



## 正弦振动引起的 BGA 焊点 Sn-Cu 金属间化合物失效机理

胡 丹, 沈 骏, 陈 旭, 翟大军, 高润华

(重庆大学 材料科学与工程学院, 重庆 400044)

**摘 要:** 研究不同回流焊工艺下得到的球栅阵列(BGA)焊点在正弦振动疲劳试验中的失效行为。借助扫描电镜观察在不同加热因子下形成的 Sn-Cu 金属间化合物的形态和厚度, 运用有限元模拟分析球栅阵列焊点在正弦振动下的应力集中和分布。结果表明: 当金属间化合物层的形态和厚度不同时, 裂纹的萌生和扩展机理不同; 随着金属间化合物层厚度的增加, 焊点的振动疲劳寿命先是缓慢提高, 随后急剧下降; 当金属间化合物层的厚度为 1.5~3.0  $\mu\text{m}$  时, 接头的振动疲劳寿命达到最大值。

**关键词:** 金属间化合物; 球栅阵列; 振动; 疲劳寿命

**文章编号:** 1004-0609(2019)-04-0756-08

**中图分类号:** TG 425.1

**文献标志码:** A

集成电路 I/O 密度的提高推动着现代电子封装产业倒装芯片技术的发展<sup>[1-2]</sup>。在倒装芯片技术中, 焊点在起连接作用的同时, 还起着导电、散热的作用, 且单一焊点在服役过程中承受的载荷越来越大。而整个封装系统的功能依赖于焊点的完整性, 因此焊点的完整性决定了整个系统的可靠性<sup>[3]</sup>。热循环引起的低周疲劳是表面贴装技术可靠性中最关心的问题, 而振动产生的高周疲劳也严重影响封装的可靠性<sup>[4]</sup>。美国空军评估: 约有 20% 航空电子的失效都是由振动和冲击引起<sup>[5]</sup>。电子元件在生产加工过程、运输和服役过程中总会受到振动载荷的作用, 尤其是航空电子系统和汽车电子系统在服役过程中会经受大量的振动。因此, 由振动引起的失效在可靠性问题中应引起高度重视<sup>[6-7]</sup>。

目前研究人员对焊点热疲劳的研究较多, 对振动疲劳的研究较少, 因此许多研究者都很关注对处于振动环境下的电子元件疲劳寿命的预测<sup>[8-9]</sup>。CHOI 等<sup>[10]</sup>通过分析温度对 Sn3Ag0.5Cu(SAC305)印刷线路组件在振动环境下耐用性的影响, 发现薄型 BGA 元件在反复的随机振动刺激下, 其高温耐用性相比于室温耐用性有所降低。YU 等<sup>[6]</sup>基于振动测试和有限元分析提出了一种预测电子元件在随机振动载荷下疲劳寿命的评估方法, 基于雨流计数法、应力-寿命曲线和 Miner

法则计算出的疲劳寿命与实际测试结果一致。CHE 等<sup>[11]</sup>运用振动疲劳测试和分析方法对倒装芯片的焊点进行了疲劳寿命评估, 在这项研究中, 累计破坏指标因子被用于预测疲劳寿命。CHEN 等<sup>[12]</sup>结合振动疲劳测试、有限元分析和理论公式, 预测了电子元件处于正弦振动载荷下的疲劳寿命, 研究人员发现最大应力产生在塑料焊球阵列封装(Plastic ball grid array package, PBGA)元件边缘处的焊球上。YANG 等<sup>[3]</sup>用循环扫描的方式表征了 PBGA 的动态性能, 同样发现疲劳失效总是发生在 PBGA 元件中边缘处的焊球上。MAIO 等<sup>[13-14]</sup>研究了不同振动频率下的振动可靠性, 研究表明断口位置非常靠近 IMC 和焊点的界面处。YONG 等<sup>[15]</sup>研究了多种无铅钎料在振动和不同温度环境下的可靠性, 研究表明在所有的钎料中, 裂纹都萌生于 IMC 和钎料基体的界面处, 受振动的影响, 裂纹沿着钎料基体缓慢扩展, 但是, KO 等没有考虑到 IMC 层形态的影响。TU 等<sup>[16]</sup>研究了 IMC 对 BGA 焊点振动失效的影响, 研究表明 IMC 层越厚, 焊点的疲劳寿命越短。

上述文献中没有提及 BGA 焊点中 Sn 与 Cu 形成的 IMC 层受正弦振动引起的失效相关的机理, 因此, 本文研究了不同温度回流焊工艺下 BGA 焊点受正弦振动引起的失效行为, 通过扫描电子显微镜观察了

**基金项目:** 苏州市相城区重点产业技术创新专项(XJ201608); 苏州市产业技术创新专项-产业联合创新项目(2017); 重庆市北碚区科技专项(2016-27); 重庆大学机械传动重点实验室项目(SKLMT-ZZKT-2017M15)

**收稿日期:** 2018-03-19; **修订日期:** 2018-05-31

**通信作者:** 沈 骏, 教授, 博士; 电话: 13883111150; E-mail: shenjun@cqu.edu.cn

IMC 层的形态和厚度, 借助有限元模拟分析了 BGA 焊点在正弦振动下的应力集中。

# 1 实验

本实验所用试样的封装形式均为倒装球栅阵列 (Flip chip ball grid array, FCBGA), FCBGA 尺寸为 35 mm×35 mm×3.63 mm, 焊料为 Sn3.0Ag0.5Cu, 直径为 0.6 mm, 焊球间距为 1 mm。PCB 由 FR4 材料制成, 尺寸为 214 mm×214 mm×1.5 mm。将锡膏印刷到 PCB 上的铜焊盘之后, 利用回流炉(HELLER 1900EXL)将 FCBGA 焊接在 PCB 上铜焊盘相应位置, 在回流焊过程中设置了 6 组不同的温度工艺参数。所测液相温度对时间的积分近似等于  $t \times \Delta T$ , 这个积分就是加热因子, 是回流焊工艺的特征工艺参数<sup>[16]</sup>。回流焊工艺的具体加热因子、峰值温度和液相线以上停留时间如表 1 所列。

表 1 试样的回流参数

Table 1 Reflow parameters of samples

| Profile No. | Peak temperature, $\theta_{\max}/^{\circ}\text{C}$ | Time above liquids, $t_d/\text{s}$ | Heat factor, $Q_{\eta}/(\text{s} \cdot ^{\circ}\text{C})$ |
|-------------|----------------------------------------------------|------------------------------------|-----------------------------------------------------------|
| 1           | 220                                                | 20                                 | 30                                                        |
| 2           | 225                                                | 40                                 | 160                                                       |
| 3           | 230                                                | 60                                 | 390                                                       |
| 4           | 235                                                | 80                                 | 720                                                       |
| 5           | 240                                                | 100                                | 1150                                                      |
| 6           | 245                                                | 120                                | 1680                                                      |

多次回流焊后, 将组装好的 PCB 放在振动台上, 并用 5 个螺母柱进行固定。分别用两个传感器来测试试样的动态响应, 其中一个位于振动台上, 另一个位于 PCB 上, 由此可确定测试设备的传递系数。通过扫频试验可以确定测试样品的固有频率, 随后试样在一阶固有频率下进行定频正弦振动。用探测器实时监测振动过程中菊花链电阻, 并记录失效时间。一旦焊点在振动过程中出现裂纹, 菊花链的电阻就会增大。

振动测试后, 用环氧树脂镶嵌试样, 再按照标准金相步骤(粗磨、精磨、抛光、并用 5%  $\text{HNO}_3$ +92%  $\text{C}_2\text{H}_5\text{OH}$ +3%  $\text{HCl}$ (体积分数)腐蚀 5 s)制备焊点截面金相试样。为了得到 IMC 层准确厚度, 通过扫描电子显微镜(TESCAN VEGA 3 LMH SEM)观察焊点的形态并确定 IMC 层的厚度。IMC 层的厚度由截面金相试样的扫描电镜图片结合图像分析得出: 1) 在恰当的倍数

下得到扫描电镜图片; 2) 通过 Image Tool 3.0 软件计算 IMC 层的厚度; 3) IMC 层的平均等效厚度由式(1)计算得出:

$$H_{\text{IMC}} = S / L$$

(1)

式中:  $H_{\text{IMC}}$  是 IMC 层的平均等效厚度;  $S$  是 IMC 层的面积;  $L$  是 IMC 层的长度。

由于焊球太小而不能直接测量其应力, 故用 ANSYS 13.0 软件进行有限元分析, 模拟焊点在拉伸载荷下的 Mises 应力分布。为了简化模型, 焊点视为直径和高度均为 0.6 mm 的圆柱体。SOLID45 用于模拟元件, 网格生成后的模型如图 1 所示。研究表明, 最大应力位于 PBGA 元件中边缘的焊点上<sup>[3, 5-6]</sup>。包含焊球、Cu 基板、 $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  在内的材料性能如表 2 所列。

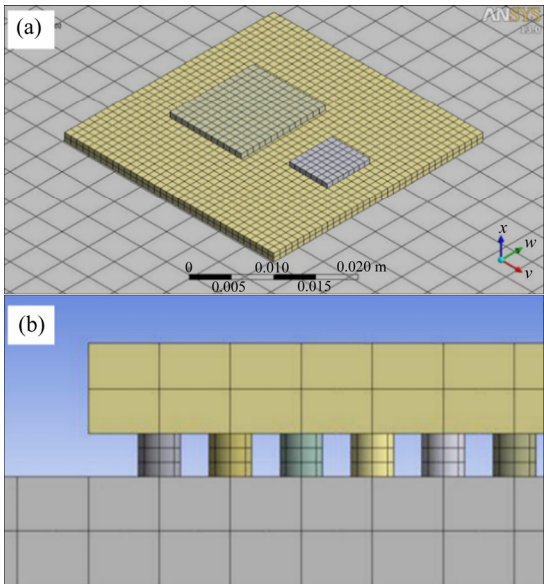


图 1 采用 ANSYS 13.0 构建的振动模型示意图

Fig. 1 Schematic diagrams of model constructed with ANSYS 13.0 for vibration test: (a) Mesh generation for whole structure; (b) Mesh generation for simplified model of BGA solder joints

表 2 有限元分析模型中所用材料的性能<sup>[13, 15]</sup>

Table 2 Material properties used in FEA model<sup>[13, 15]</sup>

| Material                         | Elasticity modulus/<br>MPa | Poisson<br>ratio | Density/<br>( $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ) |
|----------------------------------|----------------------------|------------------|-------------------------------------------------|
| FR4                              | $E_x=22000$                | $\nu_{xy}=0.11$  | 1900                                            |
|                                  | $E_y=22000$                | 0.28             |                                                 |
|                                  | $E_z=11000$                | 0.28             |                                                 |
| Cu                               | 117000                     | 0.34             | 8900                                            |
| Sn3.0Ag0.5Cu                     | 52340                      | 0.4              | 7410                                            |
| Si                               | 131000                     | 0.3              | 2300                                            |
| IMC ( $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$ ) | 85000                      | 0.31             | 8280                                            |

2 结果与分析

2.1 IMC 微观结构演变

BGA 焊点的微观结构演变过程如图 2 所示。IMC 层的厚度记录于表 3 中。LAURILA 等<sup>[17-19]</sup>的研究结果表明 IMC 层主要是由  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  相构成, 该相是在回流焊过程中由  $\text{Sn3.0Ag0.5Cu}$  与  $\text{Cu}$  形成的。当加热因子为  $30\text{ s}\cdot^\circ\text{C}$  时, IMC 层平滑且较薄(厚度约为  $0.74\text{ }\mu\text{m}$ )(见图 2(a)); 当加热因子为  $160\text{ s}\cdot^\circ\text{C}$  时, 形成厚度为  $1.57\text{ }\mu\text{m}$  连续的波纹状  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  层(见图 2(b)); 当加热因子为  $390\text{ s}\cdot^\circ\text{C}$  时, 形成厚度约为  $1.95\text{ }\mu\text{m}$  的圆滑的扇贝状  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  层(见图 2(c))。由图 2(d)和 2(f)可知, 当加热因子增大时, 扇贝状的  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  层逐渐增厚, 当加热因子达到  $1680\text{ s}\cdot^\circ\text{C}$  时,  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  层整体上呈扇贝状, 但是边缘有棱角(见图 2(f))。

在  $\text{Sn}$  与  $\text{Cu}$  作用初期,  $\text{Sn}$ 、 $\text{Cu}$  原子之间相互反应, 扩散距离较短, 所以  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  层较薄,  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  层的生长行为遵从线性动力学<sup>[20-21]</sup>。随着加热因子的增大, 形成了连续的波纹状 IMC 层, 这导致在扩散过程中体扩散占主导,  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  层的生长速度减慢。随后形

表 3 IMC 层厚度

Table 3 Thickness of IMC layer

| Profile No. | Thickness of IMC layer/ $\mu\text{m}$ |
|-------------|---------------------------------------|
| 1           | 0.74                                  |
| 2           | 1.57                                  |
| 3           | 1.95                                  |
| 4           | 2.82                                  |
| 5           | 3.19                                  |
| 6           | 4.36                                  |

成圆滑的波纹状的  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  层, 在这个阶段中, 同时进行着 IMC 层晶界扩散、晶界开槽、晶粒粗化、溶解进熔化的钎料。当晶界扩散和晶界开槽在扩散过程中占主导时,  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  层的生长速率增大。当加热因子较大时, IMC 层虽然呈波纹状, 但是边缘有棱角,  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  层晶粒粗化降低了晶界强度, 使凹槽作为扩散路径, 因此  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  层生长速度变慢。

2.2 焊点在振动载荷下的应力分布

有限元分析模型中检测了最大应力, 焊点在振动载荷下的应力分布如图 3 所示。为简化计算, 模拟时假设材料为各向同性弹性材料, 由于对称性, 可用四

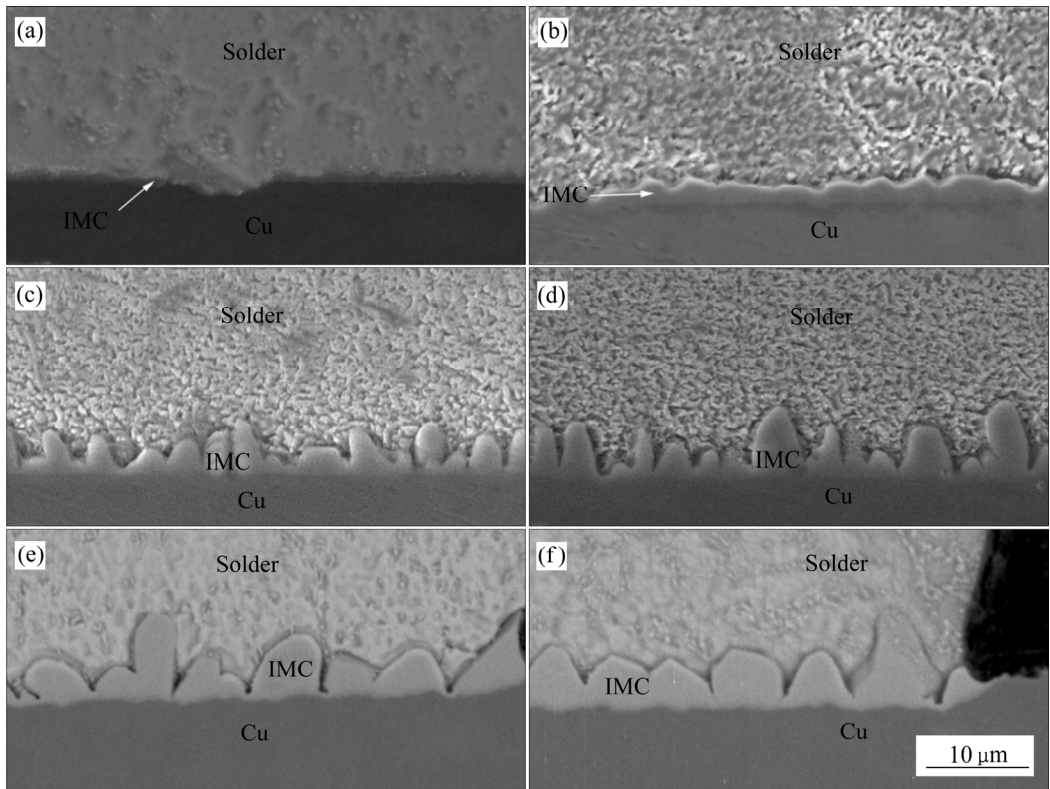


图 2 加热因子不同时回流焊后 IMC 层的形貌 SEM 像

Fig. 2 SEM images of IMC layers after reflow at different heating factors: (a)  $30\text{ s}\cdot^\circ\text{C}$ ; (b)  $160\text{ s}\cdot^\circ\text{C}$ ; (c)  $390\text{ s}\cdot^\circ\text{C}$ ; (d)  $720\text{ s}\cdot^\circ\text{C}$ ; (e)  $1150\text{ s}\cdot^\circ\text{C}$ ; (f)  $1680\text{ s}\cdot^\circ\text{C}$

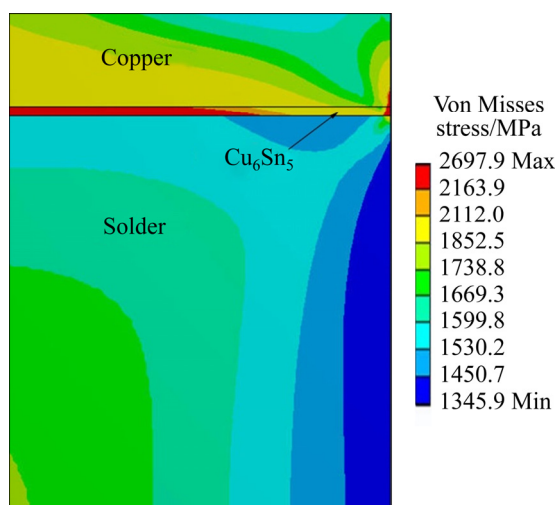


图 3 焊点在拉伸载荷下的应力分布

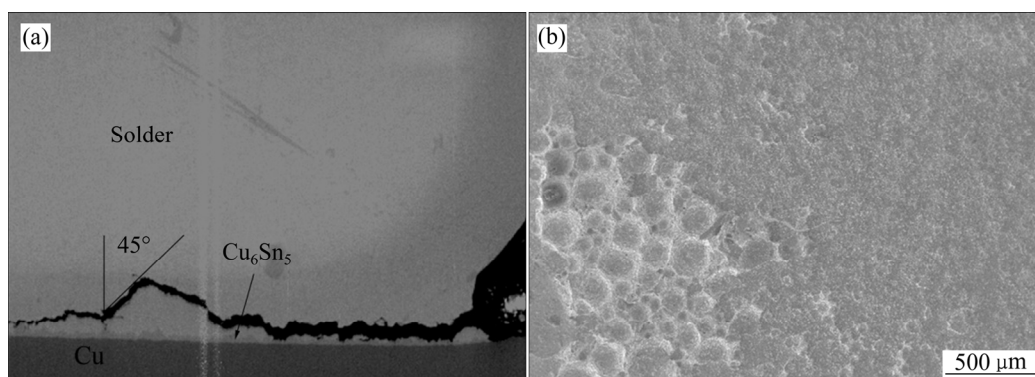
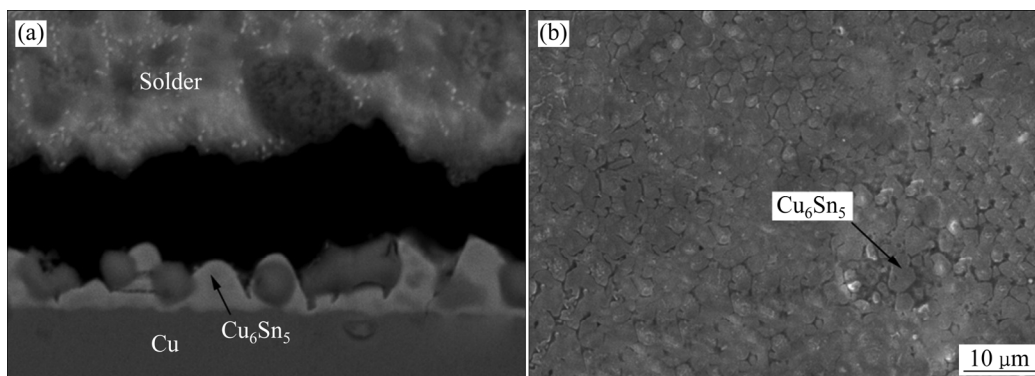
Fig. 3 Von Mises stress distribution inside solder joint under tensile loading

分之一截面进行计算。由图 3 可知, 振动载荷作用在多相结构上会导致两种不同材料边界的尖角处产生应力集中, 这是由于边界处相不连续, 异种材料的力学

性能不同, 导致振动载荷下变形不协调造成的。为了研究  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  层对应力集中的影响, 保持钎料有限元模型的总高度不变,  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  层的厚度分别设为  $5\text{ }\mu\text{m}$ 、 $10\text{ }\mu\text{m}$ 、 $15\text{ }\mu\text{m}$ 。由此得到: 在  $1\text{ }\mu\text{N}$  拉伸力下模拟时, 焊点中的最大应力分别为  $2697.9\text{ Pa}$ 、 $2733.7\text{ Pa}$  和  $2760.7\text{ Pa}$ , 因此 IMC 层厚度的增加促进了边角的应力集中。实际上, 在 IMC 生成时, 体积减小, 这也导致边角处应力集中。3 种材料  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$ 、铜和钎料的硬度分别为  $3.70\text{ GPa}$ 、 $160\text{HV}$  和  $12\sim 20\text{HV}^{[22]}$ , 且最大应力出现在焊点中最硬的地方( $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  层)。

### 2.3 IMC 对焊点振动断裂机理的影响

图 4 所示为 IMC 厚度在  $1\sim 2\text{ }\mu\text{m}$  左右时焊点振动失效断裂形貌。从图 4(a)可见, IMC 层的平均厚度为  $1\sim 2\text{ }\mu\text{m}$ , IMC 层界面薄且平坦, 焊点瓶颈处出现穿晶断裂, 随后裂纹在钎料基体中沿某角度扩展。如图 4(b)所示, 断口呈韧窝状, 这是钎料留在表面的体现。图 5 所示为 IMC 厚度在  $2\sim 3\text{ }\mu\text{m}$  左右时焊点振动失效断裂形貌。由图 5(a)可知, 当加热因子增大时, IMC 层厚度增加到  $2\sim 3\text{ }\mu\text{m}$ 。裂纹同样起源于焊点的瓶颈处,

图 4 IMC 厚度在  $1\sim 2\text{ }\mu\text{m}$  左右时焊点振动失效断裂形貌Fig. 4 Fracture morphologies of solder joint subjected to vibration load with IMC thickness of about  $1\sim 2\text{ }\mu\text{m}$ : (a) Cross-section view; (b) Fracture morphology图 5 IMC 厚度在  $2\sim 3\text{ }\mu\text{m}$  左右时焊点振动失效断裂形貌Fig. 5 Fracture morphologies of solder joint subjected to vibration load with interfacial IMC thickness of about  $2\sim 3\text{ }\mu\text{m}$ : (a) Cross-section view; (b) Fracture morphology

但是在沿着钎料与  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  层界面扩展。扇贝状的  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  晶粒在断面图片中清晰可见(见图 5(b)), 因此这是典型的沿晶断裂。

裂纹起源于焊点的瓶颈处, 由焊点结构及异种材料之间的热膨胀系数不匹配导致。根据 SHEN 等<sup>[23]</sup>的研究表明,  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  的热膨胀系数( $16.3 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ )与  $\text{Sn3.0Ag0.5Cu}$  的热膨胀系数( $25 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ )有很大差距。基板被钎料固定而被完全约束, 然而 PCB 在  $X$  轴方向和  $Y$  轴方向仍保有自由度, 因此当温度改变时, PCB 在  $X$  轴方向和  $Y$  轴方向会产生较大变形。这便导致钎料中产生较大的剪切力, 使裂纹在瓶颈处萌生。当 IMC 层厚度增加到  $2 \sim 3 \mu\text{m}$  时, 裂纹沿着钎料与  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  层界面扩展, 因为最大应力出现在 IMC 层中, 且根据以上有限元分析可知最大应力随 IMC 层厚度的增加而增加, 因此裂纹萌生的起始位置移至  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  层。此时, 不会发生断裂, 裂纹也不在 IMC 层中扩展, 因为 IMC 层的强度比铜和钎料的强度高<sup>[24]</sup>, 因此, 裂

纹倾向于沿着钎料与  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  层界面不连续处扩展。

当加热因子继续增大时, 断裂机理有所改变。图 6 所示为 IMC 厚度  $3 \sim 4 \mu\text{m}$  时焊点振动失效断裂形貌。由图 6 可知, 当 IMC 厚度达到  $3 \sim 4 \mu\text{m}$  时, 裂纹在突出的  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  层尖端腰部处萌生, 并且沿着  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  层扩展。作为解理断裂, 断面形态呈解理面, 这是破裂的  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  附在表面的体现(见图 6(b))。当加热因子继续增大, IMC 层的总厚度超过  $4 \mu\text{m}$ (见图 7), 裂纹开始萌生的位置移至  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  层的内部, 并且沿着铜和  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  界面扩展(见图 7(b)), 同样呈解理断裂。

一般认为如果界面 IMC 层生长形式是平坦的, 那么纵向形变应力为 0。然而在实际中, 界面 IMC 层在生长过程中倾向于变得粗糙, 结果如图 3 所示。非均匀生长导致纵向形变应力积累, 在  $\text{Sn-Cu}$  二元合金系中形成  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  时体积减小<sup>[25-26]</sup>。IMC 层的收缩导致应力与周围材料不匹配, 存在大量残余应力。FIELDS 等<sup>[27]</sup>的研究表明,  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$ 、Cu 和  $\text{Sn3.0Ag0.5Cu}$

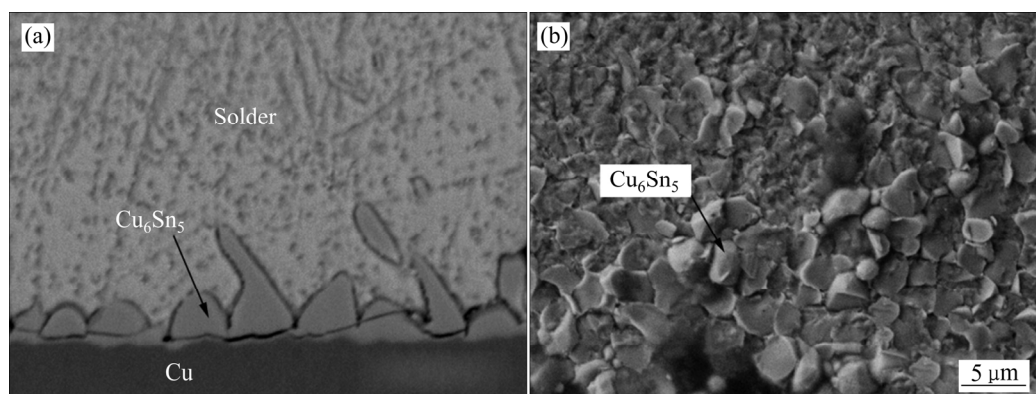


图 6 IMC 厚度  $3 \sim 4 \mu\text{m}$  时焊点振动失效断裂形貌

**Fig. 6** Fracture morphologies of solder joint subjected to vibration load with IMC thickness about  $3 \sim 4 \mu\text{m}$ : (a) Cross-section view of crack; (b) Cleavage morphology

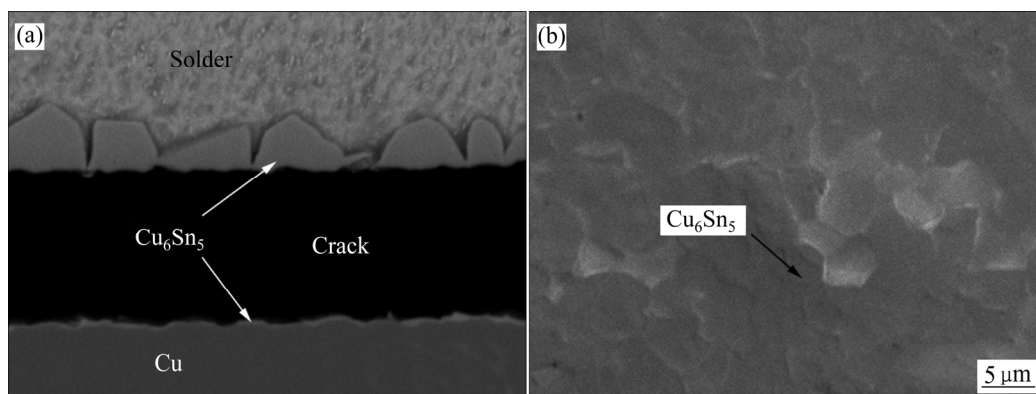


图 7 IMC 厚度大于  $4 \mu\text{m}$  时焊点振动失效断裂形貌

**Fig. 7** Fracture morphologies of solder joint subjected to vibration load with IMC thickness of more than  $4 \mu\text{m}$ : (a) Cross-section view of crack; (b) Flat cleavage morphology

的断裂韧性分别是 1.4、10 和 42<sup>[27]</sup>。对于低  $K_{IC}$  的  $Cu_6Sn_5$  而言, 一旦在突出的  $Cu_6Sn_5$  层表面形成裂纹或沟槽, 裂纹或沟槽很快便会沿着尖端撕裂。值得注意的是: 随着 IMC 层的生长, IMC 层断裂机理由塑形断裂转变为脆性断裂。

## 2.4 IMC 对焊点振动疲劳寿命的影响

采用 6 种不同温度工艺进行回流焊的试样的正弦振动循环实验的结果如表 4 所列。焊点寿命分布可用  $N_{50\%}$  来表征,  $N_{50\%}$  表示菊花链电阻增加到初始值 50% 的疲劳寿命。  $N_{50\%}$  与 IMC 层厚度的关系如图 8 所示。由图 8 可知: 随着 IMC 厚度的增加, 疲劳寿命先提高再降低。当 IMC 层厚度约为 2  $\mu m$  时, 疲劳寿命最长。

表 4 焊点的振动疲劳寿命

Table 4 Vibration fatigue life of solder joints

| Thickness of IMC layer/ $\mu m$ | $N_{50\%}/h$ |
|---------------------------------|--------------|
| 0.74                            | 25.50        |
| 1.57                            | 47.50        |
| 1.95                            | 70.75        |
| 2.82                            | 50.25        |
| 3.19                            | 44.50        |
| 4.36                            | 34.25        |

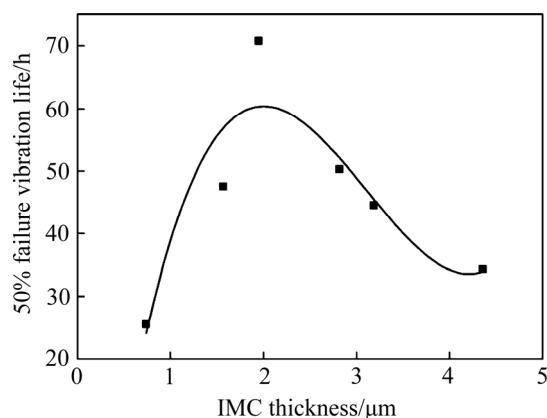


图 8 焊点振动疲劳寿命和 IMC 层厚度的关系

Fig. 8 Relationship between statistical fatigue lifetime and thickness of IMC layer of solder joints

当 IMC 层非常薄且  $Cu_6Sn_5$  与钎料界面较光滑时, 钎料不能稳固连接, 极易从铜上剥离。当 IMC 层呈波纹状, 且厚度增加到 1.5~3.0  $\mu m$  时, 裂纹在钎料基体中萌生, 并沿着某一角度扩展或沿着  $Cu_6Sn_5$  与钎料界面扩展。当裂纹沿  $Cu_6Sn_5$  与钎料界面扩展时, 裂纹会受到突出的  $Cu_6Sn_5$  层的阻碍。由于 IMC 层的脆性断裂机理, IMC 层太厚会提高焊点失效的可能性<sup>[28]</sup>。

## 3 结论

1) IMC 厚度增加大幅促进两种不同材料共同边界边缘处应力集中, 改变应力分布, 由此使裂纹起源发生变化。

2) 随着 IMC 厚度的增加, 断裂机理由塑形断裂转变为脆性断裂。当 IMC 层厚度为 1~2  $\mu m$ , 界面 IMC 层薄且平坦时, 裂纹在焊点瓶颈处萌生, 并在钎料内沿着与钎料和  $Cu_6Sn_5$  界面约呈 45° 夹角扩展; 当 IMC 厚度增加到 2~3  $\mu m$  时, 裂纹扩展路径沿着钎料与  $Cu_6Sn_5$  界面; 当 IMC 厚度达到 3~4  $\mu m$  时, 裂纹在突出的  $Cu_6Sn_5$  尖端腰部处萌生, 并沿着  $Cu_6Sn_5$  扩展; 当 IMC 层厚度超过 4  $\mu m$  时, 裂纹萌生的位置转移至  $Cu_6Sn_5$  内部, 并沿着铜与  $Cu_6Sn_5$  界面扩展, 实验效果符合模拟预期。

3) IMC 厚度约为 2  $\mu m$  时, 焊点的振动疲劳寿命达到最大值。

## REFERENCES

- [1] HUANG Yue, LIN Chun, YE Zhen-hua, DING Rui-jun. Reflow flip-chip bonding technology for infrared detectors[J]. Journal of Micromechanics and Microengineering, 2015, 25(8): 1-6.
- [2] TONG H M, LAI Y S, WONG C P. Advanced flip chip package [M]. USA: Springer, 2013: 31-45.
- [3] 杨淼森, 孙凤莲, 孔祥霞, 周云芳. Sn-Ag-Cu 无铅球栅阵列焊点塑性表征[J]. 中国有色金属学报, 2015, 25(11): 3119-3126.
- [4] YANG Miao-sen, SUN Feng-lian, KONG Xiang-xia, ZHOU Yun-fang. Plastic characterization and performance of Sn-Ag-Cu lead-free BGA solder joint[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2015, 25(11): 3119-3126.
- [5] KIM J M, WOO S W, CHANG Y S, KIM Y J, CHOI J B, JI K Y. Impact reliability estimation of lead free solder joint with IMC layer[J]. Thin Solid Films, 2009, 517: 4255-4259.
- [6] LIU F, MENG G. Random vibration reliability of BGA lead-free solder joint[J]. Microelectronics Reliability, 2014, 54(1): 226-232.
- [7] YU D, AL-YAFAWI A, NGUYEN T T, PARK S, CHUNG S. High-cycle fatigue life prediction for Pb-free BGA under random vibration loading[J]. Microelectronics Reliability, 2011, 51(3): 649-656.

- [7] 李雪梅, 孙凤莲, 张浩, 辛瞳. 微焊点 Cu/SAC305/C固-液界面反应及电迁移行为[J]. 焊接学报, 2016, 37(9): 61-64.
- LI Xue-mei, SUN Feng-lian, ZHANG Hao, XIN Tong. Micro-solder joints Cu/SAC305/Cu solid-liquid interfacial reaction and electromigration behavior[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2016, 37(9): 61-64.
- [8] LIU F, LU Y, WANG Z, ZHANG Z. Numerical simulation and fatigue life estimation of BGA packages under random vibration loading[J]. Microelectronics Reliability, 2015, 55(12): 2777-2785.
- [9] XIE X J. Fatigue life prediction of board level solder joints for special equipment under vibration loads[J]. Electronic Components and Materials, 2016, 35(6): 98-102.
- [10] CHOI C, DASGUPTA A. Effect of temperature on vibration durability of SAC305 printed wiring assemblies[C]// Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems. IEEE, 2012: 745-752.
- [11] CHE F, PANG J H. Vibration reliability test and finite element analysis for flip chip solder joints[J]. Microelectronics Reliability, 2009, 49(7): 754-760.
- [12] CHEN Y S, WANG C S, YANG Y J. Combining vibration test with finite element analysis for the fatigue life estimation of PBGA components[J]. Microelectronics Reliability, 2008, 48(4): 638-644.
- [13] MAIO D D, HUNT C P. High-frequency vibration tests of Sn-Pb and lead-free solder joints[C]// Electronics System-Integration Technology Conference. IEEE, 2008: 819-824.
- [14] SONA M, PRABHU K N. Review on microstructure evolution in SAC solders and its effect on mechanical integrity of solder joints[J]. Journal of Materials Science (Materials in Electronics), 2013, 24(9): 3149-3169.
- [15] YONG H K, YOO S, CHANG W L. Evaluation of lead-free solder reliability under vibration at elevated temperature[J]. International Journal of Materials & Structural Integrity, 2014, 8(1/2/3): 53.
- [16] TU P L, CHAN Y C, HUNG K C, LAI J K L. Comparative study of micro-BGA reliability under bending stress[J]. IEEE Transactions on Advanced Packaging, 2000, 23(4): 750-756.
- [17] LAURILA T, VUORINEN V, KIVILAHTI J K. Interfacial reactions between lead-free solders and common base materials[J]. Cheminform, 2006, 37(30): 1-60.
- [18] 鞠国魁, 韦习成, 孙鹏, 刘建影. 界面金属间化合物对铜基 Sn-3.0Ag-0.5Cu 焊点拉伸断裂性能的影响[J]. 中国有色金属学报, 2007, 17(12): 1936-1942.
- JU Guo-kui, WEI Xi-cheng, SUN Peng, LIU Jian-ying. Effects of interfacial IMC on tensile fracture behavior of Sn-3.0Ag-0.5Cu solder joints on copper substrates[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2007, 17(12): 1936-1942.
- [19] KONG Yi-gang, KONG Zhi-gang, SHI Feng-min. Microstructure and mechanical property of Sn-Ag-Cu solder material[J]. Rare Metals, 2017, 36(3): 193-197.
- [20] SHEN J, CHAN, Y C, LIU S. Growth mechanism of  $\text{Ni}_3\text{Sn}_4$  in a Sn/Ni liquid/solid interfacial reaction[J]. Acta Materialia, 2009, 57(17): 5196-5206.
- [21] PAWEŁKIEWICZ M, DANIELEWSKI M, JANCZAK-RUSCH J. Intermetallic layer growth kinetics in Sn-Ag-Cu system using diffusion multiple and reflow techniques[J]. Advanced Engineering Materials, 2015, 17(4): 512-522.
- [22] LEE H T, CHEN M H, JAO H M, LIAO T L. Influence of interfacial intermetallic compound on fracture behavior of solder joints[J]. Materials Science and Engineering A, 2003, 358(1): 134-141.
- [23] SHEN J, ZHAI D, CAO Z, ZHAO M, PU Y. Fracture behaviors of Sn-Cu intermetallic compound layer in ball grid array induced by thermal shock[J]. Journal of Electronic Materials, 2014, 43(2): 567-578.
- [24] SHANG J K, ZENG Q L, ZHANG L, ZHU Q S. Mechanical fatigue of Sn-rich Pb-free solder alloys[J]. Journal of Materials Science Materials in Electronics, 2007, 18(1/3): 211-227.
- [25] GONG J, LIU C, CONWAY P P, SILBERSCHMIDT V V. Evolution of CuSn intermetallics between molten SnAgCu solder and Cu substrate[J]. Acta Materialia, 2008, 56(16): 4291-4297.
- [26] YANG Y, LI Y, LU H, CHEN J. Interdiffusion at the interface between Sn-based solders and Cu substrate[J]. Microelectronics Reliability, 2013, 53(2): 327-333.
- [27] FIELDS R J, LOW S R III, LUCEY G K. The metal science of joining[M]. Warrendale, PA: TMS, 1992: 165-173.
- [28] 姚健, 卫国强, 石永华, 谷丰. 电迁移极性效应及其对 Sn-3.0Ag-0.5Cu 无铅焊点拉伸性能的影响[J]. 中国有色金属学报, 2011, 21(12): 3094-3099.
- YAO Jian, WEI Guo-qiang, SHI Yong-hua, GU Feng. Polarity effect of electromigration and its influence on tensile properties of Sn-3.0Ag-0.5Cu lead-free solder joint[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2011, 21(12): 3094-3099.

## Fracture mechanism of Sn-Cu intermetallic compound layer in BGA solder joint induced by sinusoidal vibration

HU Dan, SHEN Jun, CHEN Xu, ZHAI Da-jun, GAO Run-hua

(School of Materials Science and Engineering, Chongqing University, Chongqing 400044, China)

**Abstract:** The sinusoidal vibration failure behavior of ball grid array(BGA) solder joints reflowed with different temperature profiles was studied. The morphologies and thickness of Sn-Cu intermetallic compound (IMC) formed under diverse heating factor were observed by scanning electron microscopy. The stress concentration and distribution of BGA solder joints under the sinusoidal vibration were analyzed by finite element simulation. The results show that the origin and propagation of cracks mechanism differs when the morphologies and thickness of IMC layer are different. The vibration fatigue lifetime of solder joints increases gradually at first and then drops rapidly with the increase of the thickness of IMC layer, reaching the maximum when the thickness of IMC layer is about 1.5–3.0  $\mu\text{m}$ .

**Key words:** intermetallic compound; ball grid array; vibration; fatigue lifetime

**Foundation item:** Project (XJ201608) supported by the Special Project for Technological Innovation of Key Industries in Xiangcheng District, Suzhou, China; Project (2017) supported by the Industrial Technology Innovation Project and Industrial Joint Innovation Project in Suzhou, China; Project (2016-27) supported by the Science and Technology Project in Beibei District, Chongqing, China; Project (SKLMT-ZZKT-2017M15) supported by the Key Laboratory Project of Mechanical Transmission in Chongqing University, China

**Received date:** 2018-03-19; **Accepted date:** 2018-05-31

**Corresponding author:** SHEN Jun; Tel: +86-13883111150; E-mail: shenjun@cqu.edu.cn

(编辑 龙怀中)