

# 通孔元件焊点的抗热疲劳性能预测 \*

## II. 焊点内部力学响应特征的数值模拟

丁颖 王春青 田艳红

(哈尔滨工业大学现代焊接生产技术国家重点实验室, 哈尔滨 150001)

**摘要** 通过建立可靠性分析的力学模型, 对温度循环载荷下通孔焊点内部应力应变场的分布特征进行了有限元数值模拟。结果表明, 焊接方式的不同造成焊点形态的差异, 进而应力应变的分布也不同; 再流焊点的应力应变集中在钎料体及镀铜管处, 而波峰焊点中线路板与镀铜层接触的拐角处是高应力集中区, 这些位置容易引起裂纹产生和扩展。在热载荷过程中, 应力-应变场的等值分布呈现出与温度历史相关的动态特性。

**关键词** 通孔焊点, 温度循环载荷, 应力应变场, 裂纹

**中图法分类号** TG40

**文献标识码** A

**文章编号** 0412-1961(2003)08-0885-07

## PREDICTION ON RESPONSE TO THE THERMAL FATIGUE OF THROUGH-HOLE SOLDER JOINT

### II. Numerical Simulation of Mechanical Response Characteristics of Inner Solder Joint

DING Ying, WANG Chunqing, TIAN Yanhong

State Key Laboratory of Advanced Welding Production Technology, Harbin Institute of Technology, Harbin 150001

Correspondent: DING Ying, Tel: (0451)6418359, Fax: (0451)6416186, E-mail: dyzoe@sina.com

Manuscript received 2002-09-18, in revised form 2002-12-30

**ABSTRACT** Based on the creation of mechanical models for prediction of the reliability of through-hole solder joints, the finite element numerical simulation was used to attain the feature of stress-strain distribution in the solder joints under thermal loading. The results show that different soldering processes result in different solder joint shapes, which leads to different stress-strain distributions. To the reflow soldered joints, stress-strain concentration is found in the solder body and the plated through hole (PTH) barrel; and to the wave soldered joints, stress concentration is detected at the corner of PCB/PTH barrel interface. Cracks are prone to initiate and propagate in the areas mentioned above. Furthermore, the stress-strain distribution in the solder joints has a dynamic feature related to temperature history during the temperature cycling.

**KEY WORDS** through-hole solder joint, temperature cycling load, stress-strain field, crack

近年来, 表面贴装 / 插装的混合板广泛使用再流焊接技术<sup>[1]</sup>, 而由于模板漏印的钎料量不足, 使得通孔再流焊点的可靠性不同于传统的波峰焊点。前文研究表明, 温度循环下, 印刷电路板 (PCB-printed circuit board) 与镀铜层、钎料、引针之间的热膨胀系数 (CTE-coefficient of thermal expansion) 差导致局部区域形成应力集中, 为裂纹的萌生与扩展提供了条件, 是影响焊点抗热疲劳性能的主要因素。但繁杂的实验过程既费时又费力, 通过精

确的有限元数值模拟来预测焊点在热循环条件下的可靠性具有重要的意义<sup>[2-5]</sup>。

目前, 一方面研究<sup>[6-8]</sup>将温度循环下焊点内部力学参量分布信息的有限元分析集中于温度历史某一时刻的等值分布, 并由此确定出最大值点所在位置, 从而预测裂纹的萌生地点; 另一些研究<sup>[9,10]</sup>考虑到构成焊点的软钎料合金力学性能的温度相关性, 认为焊点内部力学参量分布信息的分析应结合其温度历史, 以反映热疲劳过程中的动态变化特征。鉴于通孔焊点的引针偏心导致了各个剖面的不同, 形态预测又是力学模型创建的基础<sup>[11,12]</sup>, 为全面考察焊点的抗热疲劳性能, 本文根据形态计算的结果, 从以上两方面入手, 分析了焊点内部的力学行为。

\* 收到初稿日期: 2002-09-18, 收到修改稿日期: 2002-12-30

作者简介: 丁颖, 女, 1978年生, 博士生

1 焊点成形模型

1.1 焊点系统能量的描述

忽略通孔焊点形成过程的钎焊热过程、金属间的相互作用等因素对焊点形态的影响, 并认为焊点形态是钎焊过程中焊点熔融钎料所处的平衡形态, 则焊点形态由焊点系统的能量最小值所确定. 焊点系统能量 ( $E$ ) 是表面势能 ( $E_S$ ) 和重力势能 ( $E_G$ ) 之和, 即

$$E = E_S + E_G \tag{1}$$

表面势能  $E_S$  为

$$E_S = \iint_{A_0} \sigma dA + \sum_{i=1}^n \iint_{A_i} \sigma_i dA \tag{2}$$

式中,  $\sigma$  为自由液面表面张力,  $A_0$  为自由液面总面积,  $\sigma_i$  为标号为  $i$  的固液界面张力,  $n$  为固液界面个数,  $A_i$  为标号为  $i$  的固液界面面积. 任意界面的表面势能  $E_\sigma$  为

$$E_\sigma = \iint \sigma_i ds = \iint \vec{\sigma}_i \cdot \vec{n} ds \tag{3}$$

式中,  $ds$  为微面元,  $\vec{n}$  为微面元  $ds$  的单位法向矢量, 根据场论理论和 Green 矢量积分公式, 有

$$E_\sigma = \iint \vec{\sigma}_i \cdot \vec{n} ds = \iint \vec{F} \cdot d\vec{s} =$$

$$\oint \vec{w} \cdot d\vec{l}, \quad \nabla \times \vec{w} = \vec{F} \tag{4}$$

$$\nabla = \left( \frac{\partial}{\partial x} \vec{i} + \frac{\partial}{\partial y} \vec{j} + \frac{\partial}{\partial z} \vec{k} \right) \tag{5}$$

式中,  $\vec{w}$  是转化过程中得到的向量势,  $\vec{l}$  是界面的微线元. 根据 Gauss 公式, 重力势能可写为

$$E_G = \iiint_V \rho g z dV = \iint \vec{F} \cdot d\vec{s}, \quad \nabla \cdot \vec{F} = \rho g z \tag{6}$$

式中,  $\rho$  为钎料密度,  $g$  为重力加速度,  $V$ 、 $s$  分别是体积和面积. 同样地, 由 Gauss 公式, 体积描述可写为

$$V = \iiint_V 1 dV = \iint \vec{F} \cdot d\vec{s}, \quad \nabla \cdot \vec{F} = 1 \tag{7}$$

1.2 通孔焊点三维形态问题的有限元程序实现及结果

采用基于能量最小原理的 Surface Evolver 软件<sup>[13]</sup> 计算通孔焊点的三维形态. 对再流焊点, 由于钎料量较少 (75% 填充量), 熔融钎料使引线偏离焊盘中心, 这一动态过程在 Evolver 中依靠控制文件通过能量比较来完成.

图 1 为模拟的再流焊点与波峰焊点与相应实验焊点的俯视图. 可见再流工艺下, 由于钎料量不足造成了引针偏心, 而波峰焊点由于自对中效应, 引针居中, 模拟与实验结果吻合良好. 图 2 为模拟的再流焊点与波峰焊点内部

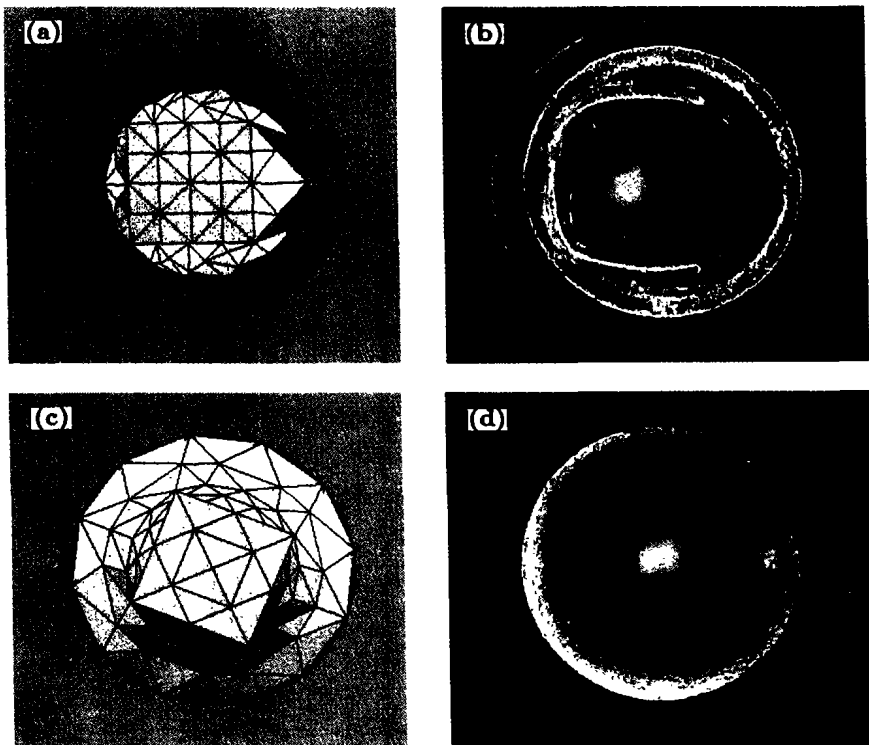


图 1 通孔焊点形态模拟结果及其与实验对比情况

Fig.1 Comparison of through hole solder joint shapes simulated and tested  
 (a) reflow soldered joint in the model (b) reflow soldered joint in the test  
 (c) wave soldered joint in the model (d) wave soldered joint in the test

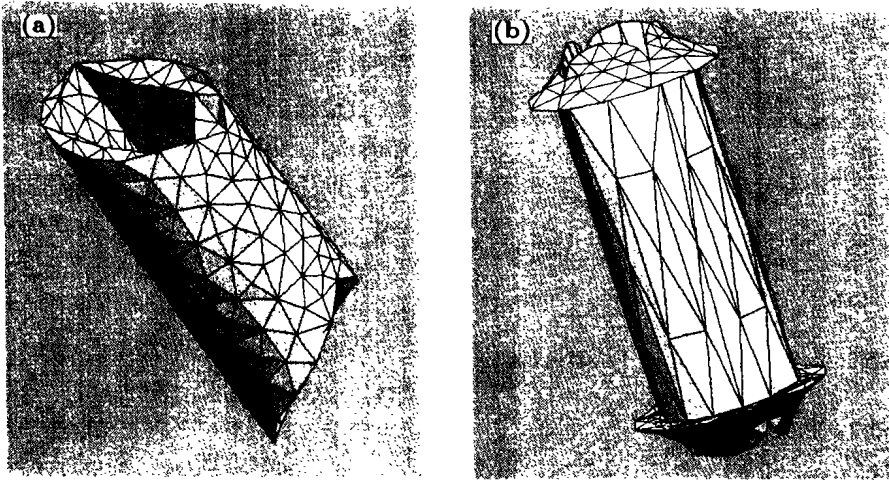


图 2 通孔焊点内部钎料体形态  
 Fig.2 Simulated solder shapes of the interior of the through hole solder joint  
 (a) reflow soldered joint (b) wave soldered joint

的钎料体形态。

可见，不同的焊接方式导致了焊点形态的巨大差异。形态预测的结果一方面使得通孔内部的焊点可视化，另一方面它可以直接用于力学模型的创建。

### 2 有限元力学模型

根据 Evolver 输出的剖面形态，建立了相应的二维有限元力学模型（再流焊点剖面取引针中心的横截面、纵截面及对角面；波峰焊点取引针中心横截面）。采用 4 节点等参元，进行有限元网格划分。有限元分析使用商用非线性有限元程序包 MARC7.0，前后处理程序为 Mentat3.1。焊盘及引针的材料模式选用各向同性的线弹性材料，PCB 为各向异性的线弹性材料，对共晶 SnPb 钎料，其弹塑性材料性能与温度有关。计算参数见表 1。钎料合金的本构方程采用同时考虑时间相关的蠕变应变和时间无关的塑性应变的粘塑性本构模式，其多轴应力应变关系如下：

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{\epsilon}_{ij}^{el} + \dot{\epsilon}_{ij}^{pl} + \dot{\epsilon}_{ij}^{cr} \quad (8)$$

表 1 计算中的各参数取值 [15]

Table 1 Parameters used in FFM calculation

Material	T	E	γ	α	σ <sub>0.2</sub>
	K	MPa		10 <sup>-6</sup> K <sup>-1</sup>	MPa
FR-4		22000	0.28	18( $\bar{x}$ and $\bar{y}$ ) 150( $\bar{z}$ )	
Pad/Pin (Cu)		12800	0.35	16.7	
Sn <sub>60</sub> Pb <sub>40</sub>	218	47966	0.3516	24.1	43.2
	238	46892	0.3540	24.6	37.51
	258	45779	0.3565	25.0	32.05
	278	44377	0.3600	25.2	29.86
	295	43251	0.3628	25.4	29.1
	323	41334	0.3650	26.1	22.96
	348	39445	0.3700	26.7	17.4
	373	36854	0.3774	27.3	12.31
	398	34568	0.3839	27.9	9.35

其中弹性应变速率为

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{el} = \frac{1 + \gamma}{E} \dot{\sigma}_{ij} - \frac{\gamma}{E} \dot{\sigma}_{kk} \delta_{ij} \quad (9)$$

塑性应变速率遵循 Mises 屈服法则和 Prand-Reuss 流动方程

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{pl} = \frac{3}{2} \frac{\dot{\epsilon}_{eq}^{pl}}{\sigma_e} S_{ij} \quad (10)$$

蠕变应变速率为 [14]

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{cr} = B_1 D \left( \frac{\sigma_e}{E} \right)^3 + B_2 D \left( \frac{\sigma_e}{E} \right)^7 \quad (11)$$

式中，γ 为 Poisson 比，E 为弹性模量，δ<sub>ij</sub> 为 Kronercker delta 符号，S<sub>ij</sub> 为偏应力张量，表示为 S<sub>ij</sub> = σ<sub>ij</sub> - δ<sub>ij</sub>σ<sub>kk</sub>/3，ε<sub>eq</sub><sup>pl</sup> 为等效塑性应变增量，表示为 ε<sub>eq</sub><sup>pl</sup> = √(2dε<sub>ij</sub><sup>pl</sup>dε<sub>ij</sub><sup>pl</sup>/3)，B<sub>1</sub>=1.7×10<sup>12</sup>；B<sub>2</sub>=8.9×10<sup>24</sup>；D=exp(-5413/T)，T 为绝对温度；σ<sub>e</sub> 为 Mises 等效应力，σ<sub>e</sub> = √(3S<sub>ij</sub>S<sub>ij</sub>/2)。

有限元计算过程中通孔焊点仅承受温度冲击循环载荷，温度循环规范采用美军标 MIL-STD-883D，Test method 1011.9，循环曲线如图 3 所示。

### 3 力学模型的计算结果与讨论

#### 3.1 同一时刻下不同剖面的应力应变分布特征

互连焊点的应力应变在热循环过程中呈周期性变化，一般在第四周期趋于稳定，因此，取第四周期内焊点的等效应力、等效蠕变应变为特征值，分析焊点在热循环过程中的力学行为。图 4 为再流焊点的各个剖面及波峰焊点剖面在低温开始时（图 3 中的 A 点）等效应力分布情况，图 5 为图 4a, d 的局部放大图。可以看出：在 -55℃ 循环开始时，通孔元件各个部分的应力分布是不均匀的，在镀铜层、引针及靠近镀铜层、引针的钎料体上应力水平

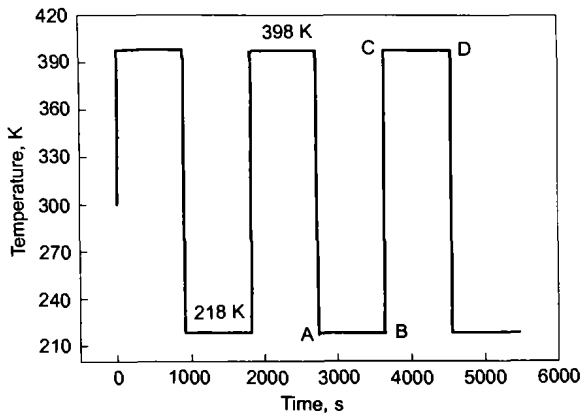


图3 温度循环载荷规范

Fig.3 Specification of temperature cycling load (holding time: 15 min, ramp time: 10 s)

较高。再流焊点在引针偏向孔壁一侧的钎料体的应力集中程度要大于另一侧(图 4c), 钎料体由两侧向中心应力逐层减弱(图 5a)。而波峰焊点, 应力很明显地集中在 PCB 板与焊盘接触的四个拐角处(图 5b)。

图 6 是各个剖面的等效蠕变应变分布特征。可见,

在 -55 ℃ 循环开始时, 钎料内部的应变分布也是不均匀的。再流焊点的最大应变区位于钎料表面及引针偏向孔壁一侧的钎料体上; 而波峰焊点由于形态差异, 最大应变区位于过渡圆角表面处(图 6d), 其应变值甚至大于再流焊点钎料体的最大应变值, 但内部应变分布却远小于前者。

从以上结果能够看出, 再流焊点的薄弱部分位于钎料体与引针、镀铜层的接触面, 尤其是引针偏向焊盘一侧的钎料体, 而波峰焊点的薄弱部分位于 PCB 与镀铜层接触的拐角处, 裂纹容易从这些位置产生并扩展。同时, 钎料表面由于严重的蠕变应变作用, 也成为潜在的裂纹源。疲劳和蠕变交互作用, 最终导致焊点失效。由于镀铜层径向尺寸较小, 应力集中严重, 也可能产生断裂。

### 3.2 同一剖面不同时刻下的应力应变分布特征

为进一步考察焊点内部力学响应的温度历史相关性, 以再流焊点引针纵截面的左侧钎料体为例, 对应一个温度循环中的不同阶段(图 3 中的 A, B, C, D), 分析其应力应变场的分布。图 7 为等效应力场在不同时刻的等值分布情况。可见, 在温度循环的低温阶段, 在镀铜层 / 钎料体及钎料体 / 引针的界面处存在最大等效应力和应

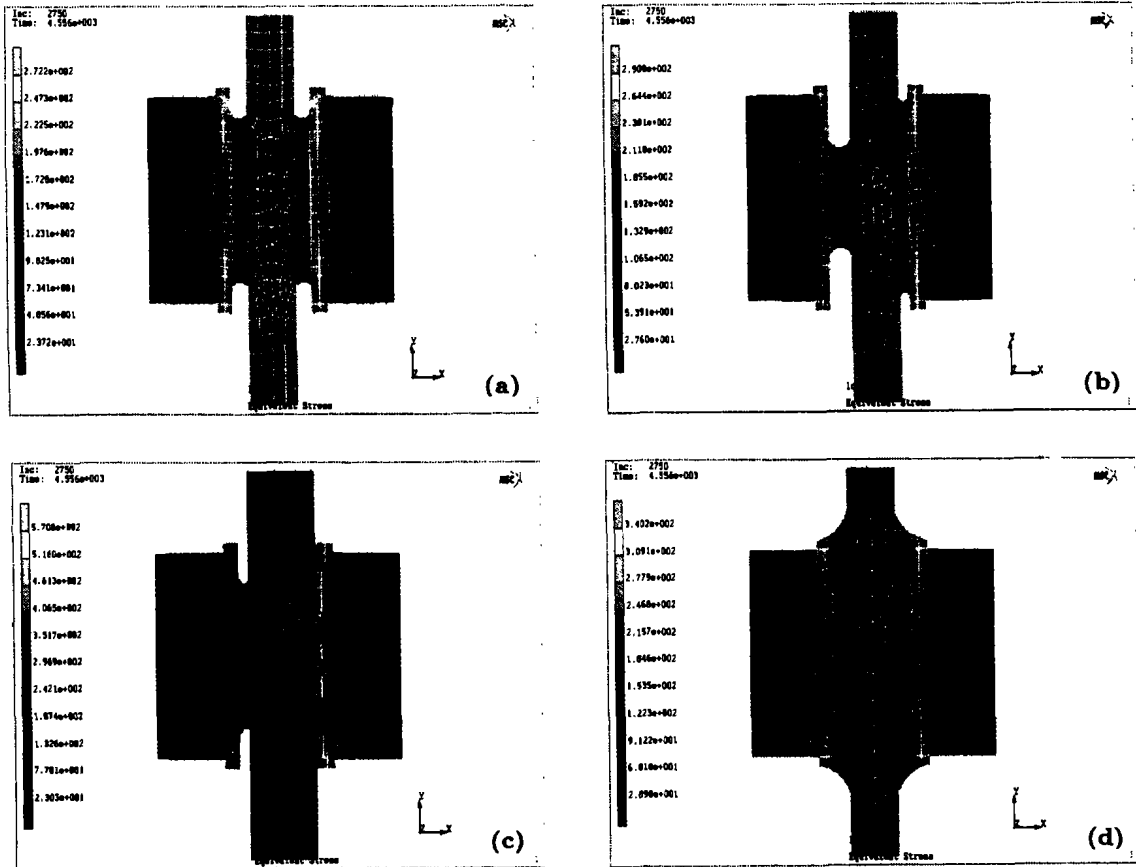


图4 通孔焊点在低温开始时的等效应力分布

Fig.4 Equivalent stress ( $\sigma_e$ , MPa) distribution in through hole solder joint at point A in Fig.3

(a) vertical section plane to the pin of reflow soldered joint (b) horizontal section plane to the pin of reflow soldered joint (c) diagonal section plane to the pin of reflow soldered joint (d) horizontal section plane to the pin of wave soldered joint

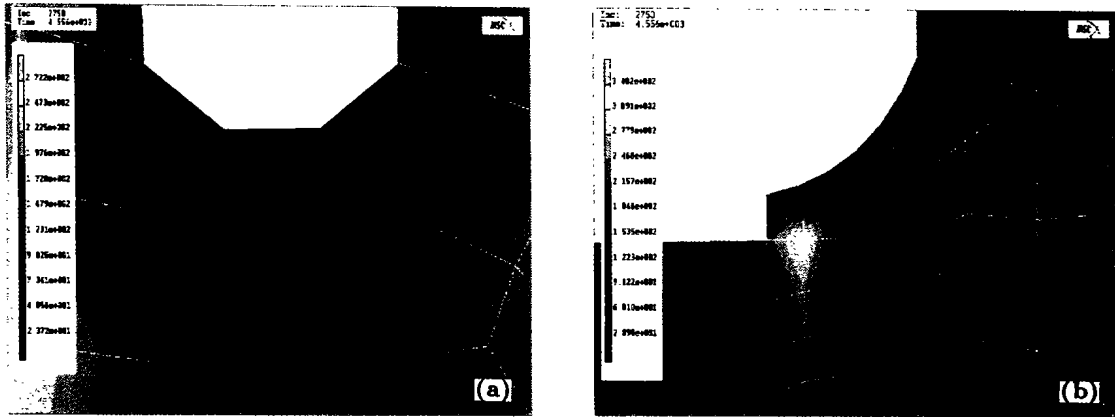


图 5 放大后的通孔焊点在 -55 ℃ 开始时的等效应力分布  
 Fig.5 Local enlargement of the equivalent stress ( $\sigma_e$ , MPa) distribution at point A in Fig.3  
 (a) left-up solder in Fig.4a      (b) left-up fillet in Fig.4d

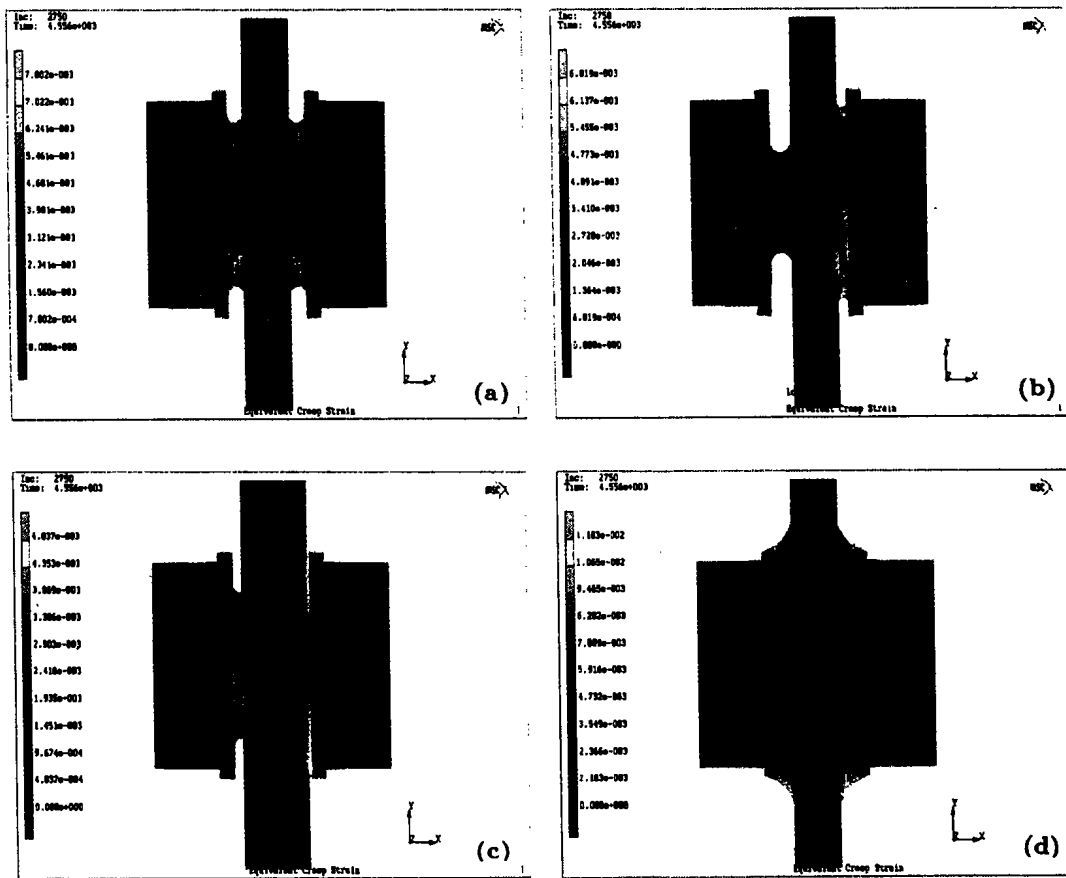


图 6 通孔焊点在低温开始时的等效蠕变应变分布  
 Fig.6 Equivalent creep strain ( $\epsilon_e^{cr}$ ) distribution in through hole solder joint at point A in Fig.3  
 (a) vertical section plane to the pin of reflow soldered joint      (b) horizontal section plane to the pin of reflow soldered joint  
 (c) diagonal section plane to the pin of reflow soldered joint      (d) horizontal section plane to the pin of wave soldered joint

力集中 (只考虑焊点部分), 最高值超过 70 MPa, 大于 SnPb 钎料的屈服极限。而在高温阶段由于软钎料合金的蠕变行为, 出现明显的应力松弛且应力集中范围减小。

图 8 给出了等效蠕变应变场在不同时刻的分布状态。如图所示, 在整个热循环过程中, 焊点内的高应变区基本位于中间部分的钎料体表面, 升温阶段, 钎料的蠕变

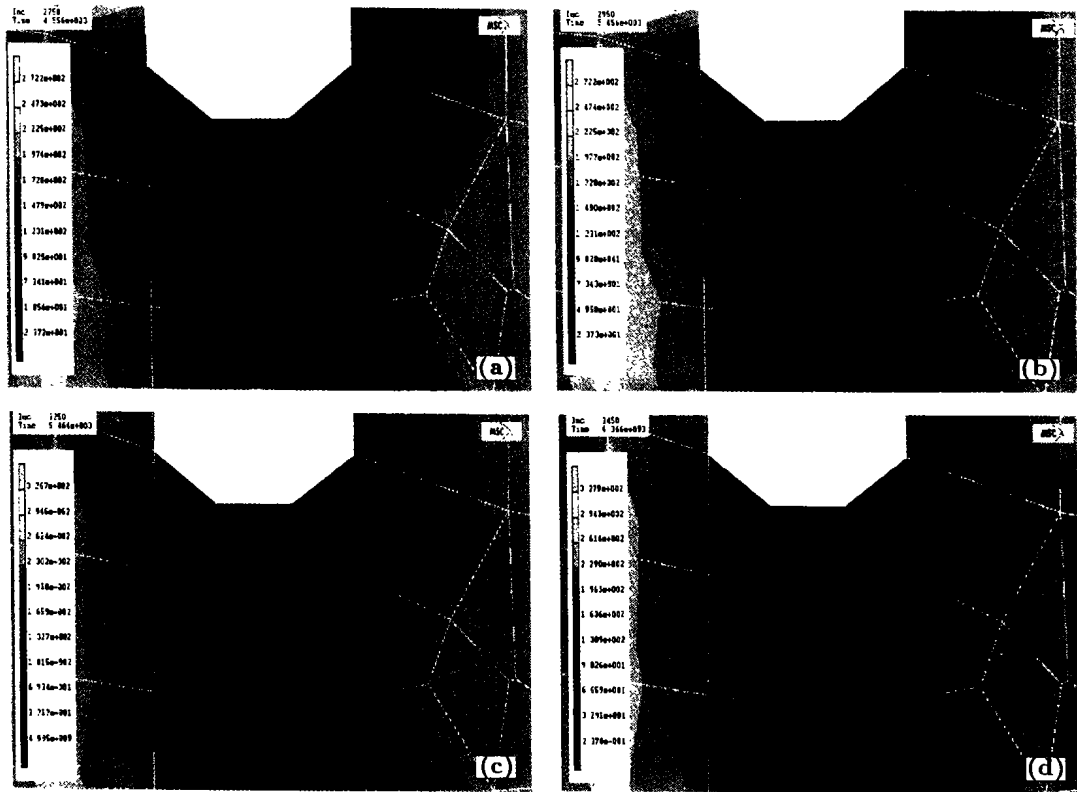


图7 第4个温度循环内不同时刻焊点内部的等效应力分布

Fig.7 Equivalent stress ( $\sigma_e$ , MPa) distribution in solder joint at points A (a), B (b), C (c) and D (d) in Fig.3 during 4th temperature cycle

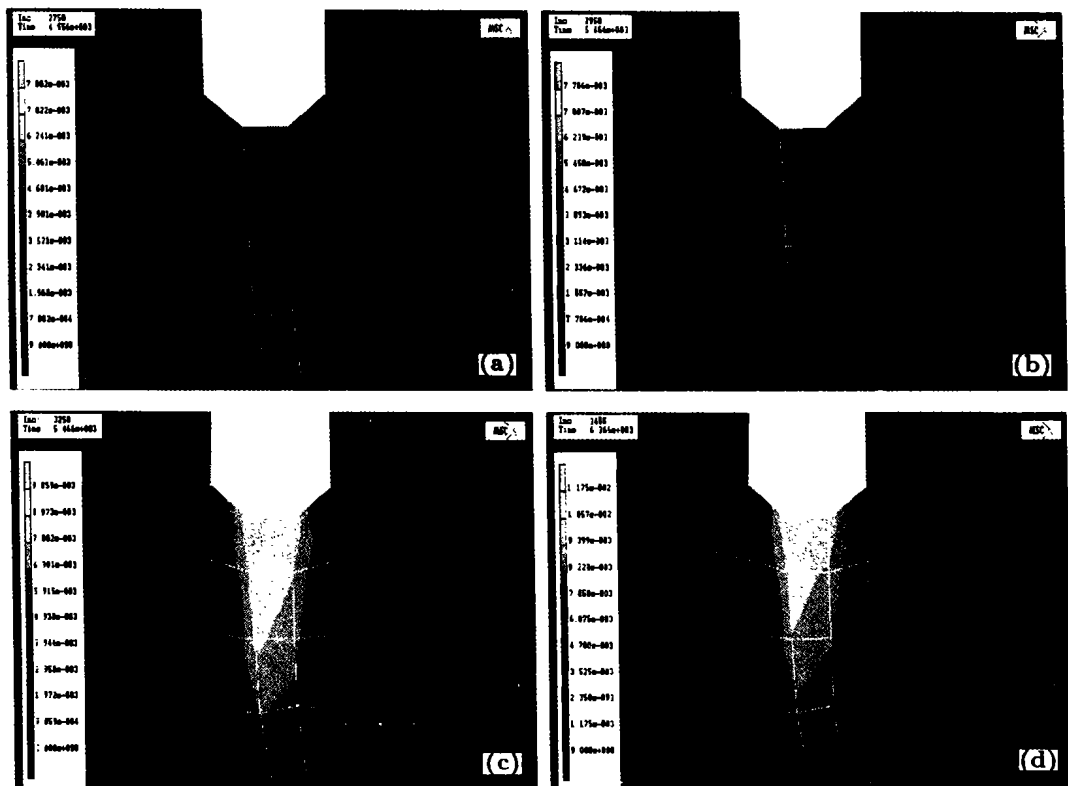


图8 第4个温度循环内不同时刻焊点内部等效蠕应变分布

Fig.8 Equivalent creep ( $\epsilon_e^c$ ) strain distribution in solder joint at points A (a), B (b), C (c) and D (d) in Fig.3 during 4th temperature cycle

性能表现得更为明显，应变水平迅速升高。

图 7, 8 表明，在热循环历史的不同温度时刻，等效应力峰值、应力集中范围及等效蠕变应变峰值、应变集中范围等均发生不同程度的变化，焊点内部应力应变场分布具有温度历史相关性。

### 3.3 焊点内部应力应变的变化规律

图 9a 是钎料体内等效应力随温度循环进行的周期性变化。可以看出，应力过程的周期性变化与热循环过程相匹配。在温度从 +125 °C 到 -55 °C 的降温过程中，焊点钎料中的应力增加，高应力发生在热循环的低温阶段。在低温 -55 °C 开始时，应力达到最大值，低温时的高应力可使

钎料产生塑性屈服。在低温和高温的恒温阶段，焊点钎料中应力水平随保温过程降低，反映了 SnPb 钎料粘性性质“时间效应”的应力松弛现象。图 9b 为热循环过程中等效非弹性应变的累积过程，与时间相关的蠕变应变在整个温度循环历史中存在累积升高的现象，在降温阶段，由于受到反向应力，使得蠕变应变降低，到下一升温阶段，又受到正向应力而回升到更高水平，依次循环，在恒温阶段，应变累积不明显。与时间无关的塑性应变在保温阶段无累积，从而呈阶梯状增加。图 10 为同一节点处等效应力 - 蠕变应变的变化曲线，可见应力应变关系呈现棘轮效应，应力循环导致应变的不断累积。

### 4 结论

(1) 在低温循环开始时，再流焊点中钎料体与引针及镀铜层的接触部分始终为高应力集中区域，由于引针偏心导致的偏向焊盘一侧的钎料体应力应变集中更为严重，钎料体表面由于蠕变性质而成为高应变集中区；波峰焊点的应力明显集中在 PCB 板与焊盘接触的四个拐角处，过渡圆角表面蠕变应变显著。裂纹易从这些位置产生并扩展。

(2) 温度循环导致焊点内部出现应力循环，应力循环导致棘轮效应，即非弹性应变的不断累积。应力 - 应变场的分布呈现出与加载历史有关的动态特征。

### 参考文献

- [1] Robertson R G, Nguyen N. *Circ Assem*, 1998; 9(11): 32
- [2] Johnson Z, Eyman M. *Thermomechanical Phenomena in Electronic System—Proceedings of the Intersocietiy Conf*, Washington, IEEE, Piscataway, 1998: 82
- [3] Mui G K, Wu X H, Hu K X, Yeh Chao-Pin, Wyatt K, Steger J. *Proceedings Electronic Components and Technology Conf*, San Jose California, IEEE, Piscataway, 1997: 436
- [4] Shin Y E, Lee K W, Chang K H, Jung S B, Jung J P. *Mater Trans*, 2001; 42: 809
- [5] Lall P, Banerji K. *Microelectron Reliab*, 2000; 40: 1081
- [6] Lau J H, Harkins C C. *IEEE Trans CHMT*, 1988; 11: 380
- [7] Jung W, Lau J H, Pao Y H. *ASME J Electron Packag*, 1997; 119(3): 163
- [8] Ling S, Dasgupta A. *ASME J Electron Packag*, 1996; 118(2): 72
- [9] Amagai M. *Microelectron Reliab*, 1999; 39: 463
- [10] Yao Q Z, Qu J M, Wu S X. *Proceedings—Electronic Components and Technology Conf*, San Diego, 1999: 797
- [11] Zhao X J, Wang C Q, Wang G Z, Zheng G Q, Yang S Q. *IEEE Trans Elect Pack Manu*, 2000; 23(2): 87
- [12] Wu X H, Hu K, Dou X Y, Mui G, Yeh Chao-pin, Wyatt K. In: Hausen D M, Petruk W, Hagni R D eds, *TMS Annual Meeting*, Orlando Florida, Minerals, Metals & Material Soc, 1997; 2: 179
- [13] Brakke K A. *Surface Evolver Manual*. Version 2.01. Susquehanna University, 1996
- [14] Wong B, Helling D E, Clark R W. *IEEE Trans CHMT*, 1988; 11: 284
- [15] Hong B Z, Burrell L G. *IEEE Trans CPMT*, 1997; 20: 280

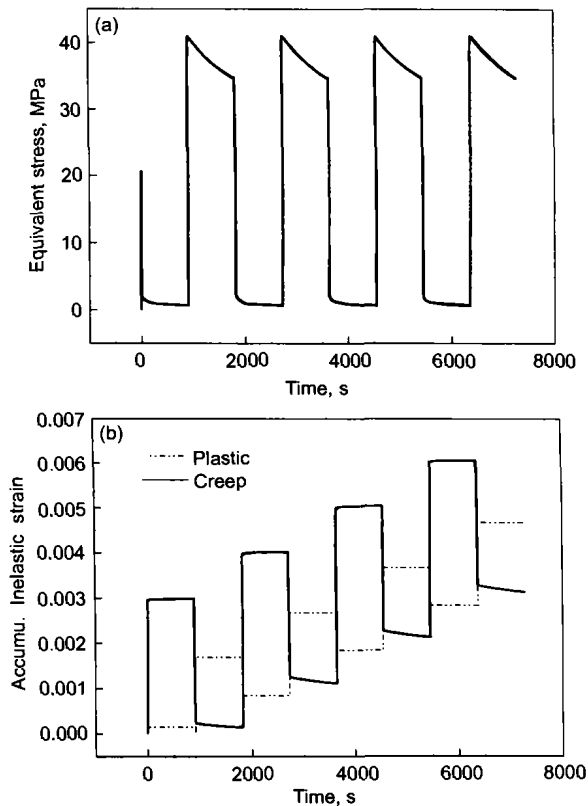


图 9 焊点内部等效应力及等效非弹性应变随时间变化曲线  
Fig.9 Equivalent stress (a) and inelastic strain (b) vs time in reflow through hole solder joint

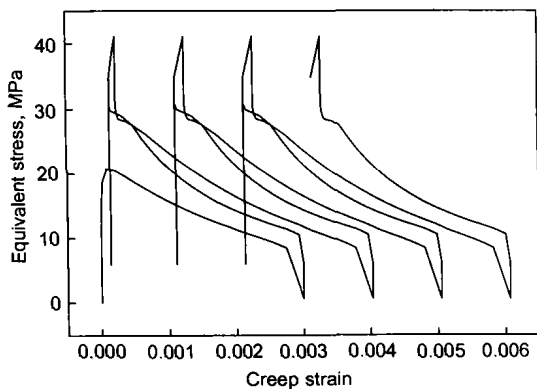


图 10 焊点内部等效应力 - 蠕变应变曲线  
Fig.10 Equivalent stress-creep strain curve in solder joint