

相对损伤应力——Lemaitre 等效损伤应力概念的修正及其在温度循环载荷下的应用

马 鑫^{1*} 钱乙余¹ F. Yoshida²

1. 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; 2. 广岛大学工学部弹性工学研究室, 东广岛, 739, 日本)

摘要 空洞损伤是受约束薄层韧性金属界面失效行为的重要特征. 为评价不同温度下韧性金属的力学响应, 对 Lemaitre 等效损伤应力概念进行了温度归一化修正, 提出了相对损伤应力概念, 并据此对软钎焊焊点在温度循环载荷下的热疲劳寿命数据进行了合理解释.

关键词 损伤应力 温度循环载荷 软钎焊焊点

随着表面组装技术的发展, 软钎焊焊点结构可靠性问题得到了广泛关注^[1, 2]. 由于陶瓷芯片载体与印刷电路板之间存在热膨胀系数差, 在环境温度循环载荷作用下, 受到刚性基板约束的软钎料合金呈现界面空洞损伤的韧性失效特征^[3~5]. 尽管焊点内部应力场分布的有限元数值模拟研究已有大量文献, 但绝大多数只考虑了 Mises 等效应力的分布状况^[6]. 这种分析方法存在两个重要缺陷: (1) 未考虑应力三轴度的影响, 不能反映焊点失效的物理特征; (2) 由于唯一的外加载荷为温度循环载荷, 而构成焊点的软钎料合金在不同温度下具有不同的力学性能, 因此仅通过比较等效应力值大小就对温度循环历史不同阶段的影响作出评价是片面的. 本研究对 Lemaitre 等效损伤应力概念进行了温度归一化修正, 提出了适用于温度循环载荷下材料损伤分析的相对损伤应力概念, 并据此对表面组装软钎焊焊点在温度循环载荷下的热疲劳寿命数据进行了合理解释.

1 相对损伤应力概念的提出

1989 年 Ashby 等发表的经典试验中, 受到脆性筒状厚壁玻璃约束的韧性 Pb 丝在拉伸载荷下呈现单一空洞失稳长大的失效机制, 而非常规无约束条件下的拉伸至细锥形后于锥顶点断裂^[7]. 随后 Huang 等将之归结为约束产生的高应力三轴度导致空洞失稳^[8]. Varis 等进一步指出如界面结合力较强且韧性金属层足够薄, 将在界面处产生大量空洞导致结合面全面弱化而失效^[9].

Lemaitre 指出应变能释放速率, 即损伤发生时材料单元刚度损失导致的能量耗散, 是主控

2000-02-25 收稿, 2000-04-14 收修改稿

* 现通讯地址: 信息产业部电子第五研究所(1501 信箱 05 分箱), 广州 510610

损伤过程的热力学相关变量. 通过严谨的热力学和细观力学分析, Lemaitre 提出了等效损伤应力概念 (Equivalent damage stress)^[10]

$$\sigma^D = \sigma_{eq} R_v^{1/2}, \quad (1)$$

$$R_v = \frac{2}{3}(1 + \nu) + 3(1 - 2\nu) \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}} \right)^2, \quad (2)$$

其中, σ^D 为等效损伤应力, σ_{eq} 为 Mises 等效应力, σ_m 为静水应力, ν 为 Poisson 比. (1) 式与 Mises 等效应力概念的不同在于引入了应力三轴度函数 R_v , 从而表达出了损伤过程的物理机制: 损伤受控于静水应力或应力三轴度, 而且受主控塑性变形的等效应力和主控弹性体积变化的 Poisson 比的影响.

温度循环载荷作用过程中材料的力学性能将随温度变化而变化, 因此要分析温度循环载荷引起的材料损伤并对不同温度阶段的损伤等效应力作出比较, 必须对其进行温度归一化. 为此本文提出相对损伤应力概念

$$\sigma^* = \sigma^D / \sigma_y(T), \quad (3)$$

其中 σ_y 为屈服应力, 是温度的函数. 结合式 (1) ~ (3) 可以看出, 相对损伤应力 σ^* 这一概念包含了与空洞损伤直接相关的应力三轴度, 与基体材料塑性变形相关的等效应力及反映材料力学性能温度相关性的屈服应力. 因此能够体现出温度循环载荷下软钎焊焊点失效过程的特点——界面空洞损伤和温度历史相关性, 同时解决了温度循环历史不同阶段焊点内部应力分布特征的可比性问题, 从而为加速热疲劳试验设计提供了理论依据.

2 温度循环规范对焊点热疲劳寿命的影响

图 1 和图 2 为 Ford 公司对无引线陶瓷芯片载体表面组装焊点进行热疲劳寿命试验所采用的温度循环规范及相应的寿命数据^[11]. 图 1 中, 规范 A 与 B 相比仅是低温保温时间不同, 但焊点热疲劳寿命相同; 图 2 中, 规范 A 与 B 相比主要是高温保温时间不同, 焊点的热疲劳寿命也因此不同, 高温保温时间增加, 寿命减小. 也就是说, 温度循环历史的高温保温时间对焊点热疲劳寿命有重要影响. 这一规律用传统的等效应力或等效应变概念是无法解释的. 因为有限元数值模拟结果表明整个温度循环历史中, 等效应力的最大值出现于低温保温阶段¹⁾, 而高

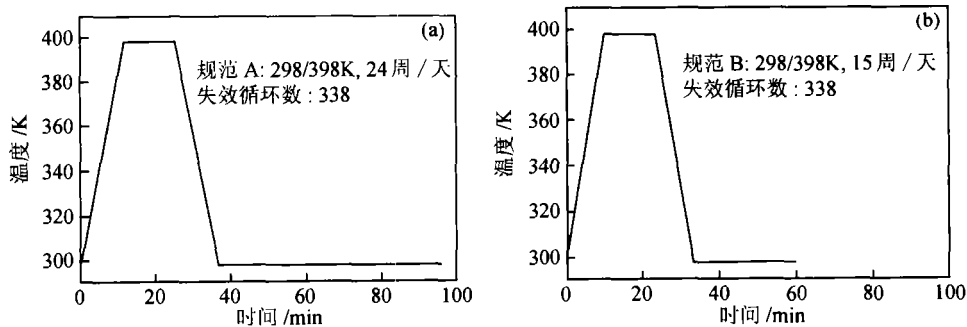


图 1 低温保温时间对焊点热疲劳寿命的影响

1) Ma X, Yoshida F, Qian Y Y. Finite element analysis of temperature history effect on the stress field characteristics in the surface mount solder joints under temperature cycling. International Brazing and Soldering Conference, Albuquerque, New Mexico, April, 2000

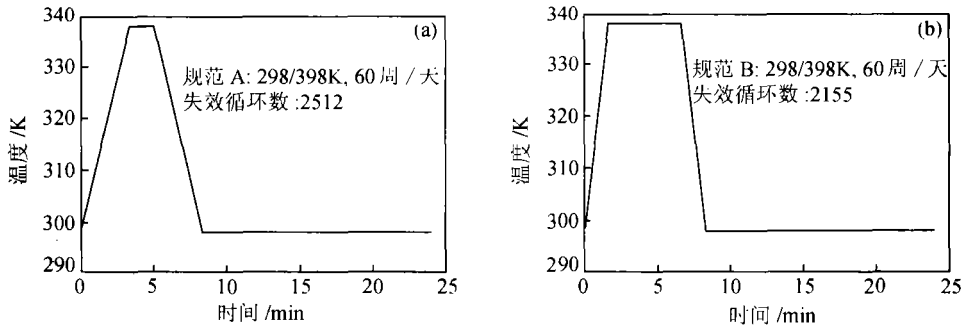


图 2 高温保温时间对焊点热疲劳寿命的影响

温保温阶段焊点内部的等效应力及累积非弹性应变均很小^[12, 13],对焊点寿命不应起重要影响.

图 3 为美国军标 MIL-STD-883 规定的温度循环载荷规范下,无引线陶瓷芯片载体表面组装焊点界面处相对损伤应力的有限元计算结果. 温度循环载荷下焊点内部应力场分布具有循环特性¹⁾,因此图 3 仅给出第 5 个温度循环期间的计算结果. 有限元模型见图 4,相关材料参数见表 1. 由图 3 可见,温度循环历史中的高温保温阶段焊点界面处存在最大的相对损伤应力,再结合焊点界面空洞损伤的失效特征及相对损伤应力概念的物理涵义,我们可以说空洞损伤过程最容易在高温保温阶段发生,而不是在低温保温阶段. 这也就说明了图 1 和图 2 中的试验数据对比,即高温保温时间对焊点热疲劳寿命有重要影响,因为一个持续作用的高损伤应力是最危险的,最有可能导致结构件的失效^[10]. 因此在加速热疲劳试验设计中,应特别考虑高温保温时间这一规范参数.

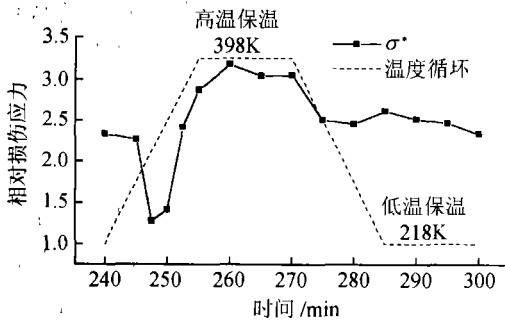


图 3 温度循环历史中焊点界面处相对损伤应力比较

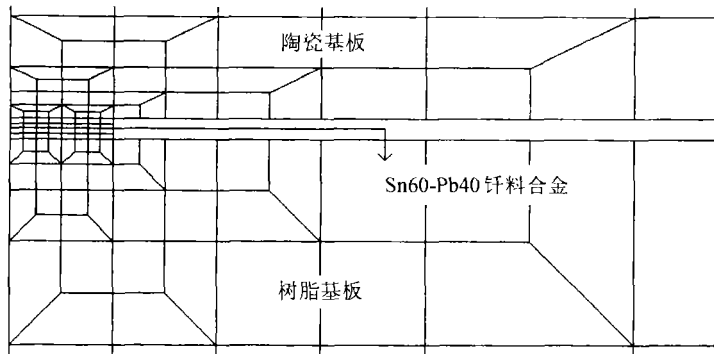


图 4 焊点结构有限元模型局部放大图

表 1 有限元计算中所用的材料参数^[13]

材料	温度/K	弹性模量/MPa	Poisson 比	热膨胀系数 $10^{-6}/K^{-1}$	屈服应力/MPa
		131000	0.3		
陶瓷基板 (Al_2O_3)	293			5.4	
	316			6.6	
	349			7.4	
	411			8.5	
	473			9.2	
FR-4 树脂		22 000	0.28	18.0	
	218	47966	0.3516	24.1	43.20
	238	46892	0.3540	24.6	37.51
	258	45779	0.3565	25.0	32.05
	278	44377	0.3600	25.2	29.86
Sn60Pb40 软钎料合金	295	43251	0.3628	25.4	29.10
	323	41334	0.3650	26.1	22.96
	348	39445	0.3700	26.7	17.40
	373	36854	0.3774	27.3	12.31
	398	34568	0.3839	27.9	9.350

3 结论

为使 Lemaitre 等效损伤应力概念可适用于温度循环载荷,对其进行了温度归一化修正,提出了相对损伤应力概念. 针对表面组装焊点的热疲劳可靠性问题,该概念考虑到了焊点特殊结构形式带来的高应力三轴度问题和焊点材料力学性能的温度历史相关性,能够反映出焊点失效的物理特征,并对传统的等效应力或等效应变概念所无法解释的试验现象作出了良好解释.

参 考 文 献

- 1 Lau J. Solder Joint Reliability: Theory and Application. New York: Van Nostrand Reinhold, 1991
- 2 Plumbidge W J. Solders in electronics. Journal of Materials Science, 1996, 31: 2 501
- 3 马 鑫, 等. 剪切载荷下软钎焊接头界面失效行为. 焊接学报, 1997, 12: 44
- 4 Logsdon W A, et al. Fracture behavior of 63Sn-37Pb solder. Engineering Fracture Mechanics, 1990, 36: 183
- 5 Skipor A F, et al. The effect of mechanical constraint on the flow and fracture of 63/37 Sn/Pb eutectic alloy. Engineering Fracture Mechanics, 1995, 41: 647
- 6 Mackerle J. Finite element analysis and simulation of adhesive bonding, soldering and brazing: a bibliography (1976—1996). Modeling Simul. Mater Sci Eng, 1997, 5: 159
- 7 Ashby M F, et al. Flow characteristics of highly constrained metal wires. Acta Metall, 1989, 37(7): 1847
- 8 Huang Y, et al. Tvergaard V. Cavitation instability in elastic plastic solids. Journal of Mechanics and Physics of Solids, 1991, 39: 223
- 9 Varis A G, et al. Ductile failure of a constrained metal foil. Journal of Mechanics and Physics of Solids, 1991, 39: 963
- 10 Lemaitre J. A Course on Damage Mechanics. Third edition. New York: Springer-Verlag, 1996
- 11 Pan T Y. Critical accumulated strain energy (case) failure criterion for thermal cycling fatigue of solder joints. ASME Journal of Electronic Packaging, 1994, 116 (3): 163
- 12 Yu Q, et al. Fatigue-strength prediction of microelectronics solder joints under thermal cyclic loading. IEEE Trans CPMT Part A, 1997, 20(3): 266
- 13 Hong B Z, et al. Modeling thermally induced viscoplastic deformation and low cycle fatigue of CBGA solder joints in a surface mount package. IEEE Trans CPMT, 1997, 20(3): 280