuri-Yakub B T, Degertekin F L, Jin X, et al. Silicon micromachined ultrasonic transducers[C]//IEEE Ultrasonics Symposium, 1998, 2: 985–991.
- [5] Jin X, Ladabaum I, Khuri-Yakub B T. The microfabrication of capacitive ultrasonic transducers[J]. Journal of Microelectromechanical Systems, 1998, 7(3): 295–302.
- [6] Saboonchi H, Ozevin D, Kabir M. MEMS sensor fusion: acoustic emission and strain[J]. Sensors and Actuators A: Physical, 2016, 247: 566–578.
- [7] Kabir M, Saboonchi H, Ozevin D. Accurate source localization using highly narrowband and densely populated mems acoustic emission sensors[C]//Structural Health Monitoring, 2015.
- [8] Bekas D G, Sharif-Khodaei Z, Baltzis D, et al. Quality assessment and damage detection in nanomodified adhesively-bonded composite joints using inkjet-printed interdigital sensors[J]. Composite Structures, 2019, 211: 557–563.
- [9] Pollock A A, Stephens R W B. Waveform and frequency spectra of acoustic emissions[J]. Journal of the Acoustical Society of America, 1971, 49(1A): 110.
- [10] Ozevin D, Greve D W, Oppenheim I J, et al. Capacitive mems transducers for acoustic emission testing of materials and structures[R]. ATLSS Reports, 2005.
- [11] 杨帆. MEMS圆板扭转谐振器件的挤压膜阻尼机理与模型[D]. 江苏: 东南大学, 2017.
- [12] Saboonchi H, Ozevin D. MEMS acoustic emission transducers designed with high aspect ratio geometry[J]. Smart Materials and Structures, 2013, 22(9): 095006.
- [13] 程耀东, 李培玉. 机械振动学[M]. 杭州: 浙江大学出版社, 1988: 11.
- [14] Marin-Franch P, Martin T, Tunnicliffe D L, et al. PTCa/PEKK piezo-composites for acoustic emission detection[J]. Sensors and Actuators A: Physical, 2002, 99(3): 236–243.