63Sn-37Pb はんだの多軸低サイクル疲労†

山 本 隆 栄* 坂 根 政 男**
大 南 正 瑛** 山 田 毅***

Multiaxial Low Cycle Fatigue of 63Sn-37Pb Solder

by

Takaei YAMAMOTO*, Masao SAKANE**, Masateru OHNAMI**
and Takeshi YAMADA***

This paper describes the tension-torsion low cycle fatigue (LCF) of 63Sn-37Pb solder tube specimens. Tension-torsion LCF tests were carried out at the strain rate of 0.5 %/s, and suitability of strain and stress parameters for correlating multiaxial LCF lives was discussed. The Mises' strain, the maximum principal strain and the equivalent strain based on crack opening displacement are appropriate for the data correlation, but no stress parameter exists for correlating the multiaxial LCF within a factor of two scatter band. The Mises' stress gives a relatively small scatter of the data. In the tension tests, main cracks were propagated in the direction normal to the maximum principal strain, whereas they propagated in the principal shear direction in the torsion tests. The transition of crack propagation direction was found at the principal strain ratio of $-0.54 \sim -0.64$, where the principal strain ratio is defined as the ratio of the minimum principal strain to the maximum principal strain.

Key words: Solder, Electric devices, Multiaxial low cycle fatigue, Multiaxial strain parameter, Multiaxial stress parameter, Crack propagation direction

1 緒 言

電子デバイスの接合には一般的にはんだが用いられることが多いが、熱膨張係数の異なる材料で構成される電子デバイスのはんだ接合部には、電源の on/off によって繰返し熱ひずみが発生する。電子デバイスの高集積化に伴い、はんだ接合部の力学条件はより厳しくなる傾向にあり、高い信頼性の電子デバイスの開発のためには、はんだ接合部の高精度の寿命予測法の確立が必要不可欠である。

例えばフリップチップ型のはんだ接合部の場合は、せん断負荷が熱膨張係数の差に伴って発生し、さらに、実装基板のそりに伴って引張負荷が重畳されることになる。したがって、電子デバイスに使用されるはんだ接合部の高精度な寿命評価法の確立のためには、① はんだの多軸応力下でのクリープ疲労寿命推定法の確立、② はんだ接合部での応力-ひずみ推定法の確立、③ 実験室で得られた標準サイズ試験片での結果の微小サイズの実装はんだへの適用性、④ はんだの電気化学的問題等がある。

① の多軸応力下におけるクリープ疲労の研究例はほとんどなく、多軸低サイクル疲労の研究例^{1), 2)}はあるものの、引張・圧縮あるいは繰返しねじりで行われており、それらの組合せ負荷下での研究例は少ない。また、実験技術上の問題から、中空円筒試験片を用いて、ひずみ制御の多軸低サイクル疲労試験を実施した例は皆無である。② の応力-ひずみ推定には、通常有限要素法 (FEM) が使

用されるが、FEM 解析の精度は、使用される非弾性構成式によって左右されるといっても過言ではない。しかし、はんだについては実験的検証に基づく多軸応力下での構成式の研究例がほとんどない現状にある。また、③、④ については、これまでほとんど研究例がないといっても過言ではない。

本研究では、上述した①のはんだの多軸応力下でのクリープ疲労寿命推定法の確立の基礎的研究として、63Sn-37Pb はんだの薄肉中空円筒試験片を用いて、引張・圧縮、繰返しねじりおよびそれらの組合せ負荷下で高温多軸低サイクル疲労試験をひずみ制御の下で実施した。はんだの多軸低サイクル疲労寿命評価法について考察するとともに、き裂モード、繰返し構成関係についても考察した。

2 実験方法

本研究で用いた供試材は 63Sn-37Pb はんだで、その化学成分を Table I に示す。まず、外径 45 mm、長さ 120 mm の円柱を鋳造し、鋳造された円柱から、Fig. 1 に示す外形 12 mm、内径 9 mm の中空円筒試験片を機械加工で作成した。試験片には標点部をバフ研磨した後、

Table I. Chemical composition of the material tested (wt. %).

Sn	Sb	Bi	Pb
62.54%	0.003%	0.001%	Bal.

† 原稿受理 平成 6 年 9 月 8 日 Received Sep. 8, 1994

* 立命館大学大学院 〒525-77 草津市野路町, Graduate Student, Ritsumeikan Univ., Noji-cho, Kusatsu, 525-77

** 正 会 員 立命館大学理工学部機械工学科 〒525-77 草津市野路町, Dept. of Mech. Eng., Ritsumeikan Univ., Noji-cho, Kusatsu, 525-77

*** 日本 IBM (株)テクノロジー開発統括本部野洲研究所 〒520-23 滋賀県野洲郡野洲町, Yasu Tech. Application Lab., IBM Japan Ltd., Yasu-gun, Shiga, 520-23

373K × 2hr → air cooling

Fig. 1. Shape and dimensions of the specimen tested.

組織の安定化のために、373K で 2 時間の保持後、空冷の熱処理を施したものを試験に供した。

試験には、引張・圧縮および繰返しねじりを負荷することのできる多軸低サイクル疲労試験用電気・油圧サーボを用いた。ひずみの計測には、試験片軸方向と同方向に垂直な方向のひずみを独立して計測することのできる、渦電流センサーを用いた伸び計を製作・使用した。伸び計は試験片に対する押しつけ力になるべく小さく、かつ安定するように、あらかじめ塗布したエポキシ樹脂にくばみを設けて、そこに伸び計先端を押し当ててゴムで軽く試験片に固定した。エポキシ樹脂塗布の影響を調べるため、試験終了後の試験片についてエポキシ樹脂を除去し、走査電子顕微鏡 (SEM) を用いて観察したが、とくに他の場所と差もなく、副き裂なども観察された。また、エポキシ樹脂塗布面積は平行部全体の 3 % 以下である点も考慮して、樹脂塗布は実験結果には影響を及ぼさないものと判断した。

試験片の加熱には上下のプルロッド部に出力 100 W のバンドヒータをそれぞれ取付けて、試験片の温度が 313K 一定となるようにした。試験片の温度はサーミスタで計測し、PID 制御でバンドヒータの出力を調整した。なお、試験中の温度変動は $\pm 1\text{K}$ 以内であった。

Fig. 2 に試験に採用したひずみ経路を $\gamma/\sqrt{3}-\epsilon$ 線図上に示す。ここで、 γ は試験片軸方向に垂直な面でのせん断ひずみであり、 ϵ は同軸方向の垂直ひずみである。また、多軸状態を定義するために、主ひずみ比 $\phi (= \epsilon_3/\epsilon_1)$ を採用した。ここで、 ϵ_1 , ϵ_3 はそれぞれ最大主ひずみおよび最小主ひずみであり、 $\phi = -0.5$ は引張・圧縮試験、 $\phi = -1$ は繰返しねじり試験であり、 $\phi = -0.54$, -0.64 , -0.8 は引張・圧縮と繰返しねじりの組合わせ

Fig. 2. Strain paths.

試験である。なお、主ひずみ比の算出に際しては、ポアソン比 (ν) を体積不変則から 0.5 と仮定した。

ひずみ波形には Mises 型の相当ひずみ速度 ($\dot{\epsilon}_{eq}$) が 0.5 %/sec の完全両振対称三角波 (PP 波) を採用した。本研究では、破損繰返し数 N_f を試験片軸方向の応力範囲 ($\phi = -1$ では、せん断応力の応力範囲) が定常状態から 25 % 低下したときの繰返し数として定義した。

3 実験結果および考察

3.1 ひずみ速度決定試験

はんだは融点が約 456K であることから、常温においても明瞭なクリープ現象を呈する。したがって、通常の耐熱鋼の低サイクル疲労試験に用いられる 0.1 %/sec 程度のひずみ速度では、クリープの影響が含まれてしまう可能性がある。クリープの影響を受けない低サイクル疲労試験のひずみ速度を決定するための試験をまず実施した。

この試験では、試験片は上述の熱処理を施していない試験片と熱処理を施した試験片の 2 種類を用いた。前者は試験温度 298K、後者は 313K で Mises 型の相当ひずみ範囲 ($\Delta\epsilon_{eq}$) を一定として、同ひずみ速度 ($\dot{\epsilon}_{eq}$) を 10 サイクルごとに順次増加させる繰返しねじり試験を行った。Fig. 3 に Mises 型の相当ひずみ速度 ($\dot{\epsilon}_{eq}$) と Mises 型の相当応力範囲 ($\Delta\sigma_{eq}$) との関係を示す。

$\dot{\epsilon}_{eq}$ が 0.001 %/sec ~ 0.05 %/sec の範囲では、 $\dot{\epsilon}_{eq}$ の増加に伴って $\Delta\sigma_{eq}$ が大きく増加しているが、 $\dot{\epsilon}_{eq}$ が 0.05 %/sec 以上の範囲では、 $\dot{\epsilon}_{eq}$ の増加に伴う $\Delta\sigma_{eq}$ の増加割合は小さくなり、 $\dot{\epsilon}_{eq}$ が 0.3 %/sec 以上では、 $\Delta\sigma_{eq}$ の $\dot{\epsilon}_{eq}$ の増加に伴う増加はさらに小さくなるのがわかる。しかし、 $\dot{\epsilon}_{eq}$ が 2.0 %/sec でも応力はわずかに増加しており、完全にクリープの影響がない低サイクル疲労試験を行うためには、それよりも速いひずみ速度での試験が必要であると思われる。しかし、ここでは実験技術上の問題も加味して、低サイクル疲労試験でのひずみ速度は 0.5 %/sec を採用した。

また、熱処理を施した試験片においては、熱処理を施していない試験片よりも $\Delta\sigma_{eq}$ がかなり小さくなってい

Fig. 3. Effect of Mises' equivalent strain rate on Mises' equivalent stress range.

Fig. 4. Correlation of low cycle fatigue lives with strain parameters.

るものの、 $\Delta \sigma_{eq}$ のひずみ速度依存性については両者間に大きな差はない。なお、前者の試験片の応力振幅が後者の試験片のそれに較べて低下した原因は、共晶組織の粗さと試験温度によるものがあると考えられる。この点については、組織観察も含めて、今後明確にしていける必要があると考えられる。

3・2 各種寿命評価パラメータによる多軸低サイクル疲労寿命の整理

3・2・1 ひずみ基準パラメータによる多軸低サイクル疲労寿命の整理 Mises型の相当ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_{eq}$ 、最大主ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_1$ 、最大せん断ひずみ範囲 $\Delta \gamma_{max}$ およびき裂開口変位 (COD) に基づく相当ひずみ範囲 $\Delta \epsilon^*$ の4種類のひずみ基準パラメータを用いて寿命整理を行った。なお、き裂開口変位 (COD) に基づく相当ひずみ範囲 $\Delta \epsilon^*$ は次式で示される。

$$\Delta \epsilon^* = \beta \Delta \epsilon_1 (2 - \phi)^{m'}, \quad \beta = 1.83, \quad m' = -0.66 \quad (1)$$

ここで、 $\Delta \epsilon_1$ は最大主ひずみ範囲、 β および m' は材料に依存しない定数である。

Fig. 4(a)~(d)に寿命整理結果を示す。図中の実線は引張・圧縮試験 ($\phi = -0.5$) のデータを基準に引いたものであり、破線はその係数2の範囲を示している。Fig. 4(a)の $\Delta \epsilon_{eq}$ による寿命整理では、 $\phi = -1$ の高ひずみ範囲の2つのデータがやや長寿命側に外れているが、ほとんどのデータは係数2の範囲内で整理されている。Fig. 4(b)の $\Delta \epsilon_1$ による寿命整理では、ほとんどのデータは係数2の範囲内で整理されており、データのばらつきは $\Delta \epsilon_{eq}$ による整理と比べて小さい。Fig. 4(c)の $\Delta \gamma_{max}$ に

よる寿命整理の傾向は、 $\Delta \epsilon_{eq}$ による寿命整理と同様であるが、 $\Delta \epsilon_{eq}$ の場合よりもばらつきが大きい。Fig. 4(d)の $\Delta \epsilon^*$ による寿命整理では、 $\phi = -1$ のデータがわずかに低寿命側に外れているが、ほとんどのデータが係数2の範囲内で整理されている。

以上から、ひずみ基準の寿命評価パラメータとしては、 $\phi = -1$ のデータにばらつきがあるがMises型の相当ひずみ範囲、最大主ひずみ範囲およびCODひずみ範囲が有効であることがわかった。とくに、最大主ひずみ範囲による整理結果が最も少ないばらつきで整理可能であった。

SUS304鋼⁴⁾やCr-Mo-V鋼⁵⁾においては、Mises型の相当全ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_{eq}$ を用いた高温多軸低サイクル疲労寿命の整理では、 $\phi = -1$ のデータが係数2の範囲から外れて長寿命側に整理される傾向にあった。しかし、インコネル738LCニッケル基超合金⁶⁾の同様のデータ整理においては、今回実験を行ったはんだと同様に $\Delta \epsilon_{eq}$ でほぼ係数2の範囲で寿命整理が可能であった。これらのことは多軸低サイクル疲労寿命の整理結果は、材料依存があることを示唆しているものと思われる。

3・2・2 応力基準パラメータによる多軸低サイクル疲労寿命の整理 応力基準パラメータとしてはMises型の相当応力範囲 $\Delta \sigma_{eq}$ 、最大主応力範囲 $\Delta \sigma_1$ 、最大せん断応力範囲 $\Delta \tau_{max}$ およびき裂開口変位 (COD) に基づく相当応力範囲 $\Delta \sigma^*$ の4種類を用いて寿命整理を行った。なお、き裂開口変位 (COD) に基づく相当応力範囲 $\Delta \sigma^*$ は次式で示される。

Fig. 5. Correlation of low cycle fatigue lives with stress parameters.

$$\Delta\sigma^* = \alpha(2 - \lambda)^m \Delta\sigma_1, \quad \alpha = 0.57, \quad m = 0.81 \quad (2)$$

ここで、 λ は主応力比であり、 $\lambda = \sigma_3 / \sigma_1$ (σ_3 は最小主応力)と表される。 α および m は材料に依存しない定数である。なお、それぞれの値は破損繰返し数 N_f の1/2の時の値を代表値として用いた。

Fig. 5(a)~(d)に4種類の応力基準パラメータによる破損寿命の整理結果を示す。Fig. 5(a)の $\Delta\sigma_{eq}$ による寿命整理では、いくつかのデータが、とくに $\phi = -1$ のデータが長寿命側に外れているが、ほとんどのデータは係数2の範囲内で整理されている。Fig. 5(b)の $\Delta\sigma_1$ による寿命整理では、 $\phi = -1$ のデータが係数2の範囲から大きく外れて低寿命側に整理されている。Fig. 5(c)の $\Delta\tau_{max}$ による寿命整理は、 $\Delta\sigma_{eq}$ と同様の傾向の整理結果であるが、 $\phi = -1$ のデータが $\Delta\sigma_{eq}$ の場合よりも低寿

命側に位置している。Fig. 5(d)の $\Delta\sigma^*$ による寿命整理では、 $\phi = -1$ のデータが $\Delta\sigma_1$ による整理結果ほどではないが、係数2の範囲から外れて低寿命側に整理されている。

以上から、応力基準の寿命評価パラメータはいずれもひずみ基準のパラメータに比べてばらつきが大きかったが、 $\Delta\sigma_{eq}$ による寿命整理が比較的良好であった。

3・2・3 ひずみエネルギーによる多軸低サイクル疲労寿命の整理 ひずみや応力単独のパラメータによる寿命整理では、整理結果にばらつきがあった。例えばFig. 4(a)とFig. 5(a)を比べてみると、Fig. 4(a)でひずみの小さいものの方がFig. 5(a)で応力が高くなっているものがある。このことから、ひずみおよび応力の両方を考慮した相当ひずみエネルギー $\Delta\bar{E}$ で寿命整理を行った。なお、 $\Delta\bar{E}$ としては次式のものを用いた。

$$\Delta\bar{E} = \sqrt{(\Delta\sigma\Delta\varepsilon)^2 + (\Delta\tau\Delta\gamma)^2} \quad (3)$$

Fig. 6に $\Delta\bar{E}$ による整理結果を示す。ほとんどのデータが係数2の範囲内で整理されており、また、ひずみ基準や応力基準のパラメータによる整理結果よりもわずかにばらつきが少ないことがわかる。

3・3 き裂観察結果

Fig. 7に低サイクル疲労試験を行った後の試験片表面のSEMによるき裂写真を示す。試験は $\Delta\varepsilon_{eq} = 0.7\%$ 、主ひずみ比の範囲が $-1 \leq \phi \leq -0.5$ の範囲で行ったものである。き裂の方向を2つのタイプに分けて示した。1 mm以上のき裂を主き裂、100 μm 前後のき裂を副き裂とした。

Fig. 6. Correlation of low cycle fatigue lives with equivalent strain energy parameter.

Fig. 7. Crack direction at failure.

Fig. 8. Variation of crack angle with principal strain ratio at failure.

Fig. 8に2つのタイプのき裂が試験片軸方向となす角度 θ と主ひずみ比 ϕ との関係を示す。図中の実線が最大主ひずみ方向に垂直な方向を、破線が最大せん断ひずみの方向を示している。主き裂は $\phi = -0.5$ の試験では主ひずみ方向に、 $-1 \leq \phi \leq -0.64$ の範囲では最大せん断ひずみ方向に伝播していることがわかる。主ひずみ方向から最大せん断ひずみ方向へのき裂方向の遷移は $\phi = -0.54 \sim -0.64$ で発生していた。ほとんどの副き裂は試験を行ったすべての主ひずみ比の範囲で最大せん断ひずみ方向に伝播していた。

また、主き裂の形状はジグザグしていたが、その角度から主き裂は最大せん断断面方向のき裂によって構成されていることがわかる。

Fig. 9(a), (b)に試験片表面の拡大写真を示す。同図は反射電子像であり、明るい部分はPb-rich相、暗い部分はSn-rich相である。試験片表面には同図(a)に示すように $10\mu\text{m}$ 程度の微小き裂が数多く発生していた部分と同図(b)に示すように微小き裂の少ない部分が存在し

(a) $\phi = -0.54, \Delta\epsilon_{eq} = 0.7\%$. (b) $\phi = -0.5, \Delta\epsilon_{eq} = 0.5\%$.

Fig. 9. Surface of specimen.

ていた。微小き裂は図から両相の界面およびSn-rich相内部で発生していることがわかる。同図(a)のように微小き裂が多く発生している部分は高ひずみ範囲の試験で数多く観察されたが、低ひずみ範囲の試験ではほとんど観察されず試験片表面の大部分は同図(b)のようであった。また、同図(a)のような部分と副き裂あるいは主き裂の分布に直接的な関連性は見られず、副き裂あるいは主き裂の周辺は同図(b)のようになめらかである場合の方が多かった。

3・4 繰返し応力-ひずみ関係

低サイクル疲労試験中の応力範囲の繰返し数に伴う変化を一例として引張・圧縮試験の場合をFig. 10に示す。繰返し数に伴う顕著な軟化や硬化挙動は観察されず、応力範囲はき裂発生に伴い大きく低下するまでは繰返し数に対して一定となっている。しかし、高ひずみ範囲の試験では、応力範囲が繰返しの初期から徐々に応力範囲が低下しているのが観察される。この原因はき裂観察の項で述べたように微小き裂が高ひずみ範囲の試験で多く観

Fig. 10. Variation of Mises' equivalent stress range with cycles.

Fig. 11. Relationship between Mises' equivalent stress and strain.

察されたことから考えて、微小き裂の発生に伴って徐々に応力が低下したと推測されるが、今後、中断試験を通じて微小き裂の発生時期等を確認していく必要がある。

Fig. 11 (a), (b) にそれぞれ Mises 型の相当応力範囲と同全ひずみ、同塑性ひずみとの関係を示す。Mises 型の相当応力は、同全ひずみおよび同塑性ひずみによって、多軸応力下での応力-ひずみ関係を統一的に整理できることがわかる。なお、Fig. 11 (b) で $\Delta\sigma_{eq}/2 - \Delta\varepsilon_{eq}^p/2$ 関係を

$$\frac{\Delta\sigma_{eq}}{2} = A \left(\frac{\Delta\varepsilon_{eq}^p}{2} \right)^n \quad (4)$$

と表示した場合の A および n の値はそれぞれ 28.9 MPa と 0.089 であった。繰返し加工硬化指数は通常の耐熱材料と較べて小さくなっている。

4 結 言

63Sn-37Pb はんだの薄肉中空筒試験片を用いて多軸低サイクル疲労試験を行い、ひずみおよび応力基準の疲労破損パラメータ、き裂モード、繰返し構成関係につい

て考察を行った結果、以下のことが明らかになった。

(1) はんだの多軸低サイクル疲労寿命の整理には、ひずみ基準のパラメータとしては、Mises 型の相当ひずみ範囲、最大主ひずみ範囲、およびき裂開口変位に基づく相当ひずみ範囲が有効であることがわかった。とくに、最大主ひずみ範囲による整理結果が最も少ないばらつきで整理可能であった。また、応力基準のパラメータはいずれもひずみ基準のパラメータに比べてばらつきが大きかったが、応力基準のパラメータの中では Mises 型の相当応力範囲が有効であり、最大主応力範囲、最大せん断応力範囲、き裂開口変位に基づく相当応力範囲は有効ではなかった。

(2) 相当ひずみエネルギー $\Delta E = \sqrt{(\Delta\sigma\Delta\varepsilon)^2 + (\Delta\tau\Delta\gamma)^2}$ も良好な寿命整理パラメータであることが判明した。

(3) 主き裂の伝ば方向は主ひずみ比が $\phi = -0.5$ で主ひずみ方向、 $-1 \leq \phi \leq -0.64$ の範囲で最大せん断ひずみ方向であった。主ひずみ方向から最大せん断ひずみ方向への遷移は $\phi = -0.54 \sim -0.64$ で発生していた。副き裂の伝ば方向は、試験を行ったすべての主ひずみ比の範囲でほとんどが最大せん断ひずみ方向であった。

(4) はんだの多軸応力下での応力-ひずみ関係は、Mises 型の相当応力、同全ひずみ、同塑性ひずみで統一的に整理できることがわかった。

(平成 5 年 12 月 2 日 日本材料学会第 31 回高温強度シンポジウムにて講演)

参 考 文 献

- 1) 上貝康己, 谷 周一, 井上彰夫, 出水通之輔, 大野雅弘, 日本材料学会第 21 回疲労シンポジウム講演論文集, 39 (1992).
- 2) 種田元治, 奥 康浩, 上西 研, 日本機械学会論文集, A-58, 669 (1992).
- 3) T. Itoh, M. Sakane and M. Ohnami, Trans. ASME, JEMT, **116**, 90 (1994).
- 4) M. Sakane, M. Ohnami and M. Sawada, Trans. ASME, JEMT, **109**, 236 (1987).
- 5) M. Sakane, M. Ohnami and M. Sawada, Trans. ASME, JEMT, **113**, 244 (1991).
- 6) 磯部展宏, 坂根政男, 大南正瑛, 藤山一成, 岡部永年, 日本材料学会第 30 回高温強度記念シンポジウム前刷集, 59 (1992).
- 7) 下水木健二, 白藤中生, 坂根政男, 大南正瑛, 日本材料学会第 29 回高温強度シンポジウム前刷集, 21 (1991).
- 8) 伊藤隆基, 立命館大学学位論文 (1992).