鉛フリーはんだ接合部の応力・非線形ひずみ振幅評価に及ぼす硬化則の影響

金 道燮*, 于 強**, 澁谷 忠弘**, 白鳥 正樹**

Nonlinear Behavior Study on Effect of Hardening Rule of Lead Free Solder Joint

Do-Seop KIM*, Qiang YU**, Tadahiro SHIBUTANI** and Masaki SHIRATORI**

*横浜国立大学大学院工学府システム統合工学専攻機械システム工学コース (〒240-8501 神奈川県横浜市保土ヶ谷区常盤台 79-5)

**横浜国立大学大学院工学研究院システムの創生部門システムのデザイン分野 (〒240-8501 神奈川県横浜市保土ヶ谷区常盤台 79-5)

*Department of Mechanical Engineering, Division of Systems Integration, Graduate School of Engineering, Yokohama National University (79-5 Tokiwadai, Hodogaya-ku, Yokohama-shi, Kanagawa 240-8501)

**Department of Systems Design, Division of Systems Research, Faculty of Engineering, Yokohama National University (79-5 Tokiwadai, Hodogaya-ku, Yokohama-shi, Kanagawa 240-8501)

概要 本研究では鉛フリーはんだ接合部の機械的疲労試験と有限要素法(FEM)解析を用いて、鉛フリーはんだ接合部の応力・非線形ひずみの評価における硬化則の影響を調べた。機械的せん断疲労試験の結果から、Sn-3.5Ag-0.75CuとSn-8Zn-3Biはんだは移動硬化の硬化特性を示していることが確認された。機械的負荷と温度サイクル負荷の解析において、等方硬化則と移動硬化則による非線形ひずみ振幅の誤差が大きくても15%程度で、接合部の疲労寿命評価にそれほど大きな影響を与えないと考えられる。また、応力の評価において、機械的負荷解析では両硬化則の誤差が40%まで大きくなる。しかし、機械的負荷解析と温度サイクル解析において移動硬化則を適用し、負荷時にはクリープを考慮せず保持時間のみクリープを考慮した弾塑性・クリープ解析を行うと、収束性に問題なく応力・非線形ひずみの評価における誤差が10%以下の精度のよい結果が得られる。

Abstract

In this paper, the effect of hardening rule on stress and nonlinear strain estimation for lead free solder joint is examined using mechanical fatigue test and FEM analysis. From the results of mechanical shear cyclic test, it turns out that Sn-3.5Ag-75Cu and Sn-8Zn-3Bi solder show remarkable hardening characteristic of kinematic hardening. Based upon the FEM analytical results with mechanical and thermal cyclic loading conditions, it is shown that the hardening rule may cause 15% error at the most in evaluation of non-linear strain in solder joint and this degree of error will not significantly affect the fatigue strength evaluation of solder joint. And the error of maximum stress in solder joint between the both hardening rules increases to 40% for the mechanical loading case. However, the error in the evaluation of stress and nonlinear strain is 10% or less, when elasto-plasticity and creep analysis in which considered the kinematic hardening law in loading and holding time, but the creep only in holding time is carried out.

Key Words: Lead-Free Solder, Mechanical Shear Fatigue Test, Isotropic Hardening Rule, Kinematic Hardening Rule, FEM

1. 緒 言

従来のSn-37Pb共晶はんだは、比較的変形しやすく、使用温度環境において顕著なクリープ特性を示している。Sn-37Pb共晶はんだを用いた接合部に温度サイクルまたは機械的繰り返し負荷が与えられた場合は、疲労き裂がはんだ側に発生して破壊するのが主な破壊モードであるため、はんだ接合部の疲労寿命評価法としてははんだ接合部に発生する非線形ひずみ(塑性ひずみとクリープひずみ)を評価する方法が主に研究されている^{1)~4)}。Fig. 1は各種はんだ材の応力-ひずみ関係を示している^{5),6)}。最も低い引張強さを示しているのがSn-37Pb共晶はんだで、他の3つは鉛フリー

はんだである。鉛フリーはんだはSn-37Pb共晶はんだと比べて、降伏後の加工硬化が顕著であるため、はんだ接合端部に発生する応力が高くなる。鉛フリーはんだを用いたはんだ接合部においては、この高い応力集中によってはんだ接合界面にき裂が発生・進展する可能性が高くなるため、はんだ接合部の疲労寿命予測においてははんだ接合部の非線形ひずみの評価とともに界面において生じる応力の評価も重要である⁷⁾。

材料が降伏した後、さらに負荷を加えると一般的には硬化しながら塑性変形が進行する。繰り返し負荷が与えられたときの硬化特性には等方硬化と移動硬化などがある⁸⁾。鉛フリーはんだとSn-37Pb共晶はんだは移動硬化の硬化特

Fig. 1 Stress-strain curve of each solder material (20°C, Strain rate: 0.004 s⁻¹)

性を示している。Sn-37Pb 共晶はんだの場合は加工硬化が小さく、温度サイクルにおいてはクリープが主たる変形となるため、加工硬化よりクリープ変形が重要である。すなわち、有限要素法解析でクリープ挙動を評価すれば、はんだ接合部の応力・非線形ひずみの評価に対する加工硬化の影響は無視できる。一方、鉛フリーはんだの場合は材料の降伏後、加工硬化が顕著であるためはんだ接合部の応力・非線形ひずみの評価においての硬化則の影響を十分検討する必要がある。しかし、有限要素法解析において移動硬化則とクリープ特性を同時に考慮すると、収束性が悪くなり解析時間が長くなることがよくある。

本研究では Sn-3.5Ag-0.75Cu, Sn-8Zn-3Bi 鉛フリーはんだ接合部の機械的せん断疲労試験を行い、各はんだ材の硬化特性を調べた。また、有限要素法(FEM)解析を用いて、鉛フリーはんだ接合部の応力・非線形ひずみ評価においての各硬化則の影響を調べ、鉛フリーはんだ接合部の応力・非線形ひずみの評価方法について検討を行った。

2. Sn-3.5Ag-0.75Cu と Sn-8Zn-3Bi 鉛フリーはんだの硬化特性

鉛フリーはんだの中で多く使用されている Sn-3.5Ag-0.75Cu, Sn-8Zn-3Bi 鉛フリーはんだを用いた BGA はんだ接合部のせん断疲労試験を行い、Sn-3.5Ag-0.75Cu と Sn-

Fig. 2 Dimensions of specimen used in this study

8Zn-3Bi はんだの硬化特性について調べた。BGA 試験片の概要を Fig. 2 に示す。上下銅板の間に鉛フリーはんだボールをリフローして作成した。また、試験片は2つのはんだバンプを有する。機械的せん断疲労試験機の概要を Fig. 3 に示す。試験片を上下治具に接着固定して下の治具は完全固定し、上の治具にせん断方向の強制変位を与えて試験を行った。強制変位は Fig. 4 に示すように、保持を設けていない三角波(変位振幅 $\Delta\delta$: 7 μm , 0.01 Hz)と最大変位および最小変位時に15分間の保持時間を設けた台形波を与えて試験を行った。また、はんだ材料の硬化特性を特定するには応力を調べる必要があるが、実際ははんだ接合部に発生する応力の測定は難しいので、試験においては、解析結果との比較のためにはんだ接合部の反力を測定した。

まず、三角波の強制変位(変位振幅 $\Delta\delta$: 7 μm , 0.01 Hz)を与えた場合の最初の2サイクルの結果を Fig. 5-(a) に示す。

Fig. 3 Isothermal mechanical fatigue test machine

(a) Triangular wave

(b) Trapezoid wave with 15 minutes holding time

Fig. 4 Forced displacement in mechanical fatigue test

(a) Triangular wave

(b) Trapezoid wave with 15 minutes holding time

Fig. 5 Result of the mechanical shear fatigue test

横軸は強制変位、縦軸ははんだ接合部の反力を示している。Sn-8Zn-3Bi はんだでは Sn-3.5Ag-0.75Cu はんだに比べ高い加工硬化を示し、はんだ接合部の反力も大きくなる。Fig. 5-(a) から Sn-3.5Ag-0.75Cu と Sn-8Zn-3Bi はんだ材においては機械的負荷が繰り返されても反力が上昇せず、一定値を保っている。これは、Sn-3.5Ag-0.75Cu と Sn-8Zn-3Bi はんだが移動硬化の硬化特性を有することを意味する。

変位がピーク値に達した後に 15 分間保持時間を設けた試験結果（変位振幅 $\Delta\delta$: $7\mu\text{m}$ ）を Fig. 5-(b) に示す。保持時間に生じる応力緩和を示すために、はんだ接合部に生じる反力と時間の関係を示している。保持時間において反力の低下には若干のばらつきがあるが、反力の幅は保持時間のない結果と同様にほぼ一定値を保っている。この保持時間において反力の微小変動は試験機の精度の問題であると思われる。

3. 応力・非線形ひずみ評価に及ぼす硬化則の影響

本研究では汎用 FEM (Finite Element Method) 解析ソフト ABAQUS を用いて実験と同じ条件の弾塑性・クリープ解析を行い、はんだ接合部の応力・非線形ひずみに対する等方硬化と移動硬化の影響について調べた。また、より使用環境に近い熱疲労サイクル解析においても同様な検討を行った。本研究で行った解析では解析の簡略化のために塑性特性を Fig. 6 に示すように 2 直線で近似して適用した。塑性

Fig. 6 Plasticity model and creep model used in analysis

Fig. 7 Analysis model for mechanical loading

ひずみ ϵ^p はひずみの増分に対して応力の増分がほぼゼロに近い値を取っている。塑性変形がなければ、応力は Norton 則に支配されるが、塑性変形とクリープ変形が同時に発生した場合は、両方の挙動が相互に作用し合うため、連成した構成式をとくことになる。収束性に関しては有限要素ソフトによって変わるが、一般的には材料試験のひずみ速度と実際のはんだバンプに発生するひずみ速度が大きく違わなければ問題ないと思われる。

3.1 機械的せん断疲労解析

機械的せん断疲労解析に用いた解析モデルを Fig. 7 に示す。解析モデルは試験片の対称性を考慮し、実験で用いた試験片の 1/4 モデルを作成した。また、解析で使った Sn-3.5Ag-0.75Cu と Sn-8Zn-3Bi はんだ材の物性値を Table 1 に示す^{9),10)}。Table 1 に示す Norton 則の定義は式(1)に示すクリープひずみ速度と負荷応力の関係を表すものである。

$$\dot{\epsilon}_c = A\sigma^n \quad (1)$$

A はクリープ定数、 n はクリープ硬化指数である。塑性特性は 2 直線近似で解析を行った。強制変位は実験と同様に保持のない三角波形と 15 分間の保持時間を設けた台形波形を用い、5 サイクルまで解析を行った。解析において強制変位を負荷するときもクリープ変形を考慮した。また、はんだ接合部に発生する最大相当応力と非線形ひずみの代表値としては、Fig. 8 に示すように要素サイズの影響を避けるため、接合端部から $50\mu\text{m}$ 入ったところの積分点の値

Table 1. Material properties of Sn-3.5Ag-0.75Cu and Sn-8Zn-3Bi solder

Material		Sn-3.5Ag-0.75Cu		Sn-8Zn-3Bi	
Elastic Modulus (MPa)		37.4		50	
Poisson's rate		0.41		0.3	
Plastic property	Strain	0.0	0.0216	0.0	0.03
	Stress (MPa)	28.4	49.8	41	78
Creep property (Norton)	Constants A (MPa/h)	5.33E-17		4.00E-22	
	Stress exponent (n)	10.4		11.64

Fig. 8 Measurement point of stress and strain

を測定した¹⁰⁾。

3.1.1 Sn-3.5Ag-0.75Cu はんだ

三角波の強制変位（変位振幅 $\Delta\delta$ ：7 μm ，0.01Hz）を与えた解析結果をFig. 9に示す。Fig. 9-(a)は解析と機械的せん断疲労試験で得られたはんだ接合部の反力(RF)で、Fig. 9-(b)は解析で得られたはんだ接合部に生じる相当非線形ひずみ(ϵ)である。まず、移動硬化則で解析を行った場合は、はんだ接合部における反力のピークの値(25.9N)は実験結果と同様にほぼ一定値を保っている。しかし、等方便化則で解析を行った場合は、サイクル進行とともに累積する相当非線形ひずみによる降伏面の増大が発生し、はんだ接合部の反力も上昇する。そして、Sn-3.5Ag-0.75Cuの場合は2サイクル目から安定した反力が得られた。また、クリープを考慮せず等方便化則を用いて弾塑性解析を行う場合は反力ピーク値が大きく上昇し、Fig. 9-(a)に示している実験と比較して40%以上増大している。そして示していないが移動硬化則を用いた弾塑性解析からは移動硬化則を用いたクリープ解析とほぼ同様な結果が得られた。移動硬化則と等方便化則の弾塑性クリープ解析で得られた反力と非線形ひずみをTable 2に示す。はんだ接合部における反力のピーク値は等方便化の方が移動硬化より約13%大きく、5サイクルまでの非線形ひずみ(ϵ)においては等方便化の方で約12%小さく発生している。また、はんだ接合部の信頼性評価によく使われる非線形ひずみ振幅($\Delta\epsilon$)で比較しても、12%の

(a) Reaction force of solder joint

(b) Nonlinear strain of solder joint

Fig. 9 Result of analysis without holding time (Sn-3.5Ag-0.75Cu)

Table 2. Reaction force and nonlinear strain by triangular wave

	Iso	Kine	Iso/Kine
Peak of RF (N)	29.2	25.9	1.13
ϵ	0.145	0.165	0.88
$\Delta\epsilon$	0.0153	0.0173	0.88

差が発生している。

15分間保持を設けた解析結果をFig. 10に示す。保持時間を設けた解析においても保持時間のない解析結果と同様に、移動硬化則で解析を行った場合は反力のピークの値がほぼ一定値(25.9N)を保ち実験結果と一致するが、等方便化則の結果ではわずかなではあるが、サイクル進行とともに反力のピーク値が上昇し2サイクル目から安定している。保持時間における応力緩和後の反力の値において実験と解析の誤差が大きいが、これは試験機の精度が原因であると思われる。移動硬化則と等方便化則で得られた反力と非線形ひずみをTable 3に示す。Table 2の保持時間がない場合の結果

Fig. 10 Reaction force in analysis with 15 minutes holding time

Table 3. Reaction force and nonlinear strain by trapezoid wave with 15 minutes holding time

	Iso	Kine	Iso/Kine
Peak of RF (N)	29.2	25.9	1.13
ϵ	0.176	0.189	0.93
$\Delta\epsilon$	0.0186	0.0199	0.93

(a) Triangular wave

(b) Trapezoid wave with 15 minutes holding time

Fig. 11 Equivalent stress of Sn-8Zn-3Bi solder joint

と比較して移動硬化則と等方硬化則における反力の差は同じであるが(13%), 非線形ひずみや非線形ひずみ振幅の誤差は保持時間を設けることで7%に小さくなった。

3.1.2 Sn-8Zn-3Bi はんだ

Sn-8Zn-3Bi はんだは鉛フリーはんだ材の中でも高い加工硬化を示しているため、他のはんだ材に比べ硬化則の影響が大きい。Fig. 11に保持時間のない三角波と15分間の保持時間を設けた解析のはんだバンプにおける相当応力の履歴を示す(変位振幅 $\Delta\delta$: $7\mu\text{m}$)。また、Table 4とTable 5に各解析における最大相当応力、非線形ひずみを示す。等方硬化則を用いた解析においては最大相当応力がサイクルの進行とともに上昇し3サイクル以降に安定した値になる。両硬化則における最大相当応力の誤差は約40%でSn-3.5Ag-0.75Cuはんだに比べてその差は大きい。また、Table 4とTable 5から最大相当応力の誤差は保持時間に影響されないが、非線形ひずみと非線形ひずみ振幅における誤差は保持時間を設けることで大幅に小さくなり、7%まで収まった。その理由はFig. 11-(b)に示すように保持時間においてクリープひずみが多く発生し、はんだ接合部の応力が十分に緩和されたためである。

Sn-8Zn-3Bi はんだに関しては15分間保持を設けた解析において機械的せん断疲労負荷の大きさ、すなわち変位振幅を $5\mu\text{m}$ と $9\mu\text{m}$ に変えて硬化則の影響を検討した。Table 6とTable 7にそれぞれ変位振幅を $5\mu\text{m}$ と $9\mu\text{m}$ における解析結果を示す。Table 5, 6, 7から変位振幅が大きくなると両硬化則における最大相当応力、非線形ひずみ、非線形ひずみ振幅の誤差が小さくなることがわかる。特に変位振幅が $9\mu\text{m}$ の場合は非線形ひずみ振幅は誤差が4%で両硬化則においてほぼ一致している。変位振幅が $5\mu\text{m}$ の場合は非線形ひずみ振幅の誤差が15%であるが、負荷時間を長く(6分)取ると負荷時にクリープひずみが大きく発生し、非線

Table 4. Equivalent stress and nonlinear strain by triangular wave ($\Delta\delta=7\mu\text{m}$)

	Iso	Kine	Iso/Kine
Equivalent stress	71.6	51	1.40
ϵ	0.117	0.160	0.73
$\Delta\epsilon$	0.0129	0.0168	0.77

Table 5. Equivalent stress and nonlinear strain by trapezoid wave with 15 minutes holding time

	Iso	Kine	Iso/Kine
Equivalent stress	71.8	51.4	1.40
ϵ	0.153	0.176	0.87
$\Delta\epsilon$	0.0173	0.0185	0.93

Table 6. Equivalent stress and nonlinear strain by trapezoid wave ($\Delta\delta=5\mu\text{m}$)

	Iso	Kine	Iso/Kine
Equivalent stress	69.2	47.8	1.45
ϵ	0.095	0.115	0.83
$\Delta\epsilon$	0.0103	0.0122	0.85

Table 7. Equivalent stress and nonlinear strain by trapezoid wave ($\Delta\delta=9\mu\text{m}$)

	Iso	Kine	Iso/Kine
Equivalent stress	73.3	54.8	1.34
ϵ	0.212	0.233	0.91
$\Delta\epsilon$	0.0236	0.0245	0.96

Table 8. Equivalent stress and nonlinear strain (in trapezoid wave of $5\mu\text{m}$ amplitude with 6 minutes loading time)

	Iso	Kine	Iso/Kine
Equivalent stress	58.9	47	1.25
ϵ	0.101	0.116	0.87
$\Delta\epsilon$	0.0109	0.0122	0.89

形ひずみ振幅の誤差は11%と大幅に小さくなる(Table 8)。

両硬化則における非線形ひずみの誤差の発生は等方硬化による応力の上昇が原因である。Fig. 12に両硬化則におけるSn-8Zn-3Biはんだ接合部のせん断ひずみの分布を示す。ひずみ集中部(領域A, C)においては等方硬化則(A)より移動硬化則(C)で発生するひずみが大きい, 非ひずみ集中部(領域B, D)では移動硬化則(D)より等方硬化則(B)でひずみが大きく発生している。すなわち, 等方硬化の場合はひずみのはんだ接合部の全体に分散して生じるため, ひずみ集中部の値が低下する。

3.2 温度サイクル解析

ここではさらにSn-3.5Ag-0.75CuとSn-8Zn-3Bi鉛フリーはんだに対して熱疲労サイクル解析の応力・非線形ひずみ評価における硬化則についても検討を行った。はんだパンブに熱膨張差によるミスマッチを与えるため, シリコンチップとFR-4基板の間に2つのはんだパンブが実装されたBGA試験片を解析に用いた。解析モデルをFig. 13に, 解析で用いた各温度におけるはんだの材料特性をTable 9に示す。温度範囲は $-40^{\circ}\text{C}\sim 125^{\circ}\text{C}$ と $-20^{\circ}\text{C}\sim 85^{\circ}\text{C}$ で, 温度変化時間は3分で, ピーク温度における保持時間は15分で

(a) In isotropic hardening rule

(b) In Kinematic hardening rule

Fig. 12 Distribution of shear strain in Sn-8Zn-3Bi solder joint

Fig. 13 Analysis model for thermal loading

ある。解析は4サイクルまで行い, Fig. 14に示すように非線形ひずみ振幅($\Delta\epsilon$)は4サイクル目の非線形ひずみの振幅を測定した。

まず, $-40^{\circ}\text{C}\sim 125^{\circ}\text{C}$ の温度範囲のSn-3.5Ag-0.75CuとSn-8Zn-3Biはんだの解析結果をそれぞれTable 10とTable 11に示す。 $-40^{\circ}\text{C}\sim 125^{\circ}\text{C}$ の温度範囲でははんだ材に関係せず, 両硬化則における最大相当応力と非線形ひずみの誤差は10%以下である。 $-20^{\circ}\text{C}\sim 85^{\circ}\text{C}$ の温度範囲でも非線形ひずみ振幅の誤差15%程度で収まっている(Table 12, 13)。また, 温度サイクル解析においても温度変化時間を若干長く(10分)取ることで, 両硬化則における最大相当応力の差を10%程度で収めることが可能である(Table 14)。

Table 9. Material properties of each solder material used in thermal cycle analysis

Temperature °C	Sn-3.5Ag-0.75Cu				Sn-8Zn-3Bi			
	Plastic property		Creep property (Norton)		Plastic property		Creep property (Norton)	
	Strain	Stress (MPa)	A (MPa/h)	n	Strain	Stress (MPa)	A (MPa/h)	n
-40	0.0000	29.0	5.09E-22	13.19	0.00	58.0	8.43E-32	16.13
	0.0214	48.4			0.03	113.0		
-20	0.0000	27.5	1.24E-20	12.54	0.00	53.0	1.30E-28	14.66
	0.0214	45.9			0.03	103.0		
0	0.0000	25.0	3.00E-19	11.90	0.00	103.0	2.00E-25	13.19
	0.0214	41.7			0.03	86.0		
20	0.0000	23.0	7.29E-18	11.25	0.00	37.0	3.08E-22	11.72
	0.0214	38.3			0.03	73.0		
40	0.0000	21.0	1.77E-16	10.64	0.00	32.0	4.75E-19	10.25
	0.0214	35.0			0.03	59.0		
60	0.0000	18.9	4.30E-15	9.97	0.00	25.0	7.31E-16	8.78
	0.0214	31.6			0.03	46.0		
80	0.0000	17.0	1.04E-13	9.32	0.00	19.0	1.13E-12	7.31
	0.0214	28.3			0.03	34.0		
100	0.0000	15.2	2.54E-12	8.68	0.00	17.0	1.74E-09	5.84
	0.0214	25.3			0.03	28.0		
120	0.0000	13.4	6.16E-11	8.04	0.00	15.0	2.68E-06	4.37
	0.0214	22.4			0.03	22.0		
130	0.0000	12.9	3.04E-10	7.72	0.00	14.0	1.05E-04	3.64
	0.0214	21.6			0.03	20.0

Fig. 14 Nonlinear strain of Sn-3.5Ag-0.75Cu solder joint (-40°C to 125°C)

3.3 解析時間

Table 15 に各解析における CPU Time を示す。Table 15 の CPU Time はそれぞれの解析の平均時間で、解析を行ったパソコンの性能は XEON の 1.8GHz*2CPU, 2.3GB Memory である。また、機械的負荷解析は 5 サイクル、温度サイクル解析は 4 サイクルまでの解析時間である。移動硬化則を用いた場合は収束性が悪く、機械的負荷の解析では約 5 倍、温度サイクルの解析では約 3 倍程度等方便化則を用いた計算より計算時間が長くなる。

4. 考 察

繰り返し機械的せん断変位や温度サイクル負荷を受けるはんだ接合部の応力・非線形ひずみ評価におけるはんだ材

Table 10. Equivalent stress and nonlinear strain of Sn-3.5Ag-0.75Cu (−40°C to 125°C)

	Iso	Kine	Iso/Kine
Equivalent stress	41.1	37.7	1.09
ϵ	0.306	0.339	0.90
$\Delta\epsilon$	0.0383	0.0423	0.91

Table 11. Equivalent stress and nonlinear strain of Sn-8Zn-3Bi solder (−40°C to 125°C)

	Iso	Kine	Iso/Kine
Equivalent stress	79.5	79.2	1.0
ϵ	0.268	0.295	0.91
$\Delta\epsilon$	0.0328	0.0352	0.93

Table 12. Equivalent stress and nonlinear strain of Sn-3.5Ag-0.75Cu (−20°C to 85°C)

	Iso	Kine	Iso/Kine
Equivalent stress	36.5	31.1	1.17
ϵ	0.145	0.165	0.88
$\Delta\epsilon$	0.0183	0.0208	0.88

Table 13. Equivalent stress and nonlinear strain of Sn-8Zn-3Bi solder (−20°C to 85°C)

	Iso	Kine	Iso/Kine
Equivalent stress	70.9	60.3	1.18
ϵ	0.124	0.148	0.84
$\Delta\epsilon/2$	0.0152	0.0179	0.85

Table 14. Equivalent stress and nonlinear strain of Sn-8Zn-3Bi solder (−20°C to 85°C with 10 minutes temperature change time)

	Iso	Kine	Iso/Kine
Equivalent stress	65	59	1.10
ϵ	0.127	0.149	0.85
$\Delta\epsilon/2$	0.0156	0.0182	0.86

Table 15. CPU Time in each analysis

	Kine (hour)	Iso (hour)	Kine/Iso
Mechanical fatigue analysis (element: 6336, node: 7328)	31	6.3	4.92
Thermal cycle analysis (element: 12672, node: 14601)	46	16	2.87

の硬化則の影響について調べた結果、機械的せん断負荷においては、保持時間を設ける場合は移動硬化則と等方硬化則を用いた解析結果から得られたはんだ接合部の非線形ひずみ振幅の差は10%程度である (Table 3, 5, 7, 8)。温度サイクル解析においても、はんだ材の種類と関係なく両硬化則における非線形ひずみ振幅の誤差は大きくても15%である (Table 13)。はんだ接合部の疲労寿命評価には Coffin-Manson 則が主に用いられているが、Coffin-Manson 則でははんだ接合部の疲労寿命とはんだ接合部に発生する非線形ひずみが両対数関係で表されている^{1)~4),11),12)}。また、電子デバイスはんだ接合部の疲労寿命におけるばらつきを考えると、非線形ひずみ振幅の10%~15%以下の誤差は接合部の疲労寿命評価にそれほど大きな影響を与えないと思われる。

機械的繰返しせん断負荷の解析において、はんだ接合部の応力を評価する場合は Sn-3.5Ag-0.75Cu はんだでは両硬化則における最大相当応力の差が十数パーセントである (Table 2, 3) が、加工硬化の大きい Sn-8Zn-3Bi はんだでは両硬化則における最大相当応力の差が40%と大きくなる (Table 5)。また、温度サイクル解析でははんだ接合部の応力評価における両硬化則の誤差が十数パーセント生じている (Table 10~14)。このように応力の評価において両硬化則の差が大きい理由は、変位または温度の負荷時において等方硬化による影響が大きく現れているためである。著者らは負荷時においての等方硬化の影響をなくし、また解析の収束性を向上させるため、移動硬化則を適用し、負荷時にはクリープを考慮せず保持時間のみクリープを考慮した弾塑性・クリープ解析について検討を行った。Table 16 と Table 17 はそれぞれ Sn-8Zn-3Bi はんだの機械的負荷解析と温度サイクル解析の結果である。非線形ひずみの誤差はわずか数パーセントで、応力の評価における誤差は10%以下の精度のよい結果が得られた。負荷時に移動硬化則を考慮することで応力の誤差が小さくなり、保持時のクリープ変形によって応力が十分緩和され、非線形ひずみの評価においても精度が良くなった。解析に使用した塑性特性が実際にはんだパンプに発生するひずみ速度に近い値であるため、負荷時にクリープが考慮されなくても応力の誤差が大きくなる結果となった。このように負荷時にクリープを考慮しなければ収束性も特に問題とならないため、計算時間も短縮できる。

また、機械的疲労試験と温度サイクル試験において一般

Table 16. Equivalent stress and nonlinear strain of Sn-8Zn-3Bi solder (by trapezoid wave $\Delta\delta=7\mu\text{m}$)

	Kine I (Partial Elasto-plasticity/Creep)	Kine II (Full Elasto-plasticity/Creep)	Kine I/Kine II
Equivalent stress	52	51.4	1.01
ϵ	0.1754	0.1759	0.99
$\Delta\epsilon/2$	0.01846	0.01852	0.99

Table 17. Equivalent stress and nonlinear strain of Sn-8Zn-3Bi solder (-40°C to 125°C)

	Kine I (Partial Elasto-plasticity/Creep)	Kine II (Full Elasto-plasticity/Creep)	Kine I/Kine II
Equivalent stress	87.0	79.2	1.10
ϵ	0.293	0.295	0.99
$\Delta\epsilon/2$	0.0342	0.0352	0.97

に行われる試験範囲内であれば、はんだ周辺の構造や剛性、負荷条件が若干変わっても上記の結果は大きく変わらないと考えられる。

5. まとめ

本研究では鉛フリーはんだ接合部の機械的疲労試験と有限要素法(FEM)解析を用いて、鉛フリーはんだ接合部の応力・非線形ひずみの評価における硬化則の影響を調べた。機械的せん断疲労試験の結果から、Sn-3.5Ag-0.75CuとSn-8Zn-3Biはんだは移動硬化の硬化特性を示すことが確認された。

機械的負荷解析において、Sn-3.5Ag-0.75Cuはんだは加工硬化がそれほど大きくないため、はんだ接合部の非線形ひずみ振幅の評価における両硬化則の誤差が小さい(10%)が、加工硬化の大きいSn-8Zn-3Biはんだではその誤差は若干上昇し、15%に収まる。温度サイクル解析では温度範囲によって、非線形ひずみ振幅の両硬化則における誤差が変わるが最大でも15%である。しかし、はんだ接合部の非線形ひずみ振幅の評価において、10%~15%以下の誤差は接合部の疲労寿命評価にそれほど大きな影響を与えないと考えられるので、Sn-3.5Ag-0.75CuとSn-8Zn-3Bi鉛フリーはんだ接合部の有限要素解析において、解析環境に注意すれば移動硬化のかわりに等方硬化を用いてはんだ接合部の非線形ひずみを評価することが可能であると考えられる。

はんだ接合部の応力を評価する場合は、機械的負荷解析でははんだ材料によって両硬化則の誤差が40%まで大きくなる。また、温度サイクル解析においても両硬化則の誤差が十数パーセント発生した。しかし、機械的負荷解析と温度サイクル解析において移動硬化則を適用し、負荷時にはクリープを考慮せず保持時間のみクリープを考慮した弾塑性・クリープ解析を行うと、収束性に問題なく応力・非線形ひずみの評価における誤差が10%以下の精度のよい結果が得られる。

(2003.8.17-受理)

文 献

- 1) Q. Yu and M. Shiratori: "Fatigue-Strength Prediction of Micro-Electronics Solder Joints under Thermal Cyclic Loading", IEEE Trans. Comp., Hybrids, Manufact. Technol., Vol. **20**, No. 3, pp. 266-273, 1997
- 2) M. Mukai, T. Kawakami, K. Takahashi, K. Kishimoto and T. Shibuya: "Thermal Fatigue Life of Solder Bumps in BGA", JSME International A, Vol. **41**, No. 2, p. 260, 1998
- 3) T. J. Kilinski, J. R. Lesniak and B. I. Sandor: "Modern Approaches to Fatigue Life Prediction of SMT Solder Joints", Solder Joint Reliability: Theory and Applications, Ed. by J. H. Lau, pp. 384-390, 1991
- 4) H. L. J. Pang, Y. T. Kwok and C. W. SeeToh: "Temperature Cycling Fatigue Analysis of Fine Pitch Solder Joints": Proc. of Interpack '97, Vol. **2**, pp. 1495-1500, 1997
- 5) P. Biocca: "Global Update on Lead-Free Solders", Proc. Surface Mount International, pp. 705-709, 1998
- 6) 森 孝男, 佐山利彦, 于 強, 青木秀明, 垣野 学: "鉛フリーはんだの非線形変形物性", mate2002, pp. 227-230, 2002
- 7) Q. Yu, D.-S. Kim, M. Shiratori, M. Kakino and H. Aoki: "The Effect of Intermetallic Compound on Thermal Fatigue Reliability of Lead-Free Solder Joints", Proceedings of InterPACK '01, IPACK2001-15751, 2001
- 8) 石川博将: "固体の非線形力学", 養賢堂, p. 15, 2000
- 9) 伊東伸孝, 作山誠樹: "鉛フリーはんだの機械特性", 鉛フリーはんだ接合部の信頼性評価, pp. 1-8, 信頼性解析技術シンポジウム, エレクトロニクス実装学会, 2001
- 10) 于 強, 白鳥正樹: "BGAはんだ接合部の形状を考慮した疲労寿命評価", エレクトロニクス実装学会誌, Vol. **1**, No. 4, pp. 278-283, 1998
- 11) S. S. Manson: "Interfaces between Fatigue Creep and Fracture", Int. J. of Fracture Mechanics, Vol. **2**, No. 1, pp. 327-363, 1966
- 12) S. S. Manson: "Thermal Stress and Low Cycle Fatigue", McGraw-Hill Book Company, New York, 1996