

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)

于 強^{*1}, 白鳥正樹^{*1}, 王樹波^{*2}
金子誠史^{*3}, 石原達也^{*2}

Analytical and Experimental Hybrid Study on Thermal Fatigue Strength of Electronic Solder Joints

(1st Report, Rationalization of Accelerated Thermal Cyclic Test
and Evaluation of Thermal Fatigue)

Qiang YU, Masaki SHIRATORI, Shubo WANG,
Seiji KANEKO and Tatsuya ISHIHARA

Stress-strain analyses for Sn-Pb eutectic solder joints in a thin single outline package (STOP), a ball grid array (BGA) assembly, and a leadless ceramic chip carrier (LCCC) were carried out for investigation of plastic-creep behavior, and of stress relaxation behavior due to accelerated thermal cycling tests or the operating conditions. The temperature dependence of plastic behavior (yield stress) and creep behavior (creep properties) were taken into account in all numerical analyses. The results of finite element analysis (FEA) show that in an accelerated temperature cycling test, long high-temperature and low-temperature dwell times do not contribute to an increase in the cyclic inelastic equivalent strain range in solder joints, although the creep behavior occurring during the dwell times under operating conditions is very important in estimation of the fatigue life of solder joints. Based upon the results of the strain analyses, an efficient temperature cycling test process for microelectronic solder joints was proposed, and cycling tests were carried out. The experimental results show that the thermal fatigue life of microelectronic Sn-Pb eutectic solder joints can be predicted by an associated fracture parameter of total equivalent inelastic strain range, and the fatigue life of solder joints follows Coffin-Manson's law.

Key Words: Microelectronic Solder Joint, Thermal Fatigue Strength, Plastic and Creep Analyses, Finite Element Method, Accelerated Test

1. はじめに

近年の半導体産業の発展は目覚ましく、鉄鋼産業に比肩し得るまでに成長している。それに伴って産業のあらゆる分野にエレクトロニクス機器が普及し、これらの機器の使用に際して信頼性を保証する技術の確保が重要な課題となってきた。半導体製品開発の動向は小形化、大規模・高集積化であり、この相反する要求を満たすために次々と新しい技術の導入がはかられてきたが、それとともにこれまであまり問題となっていなかった強度上の諸問題が新たに組みむべき課題として浮かび上がってきた。

電子デバイス・電子機器の強度信頼性に関する問題は(1)単結晶成長、(2)半導体素子、(3)半導体パッケージ、(4)基板への実装、および(5)機構部品の五

つのレベルの問題に分けて議論することができる。これらのいずれのレベルにおいてもこの分野における強度信頼性の特徴は、

- (1) 主要な負荷形態が熱負荷である。
- (2) 小形かつ大集積である。すなわち、極めて小さいにもかかわらずその極造は極めて複雑な異種材接合極造である。
- (3) 部材の微細化に伴い、バルク材料の強度=微細部材の強度とは必ずしもならない。そのため、これらのはんだ接合部の強度信頼性評価試験は今までのように標準試験片を用いて行うことができなくなり、実構造の強度評価試験を行われなければならない。

といった点が挙げられる⁽¹⁾。

本研究では電子デバイス・電子機器の強度信頼性評価において、特に問題となっている表面実装部品のSn-Pb共晶はんだ接合部の応力・ひずみ評価手法を確立し、正確な力学評価解析結果に基づいて、はんだ接合部の熱疲労強度評価の手法を確立することを目的

* 原稿受付 1997年2月19日。

^{*1} 正員、横浜国立大学工学部(〒240-8501 横浜市保土ヶ谷区常盤台79-5)。

^{*2} 横浜国立大学大学院。

^{*3} 横浜国立大学大学院[現:京セラ(株)]。

とする。さらに、解析および熱サイクル試験の結果に基づいて、熱サイクル加速試験の効率化をはかるための加速試験法を提案する。

2. はんだ接合部の熱疲労強度評価法の 現状と問題点

Sn-Pb 共晶はんだ接合部の熱疲労強度評価法についてさまざまな研究が行われてきた⁽²⁾⁻⁽⁶⁾。まず、低サイクル疲労に対して提案された Coffin-Manson 則または修正 Coffin-Manson 則による評価である。Coffin-Manson 則は低サイクル疲労における材料の塑性すべり挙動に注目し、これによって疲労破壊を評価する手法で、式(1)のように表される。

$$N_f = a(\Delta\epsilon_p)^c \quad \dots\dots\dots(1)$$

ここで、各定数は以下のとおり、

$\Delta\epsilon_p$: 塑性ひずみ振幅

N_f : 疲労寿命

a, c : 材料定数

さらに Engelmaier によって温度サイクル周波数、最高温度、最高温度における温度保持時間や平均温度なども、疲労寿命に対して影響があると報告され、これらを含めた修正 Coffin-Manson 則が提唱されている⁽⁶⁾。

さらに、はんだ接合部の低サイクル疲労強度に対して非線形ひずみ成分(塑性成分とクリープ成分)の影響は異なることが指摘され、ひずみレンジ分割法あるいはひずみエネルギー分割法による評価法が提案されていた⁽⁷⁾⁽⁸⁾。

しかし、ここで注意しなければならないのははんだ接合部の強度評価を行うとき、評価基準の力学的パラメータ(ひずみ振幅など)は応力・ひずみ評価解析によって求めなければならない。そのため、はんだ接合部の力学的挙動を評価するために設定した解析モデルの如何によって得られた力学的評価パラメータの結果(ひずみ振幅、非線形ひずみ成分のなど)が異なって、強度信頼性実験結果に対する解釈が異なってくるのが十分考えられる。例えば、応力ひずみ評価解析モデルにおいて材料特性の温度依存性、および時間依存性(クリープ)を考慮しなければ、解析結果を用いて実験結果を評価し、疲労寿命の評価則の中に平均温度および周波数の影響を考慮した形(修正 Coffin-Manson 則)にしなければならない。一方、応力ひずみ評価解析モデルにおいて材料特性の温度依存性、時間依存性(クリープ)の影響を正確に考慮すれば、必ずしも強度評価則の中に平均温度および周波数の影響を改めて考慮する必要はなくなり、すなわち、Coffin-Manson 則

によって疲労強度を評価することができると考えられる⁽⁹⁾。

3. 応力・ひずみ評価

3-1 Sn-Pb 共晶はんだの材料特性 はんだ材のクリープ特性についてはさまざまな構成式が提案されているが、一般的に式(2)で表すことができる。

$$\dot{\epsilon}_c = \epsilon_0(\sigma)^n \exp(-Q/RT) \quad \dots\dots\dots(2)$$

ただし、 $\dot{\epsilon}_c$ は相当クリープひずみ速度、 σ (MPa) は Mises の相当応力で、 Q, R, T はそれぞれ活性化エネルギー、気体定数、絶対温度である。上式におけるクリープ定数 ϵ_0 とクリープ硬化指数 n について、向井らの実験結果から各係数は $\epsilon_0 = 3.29 \times 10^{11}$ (/hr)、 $Q/R = 13\,180.0$ 、 $n = 5.66 \times 10^{-0.00248(T-273)}$ と求められた⁽¹⁰⁾。

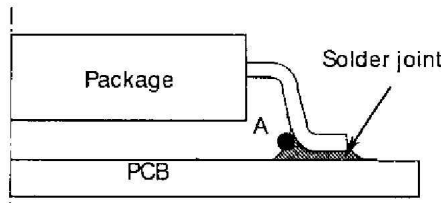
機械的特性の中でクリープ特性と同様に強い温度依存性を示す材料定数として、降伏応力が挙げられる。これについては、式(3)に示すような結果が報告されている⁽¹¹⁾。式(3)によれば、 $\sigma_y(T=125^\circ\text{C})/\sigma_y(T=20^\circ\text{C})$ は約 0.3 である。したがって降伏応力は高温時と低温時では大きく異なるため、数値解析を行う場合温度の依存性を考慮する必要があると考えられる。また、降伏応力の温度依存性ははんだ材の弾塑性挙動のみならず、クリープ挙動に対しても顕著な影響を及ぼすものである。

$$\sigma_y(T) = (81.54 - 0.183\,25 \times T) \quad (\text{MPa}) \quad \dots(3)$$

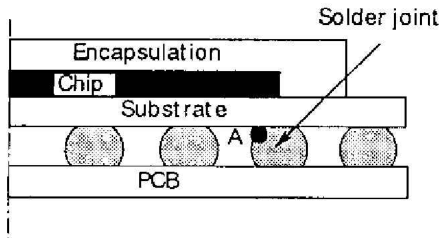
ただし、 T は絶対温度である。共晶はんだのヤング率の温度依存性に関する報告は、いくつか見受けられるが、いずれの場合も比較的顕著な温度依存性は示していない。一例として、 $E(T=120^\circ\text{C})/E(T=^\circ\text{C}) = 0.85$ のような結果が報告されている。したがって、有限要素法などにより数値解析を行う際には無視しても差し支えないものと考えられる。

3-2 解析モデル はんだ接合部の代表的なモデルを図1に示す。図1(a)に示すモデルはリード形はんだ接合部の代表形状である。図1(b)に示すモデルは、フリップチップあるいは BGA はんだ接合部を代表するはんだバンプである。図1(c)に示すモデルは LCC (Leadless Chip Carrier) である。図1に示す3種類により現在使用されているはんだ接合部のほとんどを代表することができる。図に示す A 点是非線形ひずみの集中点であり、以下の議論はすべてこのひずみ集中点の結果、すなわちこの点における非線形ひずみ範囲と疲労き裂の発生寿命に関して、まとめられたものである。

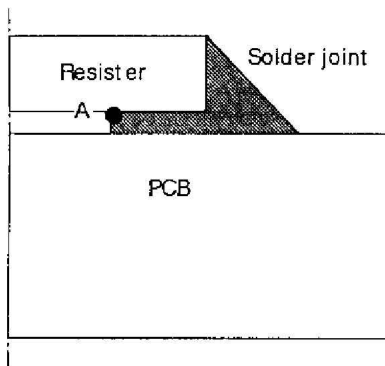
はんだ接合部の温度負荷条件は、図2に示す2種類の異なる条件が考えられる。負荷ケース1ははんだ接



(a) TSOP



(b) GBA



(c) LCC
A ● : Strain concentration point

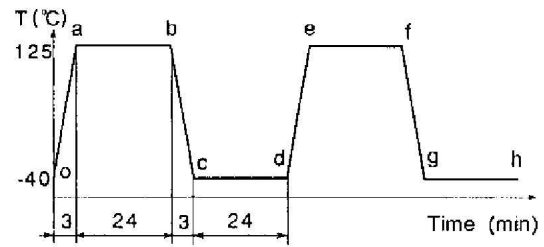
Fig.1 Surface mount assembly models

合部の過負荷熱サイクル試験(TCT)であり、一般的に製品のはんだ接合部の信頼性評価試験(品質保証試験)として使用されている。負荷ケース2は製品の実使用中の熱負荷条件をモデル化したものである。

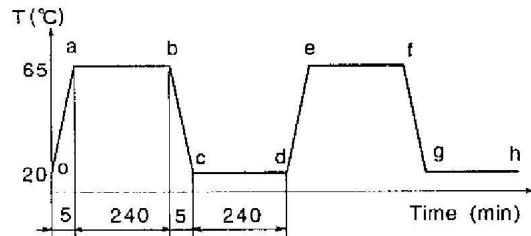
一般的に、高温環境において使用される構造物のクリープ挙動を考慮した応力・ひずみ評価手法として、負荷する(温度変化する)区間において弾塑性解析を行い、荷重の保持時間(温度の保持時間)においてクリープ解析を行う。しかし、はんだ接合部の使用温度は今までの構造用材料の使用温度より相対的にはるかに高いため、今までの経験ははんだの評価にも適用できるかどうかについて検討の必要がある。

著者らは温度変化時間において生じるはんだ接合部のクリープひずみを正確に評価することの重要性について指摘し、温度変化時間において発生するクリープひずみの評価方法について提案した⁽¹²⁾。

ここでは、解析の力学的材料モデルの違いによって

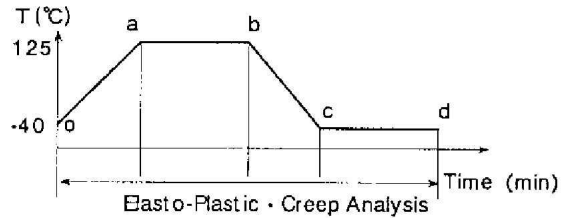


(a) Accelerated tset condition (Case 1)

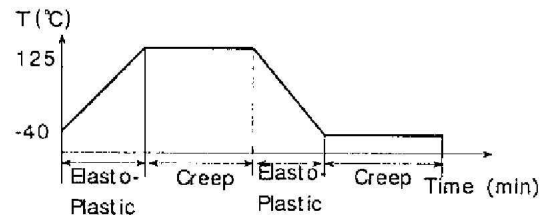


(b) Operating condition (Case 2)

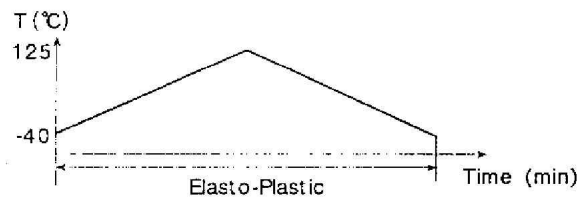
Fig.2 Thermal cycle histories used in this study



(a) Model (a)



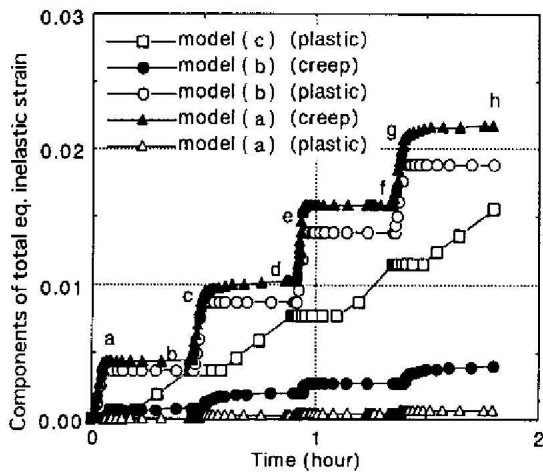
(b) Model (b)



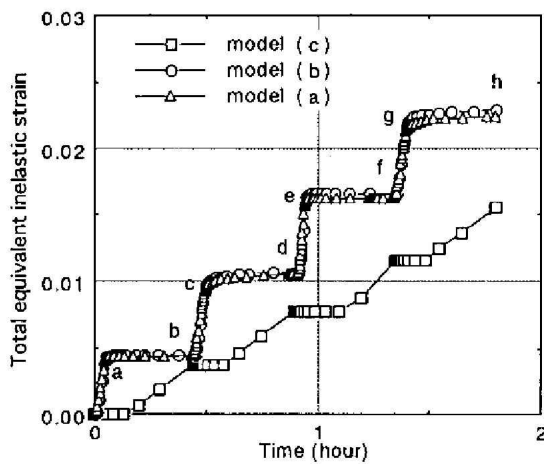
(c) Model (c)

Fig.3 3 analytical models compared in this study

解析結果に対してどのような影響を及ぼすかを調べるために、図3のような三つの解析モデルを設定した。モデル(a)では、温度変化時間において弾塑性・クリープ解析、温度保持時間においてクリープ解析を行う。モデル(b)では、温度変化時間において弾塑性解析、温度保持時間においてクリープ解析を行う。モデル(c)では、温度変化時間において弾塑性解析、温度保持時間においてクリープ解析を行う。モデル



(a) Components of total eq. inelastic strain



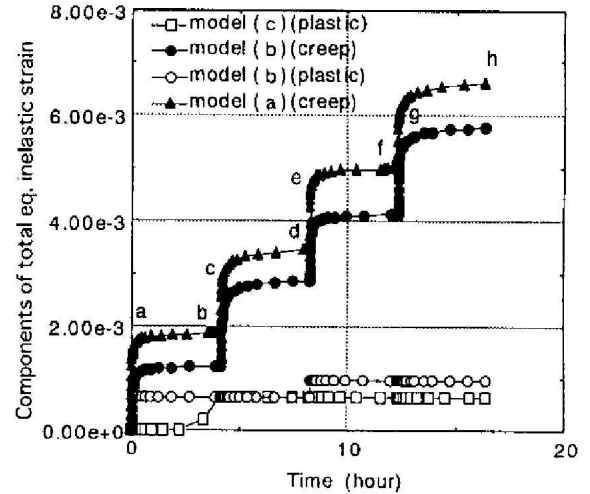
(b) Total equivalent inelastic strain

Fig. 4 Results of 3 analytical models for TSOP (Case 1)

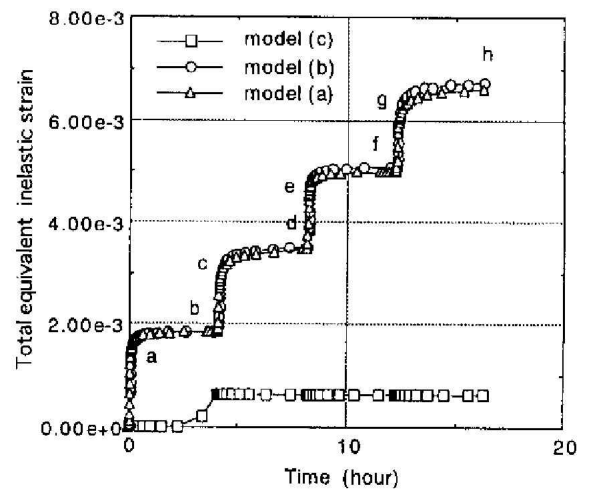
ル(c)では、はんだ材料のクリープ特性を無視し、温度変化時間の弾塑性解析のみを行う。

ガルウイング形リードはんだ接合部 [図1(a)] とBGAパッケージのはんだ接合部 [図1(b)] の解析を行い、その結果の比較を行った。図4に負荷ケース1 [図2(a)に示す過負荷試験温度サイクル] を受ける、ガルウイングはんだ接合部に生じる各相当非線形ひずみ成分(相当塑性ひずみ相当クリープひずみ成分)と、全非線形ひずみの解析結果を示す。ここでは、相当塑性ひずみ ϵ_{eqp} と相当クリープひずみ ϵ_{eqc} および相当全非線形ひずみ ϵ_{eqin} のそれぞれのひずみ増分は次式のように定義した。

$$\begin{aligned} \delta\epsilon_{eqp} &= (2/3\epsilon_{ijp} \cdot \delta\epsilon_{ijp})^{1/2} \\ \delta\epsilon_{eqc} &= (2/3\delta\epsilon_{ijc} \cdot \delta\epsilon_{ijc})^{1/2} \\ \delta\epsilon_{eqin} &= (2/3(\delta\epsilon_{ijin} \cdot \delta\epsilon_{ijin}))^{1/2} \\ &= (2/3(\delta\epsilon_{ijp} + \delta\epsilon_{ijc}) \cdot (\delta\epsilon_{ijp} + \delta\epsilon_{ijc}))^{1/2} \end{aligned} \dots\dots\dots (4)$$



(a) Components of total eq. inelastic strain



(b) Total equivalent inelastic strain

Fig. 5 Results of 3 analytical models for TSOP (Case 2)

ここでは、 ϵ_{ijp} , ϵ_{ijc} はそれぞれ塑性ひずみ、クリープひずみテンソルであり、 $\delta\epsilon_{ijp}$, $\delta\epsilon_{ijc}$ はそれぞれの増分である。

相当全非線形ひずみに関しては、モデル(a)とモデル(b)で得られた結果はほぼ同じ挙動を示したが、相当非線形ひずみの各成分に関しては、モデル(a)とモデル(b)で得られた結果は大きな違いを示した。モデル(a)では非線形ひずみの大部分はクリープひずみ成分であるが、モデル(b)では非線形ひずみ成分の大部分は塑性ひずみである。しかし、モデル(c)で得られた結果は他の結果より約3割低い値が示されている。図5に負荷ケース2 (図2に示す使用条件の温度サイクル) を受けるガルウイングはんだ接合部の結果を示す。モデル(a)とモデル(b)は図4に示す結果と同じ挙動を示しているが、モデル(c)で得られた結果はさらに低くなり、非線形ひずみの振幅は0に近い値が示

されている。すなわち、非線形ひずみ振幅を用いてはんだ接合部の強度解析を行うとき、モデル(a)でもモデル(b)でもよい評価精度が期待できるが、モデル(c)は十分な評価精度が期待できない。特に温度レンジの低い問題に対してモデル(c)の評価誤差が大きくなる。

またBGAはんだ接合部の解析結果はガルウイングと同様な結果を示した。したがって、ほとんどのケースに対して、少なくとも、保持時間中に生じるクリープひずみ量を評価しなければならないことがわかった。特に、クリープひずみと塑性ひずみによって生じるはんだ接合部のダメージを分割して強度解析を行う場合は、温度変化時間に生じるクリープひずみ成分を正確に評価する必要がある。

3.3 解析結果 図6, 7にそれぞれ図2に示す温度履歴ケース1(加速試験条件)とケース2(実際使

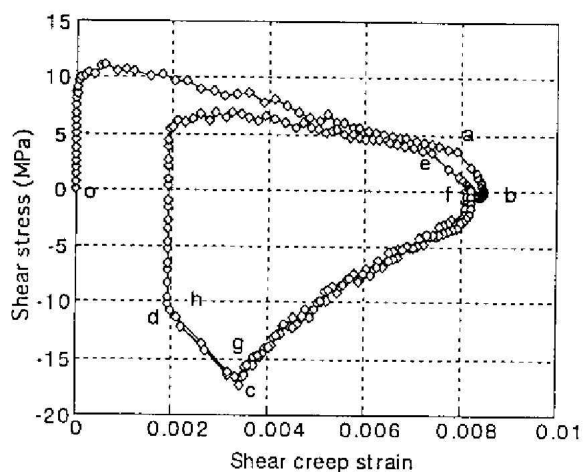


Fig. 6 Hysteresis loop of shear stress shear creep strain in TSOP (Case 1)

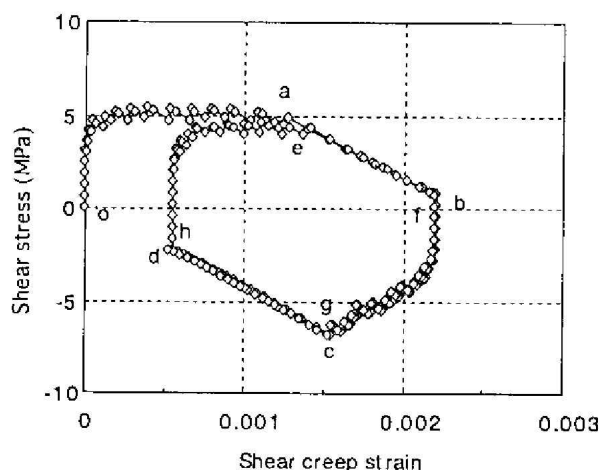


Fig. 7 Hysteresis loop of shear stress shear creep strain in TSOP (Case 2)

用条件)を受けたとき、ガルウイングはんだ接合部のA点に生じるせん断応力とせん断非線形ひずみのヒステリシスループを示す⁽⁶⁾。

図6に示すように加速試験条件では、はんだ接合部の非線形ひずみはほとんど温度変化時間 *oa* において生じ、温度保持時間 *ab* に生じるクリープひずみは無視できるほど小さい。熱サイクル試験においてははんだ接合部に与えられる負荷は温度変化によって生じるパッケージ基板間の線膨張ミスマッチであって、一種の強制変位モードである。はんだ材料の非常に強いクリープ挙動によって発生するはんだ接合部の非線形変形は、ほぼ温度変化と同時にパッケージと基板間の線膨張ミスマッチに追従することができ、温度変化が終了した時点でクリープ飽和に近い状態に達したため、応力緩和時間(温度保持時間)において発生するクリープ変形は比較的小さいものであった。

しかし、以上の解析結果は加速試験(高温は 100°C 以上, 低温は -30°C 以下)に対して成り立つものであって、すべての熱サイクル問題に対して適用できるものではない。例えば実際使用環境においてはんだ接合部が受ける温度サイクル条件の1例、負荷ケース2の図

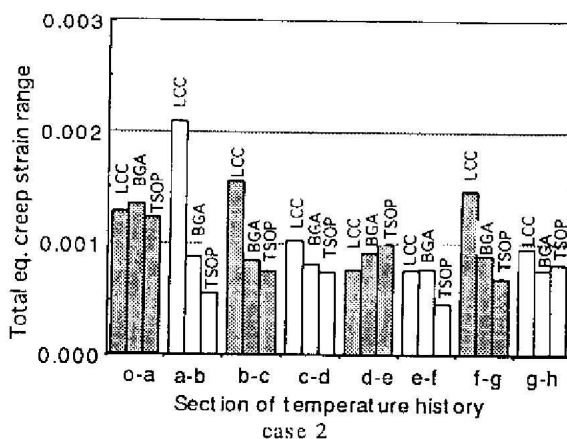
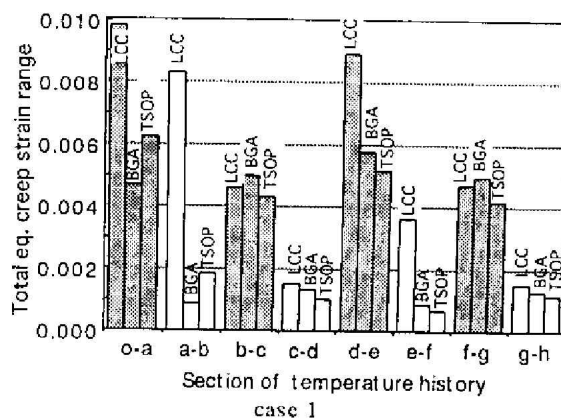


Fig. 8 Total eq. creep strain ranges arising during every section of temperature history

7に示す解析結果では、この温度条件(低温側の温度は高い)においてははんだ接合部に生じる非線形ひずみ振幅に対する保持時間の影響は重要であり、無視してはならない。したがって、使用環境のはんだ接合部の強度評価を行うとき、保持時間に生じるクリープひずみを正確に評価しなければならない。

図8に負荷ケース1と負荷ケース2に対して、図1に示す各種はんだ接合部において、各試験時間区間に生じる非線形ひずみ振幅を示す。本図は非線形ひずみが温度変化時間と温度保持時間に対して占める割合に関して、図6と図7は同様な結果を示している。ひずみ振幅値の解析結果からわかるように、負荷ケース1において保持時間に生じるクリープひずみ振幅は小さく、保持時間の初期に集中している。

4. 疲労強度試験清法および評価法

4-1 熱サイクル加速試験の効率化 はんだ接合部の熱サイクル疲労強度評価のための試験法として、最もよく使われているのは熱サイクル加速試験である。上記応力解析の結果から熱サイクル加速試験の温度保持時間は、はんだ接合部に生じる非線形ひずみ範囲に対して、ほとんど影響を及ぼさないと結果が得られ、加速試験において非線形ひずみの発生に対して保持時間を従来のように長くすることは効率のよい手段ではないと考えられる。

そこで、はんだ接合部の熱疲労強度に対する温度保

持時間の影響を調べるために、表1に示す温度サイクル試験を行った。試験片は図1(a)に示すガルウイング形リードはんだ接合部を有するTSOP試験片を用いた。温度サイクルの最高温度(150°C)・最低温度(-35°C)における保持時間をケース1で8min、ケース2で15min、ケース3で25minで行われた実験結果である。各試験の温度変化時間 t_c を一定(3min)に固定した。はんだ接合部の破壊は、そのほとんどが接合部に生じるき裂の発生および進展の様子の目視による観察で測定される。ここでははんだ接合部の疲労破壊を測定する際に、試験片中のはんだ接合部に生じたき裂長さが、リード幅とほぼ等しくなったときのサイクル数を、その接合部の疲労寿命とし、さらに試験片を構成する多数のはんだ接合部のうち、その50%が疲労破壊に至ったときのサイクル数をもって、その試験片の破壊サイクル数とする。表1の結果より温度範囲が等しい場合、最高温度および最低温度における温度保持時間が疲労寿命に及ぼす影響は少ないことが確認された。この結果は図9に示す解析結果とよい一致が得られた。

この考察に基づいて著者らは図10に示すような熱サイクル加速試験の試験法を提案した。図10に示す加速熱サイクル試験によって1サイクルの試験時間を60%以上短縮することができ、500サイクルの試験時間を500時間から約183時間に効率化することができ

Table 1 Influence of temperature dwell time [$\Delta T=185^\circ\text{C}$, $t_c=3.0\text{ mins}$]

	t_h [min]	Cycles to failure
Case 1	8	1 1 7 0
Case 2	15	1 0 6 0
Case 3	25	1 1 0 0

Table 2 Influence of temperature range [$t_h=8\text{ mins}$, $t_c=3.0\text{ mins}$]

$t_h = 8\text{ mins}, t_c = 3.0\text{ mins}$

	ΔT [$^\circ\text{C}$]	Cycles to failure
Case 1	2 0 0	5 5 0
Case 2	1 6 0	8 5 0
Case 3	1 1 0	3 4 4 7

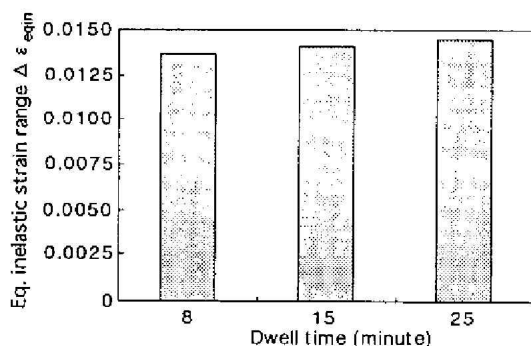
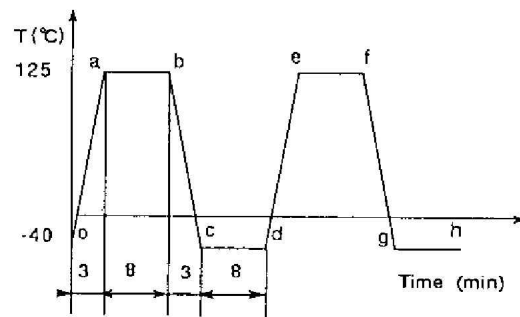


Fig. 9 Influence of Temperature dwell time on the inelastic strain range



Evaluation of test efficiency:

Testing time of 1 cycle: 60min → 22min

Testing time of 500 cycles: 500hour → 183 hour

Fig. 10 Proposed accelerated test condition

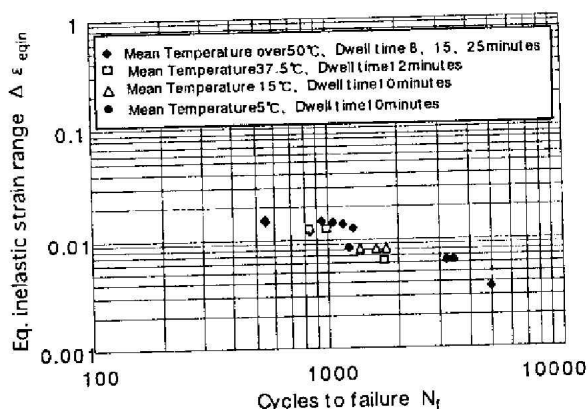


Fig. 11 Results of thermal cycle test

る。この試験法の有効性が確認できれば、信頼性設計の効率化に対して、大きな成果が期待できる。

はんだ接合部の疲労強度に対する温度範囲の影響を調べるために、平均温度を 50°C に、温度範囲をそれぞれ 120°C (-10°C~110°C)、160°C (-30°C~130°C) に設定して温度サイクル試験を行った。最高、最低温度での温度保持時間は 8 min で、最高温度から最低温度まで、および最低温度から最高温度までに要する温度変化時間は 3 min である。熱サイクル疲労試験の結果を表 2 に示す。この結果から、はんだ接合部の疲労強度に対する温度範囲の影響は非常に大きいことが分かった。

4.2 熱サイクル疲労強度評価法 熱サイクル疲労試験の結果から得られた疲労寿命および応力・ひずみ解析から得られた全相当非線形ひずみ振幅を用いて本研究において行った熱サイクル疲労試験の結果のすべてを図 11 に示した。図示結果からわかるように幾つか異なる条件で得られた疲労強度結果はほぼ同じ直線上に乗ることがわかった。これは応力ひずみ評価において各試験区間(温度変化および温度保持)における時間の影響を正確に評価したこと、はんだの材料特性の温度依存性を正確に考慮したことなどによるものである。したがって、はんだ材料の時間依存性および温度依存性を正確に評価することによって得られたはんだ接合部に生じる全非線形ひずみ振幅を用いれば、はんだ接合部の熱疲労強度が Coffin-Manson 則によって評価できることがいえる。

この結論によって、はんだ接合部の熱疲労強度評価則を次式によって表すことができる。

$$N_f = 1/2(\Delta \epsilon_{epim}/\epsilon_0)^{-m} \dots\dots\dots (5)$$

ここでは、 N_f ははんだ接合部の疲労寿命であり、 $\Delta \epsilon_{epim}$ ははんだ材料の時間依存性および温度依存性を正確に評価することによって得られたはんだ接合部に

生じる全非線形ひずみ振幅である。すなわち、熱サイクル疲労試験で求めなければならない強度特性は ϵ_0 と m の二つまでに減らすことができる。熱サイクル試験は非常に長時間と労力のかかる試験であるので、実験によって求めなければならない係数を減らすことは非常に重要である。

5. 結 論

本研究では、まずはんだ接合部の熱疲労強度評価の特徴と問題点について述べた。これらの問題点を解決するために、さまざまなタイプの表面実装部品の有限要素解析を行い、繰返し温度変化を受けるはんだ接合部に生じる応力-非線形ひずみの挙動を明らかにした。また、解析で得られた応力-非線形ひずみ履歴の特性の結果に基づいて提案した、効率のよい熱サイクル加速試験法の有効性について述べた。その結論をまとめると次のようになる。

(1) 熱サイクル加速疲労試験において非線形ひずみはほとんど温度変化時間中に発生し、非線形ひずみの発生に対して保持時間の影響はほとんどない。しかし、実使用環境において保持時間に生じる非線形ひずみを正確に評価することは実使用環境での疲労寿命の評価に対して非常に重要である。

(2) 温度サイクルの加速試験の温度保持時間は疲労強度寿命に対する影響はほとんどない。応力・ひずみ解析の結果に基づいて提案した保持時間の短縮型熱サイクル試験法の有効性が確認できた。提案された熱サイクル試験法は疲労強度試験の試験時間を半分以上短縮することができる。

(3) 各種の熱サイクル試験を行い、Sn-Pb 共晶はんだ接合部の熱疲労強度は全相当非線形ひずみ振幅を用いて評価することができるとの結果が得られた。また、疲労強度結果の全体から見限りすべての強度結果を一本の強度曲線で近似することができる。すなわち、正確にはんだ接合部に生じる非線形ひずみを評価することができれば、はんだ接合部に生じる非線形相当ひずみ振幅を用いた Coffin-Manson 則によって熱サイクル疲労試験の強度結果を評価することができることを明らかにした。

最後に、本研究遂行に際して材料特性、試験片等をご提供いただいた東芝研究開発センターの川上崇氏、向井稔氏に感謝の意を表す。

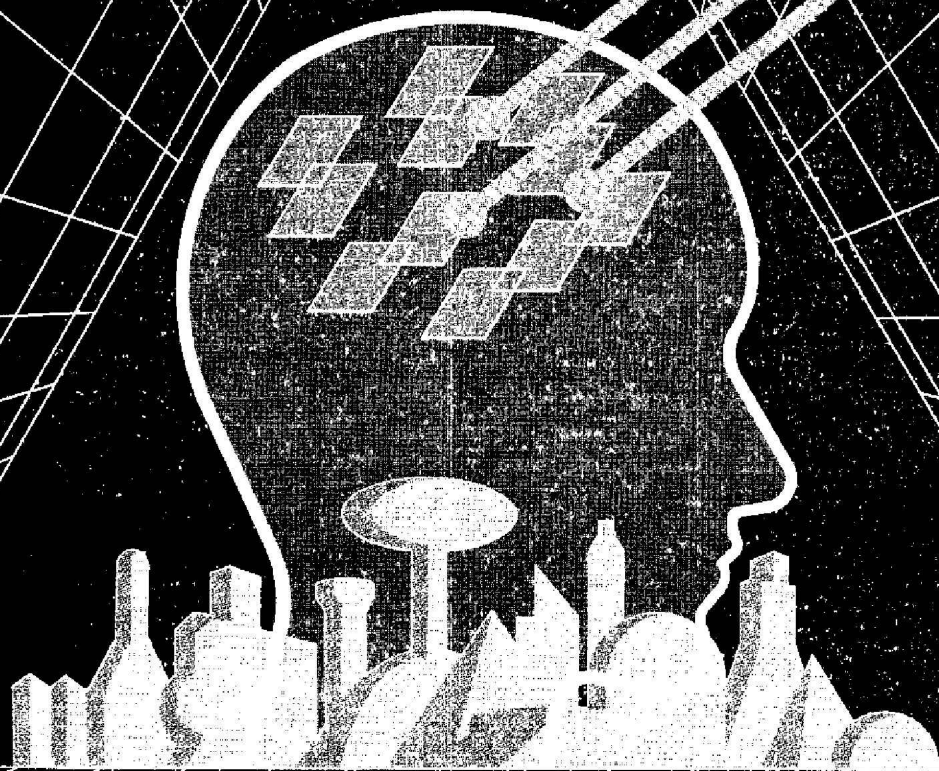
文 献

- (1) 白鳥正樹・機論, 60-577, A(1994), 1905-1912.
- (2) 北野誠・河合末男・清水一男, 機論, 56-525, A(1990),

- 1140-1147.
- (3) Uegai, Y., Tani, S., Inoue, A. and Yoshioka, S., *ASME, Advances in Electronic Packaging, EEP-4* 1 (1993), 493-498.
- (4) 川上崇・向井稔, 機誌, 98-925 (1995), 981-985.
- (5) Solomon, H. D., *IEEE Trans. CHMT*, 9-4, (1996), 423-432.
- (6) Engelmaier, W., *IEEE Trans. CHMT*, 6-3, 1993, 232-237.
- (7) 種田元治・奥康浩・上西研, 機論, 56-549, A(1992), 669-675.
- (8) Dasgupta, A., Oyan, C., Baker, D. and Pecht, M., *Trans. ASME*, 114 (1992), 152-160.
- (9) Shiratori, M., Yu, Q. and Wang, S. B., *Advances in Electronic Packaging, ASME, EEP-10-1* (1995), 451-457.
- (10) 向井稔・ほか3名, ICパッケージ半田接合部の弾クリープ解と疲労寿命, 日本機械学会第4回計算力学講演論文集, No. 910-79 (1991-11) 223-224.
- (11) Pan, T-Y., Thermal Cycling Induced Plastic Deformation in Solder Joints - part 1: Accumulated Deformation in Surface Mount Joints, *ASME, J. Electronic Packaging*, 113 (1991), 8-15.
- (12) 王樹波・于強・白鳥正樹, 表面実装部品はんだ接合部の弾塑性クリープ有限要素解析法に関する研究, 機論, 62-594, A (1996), 527-532.

日本機械学会論文集

TRANSACTIONS OF THE JAPAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS



A

編

第619号

第 **64** 卷

1994年10月
No. 619

日本機械学会