

倾斜梳齿的 MEMS 电容式传感器惯性脉冲响应特性研究

董林奎¹, 颜海霞², 钱 1, 孙玲玲¹

(1. 杭州电子科技大学微电子 CAD 研究所, 浙江杭州 310018; 2. 东芝水电设备有限公司, 浙江杭州 311504)

摘要: DRIE(Deep Reactive Ion Etching) 工艺加工的高深宽比梳齿电容不能保证绝对平行. 本文在考虑低真空空气阻尼力的同时, 研究了梳齿电容倾斜的 MEMS 传感器对脉冲惯性信号的响应, 并分析了 DRIE 工艺因素对器件性能的影响. 研究表明, 当传感器为没有静电力反馈的双边电容结构时, 梳齿电容的不平行对传感器的响应位移、惯性脉冲响应线性度范围影响明显, 且随着封装真空度增加而加重. 若传感器有静电力反馈, 惯性脉冲响应的灵敏度降低, 但 DRIE 工艺因素的影响程度降低. 为了抑制 DRIE 工艺导致的梳齿电容不平行因素的影响, 文中还设计了一个新型的变电容面积的 MEMS 惯性传感器, 并用 ANSYS 初步分析了其性能, 设计了其详细的制作工艺流程.

关键词: 高精度微传感器; 倾斜梳齿; 惯性脉冲响应; MEMS

中图分类号: TN43 **文献标识码:** A **文章编号:** 0372-2112 (2008) 05-1035-06

Study of Inertial Pulse Response of MEMS Capacitive Accelerometer with Non-Parallel Combs

DONG Lin-xi¹, YAN Hai-xia², QIAN Xian¹, SUN Ling-ling¹

(1. Microelectronic CAD Center of Hangzhou Dianzi University, Hangzhou, Zhejiang 310018, China;

2. Toshiba Hydro Electro Equipments Company, Hangzhou, Zhejiang 311504, China)

Abstract: The combs of the comb capacitive inertial sensors fabricated by a deep reactive ion etching (DRIE) are usually not parallel. In this paper, inertial pulse response of MEMS capacitive accelerometer with non-parallel combs is studied considering the air damping in low vacuum, and the effects of DRIE process on performance of the micro accelerometer are analyzed. The results show that for double sided structure, the non-parallel comb factor influences the displacement caused by outside acceleration and decreases the linearity range of inertial pulse response of the sensors, as the air pressure becomes smaller, the effects are more obvious. For double sided structure with feedback voltage, the feedback force decreases the sensitivity of pulse inertial signal, but the effects of DRIE on the performances of the sensor become smaller compared to the structure without feedback voltage. To restrain the non-parallel factor of DRIE process, a novel MEMS capacitive accelerometer structure is proposed, and the primary performance is analyzed by FEM tool ANSYS and the detailed fabricated process is designed.

Key words: high precision micro accelerometer; non-parallel combs; inertial pulse response; MEMS

1 引言

通常情况下, 为了使 MEMS 传感器性能指标尽可能的达到最大化, 其封装方式一般采用真空或低真空封装. 如 Colibrys SA 生产的 Si Flex 系列的噪声指标可以达到 $300\sim 500\text{ng}_{\text{rms}}/\sqrt{\text{Hz}}$, 100Hz 带宽时的动态带宽可达 120dB. 这种超高精度的 MEMS 传感器通常用体硅工艺加工, 如 DRIE 工艺等. 而对于 MEMS 梳齿电容式传感器, 当 DRIE 工艺加工其梳齿电容时, 由于复杂的工艺因素, 得到的梳齿电容往往是倾斜的, 如图 1 所示. 同时, MEMS 电容式传感器工作时通常还需要一个高频的

电测试信号, 此时传感器工作时受到静电力、惯性力、阻尼力、弹性恢复力等的综合作用, 而传感器真空或低真空封装时, 空气阻尼力变得较小, 此时传感器对脉冲惯性信号变地敏感. 文献[1]中, 在忽略空气阻尼的情形下, 分析了梳齿电容极板的不平行对传感器最大量程的影响, 本文在考虑低真空空气阻尼力的同时, 研究 MEMS 传感器对脉冲惯性信号的响应, 并分析 DRIE 工艺引起的梳齿电容倾斜对器件性能的影响. 最后提出一种新型的受 DRIE 工艺因素影响较小的变电容面积的 MEMS 惯性传感器, 设计了其制作工艺, 并用 FEM 工具 ANSYS 对所提出的传感器结构进行了初步分析.

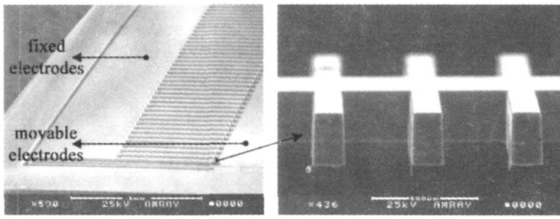


图 1 基于 DRIE 工艺的梳齿差分电容式传感器及其倾斜梳齿

2 理论分析

2.1 低真空封装的双边电容极板间的空气阻尼

当传感器振子以 $y = A_0 \sin \omega t$ 振动时, 根据文献 [2], 空气分子从传感器上电容极板间穿过后增加的动能可以用下式计算

$$\Delta e_k = \frac{1}{2} m \left[\frac{2l\bar{v}_0}{(d_0 - y) \bar{v}_{x0}} \dot{y} + \frac{l^2 \bar{v}_0^2}{(d_0 - y)^2 \bar{v}_{x0}^2} y^2 \right] \quad (1)$$

同样的, 从下电容极板间穿过后增加的动能可以用下式计算

$$\Delta e_k = \frac{1}{2} m \left[\frac{2l\bar{v}_0}{(d_0 + y) \bar{v}_{x0}} \dot{y} + \frac{l^2 \bar{v}_0^2}{(d_0 + y)^2 \bar{v}_{x0}^2} y^2 \right] \quad (2)$$

式中 \bar{v}_{x0} 为空气分子在 $x-z$ 平面的运动速度, \bar{v}_0 为 y 方向的运动速度, d_0 为电容极板间的初始间距, l 为空气分子在电容极板间移动的距离. 根据 Boltzmann 统计理论 [2], 单位时间内进入上下电容间的空气分子数分别为:

$$n_{num} = \frac{1}{4} n_0 \bar{v} L (d_0 - y), \quad n_{num} = \frac{1}{4} n_0 \bar{v} L (d_0 + y) \quad (3)$$

式中 L 为电容极板间隙的周长, n_0 为空气分子的密度, \bar{v} 为空气分子的平均运动速度. 根据公式 (1~3), 可以用下式求 MEMS 电容式传感器的振子在第一个 1/4 周期内因空气分子碰撞而引起的能量损失:

$$\Delta E_{qr_air} = \frac{1}{4} \rho_0 \bar{v} \frac{1}{\omega} \int_0^{\frac{\pi}{2}} \left[\frac{l^2 A_0^2 \omega^2}{4} \cos^2 \omega t \cdot \left(\frac{1}{d_0 - y} + \frac{1}{d_0 + y} \right) + 2 \cdot \frac{l A_0 \omega \bar{v}}{\sqrt{6}} \cos \omega t \right] d(\omega t) \quad (4)$$

当传感器低真空封装时, 空气阻尼力比较小, 此时传感器第一个 1/4 周期的惯性脉冲响应可以近似为

$$y = y_1 e^{-\zeta \omega_0 t} \sin \omega_0 t \cong y_1 \sin \omega_0 t, \quad 0 \leq t \leq T'/4$$

式中 ω_0 为传感器的自然角频率, ζ 为阻尼系数, $T' = 2\pi/\omega_0$. 因此传感器在第一个 1/4 周期内因空气分子碰撞而引起的能量损失为

$$\Delta E_{qr_air} = \frac{1}{4} \rho_0 \bar{v} \cdot \frac{l^2 \omega_0}{4} \cdot \left\{ \pi - 2 \sqrt{1 - \bar{y}_1^2} \cdot \left[\arctan((\bar{y}_1 + 1)/\sqrt{1 - \bar{y}_1^2}) - \arctan((\bar{y}_1 - 1)/\sqrt{1 - \bar{y}_1^2}) \right] \right\} + \frac{1}{2} \rho_0 \bar{v} L \frac{b y_1}{\sqrt{6}} \quad (5)$$

式中 $\bar{y}_1 = y_1/d_0$, $y_1 = A_0$. 为了问题简化, 用 l^2 和 l 的平

均值, 即 $l^2 = 2a_p b_p / \pi^{2l}$, a_p 和 b_p 是传感器梳齿的长度和宽度. 如果空气压力 P_{air} 对应的气体比重为 ρ_{air} , 根据理想气体状态方程, 对应空气压力 P 的气体比重可以表示为, $\rho_0 = \rho_{air} / P_{air} \cdot P$, 因为 $\rho_{air} / P_{air} = M_m / RT$, 所以有 $\rho_0 = M_m / RT \cdot P$, 其中 M_m 为摩尔质量, R 为气体常数. 因此双边电容传感器在第一个 1/4 周期内的能量损失进一步简化为:

$$\Delta E_{qr_air} = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} f_0 \cdot (L a_p b_p d_0) \sqrt{\frac{M_m}{RT}} P \cdot \left\{ \pi - 2 \sqrt{1 - \bar{y}_1^2} \cdot \left[\arctan((\bar{y}_1 + 1)/\sqrt{1 - \bar{y}_1^2}) - \arctan((\bar{y}_1 - 1)/\sqrt{1 - \bar{y}_1^2}) \right] \right\} + \frac{2}{\sqrt{3\pi^{1.5}}} (L \sqrt{4a_p b_p d_0}) P \cdot \bar{y}_1 \quad (6)$$

式中 f_0 为传感器的自然共振频率.

2.2 倾斜梳齿的 MEMS 电容式传感器对脉冲惯性信号的响应位移

设加在传感器上的测试电压信号为 V , 当梳齿倾斜时, 电容可以用如下公式计算 [3]:

$$C = \frac{1}{V} \int_{r_1}^{r_2} Q_0 dA = \int_{r_1}^{r_2} \frac{\epsilon_0 L}{2\alpha} dx = \frac{\epsilon_0 L}{2\alpha} \ln \left[\frac{d}{d - 2h \tan \alpha} \right] \quad (7)$$

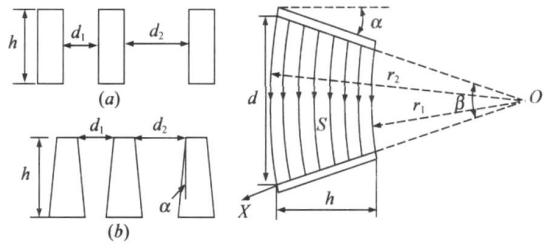


图 2 MEMS 电容式传感器的倾斜梳齿电容示意图

式中 $Q_0 = \epsilon_0 V / 2\alpha$ 为电容极板单位面积上的电荷, α 为电容极板的倾斜角度, 图 2 所示. 据此, 若惯性脉冲引起的振子的位移为 y , 则图 1 所示的 MEMS 传感器系统相对于力平衡状态时的潜能为 [2]

$$E(y) = \frac{1}{2} k y^2 - \frac{1}{2} ((C_1(y) - C_0) V^2 + (C_2(y) - C_0) V^2) \quad (8)$$

式中 $C_0 = \epsilon_0 / 2\alpha \cdot \ln [d_0 / (d_0 - 2h \tan \alpha)]$, $C_1 = \epsilon_0 L / 2\alpha \cdot \ln [(d_0 - y) / ((d_0 - y) - 2h \tan \alpha)]$, $C_2(y) = \epsilon_0 L / 2\alpha \cdot \ln [(d_0 + y) / ((d_0 + y) - 2h \tan \alpha)]$, k 为振子的弹簧常数. 分别定义符号 $\tilde{y} = y/d_0$, $p = \epsilon_0 A V^2 / 2d_0^2 / kd_0 = F_e / kd_0$, $\tilde{D}_0 = 1 - 2h\alpha / d_0$, 则上式可以整理为

$$E(\tilde{y}) = \frac{1}{2} k d_0^2 \cdot \left(\tilde{y}^2 - 2p \cdot \frac{1}{1 - \tilde{D}_0} \cdot \ln \frac{\tilde{D}_0^2 (1 - \tilde{y}^2)}{\tilde{D}_0^2 - \tilde{y}^2} \right) \quad (9)$$

根据上式可以求得传感器的最大可靠工作条件 y_{max} , 不同梳齿倾斜下的 y_{max} 文献 [1] 中有研究. 该分析是基于满足传感器工作的稳定条件下进行, 即外界惯性脉冲信号引起的最大振幅 $< y_{max}$. 在假定惯性脉冲 a 足够大,

且持续时间 Δt ($\Delta t \ll \sqrt{2}/\omega_0^{(2)}$) 足够短, 以至于传感器振子的位移和速度在脉冲结束时都比较小, 从而得到初始速度条件有 $\dot{y}_0 = a(\Delta t)$, 因此如果外界惯性冲击 a 引起的振子的最大归一化位移为 \tilde{y} , 在低真空封装下的传感器, 考虑空气阻尼力的能量平衡方程为

$$\frac{1}{2}M_p a^2(\Delta t)^2 = E(\tilde{y}) + \Delta E_{qur_air}$$

$$= \frac{1}{2}kd_0^2 \cdot \left[\tilde{y}^2 - 2p_0 \cdot \frac{1}{1-\tilde{D}_0} \cdot \ln \frac{\tilde{D}_0^2(1-\tilde{y}^2)}{\tilde{D}_0^2 - \tilde{y}^2} \right] + \Delta E_{qur_air} \quad (10)$$

其中 M_p 为振子的质量, ΔE_{qur_air} 为低真空条件下的空气阻尼。上面的方程也可以写为

$$a(\Delta t) = \sqrt{\omega_0 d_0)^2 \cdot \left[\tilde{y}^2 - 2p_0 \cdot \frac{1}{1-\tilde{D}_0} \cdot \ln \frac{\tilde{D}_0^2(1-\tilde{y}^2)}{\tilde{D}_0^2 - \tilde{y}^2} \right] + \frac{2}{M_p} \Delta E_{qur_air}} \quad (11)$$

根据上式便可以求得 MEMS 电容式传感器低真空封装, 受到外界惯性信号冲击时的位移变化, 从而研究不同梳

$$a(\Delta t) = \sqrt{\omega_0 d_0)^2 \cdot \left\{ \tilde{y}^2 - 2p_0 \cdot \left[\frac{2}{\tilde{D}_0} \cdot \left(1 + \frac{1}{2} \lambda^2 \right) + 2\tilde{D}_0(\lambda\Phi)^2 - 4(\lambda\Phi) \right] \cdot \frac{\tilde{y}^2}{(\tilde{D}_0^2 - \tilde{y}^2)} \right\} + \frac{2}{M_p} \Delta E_{qur_air}} \quad (14)$$

齿倾斜角度条件, 器件性能等条件下, 根据上式, 并结合公式(5)和(7), 同时考虑梳齿电容的对数, 可以得到脉冲惯性信号在不同的梳齿倾斜角度下的位移变化, 从而求得传感器的电容变化。

3 结果分析

本文分析的传感器参数如表格 1 所示。当传感器为没有静电力反馈的双边电容结构时, 根据公式(11), 可以分析振子在不同大小的脉冲惯性信号作用时, 以及因 DRIE 工艺因素引起的梳齿电容不平行对传感器脉冲惯性信号响应特性的影响。从图 3(a) 可以看出, 随着外界脉冲惯性信号的增加, 梳齿电容不平行对 MEMS 传感器的影响越来越明显。当脉冲加速度为 $5g$ 时, 梳齿间倾斜角分别为 0.1 度和 0.5 度时, 引起的振子相对位移相差 0.00383 , 而脉冲信号增加到 $20g$ 时, 两者相差 0.033 , 增加了近 10 倍。从图中还可以看出, 角度为 0.5 度的线性范围要小于倾斜角度为 0.1 度时的情形, 因而, 梳齿电容倾斜使传感器的脉冲惯性信号响应的线性范围减小。从图 3(b) 可以看出, 即使是低真空封装, 不同真空度时的器件脉冲响应特性也有轻微的差异, 这是由低真空下的空气阻尼引起的。而梳齿电容的倾斜角对器件的惯性脉冲响应灵敏度的影响也较明显, 如器件受到 $15g$ 惯性脉冲作用时, 倾斜角 0.1 度和 0.5 度相对位移相差 0.0163 , 而且随着真空度的增加而增大。而从图 3(c) 可以看出, 梳齿电容倾斜角对传感器的响应灵敏度跟梳齿电容两端所加的测试信号电压有密切关系, 若测试信号电压越大, 则倾斜角对响应位移的

齿倾斜角度条件下传感器惯性脉冲响应特性。

用同样的方法, 当双边电容结构的固定极板上分别有载波信号 $V_a = V_0 + V_1 \sin \omega t$, $V_b = -V_0 - V_1 \sin \omega t$, 振子上有反馈电压 $V_f = \Phi V_1 y / d_0$, Φ 为反馈系数时, MEMS 传感器的势能按下式计算

$$E(y) = \frac{1}{2}ky^2 - \frac{1}{2}((C_1(y) \cdot V_a^2 - C_0 \cdot V^2) + (C_2(y) \cdot V_b^2 - C_0 \cdot V^2)) \quad (12)$$

由于 DRIE 工艺引起的倾斜角较小即 $\alpha < 0.5^\circ$, 对上面积分公式进行级数展开, 上式化简为

$$E(\tilde{y}) = \frac{1}{2}kd_0^2 \cdot \left\{ \tilde{y}^2 - 2p_0 \cdot \left[\frac{2}{\tilde{D}_0} \cdot \left(1 + \frac{1}{2} \lambda^2 \right) + 2\tilde{D}_0(\lambda\Phi)^2 - 4(\lambda\Phi) \right] \cdot \frac{\tilde{y}^2}{(\tilde{D}_0^2 - \tilde{y}^2)} \right\} \quad (13)$$

式中 $p_0 = \varepsilon \varepsilon_0 A V_0^2 / (2d_0^2 \cdot kd_0) = F_0 / kd_0$, $\lambda = V_f / V_0$, $q = ma / kd_0$, 从而得到当低真空封装的传感器在有静电力反馈, 同时受到脉冲惯性信号作用时的传感器响应方程:

影响就越大。如 p 值为 0.06 时, 在同样的脉冲信号作用下, 倾斜角度为 0.1 度、 0.3 度、 0.5 度时引起的相对位移分别为 0.227 、 0.243 、 0.284 。对于 $1\mu g$ 分辨率的传感器来说, 这些相对位移变化量还是很大的。

表 1 梳齿电容式传感器属性

参数	变量	值
梳齿电容间距	d_0	$4\mu m$
振子厚度	h	$80\mu m$
共振频率	f_0	$2000 Hz$
振子质量	M_p	$733.86 \mu g$
差分电容对数	N	39
单个平行梳齿电容	C_0	$0.133 pF$
空气介电常数	ε_0	8.854×10^{-12}
气体常数	R	8.3145
空气温度	T	$298 K$
一个梳齿电容的周长	L	$1660 \mu m$
大气压力	P	$500 - 1000 Pa$

而当 MEMS 传感器的梳齿电容上加上静电力反馈时, 从图 4(a) 和图 3(a) 对比可以看出, 传感器有反馈时的脉冲惯性响应灵敏度要小于没有反馈时的情形, 但是, 梳齿电容倾斜对传感器响应灵敏度的影响程度减小。从图 4(b) 可以看出, 随着反馈系数变大, 脉冲信号响应灵敏度减小, 而且反馈系数对响应灵敏度的影响程度随着倾斜角度的变大而增加, 但是反馈系数和电源的供电能力有关。而图 4(c) 显示, 随着 p_0 的增加, 力反馈电容式传感器的脉冲惯性信号响应灵敏度增加, 而且电容极板倾斜对传感器灵敏度的影响要小于没有力反馈时的情形, 说明采用力反馈不仅可以增加

传感器的线性范围, 而且可以一定程度降低对工艺的要求.

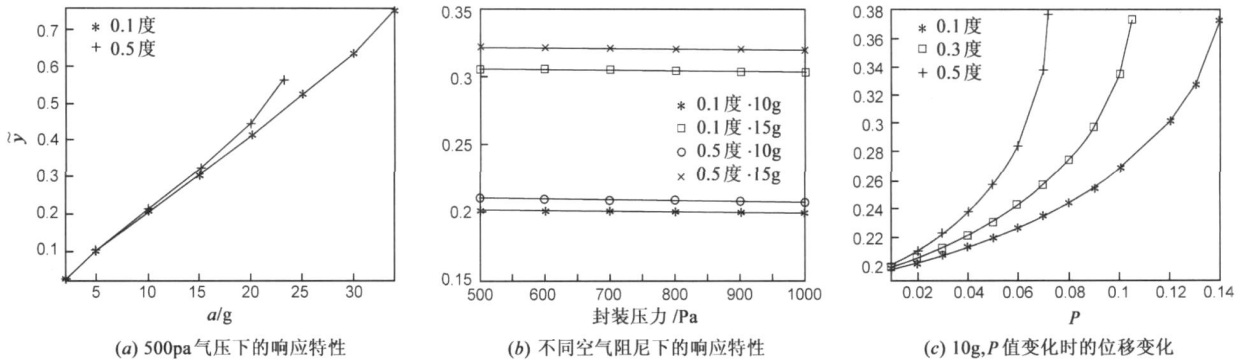


图3 双边电容结构无力反馈时情形

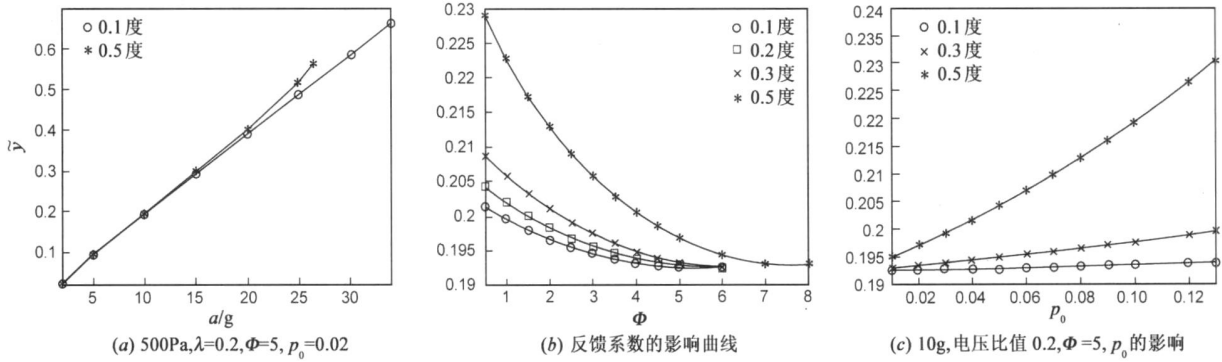


图4 当传感器上有力反馈时情形

4 MEMS 传感器结构的改进方法

由上述分析可知梳齿检测电容间的不平行对传感器的响应特性影响明显. 文献[4]中研究了通过在刻蚀结构的底部溅射金属来减小梳齿倾斜的方法, 但是完

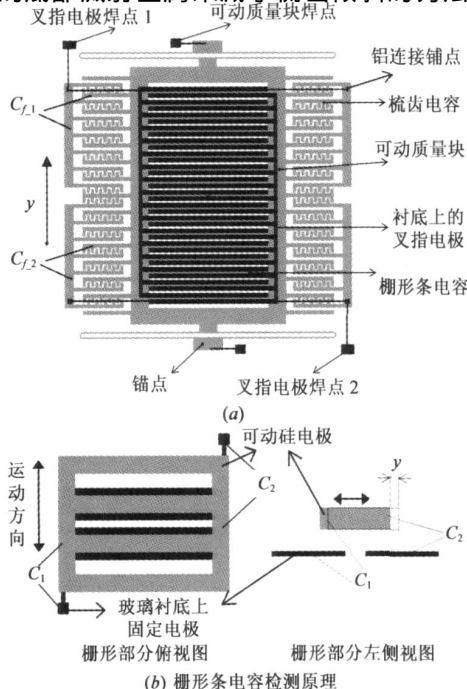


图5 新型高精度 MEMS 惯性传感器结构示意图及其工作原理

全消除 DRIE 工艺因素的影响是不可能的. 据此, 本文提出图 5 所示的 MEMS 加速度计结构, 该结构主要由可动质量块、梳齿检测电容、栅形条检测电容、焊点、锚点、弹性梁等组成. 该传感器的测试电容采用变面积的检测方法, 当传感器在 y 方向上受到惯性信号 a_y 作用时, 可动质量块在 y 方向上有微小位移 y , 该位移引起图 5 所示梳齿组成的差分电容 C_{f-1}, C_{f-2} 的叠加面积变化的同时, 也引起结构中的栅形条和衬底叉指铝电极组成的差分电容 C_1, C_2 叠加面积的变化, 从而产生较大的电容变化, 通过把电容变化转化为可检测的电压输出信号来测试外界惯性信号 a_y 的大小. 栅形条电容检测加速度原理图 5 (b) 所示.

对于高精度的 MEMS 惯性传感器, 其分辨率主要由机械噪声^[5,6]和电路噪声^[7]决定, 而 MEMS 器件的机械噪声主要由空气阻尼决定, 而电路噪声则和测试信号电压幅值、静态测试电容有关^[8]. 该结构在可动质量块上增加了栅形条电容, 从而在减小梳齿电容的数目, 增大梳齿电容支撑部分间距的同时, 静态电容却能保持不变, 且有效的降低了空气阻尼噪声, 降低了梳齿电容间的不平行对传感器的影响. 而且测试信号电压产生的非线性静电力^[9,10]不会导致栅形条电容的变化, 从而在降低对 DRIE 工艺要求的同时, 可以通过增大测试信号电压来减小电路噪声, 并最终获得高分辨率的 MEMS 惯性传感器. 图 6 所示为有限元工具 ANSYS 模拟

得到的模式, 从图中可以看出传感器的第一阶敏感模式在 y 方向上。

而设计出高精度的惯性传感器。

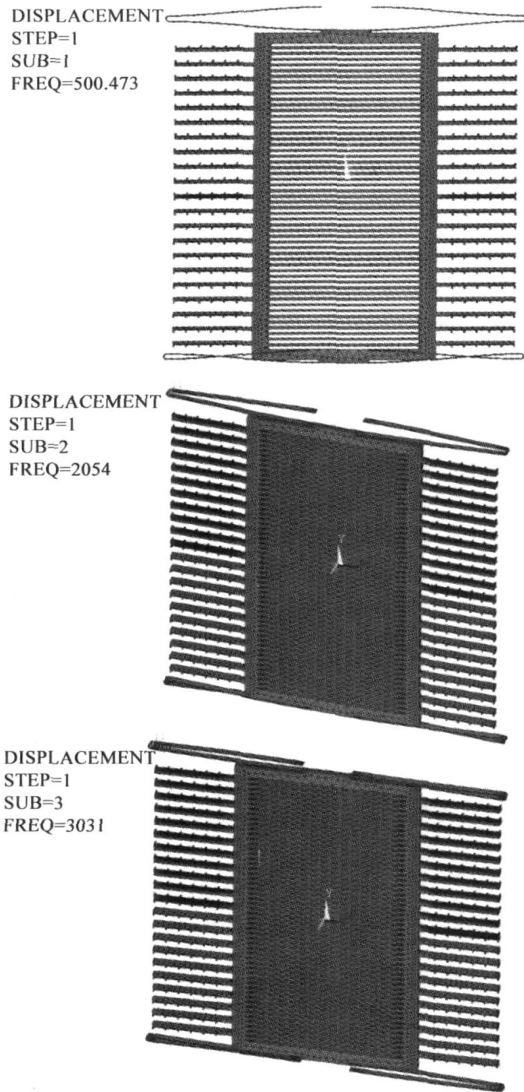


图 6 新型 MEMS 惯性传感器的前三阶模式

所设计的 MEMS 惯性传感器采用硅-玻璃键合工艺, 栅形条电容的金属电极通过溅射工艺制作在玻璃衬底上, 玻璃选择膨胀系数和硅相近的 Pyrex7740。梳齿电容的固定电极和衬底上的铝电极通过图 5 中的铝连接锚点在硅-玻璃键合时实现连接。可动质量块的结构形成和释放通过 DRIE 工艺实现。详细制作流程如图 7 所示。

初步实验验证。文中用图 7 所示的工艺流程制作了实验器件, 测试得到的表征空气阻尼的品质因子可达 514。该实验器件验证了用硅-玻璃键合工艺制作文中设计的新型高精度 MEMS 惯性传感器的可行性, 阻尼测试结果表明该设计可以减小布朗噪声。而通过在该质量块的两侧设计上图 5 所示的可动梳齿检测电容, 并设计合适的电容间距, 可以达到控制空气阻尼的目的, 从

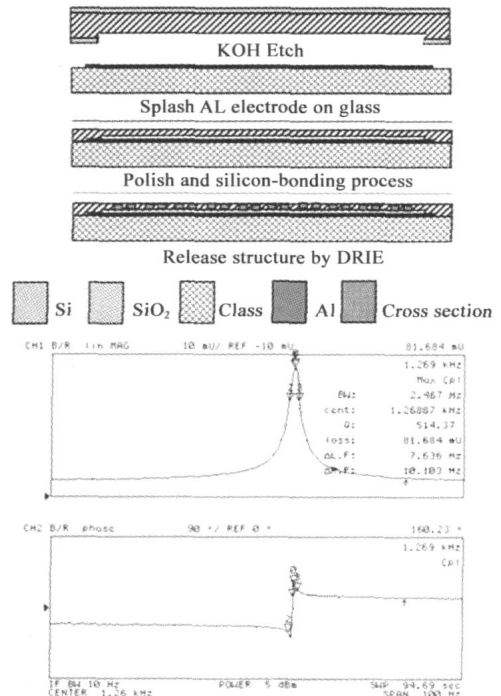
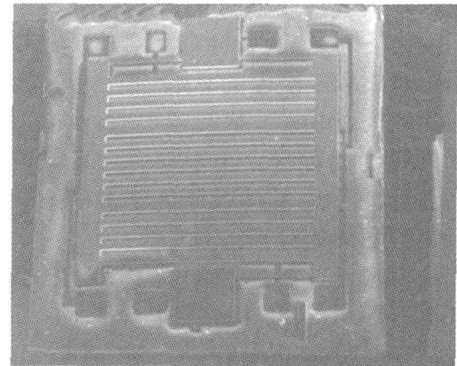


图 7 测试器件、制作流程及 Q 值测试结果

5 结论

DRIE 工艺加工的高深宽比的梳齿电容不能保证绝对平行, 本文在考虑低真空空气阻尼力的同时, 研究了梳齿电容倾斜的 MEMS 传感器对脉冲惯性信号的响应。研究表明, 当传感器为没有静电力反馈的双边电容结构时, 外界脉冲惯性信号越大, DRIE 工艺因素导致的梳齿电容间的倾斜对振子响应位移的影响就越大, 同时梳齿的倾斜也使传感器脉冲惯性信号响应的线性范围减小; 器件低真空或真空封装时, 梳齿电容的倾斜对器件的惯性脉冲响应灵敏度的影响更明显; 梳齿电容倾斜角度对传感器的脉冲信号响应灵敏度跟梳齿电容两端所加的测试信号电压有密切关系, 若测试信号电压越大, 则倾斜角对响应位移的影响就越大。当 MEMS 传感器的梳齿电容上加上静电力反馈时, 其脉冲

惯性响应灵敏度减小,但 DRIE 工艺因素引起的梳齿电容倾斜对传感器响应灵敏度的影响程度减小;随着反馈系数的变大,传感器的脉冲信号响应灵敏度减小,而且反馈系数对响应灵敏度的影响程度随着梳齿倾斜角度的变大而增加;DRIE 工艺因素引起的电容极板倾斜对传感器灵敏度的影响要小于没有力反馈时的情形,说明采用力反馈不仅可以增加传感器的线性范围,而且可以一定程度降低对工艺的要求。

文中还提出了一种新型的受 DRIE 工艺因素影响较小的变电容面积的 MEMS 惯性传感器,该结构在可动质量块上增加了栅形条电容,从而在减小梳齿电容的数目,增大梳齿电容支撑部分间距的同时,静态电容却保持不变,且有效的降低了空气阻尼噪声。而且测试信号电压产生的非线性静电力不会导致栅形条电容的变化,从而在降低对 DRIE 工艺要求的同时,可以增大测试信号电压来减小电路噪声,最终获得高分辨率的 MEMS 惯性传感器。

参考文献:

- [1] Linxi Dong, et al. Effects of non parallel combs on reliable operation conditions of capacitive inertial sensor for step and shock signals[J]. Sensors and Actuators A, 2005, 121(2): 395 - 404.
- [2] Bao Minhang. Handbook of sensors and actuators series: Micro Mechanical Transducer[M]. Elsevier, 2000. 123- 150.
- [3] FEH Tay, et al. The effects of non parallel plates in a differential capacitive microaccelerometer[J]. Journal of Micromechanics and Microengineering, 1999, 9(4): 283- 293.
- [4] Chabloz M, et al. A method to evade microlading effect in deep reactive ion etching for anodically bonded glass silicon structures[A]. Proceeding of IEEE Micro ElectroMechanical System Workshop(MEMS' 00) [C]. Miyazaki, japan, 2000.

283- 287.

- [5] T B Gabrielson. Mechanical thermal noise in micromachined acoustic and vibration sensors[J]. IEEE Transaction on Electron Devices, 1993, 40(5): 903- 909.
- [6] L A Rocha1, et al. Measuring and interpreting the mechanical thermal noise spectrum in a MEMS[J]. Journal of Micromechanics and Microengineering, 2005, 15(7): 30- 38.
- [7] Haluk Kùlah, et al. Noise analysis and characterization of a sigma delta capacitive microaccelerometer [J]. IEEE Journal of Solid State Circuits, 2006, 41(2): 352- 361.
- [8] Kì Ho Han, et al. Self balanced navigation grade capacitive microaccelerometers using branched finger electrodes and their performance for varying sense voltage and pressure[J]. Journal of Microelectromechanical Systems, 2003, 12(1): 11- 20.
- [9] Lufeng Che, et al. Effects of bias voltage polarity on differential capacitive sensitive devices[J]. Sensors and Actuators A, 2004, 112(2- 3): 253- 261.
- [10] Yuh Chung Hu. Closed form solutions for the pull in voltage of micro curled beams subjected to electrostatic loads [J]. Journal of Micromechanics and Microengineering, 2006, 16(3): 648- 655.

作者简介:



董林玺 男, 1976 年 1 月生于山东寿光, 2004 年获浙江大学博士学位, 现为杭州电子科技大学副研究员, 硕士生导师。目前主要从事高精度 MEMS 惯性传感器及其外围电路, RF MEMS/ NEMS 的驱动和检测技术等方面的研究。通信作者。E mail: phklong_k@yahoo. com. cn

颜海霞 女, 浙江大学工学硕士, 工程师。主要从事流体力学、流体机械等方面的研究。