

芯片粘接工艺对 MEMS 性能影响的 单元库法模型^{*}

宋 竞[†] 黄庆安 唐洁影

(东南大学 MEMS 教育部重点实验室, 南京 210096)

摘要: 芯片粘接工艺引起的器件-封装热失配会对 MEMS 器件的可靠性和性能产生显著影响. 常用 FEM 模拟在分析此类问题时比较费时且缺乏明确的理论意义. 文中基于单元库法思路提出了该类问题的理论建模方法, 并依此举例分析了芯片粘接工艺中各可变参数对双端固支梁 pull-in 电压的影响, 其结论与 Ansys 模拟结果一致. 该方法简单准确, 对 MEMS 的封装-器件协同设计将有着实际的意义.

关键词: MEMS 封装; 协同设计; 芯片粘接; 单元库法; step-up 锚区

EEACC: 0170J; 2575D

中图分类号: TN305.94

文献标识码: A

文章编号: 0253-4177(2006)01-0156-06

1 前言

目前 MEMS 器件的封装尚未标准化, 大部分仍借用 IC 的封装方案. 与 IC 不同的是, 大多数 MEMS 器件本质上对应力敏感, 由封装引入的结构应变将对 MEMS 器件的性能和可靠性产生显著的影响, 设计不当时甚至会破坏器件的正常工作. 芯片粘接工艺是封装工艺的关键环节, 其固有的工艺温度变化会引起封装-器件热失配. 在器件结构中引入附加的热弹性应变和几何变形, 会直接影响到 MEMS 器件的工作响应. 对于此类封装-器件耦合问题, Rabinovich^[1] 首先提出了将整个封装系统分解为器件单元和封装单元的协同设计思路, 并将其应用于 FEM 模拟分析. Kobrinky^[2] 在考察预应力固支梁屈曲问题时进一步分解出了器件的锚区单元. 这两者都采纳了单元库法的分析思路, 但尚不够完整. 其他的相关研究还包括各种具体封装器件的整体 FEM 模拟^[3], 以及芯片粘贴结构热应变的实验观测^[4] 等. 这些模拟和实验的结论是全面而具体的, 然而缺乏比较明确的理论指导意义.

本文将从理论上建立起完整的封装-器件系统的单元库法模型, 应用该方法考察芯片粘接封装对双端固支梁 pull-in 电压性能的影响, 并根据分析结果讨论封装-器件协同设计中需要重视的问题, 并提

出了优化设计的建议.

2 基板模型

2.1 基板模型的建立

图 1 是常规芯片粘接结构的二维模型. 从上至下依次为芯片层、粘接层和基板层. 现假设各层材料弹性模量 E 、泊松比 ν 和热膨胀系数 α 均为各向同性, 结构线弹性小变形, 且无分层、断裂等可靠性故障, 求解环境温度由封装温度回复到室温 (变化 ΔT) 后的芯片表面 (即结构表面) 的应变分布情况.

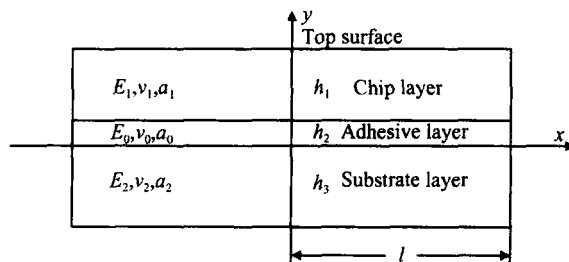


图 1 芯片粘接结构的二维模型

Fig. 1 2D model of die bonding structure

Timoshenko^[5] 最早给出了这类多层结构热应变问题的基本解法, 其结论简单精确, 但不适用于求解深宽比较小结构边缘处的应变分布情况, 以及深

^{*} 国家重点实验室资助项目 (批准号: 51433030105J W0601)

[†] 通信作者. Email: Zars@sina.com

2005-07-23 收到, 2005-09-17 定稿

宽比较大结构的整体应变分布情况. Chen^[6]和 Su-hir^[7]分别基于胶层假设和界面柔度假设给出了这类问题的改进分析思路,使得边缘问题的理论研究成为可能.此后同类研究均在这两种假设的基础上加以推广和简化.但这些研究的主要目的只是从可靠性角度预测异质结构粘接界面处的集中应力,其基本方程和假设仍不完全适用于求解整个结构区域,尤其是结构表面的应变分布.本文以 Chen 模型为基础加以适当改进,使之适用于求解表面应变.

在图 1 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,用弹性理论对粘接层建模如下.由于结构的转动惯量 I 相对较大,轴应力对弯曲的影响很小可忽略.梁的力与力矩平衡方程为:

$$E_1' \frac{d^2 u_1(x)}{dx^2} = \frac{dF_1(x)}{h_1 dx} = \frac{T_0(x)}{h_1} \quad (1)$$

$$E_2' \frac{d^2 u_2(x)}{dx^2} = \frac{dF_2(x)}{dx} = - \frac{T_0(x)}{h_2} \quad (2)$$

$$\frac{dQ_1(x)}{dx} = - \frac{dQ_2(x)}{dx} = \alpha_0(x) \quad (3)$$

$$- E_1' I_1 \frac{d^3 w_1(x)}{dx^3} = \frac{dM_1(x)}{dx} = Q_1(x) - T_0(x) \frac{h_1 + h_0}{2} \quad (4)$$

梁在粘接界面处的应变分别为:

$$\frac{du_1(x)}{dx} = \frac{du_1(x)}{dx} + \frac{d^2 w_1(x)}{dx^2} \times \frac{h_1}{2} + \alpha_1 \Delta T \quad (5)$$

$$\frac{du_2(x)}{dx} = \frac{du_2(x)}{dx} - \frac{d^2 w_2(x)}{dx^2} \times \frac{h_2}{2} + \alpha_2 \Delta T \quad (6)$$

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

$$u_1(x) - u_2(x) = k_x T_0(x) = \frac{h_0}{G_0} T_0(x) \quad (7)$$

$$w_1(x) - w_2(x) = k_z \alpha_0(x) = \frac{h_0}{E_0'} \alpha_0(x) \quad (8)$$

边界条件为:

$$F_i(l) = 0, \quad M_i(l) = 0, \quad Q_i(l) = 0 \quad (9)$$

其中 $E_i' = E_i / (1 - \nu_i^2)$; $G_0 = E_0 / [2(1 + \nu_0)]$; E_i 是杨氏模量; h_i 是厚度; α_i 是热膨胀系数; u_i 是 x 向位移; $\bar{u}_i$ 是中线位置的 x 向位移; w_i 是 z 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. k_x, k_z 是横向和纵向的界面柔度系数. T_0 和 α_0 是芯片层和基板层界面处的剪应力和拉/压应力. 将(1)~(9)式整理消元可得到关于 T_0 的 7 阶常微分方程和以 T_0 表达的边界条件,从中可求出 T_0 解析解.由此可推出其他应力、位移解,以及芯片表面的应变分布为:

$$\varepsilon_{\text{top}}(x) = \frac{du_{\text{top}}}{dx} = \frac{du_1}{dx} - \frac{d^2 w_1}{dx^2} \times \frac{h_1}{2} \quad (10)$$

如考虑粘接层热膨胀,可将其等效为梁层的非零边界条件:

$$F_i(l) = - \frac{F_0}{2}$$

$$M_i(l) = \pm \frac{F_0}{2} \times \frac{h_i + h_0}{2} \quad (i = 1 \text{ 取 } +, i = 2 \text{ 取 } -) \quad (11)$$

$$\text{其中 } F_0 = \frac{\alpha_1 + \alpha_2 - 2\alpha_0}{2} \Delta T / \left(\frac{1}{E_1' h_1} + \frac{1}{E_2' h_2} + \frac{1}{E_0' h_0} \right)$$

以上改进模型在 Chen 模型的基础上进一步修正了粘接层的弹性关系,对原模型的(4)式做了修正,并增加了粘接层热膨胀的考虑.不难证明这些修改均使得模型的基本关系在 $|x| < L - 1.5h$ 时与同样情况下的 Timoshenko 模型的形式完全吻合.这样就确保了解析结论在物理意义和数值结果上的准确性.未修改前的模型则因为和 Timoshenko 公式不吻合,在粘接层的厚度或弹性模量较大时会出现明显误差(见图 2).

同样的方法可将该二维模型扩展到轴对称坐标系中,得到轴对称模型的三维结论.该结论可作为大芯片中心区域的精确解和小芯片的一级近似解.

2.2 表面应变解的验证

选取两种典型芯片粘接工艺进行理论计算和 FEM 验证.第一种是 FR4 基板上的环氧树脂粘接,从零应力温度 150 降至室温 25.第二种是陶瓷基板上的共晶焊,从零应力温度 400 降至室温 25.两种情况下的材料和几何参数如表 1 所示.芯片和基板的长度/直径为 6mm.在 Ansys 中利用对称性建立如图 1 的芯片粘接结构模型,分别验证平面应变和轴对称条件下的理论解.

表 1 FEM 模拟的材料参数和几何尺寸

Table 1 Material properties and geometric dimensions for FEM simulation

材料	硅芯片	环氧胶	FR4 基板	AuSi 共晶层	Al ₂ O ₃ 陶瓷
杨氏模量/GPa	170	2.7	16	83	300
泊松比	0.28	0.4	0.28	0.4	0.28
热膨胀系数/ $10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$	2.6	28	16	12.3	5.6
厚度/ μm	600	50	1000	20	800

验证结果如图 2 所示.对于算例中这些深宽比较大的常见结构, Timoshenko 解已经完全无法反应出表面应变的分布情况. Chen 模型能反应大致的变化趋势,但却存在明显的误差.修改后的模型结合了两者的优点,在中心区域或深宽比较小时的结论

与 Timoshenko 解兼容,在边界区域或深宽比较大时反应出实际应变分布情况,与 FEM 结果符合得更好.由此建立的封装基板模型能合理地反应出加工位置对 MEMS 器件性能的影响.

3 Step-up 锚区模型

常规多晶硅表面工艺加工的锚区一般都属于 step-up 锚区.该类锚区本身具有一定柔度,无法提供理想的固支边界条件. Kobrinsky^[3] 根据节点法思

路建立了 step-up 锚区的弹性矩阵模型,并用 FEM 模拟得出矩阵元素值.为了简化建模和方便数据的提取, Kobrinsky 在 FEM 建模中做出了外力或外力矩作用下锚区受力端面始终保持平面以及锚区底面固支的约束假设,如图 3(a)所示.但这些假设缺乏充分的理论依据,或是与实际情况不符.本文将采取另一种建模方法,以基板-锚区-双端固支梁的整体模型为模拟对象,用梁的行为反推锚区行为,以提高锚区模型的合理性和精度.

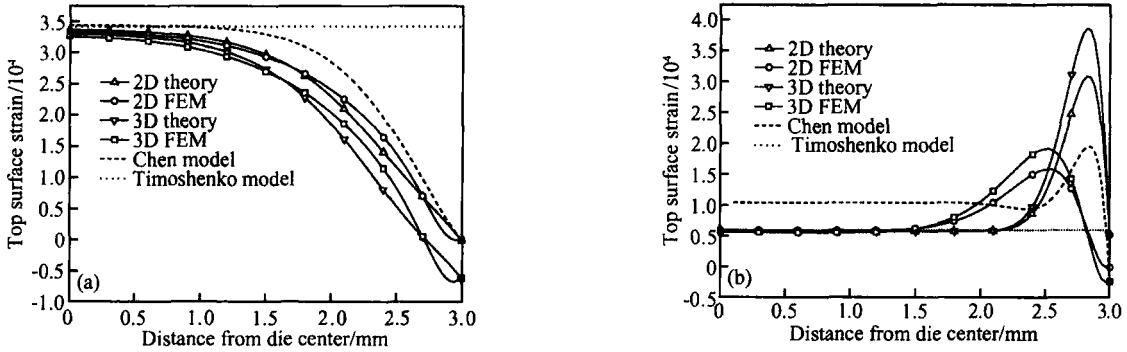


图 2 芯片粘接后芯片表面弹性应变的理论解和 FEM 模拟结论对比 (a) 环氧树脂粘接工艺; (b) 共晶焊工艺
Fig. 2 Comparison of strain distributions along the chip's top surface between theoretical solutions and FEM results after typical die bonding process (a) Epoxy bonding (soft); (b) Eutectic bonding (hard)

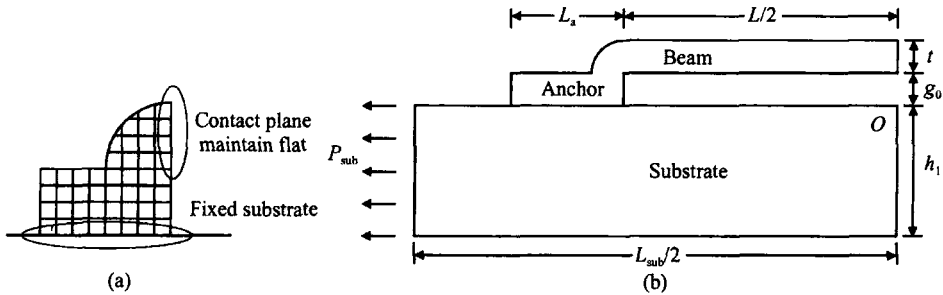


图 3 (a) Kobrinsky 模型; (b) 基板-锚区-器件的整体模型
Fig. 3 (a) Kobrinsky model; (b) Substrate-anchor-device joint model

如图 3(b)所示,在 Ansys 中按平面应变和对称条件建立左半部分的基板-锚区-双端固支梁模型.基板长度 $L_{sub} = 2\text{mm}$,厚度 $h_1 = 400\mu\text{m}$,梁长 $L = 50 \sim 800\mu\text{m}$,梁厚 $t = 2\mu\text{m}$,间隙高度 $g_0 = 2\mu\text{m}$,均为常见的表面工艺参数.梁和基板的杨氏模量均设为 $E_1 = 170\text{MPa}$,泊松比 $\nu_1 = 0.28$.锚区长度较短 ($< 5\mu\text{m}$) 时会影响计算结果,这里选为 $L_a = 8\mu\text{m}$.小变形时该模型可表述为:

$$\begin{Bmatrix} u_s \\ \phi \end{Bmatrix} = \frac{1}{E t} \begin{Bmatrix} S_1 & S_2 \\ S_2 & S_3 \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} P \\ M \end{Bmatrix} \quad (12)$$

$$\begin{Bmatrix} u_s \\ \phi \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \epsilon_r \frac{L}{2} - \frac{P}{E t} \times \frac{L}{2} \\ -\frac{M}{E I} \times \frac{L}{2} \end{Bmatrix} \quad (13)$$

(12), (13) 式分别是锚区和小变形梁的节点法模型, $S_1 \sim S_3$ 是待定系数.由弹性互易定理可证明该柔度矩阵关于对角线对称. P 和 M 是锚区和梁单元连接节点的力和力矩, u_s 和 ϕ 是连接节点的平动和转动自由度, ϵ_r 是梁的预应变.由此得到双端固支梁的中点最大位移 v_{max} 的表达式为:

$$v_{\max} = \frac{3\varepsilon_r}{4t^2} \times \frac{L^3}{- \frac{3L^2}{S_2 t^2} - \left(\frac{6S_1}{S_2 t^2} + \frac{S_3}{2S_2} \right) L - \frac{S_1 S_3}{S_2} + S_2} \quad (14)$$

在一定 ε_r 下改变 L 可得到一组关于 $v_{\max}$ - L 的模拟数据. 用最小二乘法可从中拟合出 $S_1 \sim S_3$ 的数值为: $S_1 = 18.9763\mu\text{m}$, $S_2 = 7.8688$, $S_3 = 6.5922\mu\text{m}^{-1}$. 这种建模方法不仅避开了锚区附近应力分布复杂和大变形效应下梁的解析求解困难等问题, 还将实际情况中锚区底部也并非固支的情况考虑在内, 使模型合理准确.

4 芯片粘接封装对双端固支梁 pull-in 电压的影响

双端固支梁结构在 MEMS 射频器件、惯性器件和测试结构领域中有着重要的应用. pull-in 电压是该结构主要的特性参数. 下面以双端固支梁结构为例, 应用上文得到的各部分单元模型分析芯片粘接封装和环境引起的结构热失配对双端固支梁结构 pull-in 电压的影响.

4.1 整体模型的建立和验证

首先由基板单元模型的 (4) 和 (10) 式求出双端固支梁所在芯片表面位置的平均应变 $\varepsilon_0 = \frac{1}{L} \int_{-\frac{x_0}{2}}^{\frac{x_0}{2}} \varepsilon_{\text{top}}(x) dx$ 和平均曲率 $\varepsilon_0 = \frac{1}{L} \int_{-\frac{x_0}{2}}^{\frac{x_0}{2}} \frac{d^2 w_1(x)}{dx^2} dx$, x_0 是双端固支梁中点对应的芯片表面的位置坐标. 再根据欧拉梁理论和锚区单元模型建立 step-up 锚区的预应力梁的在均匀载荷 q 下的整体模型为:

$$\begin{cases} \begin{Bmatrix} u_s \\ \phi \end{Bmatrix} = \frac{1}{Et} \begin{Bmatrix} S_1 & S_2 \\ S_2 & S_3 \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} P \\ M \end{Bmatrix} \\ \varepsilon_r \frac{L}{2} - \int_{-\frac{x_0}{2}}^{\frac{x_0}{2}} \left[\frac{P}{Et} - \frac{1}{2} \left(\frac{dv(x)}{dx} \right)^2 \right] dx \\ - \frac{qL}{2P} + \frac{1}{k_0} \left(\frac{q}{P} - \frac{12M}{Et^3} \right) \tanh(k_0 \frac{L}{2}) \\ \left\{ \begin{array}{l} \varepsilon_0 \frac{L}{2} + (g_0 + \frac{t}{2}) \phi_0 \\ \phi_0 \end{array} \right\} \end{cases} + \quad (15)$$

其中 $k_0 = \sqrt{\frac{12P}{NEt^3}}$; $\phi_0 = -\kappa_0 \frac{L}{2}$, 表示芯片表面弯曲引起的锚区的预倾斜角度; ε_r 表示由器件工艺本身引起的残余应变; $v(x)$ 是梁的纵向位移, 由下式求得:

$$v(x) = \frac{qL^2}{8P} - \frac{1}{k_0^2} \left(\frac{q}{P} - \frac{12M}{Et^3} \right) - \frac{qx^2}{2P} + \frac{1}{k_0^2} \left(\frac{q}{P} - \frac{12M}{Et^3} \right) \frac{\cosh(k_0 x)}{\cosh(k_0 \frac{L}{2})} \quad (16)$$

通过 (15) 和 (16) 式的数次迭代可求得收敛的 P , M 和 $v(x)$ 的精确解. 以上关系式等号右边的第二个大括号项反映出芯片表面变形的影响, 第一个大括号项反映出轴向预应力对弯曲的影响和应力刚化效应, 由此保证了整体模型的完整性和解的精度.

利用该整体模型求解 pull-in 电压 V_{th} 的方法如下. 先通过基本方程求出 pull-in 位置 v_{th} 附近双端固支梁的等效预应力 $\sigma_{\text{eff}} = \frac{P}{t} \Big|_{v_{\text{th}}}$. 双端固支梁结构的 pull-in 位置比理想平行板结构的偏后, 约为 g_0 的 40% ~ 42%^[8], 这里近似取为 $v_{\text{th}} = 0.4g_0 = 0.8\mu\text{m}$. 再用基本方程求出该等效预应力对应的等效弹性系数 K_{eff} . 将 K_{eff} 代入解析公式 (17) 求出芯片粘接后的 pull-in 电压:

$$V_{\text{th}} = \sqrt{\frac{2.95 K_{\text{eff}} g_0^3}{\varepsilon_0 (1 + 0.42 g_0 / w)}} \quad (17)$$

其中 ε_0 是介电常数; 括号项中的 w 是梁的宽度, 平面应变条件下该项近似为 1. (17) 式在 Osterberg^[9] 提出的理想固支梁 V_{th} 公式的基础上作出了修正. 原公式有线性小变形、刚体锚区和刚体基板等前提假设, 不适于求解实际情况的 V_{th} 电压. 这里采用等效弹性系数法拓宽了该公式的应用范围.

利用 Ansys 模拟验证整体模型的力学响应和 pull-in 电压结论如表 2 所示. 选取梁的顶点位移 $v_{\max}$ 和轴力 P 作为力学响应的验证对象. Ansys 模型的基本结构仍如图 3(b) 所示, 结构层均采用 plane45 单元分网. 增加 trans109 单元模拟间隙电场, 增加 contact12 单元控制 pull-in 后梁的接触停止位置以加强收敛. 通过变化基板端面力 P_{sub} 的梯度实现所需的基板弯曲. 分网后的模型如图 4 所示.

模拟结果证明了整体模型的准确性. 从表中可以看出, 锚区的柔度和预应力都会对理想固支条件下算出的 V_{th} 电压产生较大的影响, 尤其是预应力. 芯片表面弯曲对 V_{th} 电压的影响则并不明显, 这是因为: 芯片弯曲引起的锚区倾斜同样也会导致相同程度的梁的初始弯曲, 基本没有改变梁与芯片的初始间距; 另一方面柔性锚区下预应力虽然会引起梁的初始弯曲, 但预应力增大后反而会限制梁的弯曲, 其最大挠度至多不超过间距高度的 3%, 可以忽略. 因此以下计算中将不考虑芯片表面弯曲对 V_{th} 电压的影响.

表 2 基板-锚区-梁整体模型的力学解和 pull-in 电压与 FEM 结果的比较

Table 2 Comparison of the mechanical response and pull-in voltage of the joint model between theoretical solutions and FEM results

Model properties			Mechanical response				Pull-voltage			
Length / μm	Stress / MPa	Curvature / m ⁻¹	Load / Pa	V _{max} /μm		P/ (N · m ⁻¹)		V _{th} / V	V _{th} / V	V _{th} / V
				Theory	FEM	Theory	FEM	Theroy	FEM	FEM ¹⁾
200	0	0	- 2 ×10 ⁴	- 0.710	- 0.728	5.18	4.82	98	98	105
200	36.9	0	- 2 ×10 ⁴	- 0.524	- 0.534	64.1	63.4	116	117	129
200	36.9	1.3 ²⁾	- 2 ×10 ⁴	- 0.517	- 0.528	65.2	64.3	117	117	N/ A
300	0	0	- 4 ×10 ³	- 0.693	- 0.705	2.88	2.74	44.4	44.4	46.7
300	36.9	0	- 4 ×10 ³	- 0.380	- 0.385	66.1	65.3	62.9	62.5	68.1
300	36.9	1.3	- 4 ×10 ³	- 0.370	- 0.376	67.3	66.2	63.5	62.4	N/ A
400	0	0	- 1 ×10 ³	- 0.549	- 0.555	1.07	1.01	25.2	25.3	26.3
400	36.9	0	- 1 ×10 ³	- 0.234	- 0.237	67.6	66.7	42.7	41.7	44.0
400	36.9	1.3	- 1 ×10 ³	- 0.222	- 0.225	68.9	67.6	43.2	41.5	N/ A

1) Case of ideally clamped beam, 2) Curvature for epoxy-adhering on FR4 substrate

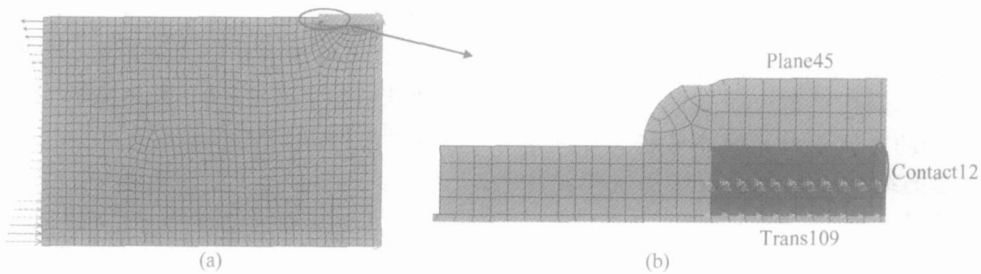


图 4 (a) 分网后的整体模型; (b) 锚区、间隙层和梁模型
Fig. 4 (a) Meshed joint model; (b) Meshed anchor, gap, and beam

这种单元库建模方法精度高,计算量小,可灵活更换各部分单元模型,单元的建模方法可根据具体需要加以简化或补充,对于前瞻设计和参数式分析都将是一种有力的建模方案.

4.2 结果和讨论

应用以上整体模型分别考察封装工艺、器件加工位置和环境温度对 pull-in 电压的影响. 双端梁器件的预应力设为零. 图 5 (b), (c) 均选取梁长为 400 μm 时的情况.

从图中可看出芯片粘接对器件性能的影响不仅是显著的,而且是由多方面因素组成. 这些因素在传统器件设计中很容易被忽略,使器件封装后的响应表现出偏差大、重复性差、规律不明的特点,给测量和校准工作带来困难,甚至破坏器件的正常工作. FR4 基板上的环氧树脂粘接虽然是实验室小规模研究中十分常用的芯片粘接方法,但其热失配大、弯曲刚度小,对器件性能的准确性和稳定性的影响都非常显著.

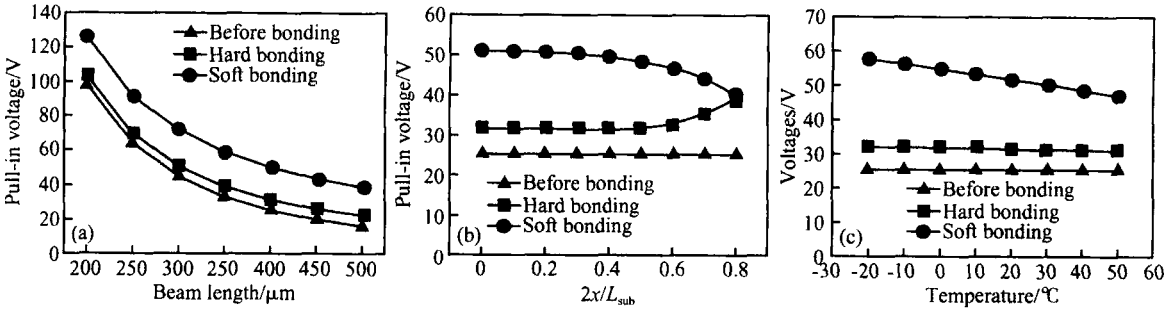


图 5 (a) 封装工艺; (b) 器件加工位置; (c) 环境温度对芯片粘接封装后 step-up 锚区的双端固定梁 pull-in 电压的影响 其中软粘接指 FR4 基板上的环氧粘接,硬芯片粘接指陶瓷基板上的共晶焊.
Fig. 5 Effects on pull-in voltage of fixed-fixed beam of (a) Package scheme; (b) Device location; (c) Ambient temperature Soft bonding indicates epoxy-adhesive bonding on FR4 substrate, hard bonding indicates Au-Si eutectic bonding on ceramic substrate.

稳定、准确、可预测和影响因素少的特性参数无论对于普通器件还是测试结构而言都是十分重要的。为了实现这一目标,一方面可以通过单元库法等建模方法简化和优化封装-器件的协同设计,以尽量小的计算量获得尽量全面和准确的理论预测。另一方面应该随着 MEMS 技术的成熟和工艺水平的提高,以应力隔离和利于建模为宗旨开发针对 MEMS 器件的包括单项工艺在内的专用封装工艺。

5 结论

本文建立了利用单元库法分析 MEMS 封装-器件耦合问题的理论模型。利用该模型考察了典型芯片粘接工艺对双端固支梁 pull-in 电压的影响,并用 Ansys 进行了验证。分析结果说明芯片粘接工艺对器件性能的影响不仅十分显著,而且是各方面因素综合作用的结果。忽略封装-器件协同分析的器件设计将面临着封装后的器件响应在稳定性、重复性、可校准性和工作范围等各方面的潜在问题。

参考文献

[1] Rabinovich V L , Kuijk J , Zhang S , et al. Extraction of compact models for MEMS/ MOEMS package-device co-design. SPIE

Proceedings ,1999 ,3680 :114

- [2] Koblinsky M J , Deutsch E R , Senturia S D. Effect of support compliance and residual stress on the shape of doubly supported surface-micromachined beams. *Journal of Microelectromechanical Systems* ,2000 ,9 :361
- [3] Chiou J A. Simulations for thermal warpage and pressure non-linearity of monolithic CMOS pressure sensors. *Transactions on Advanced Packaging* ,2003 ,26(3) :327
- [4] Huang Weidong , Sun Zhiguo , Cai Xia , et al. Distribution of residual stress in packaging assemblies of chip on board. *Chinese Journal of Semiconductors* ,2003 ,24 :649 (in Chinese) [黄卫东 ,孙志国 ,彩霞 ,等. 板上芯片固化及热处理过程中表面残余应力的演变. *半导体学报* ,2003 ,24 :649]
- [5] Timoshenko S P. Analysis of Bi-metal thermostats. *Journal of Optical Society of America* ,1925 ,11 :233
- [6] Chen W T , Nelson C W. Thermal stresses in bonded joints. *IBM Journal of Research and Development* ,1979 ,23 :178
- [7] Suhir E. Interfacial stresses in bimaterial thermostats. *ASME Journal of Applied Mechanics* ,1989 ,56 :596
- [8] Cheng J , Zhe J , Wu X. Analytical and finite element model pull-in study of rigid and deformable electrostatic microactuators. *Journal of Micromechanics and Microengineering* ,2004 ,14 :57
- [9] Osterberg P M , Senturia S D. M-Test : A test chip for MEMS material property measurement using electrostatically actuated test structures. *Journal of Microelectromechanical Systems* ,1997 ,6 :107

Effects of Die Bonding on MEMS Characteristics :Cell Library^{*}

Song Jing[†] , Huang Qing'an , and Tang Jieying

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

Abstract : Thermal mismatch induced by the die bonding structure greatly affects the reliability and performance of MEMS devices. A cell library method , as an alternative conventional FEM simulation , is introduced here to simplify the package-device co-design and the parametric study of MEMS components. Effects of the die bonding process on the pull-in voltage of a doubly supported micro-beam are predicted using this method , and the results are in good agreement with the FEM calculations. This method has the advantages of simplicity and accuracy and application to the co-design of the overall system of the packaged MEMS devices.

Key words : MEMS package ; co-design ; die bonding ; cell library ; step-up anchor

EEACC : 0170J ; 2575D

Article ID : 0253-4177(2006)01-0156-06

^{*} Project supported by the Foundation of the National Key Laboratory (No. 51433030105J W0601)

[†] Corresponding author. Email : Zars@sina.com

Received 23 July 2005 , revised manuscript received 17 September 2005

© 2006 Chinese Institute of Electronics