

# CBGA 器件温度场分布对焊点疲劳寿命影响的有限元分析

王 尚<sup>1</sup>, 田艳红<sup>1</sup>, 韩 春<sup>2</sup>, 刘洋志<sup>2</sup>

(1. 哈尔滨工业大学 先进焊接与连接国家重点实验室, 哈尔滨 150001;

2. 中国电子科技集团公司第二十九研究所, 成都 610036)

**摘要:** 陶瓷封装器件的可靠性一直是电子封装领域关注的热点, 目前有限元模拟方法在分析焊点疲劳寿命时大多采用了均一温度假设条件, 而陶瓷封装器件由于自身材料性质, 在热循环载荷下其内部温度场并不均匀。文中在传统经典理论的基础上利用 ANSYS 有限元软件采用六面体网格划分技术对  $16 \times 16$  阵列的陶瓷球栅阵列 (ceramic ball grid array, CBGA) 封装模型在热循环载荷下的可靠性进行了仿真分析。考虑了热循环加载过程中 CBGA 器件内部的温度场分布, 使用热力耦合模型讨论了均一温度假设在不同条件下的合理性。结果表明, 考虑温度场分布的情况下预测的疲劳寿命要低于均一温度假设条件, 为温度均一假设适用条件提供了判断依据。

**关键词:** 有限元模拟; 陶瓷球栅阵列封装; 热循环; 疲劳寿命

中图分类号: TG 425.1 文献标识码: A 文章编号: 0253-360X(2016)11-0113-06

## 0 序 言

封装器件的可靠性一般受环境温度变化或者器件自身发热造成高低温热变化影响。然而可靠性试验成本高、周期长, 尤其对于精密器件难以进行分析。随着模拟技术的发展及相关理论的完善, 数值分析方法被广泛应用于理论与工程问题研究中<sup>[1]</sup>。国内外学者采用数值分析方法对焊点在不同服役条件下的可靠性寿命问题进行了大量的研究工作, 并给出了针对不同封装结构与材料的预测模型<sup>[2]</sup>。

对于模拟技术本身, 研究者为提高计算机的工作效率, 使用粗细网格相结合的方法建立了简化的 CBGA 封装模型。对于阵列中心位置的焊球采用等效的柱状体代替, 并采用较粗的网格进行划分; 对于比较关心的边角位置处则使用真实的形状, 并细化该部分的网格<sup>[3]</sup>。另外一种简化方法是, 只提取模型其中一列焊球进行模拟分析, 也得到了与试验结果较为接近的模拟结果。目前的研究表明<sup>[4-6]</sup>, 器件边角处的焊点一般最易失效, 因为此处热失配问题最严重。而且失效位置在靠近芯片一侧还是靠近 PCB (printed circuit board) 一侧与温度转换速率密切相关。当温度转换速率较低 ( $2 \sim 5^{\circ}\text{C}/\text{min}$ ) 时, 高应

力区位于 PCB 板与钎料的界面上, 即失效是由整体热失配造成的; 当温度转换速率较高 ( $> 15^{\circ}\text{C}/\text{min}$ ) 时, 高应力区位于芯片与钎料的界面上, 即失效由局部热失配造成。

以上这些文献中, 并未讨论均一温度假设的适用条件。尤其是封装采用陶瓷等导热系数低、比热容高的材料或者温度变化剧烈时, 封装器件内部温度场分布不均匀, 存在温差, 因此均一温度假设可能并不适用。文中首先通过仿真分析确定了材料内部温差对焊点寿命预测结果的影响, 给出了采用温度极差-时间曲线判断温度均匀性的方法。然后再利用有限元模拟软件计算热循环载荷条件下器件的疲劳寿命。

## 1 有限元分析

### 1.1 CBGA 有限元网格划分

鉴于真实结构的较多不确定因素, 如缺陷、IMC (intermetallic compound)、温度波动等, 要完全模拟真实的模型是比较困难的。另外, 考虑试验条件及为了获得收敛、定性结果, 在建模过程中忽略了部分因素并且作一些简单假设。

(1) 整个结构划分为陶瓷、铜焊盘、焊点和 PCB 板, 其中除钎料定义为粘塑性材料外, 其它材料均考虑为线性材料。

(2) 假定模型中温度始终均匀,同时忽略质量影响和焊点缺陷。

(3) CBGA 焊点形貌为常见的鼓状,同时界面接触良好,无不良影响。

因为在热循环、热冲击过程中芯片边缘变形最大,并且不同材料的热膨胀系数不匹配,所以边角处的热应力最大<sup>[7]</sup>。在划分网格时,边角三个焊点的网格划分最细,其余部分则较粗。另外,模型具有几何结构和约束的对称性,可采用 1/8 对称模型。其网格划分形式如图 1 所示。文中采用热-力间接耦合方式,在热力学分析时采用 Solid70 单元,在力学分析时采用具有粘塑性功能的单元 Solid185 和线性

单元 Solid45。网格结构如图 1 所示,从下到上依次为 FR-4 电路板-铜焊盘-钎料层-铜焊盘-陶瓷基板。模型尺寸数据如表 1 所示。

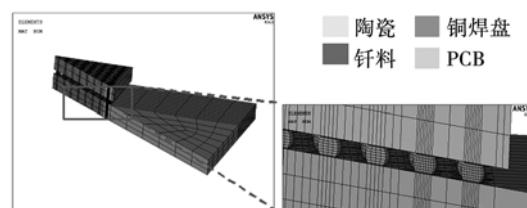


图 1 封装模型的网格划分图

Fig. 1 FEM model of package

表 1 CBGA 模型尺寸数据

Table 1 Geometry of CBGA model

A6M 陶瓷尺寸 $a_1 \times b_1 \times h_1$ /(mm·mm·mm)	PCB 基板尺寸 $a_2 \times b_2 \times h_2$ /(mm·mm·mm)	陶瓷基板焊盘尺寸 $(h_3 \times d_3)$ /(mm·mm)	PCB 基板焊盘尺寸 $(h_4 \times d_4)$ /(mm·mm)	焊球间距 $p/\text{mm}$	焊球直径 $D/\text{mm}$
21 × 21 × 1.80	55 × 55 × 2.00	0.05 × 0.60	0.05 × 0.60	1.27	0.75

## 1.2 温度加载与材料参数选择

由 JESD22-A104D<sup>[8]</sup> (temperature cycling) 中对热循环试验参数的规定,采用 Test Condition B 测试标准。模拟温度范围为  $-55^{\circ}\text{C} \sim 125^{\circ}\text{C}$ ,在高低温峰值温度内各保温 1 h,升降温时间为 4.5 min,循环周期为 129 min。在热循环载荷施加中,模型的参考温度设为室温  $25^{\circ}\text{C}$ ,共 10 个温度循环过程,共历时 1 290 min(21.5 h)。图 2 为热循环温度曲线。

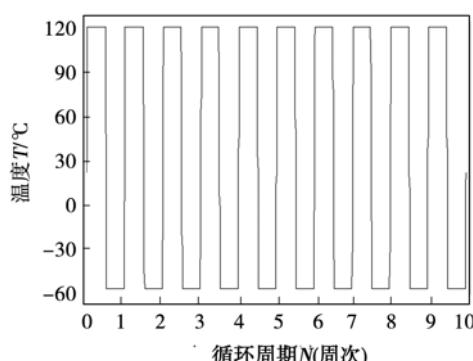


图 2 10 个热循环周期的温度曲线

Fig. 2 Thermal curvets of 10 cycles

由于文中采用热-力耦合方式计算,因此在参数设置上不仅使用了材料的机械性能参数,也考虑了材料的热力学性能。相关的材料参数如表 2 与表 3 所示<sup>[9-12]</sup>。

表 2 模型中材料弹性性能参数

Table 2 Elastic properties of FEM model

材料	弹性模量 $E/\text{MPa}$	剪切模量 $G/\text{MPa}$	CTE $\alpha_l/(10^{-6} \cdot \text{K}^{-1})$	泊松比 $\gamma$
Sn63Pb37	75842-152 $T$	-	24.5	0.35
铜焊盘	128 932	-	$13.8 + 9.4 \times 10^{-3} T$	0.34
陶瓷	82 000	-	7	0.26
PCB	27 924-37 $T$ (XY)	12 600-16.7 $T$ (XY)	16 (XY)	0.11 (XY)
	12204-16 $T$ (Z)	5500-7.3 $T$ (YZ & XZ)	84 (Z)	0.39 (YZ&XZ)

表 3 模型热力学参数

Table 3 Thermal properties of FEM model

材料	密度 $\rho/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	比热容 $C/(\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	热导率 $\lambda/(\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$
Sn63Pb37	8 460	957	50
铜焊盘	8 900	385	380
陶瓷	2 450	869	2
PCB	1 200	350	0.25

由于焊点材料的力学特征主要表现为低应力状态下的粘塑性行为,在 ANSYS 软件中,它属于材料的非线性问题,即“率相关塑性模型”。文中选用的模型为 Anand 模型,其非线性应变主要与温度和所受应力有关,而应力又与施加的载荷速率有关<sup>[10]</sup>。

因此,材料稳态塑性流动行为可描述为<sup>[13]</sup>

$$\frac{d\varepsilon_p}{dt} = A \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \left[\sinh\left(\xi \frac{\sigma^*}{s}\right)\right]^{1/m} \quad (1)$$

通过变换可得到材料的饱和应力  $\sigma^*$  为

$$\sigma^* = cs^* = \frac{s}{\xi} \left(\frac{\varepsilon_p}{A} e^{\frac{Q}{RT}}\right)^n \sinh^{-1}\left[\left(\frac{\varepsilon_p}{A} e^{\frac{Q}{RT}}\right)^m\right] \quad (2)$$

式中采用相关模型参数符号及数值如表 4 所示<sup>[9,14]</sup>。

表 4 铅料 Anand 模型系数

Table 4 Plastic properties (Anand model) of sold model

方程参数	参数意义	Sn63Pb37
C1	初始形变阻尼 $S_0/\text{MPa}$	3.152 2
C2	应变激活能 $Q/(\text{J} \cdot \text{mol}^{-1})$	54 258
C3	指数因子 $A/\text{sec}^{-1}$	6 220
C4	应力乘子 $\xi$	3.33
C5	应变率敏感指数 $m$	0.27
C6	硬化/软化常数 $H_0/\text{MPa}$	60 599
C7	变形抵抗饱和值系数 $S/\text{MPa}$	38.86
C8	饱和值的应变率敏感指数 $n$	0.022
C9	应变率敏感性指数 $a$	1.781 1

## 2 计算结果与讨论

### 2.1 模型内温度场分析

文中首先使用热-力耦合模型进行模拟, 分析了材料内部温度的分布情况。从图 3 可以看出, 当温度刚刚达到 125 °C 时, 陶瓷和 PCB 中的温度分布是不均匀的, 器件内部存在着温度差异。由于热累积效应在模型边角区域温度最高, 越靠近中心温度越低。对于陶材料, 边缘温度最高达到 111.38 °C, 中心温度最低为 108.17 °C; 而对于 PCB, 其最低温度位置受焊盘和焊球内的温度影响在中心焊点处出现波动, 最低点温度为 108.6 °C。

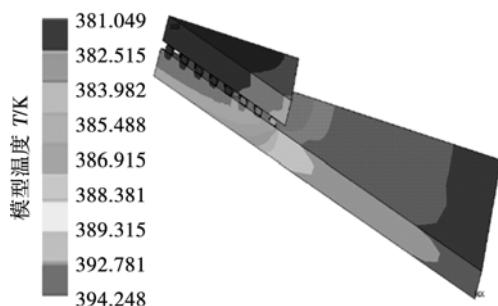


图 3 温度上升至 125 °C 时整体温度场分布情况

Fig. 3 Thermal distribution under 125 °C

为进一步分析内部温度的分布情况, 分别选取

陶瓷材料单元和 PCB 材料单元单独进行温度分析, 图 4 是材料温度最高位置和最低位置的差值曲线。从曲线的分析中可以发现, 陶瓷材料中最大温差为 3.38 °C, PCB 中最大温差为 12.85 °C。为衡量不平衡温度的影响, 将温差不为 0 °C 开始到下一次温差变为 0 °C 的时间作为非平衡温度持续时间。陶瓷中这一时间为 1 470 s, 即 24.5 min; PCB 中这一时间持续了 1 670 s, 即 27.83 min。减去升降温时间 4.5 min, 整个模型在保温阶段开始后温度不平衡情况持续时间最少为 23.33 min。可见, 如果保温时间较短, 即少于 23 min 时, 模型中无法同时达到最高温度。这时如果使用加载均匀温度的简化模型则可能产生较大误差。但模拟中高低温的保温时间均为 1 h, 因此模型内部温度分布能够均匀一致。另外, 从结果中也可以看出, 温度分布情况除了与材料及温度变化速率相关还受尺寸影响。模拟中使用的模型尺寸都很小, 温差不大, 因此可以忽略温度影响。如果模型结构复杂尺寸较大, 还是应该考虑温度的分布对应力的影响。

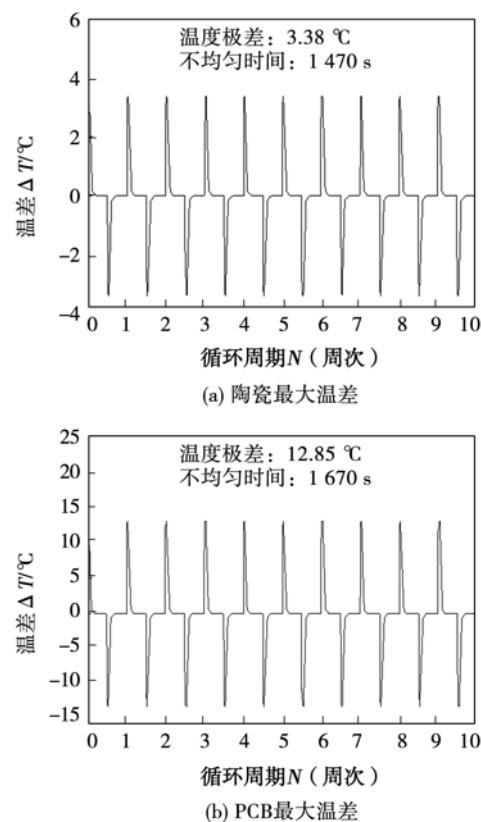


图 4 器件最大温差曲线

Fig. 4 Thermal difference of device

### 2.2 应变结果分析

已有的理论和试验证实, 由于热膨胀系数差异

导致的应力集中于距离器件几何中心最远的焊点上,即上文提及的边角位置。为了判断温度场对模拟结果的影响,使用 POST1 后处理器提取出了第五个温度循环中,采用均一温度假设的模型(以下代称 BGA0)和考虑材料内部温差(以下代称 BGAT)的模型在低温保温阶段结束时应力分布情况,如图 5 所示。通过应力云图结果的对比发现,二者应力分布情况基本相同,数值差异也比较小。

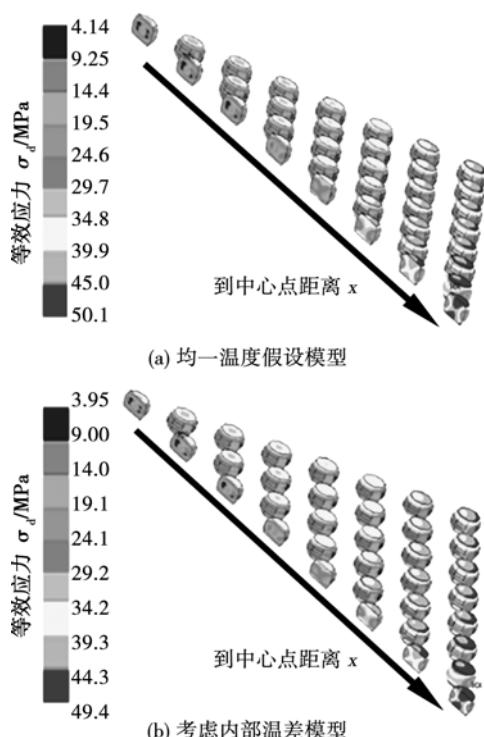


图 5  $-55^{\circ}\text{C}$  保温后应力云图

Fig. 5 Stress distribution after dwelling at  $-55^{\circ}\text{C}$

因为文中的材料非线性理论和寿命预测方法均直接依赖于材料应变数值的大小,所以图 6 中给出了焊点塑性应变分布云图。在应变云图的对比中发现 BGA0 和 BGAT 的应变分布情况也基本相同,最大应变位置均位于焊球截面的右上角和左下角。结合上文的应力分析得到两个可能的失效位置,并分别在图 6 中标示。其中,在高温保温阶段结束时,最大应变分别为 0.07893 和 0.07875,相对差值为 0.23%。

### 2.3 寿命预测结果分析

通过上文的分析,得到了模型中两个可能的失效位置,并且考虑温度分布影响的 BGAT 模型和 BGA0 模型得到的可能失效位置是相同的,即图 6 中的 A 点和 B 点。利用应变寿命预测理论,在 PSOT26 处理器中提取焊球上相应位置的应力应变结果,绘制应力-应变滞回曲线。由图 7 和图 8 均可

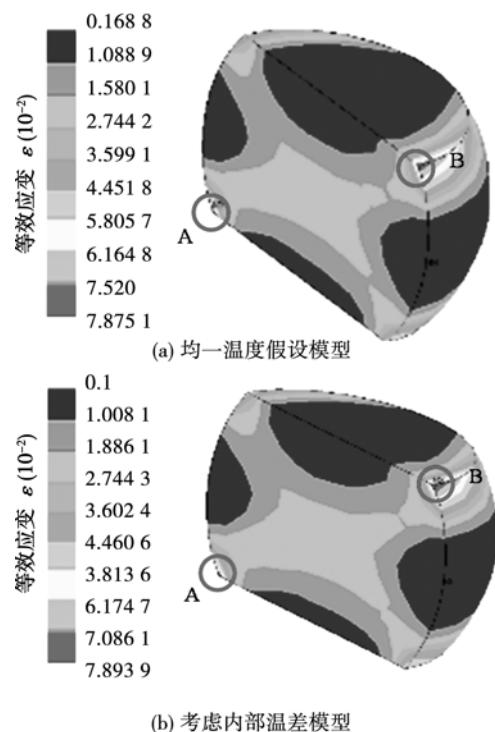


图 6 第五个热循环后边角焊点应变分布

Fig. 6 Strain distribution of corner solder after 5 cycles

看出曲线呈逐渐收敛的滞回环形状,其包围的面积为塑性应变能。因此在曲线上选取相对稳定的滞回环,即可获得在一个温度循环周期内该处的塑性应变范围。根据修正的 Coffin-Masson 方程,焊点的热疲劳寿命为

$$N_f = \frac{1}{2} \left( \frac{\Delta \gamma}{2 \varepsilon_f} \right)^{\frac{1}{c}} \quad (3)$$

式中:  $\Delta \gamma$  为等效非弹性剪切应变范围;  $\varepsilon_f$  为疲劳韧性系数; 其中,对于 SnPb 焊料,  $\varepsilon_f = 0.325$ ;  $c = -0.442 - 6 \times 10^{-4} T_m + 1.74 \times 10^{-2} \ln(1+f)$ ;  $f$  为循环频率;  $T_m$  为平均温度。

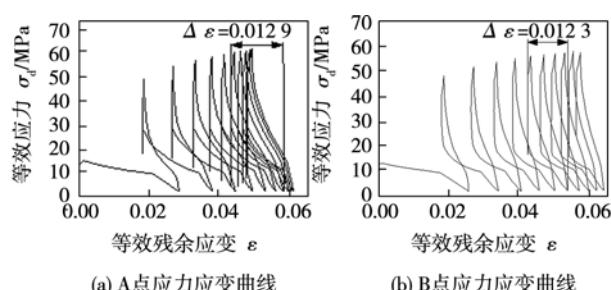


图 7 BGA0 模型滞回曲线

Fig. 7 Stress-strain curve of BGA0

由式(3)可知焊点寿命与应变差值为负相关,因此只需拾取一个循环中的应变差值,其中差值较

大的位置比较容易失效。因此,只需计算应变差值最大的位置即可获得模型首次发生失效的可能位置。

通过计算发现,两种不同模拟方式模型的分析结果存在一定差异。通过疲劳寿命公式计算可得,对于 BGA0 模型,A 点应变差值最大  $\Delta\epsilon = 0.0129$ , 相应寿命约为 1 542 周次;同样的,BGAT 模型应变差值最大位置也是 A 点,  $\Delta\epsilon = 0.0140$ , 相应寿命为 1 269 周次。在其它文献中报道的 CBGA 平均寿命在 1 142 ~ 2 320 周次之间,首次失效周期在 613 ~ 1 350 周次之间<sup>[15]</sup>。显然考虑温度分布的模拟结果更接近试验值。但与试验获得的平均寿命相比较,不考虑温度分布的模型误差为 10.9%。而一般试验要求误差在 15% 以内,采用均一温度假设也可以满足这一要求。另外,均一温度假设完全可以在快速寿命估计阶段,如模型优化阶段,提供较为准确的预测结果。

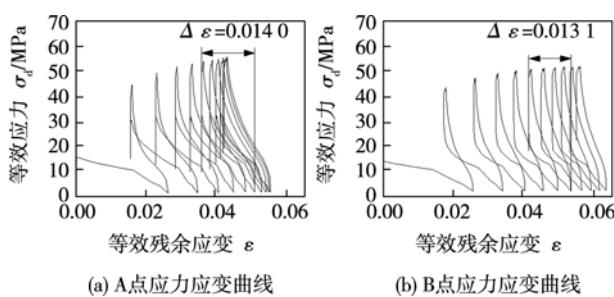


图 8 BGAT 模型滞回曲线

Fig. 8 Stress-strain curve of BGAT

因此,对于 CBGA 模型而言纯均匀温度加载方式计算所得的塑性应变结果偏小,寿命要偏高一些。两种模型的应力应变的分布情况基本相同,对失效位置的判断也是一致的。而不考虑温度场的计算所需时间相比热-力耦合计算要短得多。简化的均匀温度场加载形式可以快速、高效得出焊点的应力应变分布情况,进而得出失效位置。在误差允许的范围内,寿命的预测结果也是可以接受的。

### 3 结 论

(1) 通过绘制温差-时间曲线可以发现,在器件尺寸较小、材料热导率较高、比热容较低或者保温时间较长时,采用均一温度假设的模拟结果能够反映出器件的寿命趋势。

(2) CBGA 模型中发生热疲劳失效的位置,都集中于距中心较远的端部焊点上,且位于焊点和陶

瓷芯片一侧的焊盘接触位置,说明失效是由焊点局部热失配引起的。

(3) 经过计算得出,采用均一温度假设的模型寿命约为 1 542 周次;考虑温度分布的模型寿命为 1 269 周次。后者显然更接近试验平均值,且对于服役条件严苛的环境,采用低寿命的估计方法能够筛选出可靠性较高的产品。但在模型优化等需要快速估算的情况下,可以使用均一温度假设得出优化参数,再对模型进行精确的计算。

### 参 考 文 献:

- [1] 田艳红, 王 宁, 杨东升, 等. 三维封装芯片键合 IMC 焊点应力分析及结构优化[J]. 焊接学报, 2012, 33(8): 17-20. Tian Yanhong, Wang Ning, Yang Dongsheng, et al. Stress analysis and structure optimization of IMC joints in 3D package[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2012, 33(8): 17-20.
- [2] Yang L, Bernstein J B, Koschmieder T. Assessment of acceleration models used for BGA solder joint Reliability studies[J]. Microelectronics reliability, 2009, 49(12): 1546-1554.
- [3] Vandeveld B, Degryse D, Beyne E, et al. Modified micro-thermomechanical modelling of ceramic ball grid array packages[J]. Microelectronics Reliability, 2003, 43(2): 307-318.
- [4] Biswas K, Liu S, Zhang X, et al. The 1st level & 2nd level solder joint reliability Co-design for larger die flip chip package [C]//Electronics Packaging Technology Conference, 2007. EPTC 2007. 9th. IEEE, 2007: 32-36.
- [5] Yeo A, Lee C, Pang J H L. Flip chip solder joint reliability analysis using viscoplastic and elastic-plastic-creep constitutive models [J]. Components and Packaging Technologies, IEEE Transactions, 2006, 29(2): 355-363.
- [6] Ghaffarian, R. Accelerated thermal cycling and failure mechanisms for BGA and CSP assemblies [J]. Journal of Electronic Packaging, 2000, 122(4): 335-340.
- [7] 李 杨. 混合组装 BGA 焊点可靠性模拟与试验[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2013.
- [8] Standard J. Temperature cycling[S]. JESD22-A104D, JEDEC Solid State Technology Association, Arlington, VA, 2009.
- [9] 田艳红, 贺晓斌, 杭春进. 残余应力对混合组装 BGA 热循环可靠性影响[J]. 机械工程学报, 2014, 50(2): 86-91. Tian Yanhong, He Xiaobin, Hang Chunjin. Influence of the hybrid BGA residual stress after reflow on the thermal cycling reliability[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2014, 50(2): 86-91.
- [10] 周文凡, 田艳红, 王春青. BGA 焊点的形态预测及可靠性优化设计[J]. 电子工艺技术, 2005, 26(4): 187-191. Zhou Wenfan, Tian Yanhong, Wang Chunqing. Shape prediction of BGA solder joint and its reliability optimization design[J]. Electronics Process Technology, 2005, 26(4): 187-191.
- [11] Ting-biao J, Chao D, Long-hui X. Finite element analysis and fatigue life prediction of BGA mixed solder joints [C]//High Density packaging and Microsystem Integration, 2007. HDP'07.

- International Symposium on. IEEE, 2007: 1 – 6.
- [12] 薛明阳. BGA 封装的可靠性模拟与实验验证[D]. 广州: 华南理工大学, 2013.
- [13] 张亮, 薛松柏, 卢方焱, 等. 不同钎料对 QFP 焊点可靠性影响的有限元分析[J]. 焊接学报, 2007, 28(10): 45 – 48.
- Zhang Liang, Xue Songbai, Lu Fangyan, et al. Finite element analysis on soldered joint reliability of QFP device with different solders [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2007, 28(10): 45 – 48.
- [14] Zhang L, Han J, He C, et al. Reliability behavior of lead-free

solder joints in electronic components [J]. Journal of Materials Science: Materials in Electronics, 2013, 24(1): 172 – 190.

- [15] Ghaffarian R. CCGA packages for space applications[J]. Microelectronics Reliability, 2006, 46(12): 2006 – 2024.

**作者简介:** 王尚,男,1992年出生,博士研究生. 主要从事微连接与电子封装研究. Email: 15b909077@hit.edu.cn

**通讯作者:** 田艳红,女,教授,博士研究生导师. Email: tianyh@hit.edu.cn

[上接第 112 页]

**参考文献:**

- [1] Nguyen T C, Weckman D C, Johnson D A, et al. High speed fusion weld bead defects[J]. Science and Technology of Welding & Joining, 2006, 11(6): 618 – 633.
- [2] Nguyen T C, Weckman D C, Johnson D A, et al. The humping phenomenon during high speed gas metal arc welding[J]. Science and Technology of Welding & Joining, 2005, 10(4): 447 – 459.
- [3] 杨战利, 张善保, 杨永波, 等. 粗丝高速 MAG 焊驼峰焊道形成机理分析[J]. 焊接学报, 2013, 34(1): 61 – 64.
- Yang Zhanli, Zhang Shanbao, Yang Yongbo, et al. Study on humping bead formation mechanism in thick-wire high-speed MAG welding[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2013, 34(1): 61 – 64.
- [4] Wu C S, Zhong L M, Gao J Q. Visualization of hump formation in high-speed gas metal arc welding[J]. Measurement Science and Technology, 2009, 20(11): 115702.
- [5] Chen J, Wu C S. Numerical analysis of forming mechanism of hump bead in high speed GMAW[J]. Welding in the World, 2010, 54(9/10): R286 – R291.
- [6] Michie K, Blackman S, Ogunbiyi T E B. Twin-wire GMAW: process characteristics and applications[J]. Welding Journal,

1999, 78(5): 31 – 34.

- [7] Li K H, Chen J S, Zhang Y M. Double-electrode GMAW process and control[J]. Welding Journal, 2007, 86(8): 231s – 237s.
- [8] Choi H W, Farson D F, Cho M H. Using a hybrid laser plus GMAW process for controlling the bead humping defect [J]. Welding Journal, 2006, 85(8): 174s – 179s.
- [9] 娄小飞, 陈茂爱, 武传松, 等. 高速 TIG-MIG 复合焊缝驼峰及咬边消除机理[J]. 焊接学报, 2014(8): 87 – 90.
- Lou Xiaofei, Chen Maoai, Wu Chuansong, et al. Humping and undercutting suppression mechanism for high speed TIG-MIG hybrid welding[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2014 (8): 87 – 90.
- [10] Wu C S, Yang F, Gao J. Effect of external magnetic field on weld pool flow conditions in high-speed gas metal arc welding [J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture, 2016, 230(1): 188 – 193.

**作者简介:** 王林,男,1990年出生,博士研究生,主要从事高速 GMAW 焊接工艺的研究. 发表论文 3 篇. Email: sduwanglin@163.com

**通讯作者:** 高进强,男,教授. Email: jgg@sdu.edu.cn