

# 热致封装效应对 MEMS 器件谐振特性影响的单元库模型

宋 竞, 黄庆安, 唐洁影

(东南大学 MEMS 教育部重点实验室, 江苏南京 210096)

**摘 要:** 大量试验和数值仿真结果均已确认封装器件的热失配对 MEMS 器件性能及可靠性有显著影响, 即热致封装效应。然而迄今为止仍缺乏有效的物理模型对此加以系统描述。本文基于单元库法思想和节点法分析手段构建了 MEMS 热致封装效应的理论模型。通过对非器件结构如锚区、衬底等标准化单元建模, 扩充了节点分析法在封装级 MEMS 仿真领域的应用。文中以常见 MEMS 基本器件和封装结构为例进行了研究, 计算了热致封装效应对器件谐振特性的影响, 并利用有限元仿真进行验证。最后讨论了封装级 MEMS 设计面临的挑战。

**关键词:** MEMS; 热致封装效应; 谐振; 单元库思想; 节点分析法

**中图分类号:** TN402; TN405 **文献标识码:** A **文章编号:** 0372-2112 (2008) 05 0943-05

## Modeling of Thermally Induced Package Effect on the Resonant Characteristics of MEMS Device

SONG Jing, HUANG Qing-an, TANG Jie-ying

(Key Laboratory of MEMS of Ministry of Education, Southeast University, Nanjing, Jiangsu 210096, China)

**Abstract:** With the advance of the modeling of the device level behaviors for the MEMS systems, characterizations for the package level behaviors are becoming important. Results from either experimental or numerical studies have already validated the thermally induced package effects on the performance and reliability of MEMS systems, while the theoretical descriptions for these effects are still lacked. In this paper, a theoretical joint model for the whole packaged MEMS system is established based on the Cell Library Concept and the Nodal Analysis Method to enable the package level simulations for the designed devices. Cases of conventional package device systems are studied to demonstrate the application of this joint model, and the results agree well with the FEM calculations. The challenges for the design of package level MEMS systems are finally discussed.

**Key words:** MEMS (microelectromechanical system); thermally induced package effect; resonant; cell library concept; nodal analysis method

### 1 引言

随着各类实验和数值模拟的细致展开, 人们对 MEMS 器件物理的理解逐渐深入, 器件级 MEMS 行为的建模技术日趋成熟, 并出现了 Conventor 和 IntelliSuite 等商用软件。但因为 MEMS 本质上对结构应力敏感, 由封装和器件之间材料热失配引入的会对 MEMS 器件的性能和可靠性产生额外的影响, 改变器件的预期行为。到目前为止, 此类问题的主要研究手段仍是 FEM 模拟和实验观测<sup>[1-3]</sup>, 而缺乏有效的理论建模方法。考虑到器件封装体的各组成部分, 包括器件、锚区和多层基板结构的模型研究均已成熟<sup>[4-6]</sup>, 本文将利用单元库的思想

将这些模型加以组合, 借助节点分析方法建立封装器件耦合模型, 并根据该模型计算和验证封装效应对常规 MEMS 器件基本谐振频率的影响。

### 2 封装级 MEMS 系统模型的建立

#### 2.1 MEMS 封装系统的结构框架

常规芯片粘接的 MEMS 封装系统可由图 1 的二维模型简化表示。这种异质材料的耦合结构在温度载荷下会因为材料间的热膨胀系数不匹配而产生结构热应变, 在芯片表面引入附加变形, 并通过锚区的传递作用影响到器件, 破坏其性能和长期可靠性, 构成所谓的热致封装效应。

收稿日期: 2006-02-27; 修回日期: 2007-12-20

基金项目: 国家 863 高技术研究发展计划 (No. 2007AA04Z320); 装备预先研究项目

实际中封装效应的潜在影响因素是复杂的. 材料特性、加工条件、环境温度、加工版图、结构细节以及结构间不同的耦合方式等都有可能对器件的预期工作性能产生影响. 如果能够从物理层面将这些

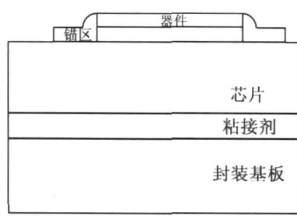


图1 常规芯片粘接的 MEMS 封装结构图

因素以设计参数的形式纳入到封装级的系统模型中, 那么就有望对其封装后的综合性能进行实用的估算和分析. 单元库法分析思路为这种构想的实现提供了可能. 图1显示了基于这种思路的单元划分方案. 按照主要物理特征从整体上将封装后的元件系统划为器件、锚区和基板三大单元类别. 其中器件单元模型作为大量文献关注的重点不在本文主要研究范围之内, 下面将着重阐明基板和锚区单元的建模过程和整体模型的组合方法.

2.2 基板模型的建立

图2是基板单元的二维模型, 从上至下依次为芯片层、粘接层和封装基板层. 这是一种典型的多层异质结构. Timoshenko<sup>[5]</sup>最早给出了这类多层结构热失配后中心区域的精确解析解, Chen et al.<sup>[6]</sup>基于胶层假设和界面柔度假设提出了边缘区域变形的分析方法, 但是它对接剂层的假设过于简单, 影响了求解精度. 因此本文将以Chen模型为基础加以适当改进, 使之适用于求解结构的整体应变分布, 并由此推导出芯片表面的变形情况.

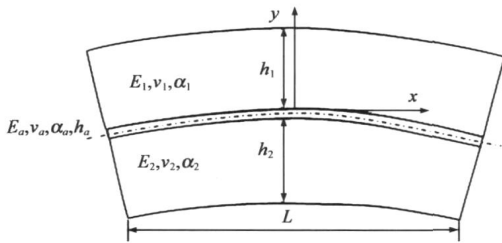


图2 多层结构的二维基板模型

在图2的坐标系中, 按平面应变情况用经典梁理论对芯片层和基板层建模, 用弹性理论对接剂层建模如下. 由于结构的深宽比较小, 惯性矩 I 相对较大, 轴应力对弯曲的影响很小可以忽略.

梁层的力与力矩平衡方程为:

$$E_i' \frac{d^2 \bar{u}_i(x)}{dx^2} = \frac{dF_i(x)}{h_i dx} = (-1)^{i-1} \frac{\tau_0(x)}{h_i} \quad (1)$$

$$-E_i' I_i \frac{d^3 v_i(x)}{dx^3} = \frac{dM_i(x)}{dx} = Q_i(x) - \tau_0(x) \frac{h_i + h_0}{2}$$

$$= (-1)^{i-1} \int_0^x \sigma_0(\xi) d\xi - \tau_0(x) \frac{h_i + h_0}{2} \quad (2)$$

梁层在粘接界面处的应变为:

$$\frac{du_i(x)}{dx} = \frac{d\bar{u}_i(x)}{dx} + (-1)^{i-1} \frac{d^2 v_i(x)}{dx^2} \frac{h_i}{2} + \alpha_i \Delta T \quad (3)$$

如不考虑粘接层本身热膨胀, 利用粘接层的简化弹性关系建立上下梁层界面位移的连续关系为:

$$u_1(x) - u_2(x) = \frac{h_0}{G_0} \tau_0(x) \quad (4)$$

$$v_1(x) - v_2(x) = \frac{h_0}{E_0} \sigma_0(x) \quad (5)$$

梁层的边界条件为:

$$F_i \left[ \frac{L}{2} \right] = 0, M_i \left[ \frac{L}{2} \right] = 0, Q_i \left[ \frac{L}{2} \right] = 0 \quad (6)$$

其中  $E_i' = E_i / (1 - \nu_i^2)$ ,  $G_0 = E_0 / [2(1 + \nu_0)]$ .  $E_i$  和  $\nu_i$  是各层材料的杨氏模量和泊松比,  $h_i$  是厚度,  $\alpha_i$  是热膨胀系数,  $u_i$  是  $x$  向位移,  $\bar{u}_i$  是各层轴线处的  $x$  向位移,  $v_i$  是  $y$  向位移,  $F_i$  是  $x$  向拉力/压力,  $Q_i$  是剪力,  $M_i$  是弯矩. 下标  $i = 0, 1, 2$  分别对应粘接层、芯片层和基板层.  $\tau_0$  和  $\sigma_0$  是芯片层和基板层界面处的剪应力和拉/压应力. 将式(1)~(6)整理消元可得到关于  $\tau_0$  的6阶齐次常微分方程和以  $\tau_0$  表达的边界条件, 结合轴对称条件可求出  $\tau_0$  解析解. 由此可推出其它应力和位移解, 以及芯片表面的应变分布和曲率分布为:

$$\epsilon_{qp}(x) = \frac{du_{qp}}{dx} = \frac{d\bar{u}_1(x)}{dx} - \frac{d^2 v_1(x)}{dx^2} \frac{h_1}{2} \quad (7)$$

$$K_{qp}(x) = \frac{d^2 v_1(x)}{dx^2} \quad (8)$$

以上改进模型在Chen模型的基础上修正了式(2), 使得模型的基本关系在中央区域处与Timoshenko模型完全吻合, 确保了其物理意义和解析精度. 同理可将此二维模型扩展到轴对称坐标系中得到三维轴对称模型的解析结论, 以作为大芯片中心区的精确解和小芯片的一级近似解. 现以此模型和表1中的材料参数值计算FR4基板上环氧树脂粘接工艺后芯片表面的变形情况. 假定工艺的零应力温度接近于环氧树脂的固化温度150℃, 回到室温25℃时整个封装-器件结构经历了约  $\Delta T = -125^\circ\text{C}$  的温度变化, 导致芯片表面发生显著变形. 图3给出了芯片表面应变分布的二维和三维计算结果, 并分别与Timo模型、Chen模型和Ansys仿真结果做了对照. 结果验证了该模型的准确性, 而原模型则由于建模过于简单而表现出明显的误差.

表1 改进Chen et al. 模型的验证算例的参数

材料	硅芯片	环氧胶	FR4基板
弹性模量 $E$ (Gpa)	170	2.7	16
泊松比	0.28	0.4	0.28
热膨胀系数 ( $\times 10^{-6}/^\circ\text{C}$ )	2.6	28	16
厚度 ( $\mu\text{m}$ )	600	50	1000
长度 (mm)	6	6	6

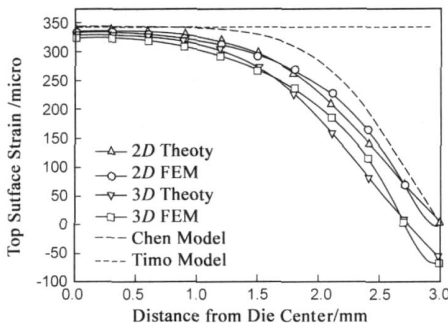


图 3 芯片粘接后芯片表面应变的理论解和 FEM 模拟结论对比

### 2.3 锚区模型的建立

常规微机械工艺中的锚区种类主要有多晶硅表面工艺的爬坡锚区和体硅工艺的楔形锚区。本文的前期工作<sup>[7]</sup>已在文献<sup>[4]</sup>的基础上提出了更合理地建立爬坡锚区模型的方法。本文将主要介绍体加工楔形锚区的建模方法。

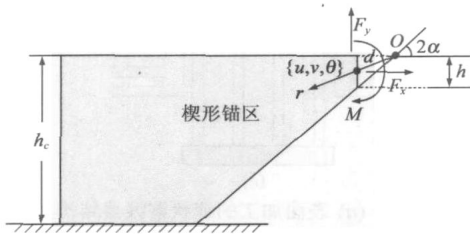


图 4 体加工的楔形锚区模型

在厚度为  $h_c$  的 (100) 晶片上湿法刻蚀出  $2\alpha = 54.7^\circ$  的楔形锚区。现以锚区两边延长线的交点  $O$  点为极点, 以它们所呈角的平分线为极轴建立极坐标系  $(r, \varphi)$ 。根据弹性力学理论<sup>[8]</sup>得到楔形体顶端集中力  $F_x$ 、 $F_y$  和集中力矩  $M$  作用下锚区体内的应力场, 再根据极平面中的本构关系和几何关系推算出每种载荷作用下的位移分布的解析表达式为:

$$\begin{cases} u_{rP} = -\frac{\ln r}{E} \frac{2P \cos \beta \cos \theta}{2\alpha + \sin 2\alpha} - \frac{\ln r}{E} \frac{2P \sin \beta \sin \theta}{2\alpha - \sin 2\alpha} \\ \quad - \frac{1-v}{E} \frac{P\theta \cos \beta \sin \theta}{2\alpha + \sin 2\alpha} + \frac{1-v}{E} \frac{P\theta \sin \beta \cos \theta}{2\alpha - \sin 2\alpha} \\ \quad + A_1 \sin \theta + A_2 \cos \theta \\ u_{\varphi P} = \frac{v + \ln r}{E} \frac{2P \cos \beta \sin \theta}{2\alpha + \sin 2\alpha} - \frac{v + \ln r}{E} \frac{2P \sin \beta \cos \theta}{2\alpha - \sin 2\alpha} \\ \quad + \frac{1-v}{E} \frac{P \cos \beta \sin \theta}{2\alpha + \sin 2\alpha} - \frac{1-v}{E} \frac{P \sin \beta \cos \theta}{2\alpha - \sin 2\alpha} \\ \quad - \frac{1-v}{E} \frac{P\theta \sin \beta \sin \theta}{2\alpha - \sin 2\alpha} - \frac{1-v}{E} \frac{P\theta \cos \beta \cos \theta}{2\alpha + \sin 2\alpha} \\ \quad + A_1 \cos \theta - A_2 \sin \theta + A_3 r \\ u_{rM} = -\frac{1}{Er} \frac{2M \sin 2\theta}{\sin 2\alpha - 2\alpha \cos 2\alpha} + A_4 \sin \theta + A_5 \cos \theta \\ u_{\varphi M} = -\frac{1-v}{Er} \frac{M \cos 2\theta}{\sin 2\alpha - 2\alpha \cos 2\alpha} - \frac{1+v}{Er} \frac{M \cos 2\theta}{\sin 2\alpha - 2\alpha \cos 2\alpha} \\ \quad + A_4 \cos \theta - A_5 \sin \theta + A_6 r \end{cases} \quad (9)$$

其中  $E$  和  $\nu$  分别是锚区的杨氏模量和泊松比, 如考虑平面应变假设则用  $E/(1-\nu^2)$  代替  $E$ , 用  $\nu/(1-\nu)$  代替  $\nu$ 。  $\beta = \pi - \alpha$  对应水平集中力  $F_x$  的情况,  $\beta = \pi/2 - \alpha$  对应垂直集中力  $F_y$  的情况。

带入边界条件

$$\begin{cases} u_{rP} \Big|_{\varphi=\frac{\alpha}{2}}^{r=\frac{h}{\sin 2\alpha}} = 0, u_{\varphi P} \Big|_{\theta=\frac{\alpha}{2}}^{r=\frac{h}{\sin 2\alpha}} = 0, u_{rP} \Big|_{\varphi=0}^{r=\frac{h}{\sin \alpha}} = 0 \\ u_{rM} \Big|_{\theta=\frac{\alpha}{2}}^{r=\frac{h}{\sin 2\alpha}} = 0, u_{\varphi M} \Big|_{\varphi=\frac{\alpha}{2}}^{r=\frac{h}{\sin 2\alpha}} = 0, u_{rM} \Big|_{\varphi=0}^{r=\frac{h}{\sin \alpha}} = 0 \end{cases} \quad (11)$$

即可求得系数  $A_1 \sim A_6$  值, 从中提取出以刚度矩阵形式表征的体加工锚区的三自由度节点模型为:

$$\begin{bmatrix} u \\ v \\ \theta \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} u_{rP} \Big|_{P=1, \beta=\pi-\alpha}^{r=d, \varphi=-\alpha} & u_{rP} \Big|_{P=1, \beta=\pi/2-\alpha}^{r=d, \varphi=-\alpha} & u_{rM} \Big|_{M=1}^{r=d, \varphi=-\alpha} \\ u_{\varphi P} \Big|_{P=1, \beta=\pi-\alpha}^{r=d, \varphi=-\alpha} & u_{\varphi P} \Big|_{P=1, \beta=\pi/2-\alpha}^{r=d, \varphi=-\alpha} & u_{\varphi M} \Big|_{M=1}^{r=d, \varphi=-\alpha} \\ \partial u_{rP, \varphi} \Big|_{P=1, \beta=\pi-\alpha}^{r=d, \varphi=-\alpha} & \partial u_{rP, \varphi} \Big|_{P=1, \beta=\pi/2-\alpha}^{r=d, \varphi=-\alpha} & \partial u_{rM, \varphi} \Big|_{M=1}^{r=d, \varphi=-\alpha} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \\ M \end{Bmatrix} \quad (12)$$

注意到实际中器件的作用点并不正好在锚区顶点处, 所以这里均选取  $r = d = h/(2\sin\alpha)$  位置的位移解作为实际情况的近似。

### 2.4 整体模型的组合

根据各单元在连接点处的位移连续和力连续条件即可完成各单元模型的组合。实际中器件厚度一般远小于基板厚度, 器件对基板变形的影响可以近似忽略。又因为器件、锚区材料一般和芯片材料相同或杨氏模量相似, 可以不考虑三者之间热失配。因此可将基板变形直接表示为锚区变形和器件变形之和。以下将以算例叙述其具体过程。

### 3 算例分析

谐振频率是 MEMS 器件和测试结构中关键的性能参数。下面分别举例求解热致封装效应对三种常见 MEMS 器件谐振基频的影响, 以说明该整体模型在封装-器件协同设计中的具体应用。

#### 3.1 表面加工的多晶硅双端固支梁器件

本算例沿用前期工作<sup>[7]</sup>中推导的爬坡锚区模型, 记其刚度矩阵形式的节点模型为  $[A]$ 。

首先根据式(7)和(8)求得封装后双端固支梁所在

芯片表面位置的平均应变  $\varepsilon_0 = \frac{1}{L} \int_{x_0 - \frac{L_b}{2}}^{x_0 + \frac{L_b}{2}} \varepsilon_{\varphi P}(x) dx$  和平

均曲率  $\kappa_0 = \frac{1}{L} \int_{x_0 - \frac{L_b}{2}}^{x_0 + \frac{L_b}{2}} \kappa_{\varphi P}(x) dx$ ,  $L_b$  是梁长,  $x_0$  是双端固支梁中点对应的芯片表面的位置坐标。再根据欧拉梁理论、爬坡锚区单元模型和边界连续条件建立整体模型为:

$$\begin{bmatrix} \xi \frac{L_b}{2} + \varepsilon_0 \frac{L_b}{2} + \left( g_0 + \frac{t}{2} \right) \phi_0 \\ \phi_0 \end{bmatrix} = [A] \begin{bmatrix} P \\ M \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \int_{-\frac{L_b}{2}}^{\frac{L_b}{2}} \left[ \frac{P}{E_b' t} - \frac{1}{2} \left( \frac{dv_q(x)}{dx} \right)^2 \right] dx \\ \frac{qL_b}{2P} - \frac{1}{k_0} \left( \frac{q}{P} - \frac{12M}{E_b' t^3} \right) \tanh \left( k_0 \frac{L_b}{2} \right) \end{bmatrix} \quad (13)$$

其中  $k_0 = \sqrt{12P/(E_b' t^3)}$ ,  $E_b' = E_b/(1 - \nu_b^2)$ ,  $E_b$ ,  $\nu_b$  和  $t$  分别是梁的杨氏模量、泊松比和厚度,  $g_0$  是锚区高度.  $\phi_0 = -\kappa_0 L/2$  表示由芯片表面弯曲引起的锚区倾斜角度.  $\xi$  表示由器件工艺本身引起的残余应变. 该式反映出芯片表面位移等于锚区位移和双固梁位移之和的关系, 并考虑了梁的大变形效应. 其中梁的挠度函数  $v_q(x)$  由下式求得:

$$v_q(x) = \frac{qL_b^2}{8P} - \frac{1}{k_0^2} \left( \frac{q}{P} - \frac{12M}{E_b' t^3} \right) - \frac{qx^2}{2P} + \frac{1}{k_0^2} \left( \frac{q}{P} - \frac{12M}{E_b' t^3} \right) \frac{\cosh(k_0 x)}{\cosh(k_0 \frac{L}{2})} \quad (14)$$

通过式(13)和式(14)的数次相互迭代可求得  $P$ 、 $M$  和  $v_q(x)$  的精确收敛解.

接着基于瑞利法原理将该挠度函数  $v_q(x)$  作为假设函数计算器件的基本谐振频率  $\omega_b$ :

$$\omega^2 = \frac{V_{\max}}{T} = \frac{V_{\max}}{T_s + T_d} \approx \frac{V_{\max}}{T_d} = \frac{\frac{1}{2} \int_{L_b} q[v(x) - v_0(x)] dx}{\int_{L_b} \frac{1}{2} \rho [v(x) - v_0(x)]^2 dx} \quad (15)$$

其中  $v_0(x)$  和  $v_1(x)$  分别为考虑锚区效应和预应力效应后器件的零载荷挠度函数, 和在  $q$  载荷作用下的挠度函数. 最大势能  $V_{\max}$  以外力功形式表达.  $T_0$ 、 $T_b$  和  $T_a$  分别是总动能系数、梁和锚区单元的动能系数. 考虑到锚区的质量和位移都远小于器件, 因此  $T_a$  可忽略,  $T_0 \approx T_b$ .

最后基于上述 FR4 基板上环氧粘接的基板模型计算热致封装效应对固支梁器件谐振基频的影响, 以封装前器件的谐振基频值为基准对计算结果进行归一化, 结果如图 6(a) 所示. 接着分别改变参数  $\Delta T$  和器件中心位置  $x_0$ , 计算环境温度变化和器件加工位置对谐振基频的影响, 结果如图 6(b)、(c) 所示.

### 3.2 表面加工的多晶硅梳状谐振梁器件

大多数多晶硅梳状谐振器的运动是在平面内的. 常规表面加工的爬坡锚区对面内运动的约束作用比面外运动更强, 更趋于理想锚区, 因此这里忽略锚区柔度的影响, 只考虑基板变形对器件性能的影响.

先将如图 5(a) 所示的谐振器结构按对称性等效为如图 5(b) 所示的四分之一部分的一维弹簧质量系统, 其弹性系数和质量表达式仍沿用文献[9]中的形式. 然后利用离散系统的振动力学理论求解该系统的谐振频率. 假设器件的预应变为零, 建立器件封装前的微分方程如式(16):

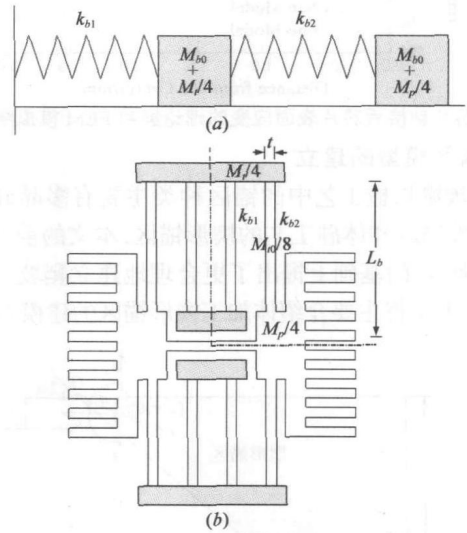


图 5 (a) 表面加工的梳状谐振器结构; (b) 等效弹簧-质量模型

$$\begin{bmatrix} m_{11} & m_{12} \\ m_{21} & m_{22} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} k_{11} & k_{12} \\ k_{21} & k_{22} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (16)$$

$$\begin{cases} m_{11} = 2M_{b0} + M_p/4, & k_{11} = k_{b1} + k_{b2}, & k_{12} = -k_{b2} \\ m_{22} = M_{b0} + M_p/4, & k_{21} = -k_{b2}, & k_{22} = k_{b2} \\ m_{12} = m_{21} = 9M_{b0}/70 \end{cases}$$

该系统的特征方程为:

$$(m_{11}m_{22} - m_{12}^2)(\omega^2)^2 - (m_{11}k_{22} + m_{22}k_{11} - 2k_{12}m_{12})\omega^2 + k_{11}k_{22} - k_{12}^2 = 0 \quad (17)$$

从中解出其本征谐振频率.

环氧贴片封装后, 根据位移连续和力平衡条件可近似确定每根折叠梁上的轴向应变, 再由欧拉-伯努利梁方程求出各折叠梁所对应的新的等效弹性系数, 重新代入如上模型即可求得封装后该谐振器振动系统的基本谐振频率. 同样也计算了环境温度变化和器件加工位置的影响, 并将结果归一化, 如图 6 所示.

### 3.3 体硅加工的固支膜器件

体硅加工的固支膜结构是压力传感器中十分常见的器件结构. 封装后的固支膜器件行为的基本分析方法与第 3.1 节十分类似, 只需将式(13)中的爬坡锚区锚区矩阵用式(12)的楔形锚区矩阵加以替换即可, 但注意楔形锚区模型多考虑了垂直方向力和位移的行为. 图 6 给出了由该整体模型算出的贴片工艺、环境温度变化和器件加工位置对器件基本谐振频率影响的归一化结果.

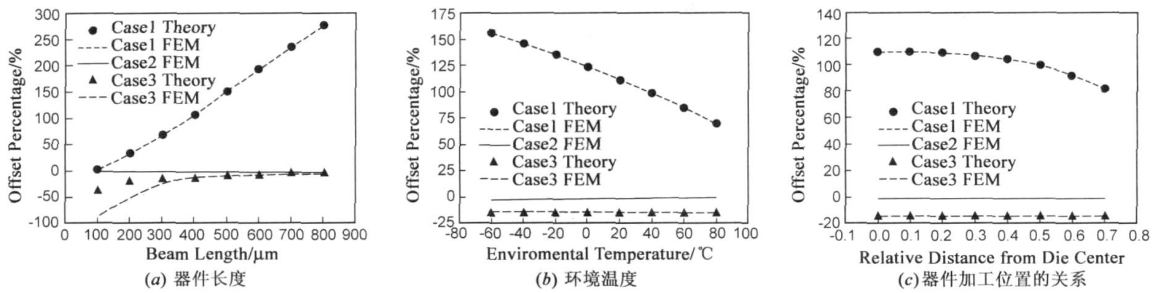


图 6 三种常规器件结构下 FR4 基板上环氧粘接封装后器件谐振基频响应偏移

## 4 结果和讨论

从图中可看出,考虑热致封装效应后的谐振频率的偏移十分明显,其偏移趋势受到多种因素的影响,包括器件结构、封装方式、环境温度、加工位置等,其结果在不同元器件中表现出巨大的差异。表面加工的双端固定支梁器件厚度最小,受附加应变的直接影响最大,受应变波动影响的程度也最深,且均随梁长的增加而增强,在本算例中的频偏可高达 2~3 倍。

厚度较大些的体加工膜器件的抗应变能力较强。这两类器件在相同的封装变形下,因为对锚区柔度效应和预应力效应的敏感程度不同,表现出一正一反的偏移趋势。体加工器件的算例中,理论和 FEM 结果在短梁区域内出现明显差距。这是因为体加工锚区通常具有较大的体积和质量,梁较短时它们对系统动能系数的贡献相对来说更大,因而按式(15)的方法将它们忽略后会产生较大误差。

表面加工的梳状谐振器结构表现出优良的抗应变特性,它能将锚区传递而来的基板变形通过折叠的长梁结构加以充分消解,使其受应变的影响无论在幅度还是都敏感程度上都降至最低。尽管如此,其基频响应偏差在一定结构和工作条件下仍能达到 5% 以上,这对以谐振频率为关键参数的谐振器件而言是值得关注的。

稳定、准确、可预测和影响因素少的响应参数是器件和测试结构设计的重要目标之一。这里通过建立器件以外结构的基本单元模型的方法,从理论上给出了达成该目标的更加完善的实践方案。从以上算例看来,这种方法计算量很小,物理意义明确,精度满足工程要求。它可以结合实际器件和封装的工艺和配置情况,灵活地添加和更换各部分单元模型,改变各单元间的耦合方式,以及将更多的物理作用考虑在内。单元模型有着统一的封装形式和运算接口,为封装级仿真向系统级仿真的集成提供了可能。

## 5 结论

本文构建了利用单元库法分析封装级 MEMS 器件响应的理论框架。通过多种方法建立了除器件外不同结构部件如基板、锚区的基本单元模型,并利用适当方

法加以组合成整体模型。利用该整体模型考察了热致封装效应对三种 MEMS 基本器件谐振频率的响应,并以 Ansys 仿真进行了验证。结果说明封装后的器件会产生显著的性能偏移,其偏移幅度和趋势受到多方面因素的综合制约。而考虑封装-器件耦合效应的模型可以较好地预测到这些影响,对优化设计有利。

### 参考文献:

- [1] Peng C P, et al. Performance and package effect of a novel piezoresistive pressure sensor fabricated by front side etching technology[J]. Sensors and Actuators A, 2005, 119(3): 28– 37.
- [2] Zhang X, et al. Accurate assessment of packaging stress effects on MEMS sensors by measurement and sensor package interaction simulations[J]. Journal of Microelectromechanical Systems, 2007, 16: 639– 649.
- [3] Lishchynska M, et al. Evaluation of packaging effect on MEMS performance: simulation and experimental study[J]. IEEE Transactions on Advanced Packaging, 2007, 30: 629– 635.
- [4] Kobrinsky M J, et al. Effect of support compliance and residual stress on the shape of doubly supported surface micromachined beams[J]. Journal of Microelectromechanical Systems, 2000, 9(3): 361– 369.
- [5] Timoshenko S P, Analysis of bi metal thermostats[J]. Journal of Optical Society of America, 1925, 11(3): 233– 255.
- [6] Chen W T, et al. Thermal stress in bonded joints[J]. IBM Journal of Research and Development, 1979, 23(2): 178– 188.
- [7] 宋竞,等.芯片粘接工艺对 MEMS 性能影响的单元库法模型[J].半导体学报,2006,27(1): 156– 161.
- [8] 徐芝纶.弹性力学[M].北京:高等教育出版社,1980.
- [9] Tang W C K, Electrostatic comb drive for resonator sensor and actuator applications[D]. University of California, Berkeley, 1990.

### 作者简介:

宋 竞 男,1981 年生,2000 年毕业于东南大学电子工程系,获工学硕士学位,现为东南大学电子工程系教育部重点实验室 MEMS 专业博士研究生。主要研究方向为:封装级 MEMS 系统建模、MEMS 器件可靠性建模等。E-mail: zars@sina.com

黄庆安 男,1963 年生,教授,博士生导师。主要从事微电子技术及 MEMS 的教学与研究。

唐洁影 女,1957 年生,教授。主要从事 MEMS 封装与可靠性研究。