修正累積損傷モデルによる Sn-Ag-Cu 系 BGA はんだ接合部の断線寿命予測

寺崎 健*, 谷江 尚史*, 千綿 伸彦**, 若野 基樹***, 藤吉 優**

Use of Modified Accumulated Damage Model to Predict Fatigue Failure-life of Sn-Ag-Cu Based Solder Joints in Ball-Grid-Array-Type Packages

Takeshi TERASAKI*, Hisashi TANIE*, Nobuhiko CHIWATA**, Motoki WAKANO***, and Masaru FUJIYOSHI**

*株式会社日立製作所機械研究所 (〒312-0034 茨城県ひたちなか市堀口832-2)

**日立金属株式会社冶金研究所 (〒692-8601 島根県安来市安来町2107-2)

***日立金属株式会社安来工場 (〒692-8601 島根県安来市安来町2107-2)

*Mechanical Engineering Research Laboratory, Hitachi, Ltd. (832-2 Horiguchi, Hitachinaka-shi, Ibaraki 312-0034)

**Metallurgical Research Laboratory, Hitachi Metals, Ltd. (2107-2 Yasugi, Yasugi-shi, Shimane 692-8601)

***Yasugi Works, Hitachi Metals, Ltd. (2107-2 Yasugi, Yasugi-shi, Shimane 692-8601)

概要 電子部品のはんだ接合部の断線寿命をシミュレーションのみで定量的に予測する修正累積損傷モデルを開発した。本手法は、筆者らが提案した累積損傷に基づく疲労き裂進展評価手法で課題であった算出寿命の要素寸法依存性を、HRR 特異場理論から算出される補正係数を用いて、逐次補正することで解決したものである。従来の手法で必要であった実のはんだ接合部での温度サイクル試験や機械的疲労試験は不要となるため、評価期間の大幅な短縮が可能となる。本研究では、BGA333 ピンの温度サイクル試験に関して、断線寿命の測定とシミュレーション予測を行い、断線寿命およびき裂進展経路の実測値と予測値が一致することを確認した。

Abstract

We have developed a modified accumulated damage model that can be used to predict the fatigue lives in solder joints in electronics devices. Our model calculates the fatigue life of solder based on the damage that accumulates during crack propagation using a finite element method and corrects for the influence of element size on the calculated life using Hutchinson-Rice-Rosengren singularity theory. We predicted the fatigue lives of two types of solder joints in Ball-Grid-Array (BGA) packages during thermal cycling tests: one is conventional solder bumps and the other is Cu-cored solder bumps. The predictions agreed well with the experimental results, which indicates that our model can effectively predict fatigue life in solder joints.

Key Words: Solder Joint, Fatigue Life, Fatigue Crack Propagation, Modified Accumulated Damage Model, Finite Element Method, HRR Singularity Theory, Sn-Ag-Cu, Ball-Grid-Array-Type Package

1. 緒 言

近年の電子機器の小型化・高密度実装化に伴い、電子部品のはんだ接合部は微細化や接合形状の多様化が進んでいる。はんだ接合部は、電子部品とプリント配線板の材質が異なるため、双方の熱変形量の違いにより、温度変動時に繰り返し変形を受ける。この繰り返し変形により、疲労き裂のはんだ表面に発生し、はんだ内部を徐々に進展して、断線に至る。

はんだ接合部の断線寿命は、従来から、耐久試験で調べた断線寿命とシミュレーションによる疲労き裂発生予測回数の相関を利用して推定している^{1),2)}。しかし、この方法でははんだ接合部の大きさや形状ごとに耐久試験を行う必要があり、寿命の測定に期間とコストがかかる。開発期間の短縮や機器の高信頼化を加速するために、種々のはんだ接合形状の断線寿命を定量的に予測できるシミュレーション技術が望まれてきた。

はんだの疲労き裂進展挙動は試験片レベルで測定され、非線形破壊力学に基づき整理されている^{3),4)}が、非線形破壊力学に基づくシミュレーション手法をはんだ接合部に適用した報告例⁵⁾は、解析モデル作成の煩雑さなどから少ない。近年、はんだ接合部の各位置に累積されるダメージに基づいて疲労き裂の発生や進展を評価することで、はんだ接合部の疲労き裂経路をシミュレーションで再現する手法が提案されている^{6)~8)}。

筆者らが提案した累積損傷モデル⁷⁾は、算出される疲労き裂進展寿命がき裂先端の要素寸法に依存するという課題があったが、HRR (Hutchinson-Rice-Rosengren) 特異場理論^{9)~11)}から算出される補正係数により解決できることを、はんだの CCP (Centre-Cracked Plate) 試験片による室温の疲労き裂進展試験に対して明らかにした^{12),13)}。以下、この手法を修正累積損傷モデルと称する。

本研究では、修正累積損傷モデルの妥当性を確認するため、2種類のBGA (Ball Grid Array) はんだ接合部の温度サイ

クル試験を対象に、断線寿命、き裂進展経路、断線寿命ばらつきについて、試験結果とシミュレーション結果と比較した。

2. 温度サイクル試験方法¹⁴⁾

本研究で対象としたBGAパッケージ各部の寸法と材質をFig. 1に示す。はんだバンプは0.5mmピッチで、パッケージ中心に9×9ピン、パッケージ外周側に3列配置されており、全部で333ピンである。BGAパッケージはFR-4基板の片面に実装されており、BGA側のランドはSMD (Solder Mask Defined) 構造、実装基板側のランドはNSMD (Non Solder Mask Defined) 構造となっている。BGAパッケージ側のランド表面は電解Ni/Auで被覆されている。FR-4基板側のランドには一般的に使用されているCu/OSP (Organic Solderability Preservative) を用いた。

評価したはんだ接合部は、通常のはんだバンプ（以下、通常バンプと記す。）と耐熱疲労性に優れた銅コア入りのはんだバンプ（以下、銅コアバンプと記す。）の2種類で、はんだ材質はどちらも、Sn-3.0mass%Ag-0.5mass%Cu（以下、Sn-3Ag-0.5Cuと記す。）である。また、銅コアの表面には2 μ mのNi下地層が形成されている。

温度サイクル試験条件は、温度範囲-40°C~125°C、1サイクル20分で、各15個を4,000サイクルまで試験した。断線寿命は、電気抵抗を連続的にモニタリングして、電気抵抗が初期抵抗の2倍に上昇したサイクル数と定義した。

3. 断線寿命予測方法

3.1 BGA はんだ接合部の解析モデル

修正累積損傷モデルによりBGAはんだ接合部の定量的な断線寿命を求めるためには、BGAはんだ接合部に発生する相当塑性ひずみ範囲を求める必要がある。温度サイクル試験で用いたBGAパッケージははんだバンプ数が333ピンと多いため、解析時間短縮と解析精度維持の両立を目的に二段階解析手法¹⁵⁾を用いた。すなわち、はんだバンプを比較的粗く要素分割したグローバルモデルを用いて、発生するひずみが最大となるはんだ接合部を求め、そのはんだ接合部周辺の変位を、き裂進展解析用のサブモデルに引き渡して計算する。有限要素解析には社内で作製した汎用ソフトウェアを用いた。

本研究で用いた通常バンプのグローバルモデルをFig. 2に、通常バンプのサブモデルをFig. 3(a)に、銅コアバンプのサブモデルをFig. 3(b)に示す。グローバルモデルの解析領域は対称性を考慮して全体の1/4とし、解析精度の良い20節点二次六面体要素を用いた。対称境界面をその法線方向に拘束するとともに、FR-4基板下面と対称境界面が交差している節点をz方向に拘束した。サブモデルでは、はんだと銅コアを一边10 μ mの立方体の集合で近似し、8点一次六面体要素を用いて要素分割した。き裂進展領域を立方体で要素分割することは、時間のかかるき裂形状変更に伴

Fig. 1 Cross-sectional diagrams of thermal cycle test package¹⁴⁾

Fig. 2 FEM global model

Fig. 3 FEM sub-model

う要素の再分割が不要になるという大きな利点がある一方、領域表面の凹凸によりひずみ分布に誤差が生じる欠点もある。ここでは、計算精度より計算時間を優先し、立方体での要素分割を選択した。サブモデルの節点数は通常バンプで29,781節点、銅コアバンプで31,529節点である。

さらに、き裂進展寿命の要素寸法依存性の補正効果を確認するために、一边5 μ mの立方体で要素分割したサブモデルでき裂進展寿命を計算した。サブモデルの節点数は、通常バンプは205,461節点、銅コアバンプは219,456節点で、一边10 μ mの立方体要素を用いたサブモデルの約7倍の節点数である。

Table 1. Material properties

Component	Temperature (°C)	Young's modulus (GPa)	Poisson's ratio	Coefficient of thermal expansion ($\times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)	Yield stress (MPa)	Strain hardening coefficient (MPa)
Chip	—	170	0.07	3	—	—
DAF	—	0.28	0.3	115	—	—
Interposer	—	31	0.2	13	—	—
Resin	—	29	0.3	8	—	—
Pad	—	127	0.3	16	—	—
PCB	—	25	0.2	14	—	—
Solder	-50	41.3	0.35	23	48	1100
	-15	40.8			36	900
	26	38.2			30	700
	75	35.5			22	450
	125	33.8			17	250
Cu core	—	127	0.3	16	60	900

Fig. 4 Cyclic stress-strain curves for Sn-Ag-Cu at 0.01 Hz²⁾

3.2 材料定数と温度負荷条件

解析に用いた材料定数を Table 1 に示す。銅コアとはんだ以外は等方弾性体を仮定した。銅コアの塑性変形挙動は、ボール圧縮試験の荷重-変位関係を再現できるように、逆解析的に決定した。はんだの材料定数は Sn-3Ag-0.5Cu の応力-ひずみ挙動の測定結果がなかったため、Sn-3.5mass%Ag-0.75mass%Cu (以下、Sn-3.5Ag-0.75Cu と記す。) の値²⁾を用いた。

この材料定数は、薄肉円筒試験片のねじり試験 (繰り返し周波数 0.01 Hz) で、多段振幅漸増法¹⁷⁾を用いて測定された結果 (Fig. 4) を、弾塑性線形硬化モデルで近似したものである。測定された繰り返し応力-ひずみ挙動は、すべての温度範囲で加工硬化および軟化を顕著には示していないことから、移動硬化則を用いた。近似した材料定数を Fig. 4 に併記する。この材料定数は、ひずみが 0.5% 以下の範囲での近似精度が良くないが、使用する有限要素解析ソフトウェアの制約と従来の実績^{2),7),13),15),16)}から、本研究でも使用した。

はんだは、応力-ひずみ挙動のひずみ速度依存性と応力

Fig. 5 Steps in method for predicting solder fatigue life⁷⁾

緩和特性を示すため、弾塑性モデルに比べ、弾塑性クリープモデル¹⁾や粘塑性モデル¹⁸⁾のほうが、応力-ひずみ挙動を高精度に記述できるが、計算時間が長くなる。そのため、ひずみ速度依存性は、温度サイクル試験で発生するひずみ速度に近いデータとして、試験可能な範囲で最も遅い繰り返し周波数 (0.01 Hz) のデータを用いることで近似した。応力緩和特性は無視した。

はんだバンプに発生する相当塑性ひずみ範囲は、1.5 サイクルの温度負荷を与えて、最初の 0.5 サイクルを除いた 1 サイクルで発生する累積相当塑性ひずみ量の半分で求める¹⁾。しかし、本研究では、計算時間短縮を目的に、温度負荷として 125°C から -40°C の変化をモデル全体に均一に与え、その時はんだバンプに発生する相当塑性ひずみを近似的に相当塑性ひずみ範囲とした。この近似により誤差が生じると考えられるが、計算時間を優先した。

3.3 累積損傷モデル⁷⁾

既報⁷⁾で提案した累積損傷モデルの概要を Fig. 5 に示す。解析対象の中でき裂発生を許容する領域を同一寸法の要素に分割し、各要素に番号付けを行う。次に、各要素の損傷を表す関数 f_i を初期値 0 とする。関数 f_i は各要素に損傷が累積されることで増加し、値が 1 となったときにその要素が寿命に至る (除去される) ことを示す関数である。

ここで、添え字 i は要素番号を示す。次に、温度サイクル試験や機械的負荷試験を模擬した弾塑性応力解析を実施して、各試験 1 サイクル当たりに各要素に生じる相当塑性ひずみ $\Delta\varepsilon_{peq}^i$ を算出する。次に、各要素に生じる塑性ひずみの値から、1 サイクル当たりに生じる損傷量 Δf_i を次式で算出する。

$$\Delta f_i = \left(\frac{\Delta \varepsilon_{peq}^i}{C_p} \right)^{1/\alpha_p} \quad (1)$$

ここで、 C_p , α_p は、塑性ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_p$ と低サイクル疲労寿命 N_f の関係を示す Coffin-Manson 則^{19),20)}の係数である。

$$\Delta \varepsilon_p = C_p N_f^{-\alpha_p} \quad (2)$$

求めた Δf_i と各要素がすでに受けている損傷 f_i から、各要素が寿命に至るために必要なサイクル数 ΔN_i を次式で算出する。

$$\Delta N_i = \frac{1 - f_i}{\Delta f_i} \quad (3)$$

続いて、1回の応力解析で増加させるサイクル数 ΔN を決定する。応力解析はき裂が進展するごとに行う必要があるため、1回の応力解析で増加させることができるサイクル数は、 ΔN_i が最も小さい要素が寿命に至るまでのサイクル数である。すなわち、 ΔN は各要素の ΔN_i の最小値となる。このとき、サイクル数が ΔN 増加することで各要素の損傷は次式のように増加する。

$$f_i \rightarrow f_i + \Delta N \cdot \Delta f_i \quad (4)$$

関数 f_i が $(1 - e)$ 以上になった要素を除去して、形状を変更した解析対象について再び応力解析を行う。 e は損傷が1に近い要素を消去するための定数で、応力解析の繰り返しを少なくするために導入した。本研究では0.1を用いた。

上記の計算を1ステップとし、ステップを繰り返すことで、各要素に累積される損傷が、式(4)の線形累積損傷則²¹⁾で評価され、寿命に至った要素が順に除去される。これにより、き裂経路が自動的に算出されると同時に、各き裂状態における寿命（き裂進展寿命）も求められる。この手順を初期形状から破断に至るまで繰り返すことで、断線寿命が求められる。

本研究では、式(2)の Coffin-Manson 則の係数として、温度サイクル試験の上限温度である125°CにおけるSn-3.5Ag-0.75Cuの低サイクル疲労データ²⁾ (Fig. 6) から最小2乗近似して求めた値 ($C_p = 0.316$, $\alpha_p = 0.5$) を用いた。これは、Sn-3Ag-0.5Cuの低サイクル疲労データがないためである。低サイクル疲労寿命は、応力-ひずみ挙動と同様に、薄肉円筒試験片の捩じり試験で測定した。繰り返し周波数は0.1 Hzである。

Fig. 6 に最小2乗近似した125°Cにおける寿命曲線を実線で併記する。この実線に対して、各塑性ひずみ範囲における疲労寿命が倍/半分となる線を点線で併記した。-50°C、室温、125°Cの各データは点線で挟まれた領域におおよそ含まれており、顕著な温度依存性は見られなかった。本研究で用いる Coffin-Manson 則の係数は、このようなばらつきのある測定データから算出したものであるため、以下で予測する寿命も同等のばらつきを有する。

Fig. 6 Fatigue life of Sn-3.5Ag-0.75Cu subjected to torsion testing²⁾

3.4 き裂進展寿命の補正方法^{12),13)}

累積損傷モデルで注意しなければならないのは、算出されるき裂進展寿命が要素寸法に依存することである。これは、き裂先端近傍が、き裂先端でひずみが急激に大きくなるひずみ特異場であることに起因する。

はんだをはじめとする塑性変形する材料のき裂先端のひずみ特異場は、Hutchinson^{9),10)}, Rice と Rosengren¹¹⁾によって理論的に明らかにされ、HRR 特異場モデルと呼ばれている。HRR 特異場モデルでは、無限領域にある平面応力状態の2次元き裂において、き裂先端のひずみ成分 ε_{ij} は、次式の関数で表される。

$$\varepsilon_{ij} = \alpha \varepsilon_0 \left(\frac{J}{\alpha \sigma_0 \varepsilon_0 I} \right)^{\frac{n}{n+1}} \cdot r^{-\frac{n}{n+1}} \cdot E_{ij}(\theta) \quad (5)$$

ここで、 α , σ_0 , ε_0 , n は、材料の相当塑性ひずみ ε_{peq} と相当応力 ε_{eq} の非線形関係を式(6)のべき乗則で近似した材料定数、 J は非線形破壊力学パラメータであるJ積分値、 I は積分定数、 r は円柱座標系におけるき裂先端からの距離、 $E_{ij}(\theta)$ は円柱座標系の角度 θ に依存する無次元関数である。

$$\frac{\varepsilon_{peq}}{\varepsilon_0} = \alpha \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_0} \right)^n \quad (6)$$

J積分はひずみ分布の拡大率であるため、式(5)より、き裂先端のひずみは、き裂先端からの距離 r の $-n/(n+1)$ 乗に比例することがわかる。式(5)は、無限領域にある2次元き裂先端近傍で成立するものであり、3次元き裂を含む一般的なき裂形状に対してはき裂先端の漸近解にすぎないが、材料の変形挙動を式(6)でモデル化する限り、任意のき裂形状に対して近似的に成立する。

筆者らが提案したHRR 特異場モデルを用いたき裂進展寿命の補正方法¹³⁾をFig. 7(a)~(c)に示す。最初に、式(2)の Coffin-Manson 則^{14),15)}の適用限界と考えられる寿命 N_{UL} を決め、そのときの塑性ひずみ範囲をき裂先端要素の相当塑性ひずみ範囲の適正值 ε_{prop}^{EL} とする (Fig. 7(a))。

$$\varepsilon_{prop}^{EL} = C_p N_{UL}^{-\alpha_p} \quad (7)$$

Fig. 7 Procedure for fatigue life adjustment¹³⁾

N_{UL} の値は既報¹³⁾と同じ25とした。

式(5)より、き裂先端の相当塑性ひずみ範囲の要素平均値 ε^{EL} は、要素寸法 L^{EL} の $(-n/(n+1))$ 乗に比例するので、定量的なき裂進展寿命の算出に適正な要素寸法 L^{EL}_{prop} は、式(8)で求めることができる (Fig. 7(b))。

$$L^{EL}_{prop} = L^{EL}_{calc} \cdot \left(\frac{\varepsilon^{EL}_{prop}}{\varepsilon^{EL}_{calc}} \right)^{\left(-\frac{n+1}{n} \right)} \quad (8)$$

ここで、 L^{EL}_{calc} は計算に用いた要素寸法、 ε^{EL}_{calc} は寿命とするき裂長さにおけるき裂先端の相当塑性ひずみ範囲の要素平均値である。

一方、式(5)を式(2)へ代入して整理すると、き裂進展寿命 N は要素寸法の μ 乗に比例する¹³⁾。 μ は式(9)で表され、 μ_{CS} 、 μ_{AD} はそれぞれき裂形状と累積損傷の影響を補正する指数で、それぞれ0.05, 0.1を用いる¹²⁾。

$$\mu = \frac{n}{n+1} \cdot \frac{1}{\alpha_p} - 1 + \mu_{CS} + \mu_{AD} \quad (9)$$

よって、定量的なき裂進展寿命 N_{prop} は、計算で算出された寿命 N_{calc} から式(10)で算出できる (Fig. 7(c))。

Table 2. Power-law indexes n

Temperature (°C)	-50	-15	26	75	125	Average
n	4.5	4.5	9.1	11.7	13.3	8.6

Fig. 8 Thermal cycle test results¹⁴⁾

$$N_{prop} = N_{calc} \cdot \left(\frac{L^{EL}_{prop}}{L^{EL}_{calc}} \right)^{\mu} \quad (10)$$

実際のはんだ接合部のき裂進展解析では、ステップごとに ε^{EL}_{calc} が変化するため、損傷計算の繰り返しステップ j における寿命増分 ΔN^{j}_{calc} を、式(7), (8), (10)をまとめた式(11)で定量的なき裂進展寿命増分 ΔN^{j}_{prop} に換算した。

$$\Delta N^{j}_{prop} = \Delta N^{j}_{calc} \cdot \left(\frac{C_p \cdot N_{UL}^{-\alpha_p}}{\varepsilon^{EL}_{calc}} \right)^{\left(-\frac{n+1}{n} \right) \cdot \mu} \quad (11)$$

定量的なき裂進展寿命 N_{prop} は、寿命とするき裂長さに至るまでのステップ数 m まで、 ΔN^{j}_{prop} を累積して求めた (式(12))。

$$N_{prop} = \sum_{j=1}^m \Delta N^{j}_{prop} \quad (12)$$

算出サイクル数の要素寸法依存性の補正に必要な式(6)のべき乗則の材料定数 n は、Sn-3.5Ag-0.75Cuの応力-ひずみ挙動²⁾を温度ごとに近似して求めた (Table 2)。本研究では、各温度の n の平均値である8.6を算出寿命の補正に用いた。よって、補正指数 μ は0.942となる。

4. 温度サイクル試験結果¹⁴⁾

断線寿命のワイブルプロットを Fig. 8 に示す。通常バンブでは1,350~3,600サイクルで14個が断線し、銅コアバンブでは2,000~3,300サイクルで8個が断線した。50%断線確率寿命は、通常バンブが2,460サイクル、銅コアバンブが3,300サイクルとなった。断線したバンブはいずれもBGAパッケージ角部のバンブであった。

Fig. 9 Equivalent plastic-strain distribution in solder joints

5. 断線寿命の予測結果

5.1 き裂進展挙動

Fig. 9(a), (b)に、通常バンパと銅コアバンパにおける各グローバルモデルのはんだ接合部の相当塑性ひずみ分布を示す。どちらもBGAパッケージ角部のはんだバンパに最大の相当塑性ひずみが発生しており、試験結果と一致した。そこで、この角部のはんだバンパの変位をサブモデルに引き渡して、疲労き裂進展挙動を計算した。

通常バンパのき裂進展挙動をFig. 10(a)に、銅コアバンパのき裂進展挙動をFig. 10(b)に、補正されたき裂進展寿命と併せて示す。図中の黒い面が累積損傷0.5の等損傷面で、疲労き裂に相当する。断線までの計算ステップ数は、通常バンパで77、銅コアバンパで121である。

通常バンパは、周辺部がソルダレジストで被覆されたBGA側ランド近傍で疲労き裂が進展し、ソルダレジストが被覆されていない実装基板側のランド近傍ではほとんど疲労き裂が進展していない。BGA側ランド近傍の疲労き裂面積は約1,300サイクルで接合面積の2/3程度を占め、約1,600サイクルで断線するという予測結果となった。実験結果が1,350~3,600サイクルの間で断線しているの、およその断線寿命を予測できることが確認できた。

一方、銅コアバンパは、実装基板側ランド近傍で主に疲労き裂が進展するとともに、BGA側ランド近傍でも疲労き裂の進展が見られた。実装基板側ランド近傍の疲労き裂面積は約1,300サイクルで接合面積の半分程度であり、BGA側ランドでも1/3程度のき裂が見られる。その後、き裂は主に銅コア界面に沿って進展し、約4,000サイクルで断線するという予測結果となった。実験では4,000サイクルまでの間に15個中8個のパッケージが断線しているの、銅

Fig. 10 Crack propagation behavior examples

Fig. 11 Crack locations in Cu-cored solder bump after 2,200 cycles

コアバンパについても、およその断線寿命が予測可能であることが確認できた。このように、銅コアはんだバンパでは、疲労き裂が特定の接合界面に集中せず、複数の接合界面を進展していくため、耐熱疲労性に優れると考える。

Fig. 11(a)に、温度サイクル試験2,200サイクル後の銅コアバンパの断面観察結果¹⁷⁾を示す。銅コア下部（実装基板側）の大部分にき裂が進展している一方、銅コア上部（BGA側）にはその半分程度しかき裂が進展していないことがわかる。Fig. 11(b)に示したき裂進展挙動の予測結果は、断面観察結果と完全に一致していないが、銅コア上部より銅コア下部のき裂が多く進展しているなど、き裂進展挙動の傾向はよく再現できていると考える。

5.2 要素寸法依存性の補正効果

Fig. 12に、各要素寸法および各バンパ形状におけるき裂形状と補正前後のき裂進展寿命を示す。き裂は前節と同様に累積損傷0.5の等損傷面で表されており、補正後のき裂進展寿命で約800サイクルと約1,300サイクルを表示した。

通常バンパおよび銅コアバンパともに、補正後のサイクル数でみると、どちらの要素寸法でもほぼ同じき裂進展状態を示している。同じき裂進展状態では、補正前のき裂進展寿命は約1.5倍異なっていることから、提案した補正方法により、はんだバンパのき裂進展寿命の要素寸法依存性が正しく補正できることが確認できた。

Element size (μm)	Crack shape	Calculated crack-propagation life
5		Uncorrected 4740 cycles
		Corrected 810 cycles
10		Uncorrected 7380 cycles
		Corrected 757 cycles

(a) Conventional bump around 800 cycles

Element size (μm)	Crack shape	Calculated crack-propagation life
5		Uncorrected 7460 cycles
		Corrected 1358 cycles
10		Uncorrected 10710 cycle
		Corrected 1324 cycle

(b) Conventional bump around 1350 cycles

Element size (μm)	Crack shape	Calculated crack-propagation life
5		Uncorrected 5366 cycles
		Corrected 770 cycles
10		Uncorrected 7389 cycles
		Corrected 701 cycles

(c) Cu-cored bump around 750 cycles

Element size (μm)	Crack shape	Calculated crack-propagation life
5		Uncorrected 7341 cycles
		Corrected 1331 cycles
10		Uncorrected 11452 cycles
		Corrected 1322 cycles

(d) Cu-cored bump around 1350 cycles

Fig. 12 Correction of calculated crack-propagation life

なお、通常バンパでは、要素寸法 $5\mu\text{m}$ のモデルのほうが、実装基板側のき裂進展量が若干多く、その分BGA側のき裂進展量が少なくなっている。はんだバンパでは、次節で示すように、上下のき裂進展量のバランスが断線寿命に大きく影響することから、要素寸法を小さくすることに

(a) Conventional solder Bump

(b) Cu-cored solder Bump

Fig. 13 Proper element size at each step

より断線寿命が若干長めに予測されると思われる。

通常バンパと銅コアバンパの各ステップにおける適正要素寸法 L_{prop}^{EL} をFig. 13(a), (b)にそれぞれ示す。 L_{prop}^{EL} は、バンパおよび要素寸法に依らず $1\mu\text{m}$ 前後の値となった。また、どちらのバンパとも、初期のステップでは L_{prop}^{EL} は小さく、ステップの進行に伴って大きくなり、通常バンパの $10\mu\text{m}$ 以外はほぼ一定値となる。 L_{prop}^{EL} は式(8)からわかるように、き裂先端の相当塑性ひずみ範囲の要素平均値 ε_{calc}^{EL} で決定される。そのため、上記の L_{prop}^{EL} の変化は、 ε_{calc}^{EL} が初期のステップでは大きく、ステップの進行に伴って小さくなり、その後、ほぼ一定値になっていることを意味する。

5.3 寿命影響因子の影響度評価

き裂進展解析では断線寿命として1つの値が得られるが、温度サイクル試験ではFig. 8に示したように断線寿命が大きくばらつく。ばらつきの原因として、Fig. 6に示したはんだ材の疲労寿命ばらつきに加え、はんだバンパ内のボイド、ソルダレジスト開口部の直径（以下、SR開口径と記す。）やランド直径のばらつき、はんだバンパ体積やソルダペースト供給量のばらつき、などが考えられる。ボイドの断線寿命に及ぼす影響度はき裂進展解析を用いてすでに検討しており、実験結果ともよく一致している¹⁶⁾。

SR開口径の影響については、松崎らが実験的に検討しており、断線寿命のばらつきの主要原因と述べている²²⁾。SR開口径のばらつき量の定量的な測定データを持っていないが、経験的には $\phi 0.25\text{mm}$ の設計値に対して、通常 $\pm 0.01\text{mm}$ 程度、大きい場合は $\pm 0.02\text{mm}$ 程度ばらつく可能性がある。そこで、SR開口径が設計値の $\phi 0.25\text{mm}$ から ± 0.02

mm ばらついた場合の断線寿命を、3.2節で記した解析条件でき裂進展解析により予測した。用いたサブモデルの要素寸法は10 μm である。

SR 開口径が $\phi 0.23\text{ mm}$ ~ $\phi 0.27\text{ mm}$ における通常バンブおよび銅コアバンブの断線寿命の予測値を Fig. 14 (a), (b) にそれぞれ示す。エラーバーは、はんだ材の疲労寿命ばらつき(各塑性ひずみ範囲における疲労寿命が倍/半分となるサイクル数)に基づく予測範囲である。温度サイクル試験結果で断線が発生した範囲と50%断線確率寿命を図に併記した。温度サイクル試験結果のばらつきは、はんだ材の疲労寿命ばらつきでおおむね説明できるように見えるが、その確定にははんだ材の詳細な疲労寿命分布が必要であり、現時点では判断できない。

通常バンブでは、SR 開口径の増加に従って断線寿命が長くなる。特に $\phi 0.27\text{ mm}$ では $\phi 0.26\text{ mm}$ の2倍以上(5,000サイクル以上)の断線寿命となっている。通常バンブの場合に得られた断線寿命の予測値は、温度サイクル試験結果の範囲とほぼ重なっている。銅コアバンブでは、通常バンブとは逆に、SR 開口径の減少に従って断線寿命が長くなり、 $\phi 0.24\text{ mm}$ 以下では5,000サイクル以上の断線寿命となった。銅コアバンブの場合に得られた断線寿命の範囲は、温度サイクル試験で多く見られた2,000~3,000サイクルをカバーしていない。これは、Fig. 11からわかるように、解析モデルのバンブ形状が実際のバンブ形状と多少異なっているためと考える。

通常バンブと銅コアバンブの50%断線確率寿命は、SR 開口径 $\phi 0.26\text{ mm}$ の近傍の断線寿命とほぼ一致した。SR 開口径が $\phi 0.26\text{ mm}$ 程度にずれていたものが多い可能性が考えられるが、他の形状因子の影響も検討、考慮する必要がある。

Fig. 15 に、 $\phi 0.24\text{ mm}$ ~ $\phi 0.26\text{ mm}$ の通常バンブにおける断線時のき裂形状を示す。SR 開口径が大きくなるにつれて、実装基板のNSMDパッド側からのき裂進展量が多くなっている。これは、SR 開口径が大きくなるに伴い、バンブのBGA側の剛性が大きくなり、もともと剛性の大きいNSMD側にも負荷が分散されたためと考える。この負荷分散により断線寿命が向上している。

Fig. 16 に、 $\phi 0.25\text{ mm}$ ~ $\phi 0.27\text{ mm}$ の銅コアバンブにおける断線時のき裂形状を示す。銅コアバンブでは実装基板側で断線に至るが、SR 開口径が大きくなるにつれてBGA側のき裂進展が少なくなっており、負荷が実装基板側に集中したことがわかる。

以上の検討により、SR 開口径のばらつきが断線寿命に与える影響が大きいこと、予測した断線寿命が温度サイクル試験結果をおおよそ再現できることがわかった。

6. 結 言

はんだ接合部の断線寿命の確認に要する多大な労力を削減するために、短期間で定量的な断線寿命を予測できるシ

Fig. 14 Effect of diameters of solder resist opening on fatigue failure life

Fig. 15 Crack shapes in each conventional solder bump at fatigue failure

Fig. 16 Crack shapes in each Cu-cored solder bump at fatigue failure

ミュレーション手法(修正累積損傷モデル)を開発し、2種類のBGAはんだ接合部の温度サイクル試験を対象に、断線寿命の予測精度を検証した。本手法では、予測精度より計算時間の大幅な短縮を優先し、立方体形状によるき裂進展領域の要素分割、はんだの応力-ひずみ挙動のひずみ速度依存性および応力緩和特性を考慮しない弾塑性モデルの

使用，相当塑性ひずみ範囲の近似，3次元き裂先端におけるHRR応力特異場の成立の仮定，などを行っている。その範囲において，以下の結論が得られた。

- (1) 開発したシミュレーション手法により，通常のはんだバンプと銅コア入りはんだバンプのBGAはんだ接合部の温度サイクル試験の断線寿命を予測した結果，2種類のバンプとも試験結果とほぼ一致することが確認できた。
- (2) 提案した寿命補正方法により，算出サイクル数の要素寸法依存性が消失することを確認した。よって，解析規模の小さなモデルで定量的な断線寿命を短期間に予測できる。
- (3) 温度サイクル試験における断線寿命のばらつきの原因として考えられるSR開口径の影響度をき裂進展解析で検討した。その結果，SR開口径 ± 0.02 mmのばらつきにより，温度サイクル試験の断線寿命のばらつきがほぼ再現できることがわかった。

(2010.9.30-受理)

文 献

- 1) 于 強，白鳥正樹，王 樹波，金子誠史，石原達也：“電子デバイスはんだ接合部の熱疲労強度における解析・実験ハイブリッド評価（第1報：熱サイクル加速試験の効率化と熱疲労強度評価）”，日本機械学会論文集，A編，Vol. **64**，No. 619，pp. 550–557，1998，Mar.
- 2) 寺崎 健，長埜浩太，三浦英生，中塚哲也：“周辺端子型LSIパッケージにおけるはんだ接合部の熱疲労寿命予測”，第7回「エレクトロニクスにおけるマイクロ接合・実装技術」シンポジウム論文集，pp. 441–446，2001，Feb.
- 3) Z. Guo and H. Conrad: “Fatigue Crack Growth Rate in 63Sn37Pb Solder Joints,” Transactions of ASME, Journal of Electronic Packaging, Vol. **115**, pp. 159–164, 1993
- 4) 能瀬春雄，坂根政男，山下満男，塩川国夫：“鉛系および非鉛系はんだの引張・圧縮低サイクル疲労試験におけるき裂進展挙動”，日本機械学会論文集，A編，Vol. **68**，No. 665，pp. 88–95，2002，Jan.
- 5) 向井 稔，高橋浩之，川上 崇，高橋邦明，岸本喜久雄，渋谷寿一：“はんだバンプ接合部のき裂進展挙動評価”，日本機械学会論文集，A編，Vol. **67**，No. 655，pp. 483–489，2001，Mar.
- 6) 保川彰夫：“半導体チップ接合はんだ層の熱疲労き裂進展挙動の簡易解析”，日本機械学会論文集，A編，Vol. **60**，No. 570，pp. 309–316，1994，Feb.
- 7) 谷江尚史，寺崎 健：“半導体微細はんだ接続部き裂進展経路を再現するき裂進展モデル”，日本機械学会論文集，A編，Vol. **72**，No. 717，pp. 638–645，2006，May
- 8) 向井 稔，門田朋子，廣畑賢治，高橋浩之，川上 崇，高橋邦明：“はんだ接合部の損傷パスシミュレーション”，日本機械学会論文集，A編，Vol. **72**，No. 721，pp. 1364–1369，2006，Sep.
- 9) J. W. Hutchinson: “Singular Behaviour at the End of a Tensile Crack in a Hardening Material,” Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. **16**, No. 1, pp. 13–31, 1968, Jan.
- 10) J. W. Hutchinson: “Plastic Stress and Strain Fields at a Crack Tip,” Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. **16**, No. 5, pp. 337–342, 1968, Sep.
- 11) J. R. Rice and G. F. Rosengren: “Plane Strain Deformation near a Crack Tip in a Power-Law Hardening Material,” Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. **16**, No. 1, pp. 1–12, 1968, Jan.
- 12) 寺崎 健，谷江尚史：“き裂進展モデルに基づくはんだ疲労寿命予測法”，日本機械学会論文集，A編，Vol. **74**，No. 740，pp. 574–582，2008，Apr.
- 13) 寺崎 健，谷江尚史：“累積損傷モデルに基づく疲労き裂進展特性の推定方法”，日本機械学会論文集，A編，Vol. **74**，No. 740，pp. 583–591，2008，Apr.
- 14) 若野基樹，板橋武之，千綿伸彦，藤吉 優，谷江尚史：“Cuコア低Ag系Sn–Ag–Cuはんだボールのはんだ接続信頼性”，第15回「エレクトロニクスにおけるマイクロ接合・実装技術」シンポジウム論文集，pp. 47–52，2009，Feb.
- 15) 寺崎 健，斉藤直人，長埜浩太：“ボール・グリッド・アレイ(BGA)はんだ接続部の寿命評価システムの開発”，第10回「エレクトロニクスにおけるマイクロ接合・実装技術」シンポジウム論文集，pp. 323–328，2004，Feb.
- 16) 寺崎 健，谷江尚史：“分散ボイドを含む微細はんだ接合部の疲労き裂進展挙動の解析”，第12回「エレクトロニクスにおけるマイクロ接合・実装技術」シンポジウム論文集，pp. 247–252，2006，Feb.
- 17) 日本材料学会編：“疲労設計便覧”，pp. 127–129，養賢堂，1995，Jan.
- 18) 小林峰雄，向井 稔，高橋浩之，石川智文，川上 崇，大野信忠：“時間依存型分離型構成式の陰的積分とコンシステント接線係数”，日本機械学会論文集，A編，Vol. **69**，No. 678，pp. 302–309，2003，Feb.
- 19) L. F. Coffin, Jr.: “A Study of the Effects of Cyclic Thermal Stresses on a Ductile Metal,” Transactions of ASME, Vol. **76**, pp. 931–950, 1954
- 20) S. S. Manson: “Behavior of Materials under Conditions of Thermal Stress,” NACA Technical Note 2933, 1953
- 21) M. A. Miner: “Cumulative Damage in Fatigue,” Trans. ASME, Journal of Applied Mechanics, Vol. **12**, No. 3, pp. A159–A164, 1945
- 22) 松崎富夫，于 強，澁谷忠弘，松本 翼：“はんだバンプ接続の熱衝撃試験寿命ワイブル分布傾きと破壊モードの関係”，エレクトロニクス実装学会誌，Vol. **12**，No. 4，pp. 320–332，2009，July