

vf-BGA 封装焊球热疲劳可靠性的研究

和平 彭瑶玮 乌健波 孟宣华 何国伟

(复旦大学材料科学系, 上海 200433)

摘要: 采用有限元分析方法对vf-BGA 焊球的热疲劳特性进行了模拟. 通过扫描电镜(SEM)对温度循环试验后焊球金属间化合物(IMC)层和剪切强度试验后的断裂面进行了形貌、结构和组分的观察及分析. 实验和模拟结果表明: 热疲劳负载下焊球的剪切疲劳强度, 受到焊球塑性应变能量的积累和分布以及金属间化合物层的厚度和微结构变化导致的界面脆性等因素的影响. 使用 Darveaux 能量疲劳模型的裂纹初始化寿命预测结果与实验数据一致.

关键词: 温度循环; 三维有限元模拟; 焊球剪切强度; 金属间化合物; 疲劳寿命

EEACC: 0170J; 0170N

中图分类号: TN 306

文献标识码: A

文章编号: 0253-4177(2004)07-0874-05

1 引言

半导体器件正朝着更小的特征尺寸、更多的门数和芯片 I/O 数的方向发展. 球栅阵列封装(BGA)由于其细节距尺寸及良好的电学和机械特性成为普遍采用的封装形式. BGA 焊球作为器件电学的输入/输出媒介的同时, 也对器件起着机械支撑的作用. 由于其焊球支撑高度比采用其他表面贴装技术要小得多, 当焊球处于温度循环负载之下, 容易导致焊球的热疲劳, 因此焊球的热疲劳可靠性问题被提到了研究的前沿^[1].

在工作条件下, BGA 焊球经常处于温度循环负载中, 长期的温度循环负载会在焊球内产生周期性的应力应变过程, 导致焊球的热疲劳失效. 加速温度循环试验(ATC)经常被用来加速热疲劳失效过程, 并量化评估焊球的热疲劳性能. 对 BGA 封装可靠性的研究主要是针对连接器件和 PCB 板的焊球, 其失效机理主要是温度循环过程中器件基板和 PCB 板材料之间的热膨胀系数(CTE)失配、焊球微结构和金属间化合物层厚度的变化^[2,3]. 而未装配的器件从出厂到装配之前要经历一段存储和运输的过程, 也会出现焊球疲劳和焊球脱落等失效, 产生焊球可靠性问题. 因此有必要对未装配 BGA 器件焊球的热疲

劳失效机理进行深入研究.

有限元方法近来被广泛地应用于电子封装的可靠性研究中, 如对封装结构和材料设计的优化, 模拟焊点在温度循环条件下的应力应变行为, 以及芯下填料对倒扣芯片连接焊点的热疲劳特性的影响等^[4,5].

本文未装配的 vf-BGA (very-thin fine-pitch ball grid array) 器件被置于温度循环试验中. 通过焊球剪切强度测试, 温度循环测试后焊球金属间化合物(IMC)层和断裂面进行的电镜观察及分析, 以及有限元模拟等方法, 对未装配的 vf-BGA 器件焊球的可靠性进行了综合研究, 讨论了焊球塑性应变能量的积累和分布, 金属间化合物层厚度和微结构变化导致的“界面脆性”等因素对焊点剪切疲劳强度的影响.

2 实验

实验采用的 vf-BGA 封装器件是一种芯片尺寸封装(CSP), 适用于移动电子类产品^[6], 如图1所示. 它具有很小的焊球中心节距(0.75mm), 封装的整体厚度仅为 1mm, 封装外形尺寸为 7.0mm × 7.3mm, 焊球阵列为 8 × 6, 焊球的直径为 0.35mm, 焊球材料为共晶铅锡焊料.

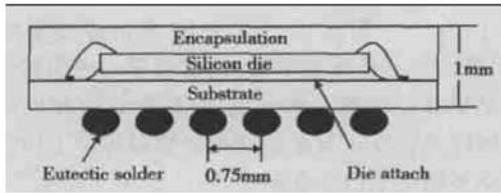


图1 vf-BGA 封装示意图

Fig. 1 Schematic diagram of vf-BGA package

实验中未装配的 vf-BGA 器件被置于温度循环测试条件下, 温度范围为 $-55\sim 125^{\circ}\text{C}$, 高低温停留时间分别为 10min, 升、降温时间各为 2min. 循环周期为 24min, 共进行了大约 1400 次循环. 每循环约 200 次后, 取出样品使用 DAGE 4000 系统的剪切力模式进行焊球剪切强度测试. 选取温度循环测试后各焊球剪切力的平均值作为焊球平均剪切力. 同时采用带有能量散射 X 射线能谱仪的扫描电镜, 对焊球截面和剪切强度测试后的断裂面进行了形貌、结构和组分的观察及分析. SEM 的型号为 XL-30FEG. 实验采用稀酸将 IMC 层上的铅锡焊料腐蚀掉, 以便更好地观察焊盘上的 IMC 层微结构的变化.

3 有限元模型

本文使用有限元分析软件 ANSYS 来模拟 vf-BGA 器件焊球在温度循环试验中的热疲劳特性. 根据 vf-BGA 封装器件的实际几何尺寸, 考虑到结构的对称性, 模拟时取器件的 1/4 建立三维实体模型. 实体模型由衬底、Si 芯片、芯片粘结剂、塑封料、Cu 焊盘和铅锡焊球等几部分组成. 芯片厚度为 0.19mm, 塑封料的厚度为 0.45mm, 衬底厚度为 0.21mm. 1/4 简化模型用到了 4586 个节点. 各种材料的参数列在表 1 中, 其中焊料杨氏模量是与温度相关的, 在有限元模拟中, 采用焊料粘塑性 Anand 模型^[7].

表 1 vf-BGA 封装器件的材料参数

Table 1 Properties of vf-BGA package materials

Material	Young's modulus $/(N \cdot \text{mm}^{-2})$	Possion ration	CTE
Die	1.31×10^5	0.3	2.45
Molding compound	20508	0.3	10
Substrate	3343	0.34	52
Solder	75842.33-151.68T	0.35	24.5
Adhesive	450	0.3	25

模拟中加载与实验相同的温度循环负载, 取 125°C 为应力自由状态. 加载条件从高温 (125°C) 开始冷却到低温 (-55°C).

4 结果与讨论

4.1 焊球热疲劳特性的有限元模拟结果

在经过一个温度循环周期的负载后, 对于具有最大塑性应变能密度的单个焊球(如图 2 所示), 塑性应变能集中在焊球与焊盘接触面的外边缘. 一周以上温度循环负载的模拟结果中, 塑性应变能密度的分布与一周的结果近似. 这说明在温度循环负载下塑性应变能量是在焊球与焊盘接触面的边缘区域不断积累的过程. 这种积累过程将导致焊球的疲劳和裂纹的初始化在这一区域产生. 同时, 这一区域也靠近 IMC 和焊料之间对应力应变非常敏感的脆性界面^[8], 因此初始裂纹倾向于沿着该界面平行方向扩展, 并可能最终导致“丢球”失效.

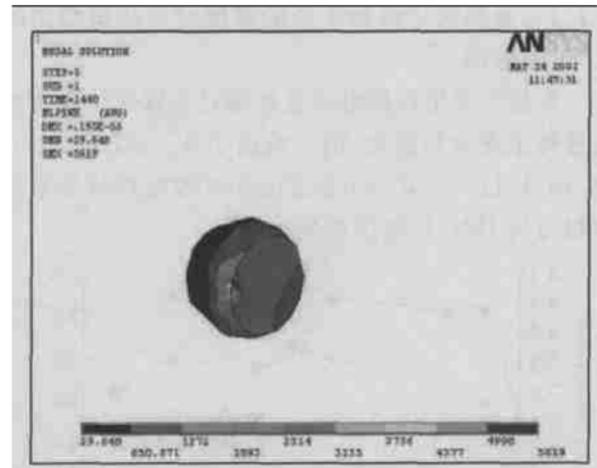


图 2 一周温度循环后单个焊球的塑性应变能密度分布

Fig. 2 Plastic strain energy density distribution of individual solder ball after one thermal cycle

图 3 中给出了三周温度循环后的模拟结果, vf-BGA 器件所有焊球在靠近焊盘部分的等效塑性应变分布情况. 在图中最外面的两列焊球比其他焊球有更大的等效塑性应变值. 因此, 这些焊球在温度循环老化测试后, 更容易发生疲劳失效.

4.2 温度循环加载后焊球剪切强度测试和金属间化合物的生长

根据有限元模拟的结果, 塑性应变能在焊球与

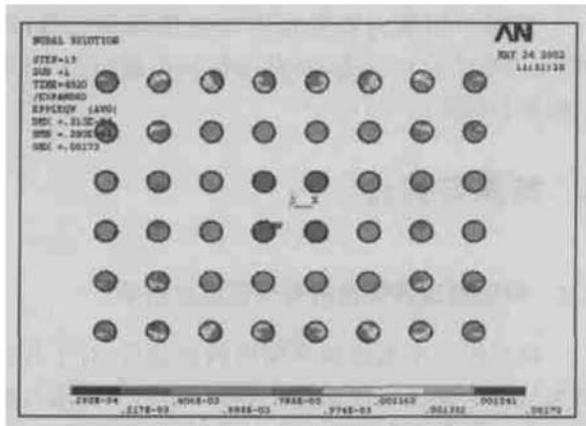


图3 全部焊球在靠近基板部分的等效塑性应变分布
Fig. 3 Distribution of plastic strain on the substrate of full solder joints

焊盘接触面的外边缘处的积累和在全部焊球上的分布将会影响焊球的长期可靠性. 另外, 温度循环老化试验还会影响焊球微结构的变化和界面上金属间化合物的生长. 这些变化将导致焊球剪切强度的退化^[9].

4.2.1 金属间化合物生长的厚度对平均剪切力的影响

实验中采用扫描电子显微镜对金属间化合物生长进行了观察和测量. 图4给出了在121, 248, 644, 783, 901, 1193, 1400次温度循环试验后焊球的平均剪切力与IMC层厚度的变化情况.

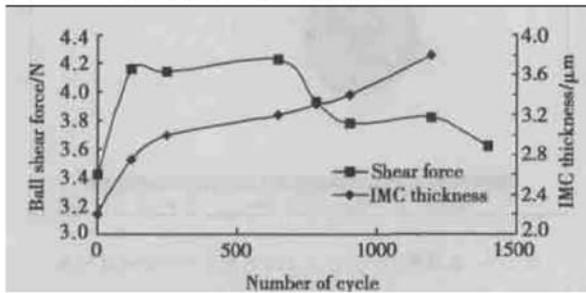


图4 焊球平均剪切力与IMC层厚度随温度循环次数的关系
Fig.4 Solder ball shear force versus IMC thickness

如图4所示, 在温度循环试验之前, IMC层已经有一定的厚度, 这是在焊球装配的回流过程中形成的. 随着温度循环的进行, IMC层的厚度继续增加. 在200周到600周循环的这一阶段, 焊球的平均剪切力处于一个相对稳定值. 通常认为在键合过程中一层薄的Ni₃Sn₄金属间化合物是形成良好焊接点的一个必要条件^[11], 因此, 可以认为在IMC层厚度达到一定临界值以前, 它对焊球的剪切强度的影响较小.

在700周循环之后, IMC层的厚度继续增加, 而剪切力开始迅速下降, 以前的研究表明其主要原因是焊球疲劳裂纹的扩展、金属间化合物层厚度的增加以及在焊料与金属间化合物层界面上由于扩散速率不同形成的微孔洞^[10, 11].

4.2.2 金属间化合物层的“脆性”对焊球剪切强度和“丢球”失效的影响

采用腐蚀方法得到的焊球IMC层表面的SEM照片如图5和图6所示. 在温度循环的初始阶段, 部分Ni₃Sn₄金属间化合物晶粒开始再结晶并长大, 在Ni层上形成大的但比较稀疏的Ni₃Sn₄颗粒. 随着温度循环次数的增加, 稀疏的Ni₃Sn₄颗粒变得致密, 并在Ni层之上形成由连续的Ni₃Sn₄颗粒组成的IMC层, 这层由不均匀的颗粒状Ni₃Sn₄晶粒组成的连续IMC层与Sn/Pb焊料存在结构的失配, 使得其界面变为脆性, 脆性界面不仅导致平均剪切力的迅速下降, 而且容易产生“丢球”失效.

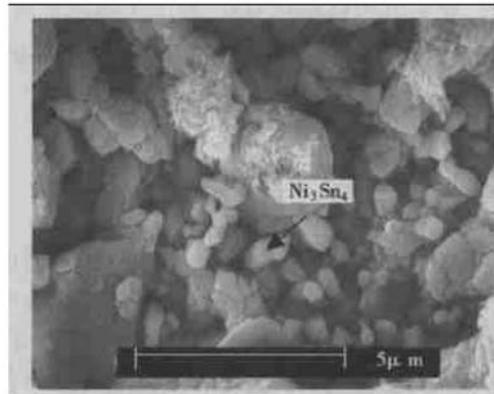


图5 248周温度循环后焊球Ni₃Sn₄IMC层表面的SEM照片
Fig.5 SEM view of etched Ni₃Sn₄IMC layer surface after 248 thermal cycles

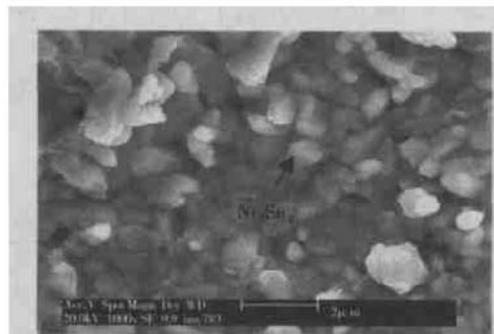


图6 783周温度循环后焊球Ni₃Sn₄IMC层表面的SEM照片
Fig.6 SEM view of etched Ni₃Sn₄IMC layer surface after 783 thermal cycles

图 7 中的 IMC 层表面并不是用腐蚀方法得到的,而是经过 901 周温度循环测试后,器件部分焊球

发生“丢球”失效的断裂表面.可以看出断裂部分发生在 IMC 层和焊料的脆性界面上.

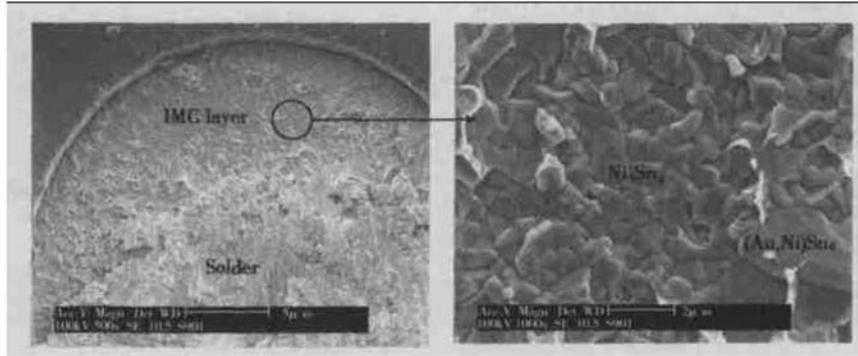


图 7 901 周温度循环“丢球”失效断裂表面的 SEM 照片

Fig. 7 SEM photos of missing ball fracture surface after 901 thermal cycles

4.3 有限元分析方法预测 vf-BGA 焊球疲劳寿命

有限元分析模拟方法的应用已成为获取应力-应变关系的更实用的方式.同时,现实中的快速热循环实验对于验证寿命预测的准确性仍然是必需的^[12].本研究中,Darveaux 能量疲劳寿命预测模型被用于 vf-BGA 器件焊球的疲劳寿命预测.焊球的疲劳失效过程分为两部分:裂缝的初始化和裂缝的扩展.即焊球的疲劳寿命由两项构成,裂缝的初始化周期(N_0)和裂缝的扩展周期(N_a).

$$N_0 = 7860/\Delta W \quad (1)$$

$$N_a = \frac{\Phi}{(4.96 \times 10^{-8} \times \Delta W^{1.13})} \quad (2)$$

式中 Φ 是焊盘的直径; W 为塑性应变能量密度.

根据 Darveaux 模型,进行了实验温度循环条件

(- 55~ 125℃)下的疲劳寿命预测.塑性能量密度从 ANSYS 软件进行的温度循环有限元模拟中获得.通过计算第 3 个循环的塑性应变能的积累量得到造成失效的参数 $\Delta W = 14481\text{Pa}$,代入(1),(2)式可得 $N_0 = 382$ (周), $N_a = 7660$ (周).总的疲劳寿命 $N_f = N_0 + N_a = 8042$ (周).从寿命预测的结果可以看出 $N_0 \ll N_a$,即焊球裂缝的初始化较早,但是裂缝扩展所需要的时间比较长.

实验中对温度循环后的焊球做了 SEM 截面分析,如图 8 所示.246 次循环时焊球无裂纹.而 644 次循环时有微小的初始裂纹,783 次循环裂纹已经扩展了一定的长度.这一结果验证了预测的裂缝初始化疲劳寿命.对于裂缝的扩展周期,由于实验中的裂缝扩展情况不易测量,且周期太长,尚无实验结果与预测结果进行比较.

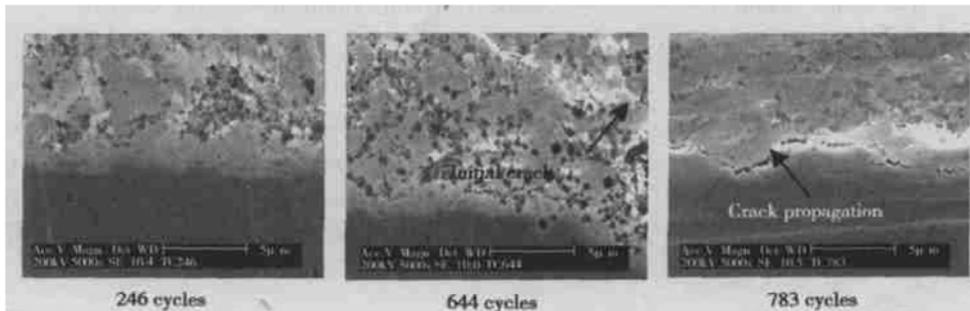


图 8 不同温度循环次数焊球截面的 SEM 照片

Fig. 8 SEM cross-section photos after different thermal cycles

5 结论

有限元分析模拟焊球热疲劳特性的结果表明,

经过温度循环负载,单个焊球的塑性应变能在焊球与焊盘接触面的外边缘处集中分布并随温度循环进行不断积累,这将导致焊球裂纹的初始化较早.

除了IMC层的厚度,IMC的微结构也会影响焊球的剪切强度.在温度循环周期数较高时,不均匀的颗粒状 Ni_3Sn_4 晶粒变得致密,形成连续的 Ni_3Sn_4 金属间化合物层,与Sn/Pb焊料产生结构失配的脆性界面,不仅导致平均剪切力的迅速下降,而且容易产生焊球的“丢球”失效.

利用Darveaux模型对vf-BGA焊球在实验温度循环条件下的疲劳寿命预测结果为8042周,其中包括裂纹初始化寿命382周和裂纹扩展寿命7660周,且裂纹初始化寿命被温度循环实验中焊球的初始化裂缝所验证.

参考文献

- [1] Fan S H, Chan Y C. Aging studies of PBGA solder joints re-flowed at different conveyor speeds. IEEE Trans Advanced Packaging, 2001, 24(4): 486
- [2] Lau J H. Solder joint reliability of BGA, CSP, flip chip, and fine pitch SMT assemblies. New York: McGraw-Hill, 1997
- [3] Pao Y H. An experimental and finite element study of thermal fatigue fracture of PbSn solder joints. ASME Trans J Electron Package, 1993, 115: 1
- [4] Cai Xia, Huang Weidong, Xu Bulu, et al. Die cracking of flip-chip with no-flow underfill. Chinese Journal of Semiconductors, 2003, 24: 90(in Chinese)[彩霞, 黄卫东, 徐步陆, 等. 填充不流动胶的倒装焊封装中芯片的断裂问题. 半导体学报, 2003, 24: 90]
- [5] Cai Xia, Chen Liu, Zhang Qun, et al. Thermal fatigue failure analysis of SnPb solder joint in flip-chip assemblies. Chinese Journal of Semiconductors, 2002, 23(6): 660(in Chinese)[彩霞, 陈柳, 张群, 等. 倒扣芯片连接焊点的热疲劳失效. 半导体学报, 2002, 23(6): 660]
- [6] Pang Enwen, Lin Jing, Yu Fang, et al. Die cracking of vf-BGA. Chinese Journal of Semiconductors, 2002, 23(9): 977(in Chinese)[庞恩文, 林晶, 郁芳, 等. vfBGA 内部芯片断裂问题. 半导体学报, 2002, 23(9): 977]
- [7] Pang J H L, Chong D Y R. Thermal cycling analysis of flip-chip solder joint reliability. IEEE Trans Comp Packag, 2001, 24(4): 705
- [8] Pratt R E, Stromswold E I. Effect of solid-state intermetallic growth on the fracture toughness of Cu/63Sn-37Pb solder joints. IEEE Trans Comp Packag Manufact Technol A, 1995, 19: 134
- [9] Pang H L J, Tan K H, Shi X Q, et al. Microstructure and intermetallic growth effects on shear and fatigue strength of solder joints subjected to thermal cycling aging. Mater Sci Eng A, 2001, 307: 42
- [10] So A C K, Chan Y C. Reliability of studies of surface mount solder joints-effect of Cu-Sn intermetallic compounds. IEEE Trans Comp Package Manufact Technol B, 1996, 19: 661
- [11] Zhong C H, Yi S. Missing solder ball failure mechanisms in plastic ball grid array packages. IEEE ECTC, 2000
- [12] Lee W W, Nguyen L T. Solder joint fatigue models: review and applicability to chip scale packages. Microelectronics Reliability, 2000, 40: 231

Solder Joint Fatigue Reliability of vf-BGA Package

He Ping, Peng Yaowei, Wu Jianbo, Meng Xuanhua and He Guowei

(Department of Material Science, Fudan University, Shanghai 200433, China)

Abstract: Software ANSYS with finite element analysis(FEA) method is employed to simulate thermal fatigue behavior of solder joints. The compose and microstructure of intermetallic compound after temperature cycling test are also observed by scanning electron microscope(SEM). The results of experiment and simulation indicate that the shear and fatigue strength of solder joints are affected by the stress-strain accumulation, intermetallic compound (IMC) thickness, and microstructure of IMC. The predicted crack initial lifetime with Darveaux energy model is verified by the experimental data.

Key words: temperature cycling test; 3D-finite element analysis; solder ball shear strength; intermetallic compound; fatigue lifetime

EEACC: 0170J; 0170N

Article ID: 0253-4177(2004)07-0874-05