Sn-8Zn-3Bi はんだのクリープおよびクリープ破断特性[†]

高田 暁 男* 坂根 政 男** 塚田 裕***

Creep and Creep Rupture Properties of Sn-8Zn-3Bi Solder

by

Akio TAKADA*, Masao SAKANE** and Yutaka TSUKADA***

This paper studies creep and creep rupture properties of Sn-8Zn-3Bi lead free solder. Static tensile creep and creep rupture tests were carried out using the solder at 313K, 353K and 398K. Equations for predicting the rupture time and creep strain of the solder were proposed by analyzing the experimental data. The equations predicted the experimental rupture times within a factor of two and the experimental creep strains within a factor of 1.25. The creep rupture and creep deformation characteristics of Sn-8Zn-3Bi were compared with those of Sn-37Pb, Sn-95Pb, and Sn-3.5Ag solders. Sn-8Zn-3Bi solder had a superior creep resistance to the two Sn-Pb lead and Sn-Ag lead free solders. The relationship between the creep strain rate and relaxation behavior in creep-fatigue test was discussed for the three solders.

Key words: Solder, Creep, Constitutive equation, Rupture time, Electric device, Activation energy

1 緒 論

電子デバイスの電氣的・機械的接合には、必ずといってよいほどはんだが使用されている。はんだ接合部は、電子デバイスの高密度実装に伴い高発熱化の傾向も一層加速している。その結果、はんだの接合部には、電子デバイスとプリント基板の熱膨張係数の差に起因して、電源の on/off によって繰返し熱ひずみが発生する。はんだは、絶対温度表示で融点の 60% 程度の温度範囲で使用されることから、低サイクル疲労損傷に加えて、クリープ損傷が重畳する、いわゆる、クリープ疲労損傷となる。したがって、損傷は繰返し数のみに依存するのではなく、時間依存の損傷も同時に受ける。このような損傷を受けるはんだ接合部の強度評価や信頼性評価が大きな技術課題となっている。

電子デバイス用はんだ接合部の信頼性評価法の開発に当たっては、FEM による数値解析が不可欠である。しかし、これまでのはんだの強度評価法の研究としては、機械的性質¹⁾、低サイクル疲労²⁾、クリープ疲労^{3)~5)}等の研究があるが、クリープやクリープ破断を取扱ったものは数少なく^{6)~8)}はんだ接合部のクリープ疲労寿命評価のため、高精度なクリープ構成式やクリープ破断特性の把握が求められている。

従来使用されてきた鉛系はんだは環境問題の点から、今後使用が困難になりつつあり、非鉛系はんだへの移行が検討されている。本研究では、非鉛系はんだの候補材として有望視されている Sn-8Zn-3Bi はんだを供試材として、温度 313K, 353K および 398K の 3 温度で引張クリープおよびクリープ破断試験を実施し、同はんだのクリープ

変形およびクリープ破断強度の温度依存性および応力依存性について検討した。併せて、鉛系 Sn-37Pb, Sn-95Pb および非鉛系 Sn-3.5Ag はんだのクリープおよびクリープ破断強度特性と、今回試験を実施した Sn-8Zn-3Bi はんだの強度特性とを比較・考察した。さらに、3 種類のはんだのクリープ変形特性とクリープ疲労試験での応力緩和挙動との関連性について考察した。

2 試験片および試験方法

2.1 試験片

本研究で使用した供試材の化学成分および熱処理条件を Table 1 に示す。まず、直径 45mm、長さ 250mm の試験片加工用素材をステンレス鋼製鋳型を用いて鋳造し、Fig. 1 に示す試験片形状に機械加工した。機械加工後、組織安定化のため温度 409K で 1 時間の炉中保持後、空冷の熱処理を施した。^{9)~12)}試験片は標点部両端に伸び計を取り付けるための 1 対の突起を有している。Fig. 2 に熱処理後の電子顕微鏡写真を示す。Sn マトリックス中に Zn-rich な針状組織が多く存在していることがわかる。

本研究で用いた試験装置の概略を Fig. 3 に示す。引張

Table 1 Chemical composition and heat treatment of the material tested (wt. %).

Zn	Bi	Sb	Cu	Fe
7.94	2.96	0.0043	0.0013	0.0040
As	Cd	Pb	Sn	
0.0042	0.003	0.0096	Bal.	

Heat treatment : 409K(136℃) × 1hr, A.C.

[†] 原稿受理 平成 18 年 5 月 18 日 Received May 18, 2006 ©2007 The Society of Materials Science, Japan

* 正 会 員 舞鶴工業高等専門学校機械工学科 〒625-8511 舞鶴市宇白屋, Dept. of Mech. Eng., Maizuru National College of Tech., Azashiroya, Maizuru, 625-8511

** 正 会 員 立命館大学理工学部機械工学科 〒525-8577 草津市野路東, Dept. of Mech. Eng., Ritsumeikan Univ., Nojihigashi, Kusatsu, 525-8577

*** 京セラ SLC テクノロジー(株) 〒520-2362 野洲市市三宅, KYOCERA SLC Tech. Corporation, Ichimiyake, Yasu, 520-2362

Fig. 1 Shape and dimensions of the test specimen.

Fig. 2 Microstructure of Sn-8Zn-3Bi after heat treatment.

Fig. 3 Setup the creep testing.

クリープおよびクリープ破断試験には最大荷重容量 15kN, レバー比 10:1 の単式引張クリープ試験機を用いた。試験片標点部の伸びは, 突起部の変位を伝達棒を用いて炉外に取出し, 両突起部の相対変位を計測分解能 1μm のリニアゲージ 1 対で計測した。試験片の加熱には 1.28kW の電気抵抗炉を用い, さらに, 温度分布改善のために 100W のバンドヒータを下部ブルロッドに取り付けた。試験片平行部両端での温度分布は最大で ±0.1K 以内であった。なお, 設定温度に到達後 16 ~ 24 時間の均熱時間を設け, その後実験を実施した。実験を行なった温度は 313K, 353K, 398K であり, 応力レベルは 4.0 ~ 30MPa の範囲とした。

3 実験結果および考察

3.1 クリープ破断特性

Fig. 4 に温度 313K における非鉛系 Sn-8Zn-3Bi, Sn-3.5Ag,⁶⁾ および鉛系 Sn-37Pb,⁷⁾ Sn-95Pb⁸⁾ はんだのクリープ破断時間の比較を示す。Fig. 4 から 313K においては, 4 種類のはんだでは最もクリープ強度が高いのは Sn-8Zn-3Bi であり, 最もクリープ強度が低いのは Sn-37Pb ある。Sn-95Pb および Sn-3.5Ag は両はんだの中間のクリープ強度を有しているが, Sn-3.5Ag の方が Sn-95Pb に比べてクリープ強度が高い。また, 同一応力において, 4 種類の破断時間は約 1 けたずつ差がある。

Fig. 5 に Sn-8Zn-3Bi はんだの 3 種類の温度での応力-破断時間線図を示す。本実験で実施したすべての応力範囲では, 試験温度の上昇に伴って破断時間は短くなり, その低下量は温度が 313K から 353K までと, 353K から 398K までとはほぼ同程度となっている。また, 破断時間の応力依存性は温度によらず, Fig. 5 のデータのこう配は 3 温度ともほぼ等しくなった。Fig. 5 の各直線はこう配が等しいことから, クリープ破断時間の応力および温度依存性は式 (1) で表示することができる。

$$t_{rp} = \left[\frac{\sigma}{74145 \left(\frac{1}{T} \right) - 166.66} \right]^{-3.997} \quad (1)$$

$t_r : \text{h}, \sigma : \text{MPa}, T : \text{K}$

Fig. 4 Comparison of rupture time between Sn-8Zn-3Bi, Sn-3.5Ag, Sn-37Pb and Sn-95Pb at 313K.

Fig. 5 Relationship between the stress and time to rupture at three temperatures.

式 (1) によるクリープ破断時間の推定値と実験値との比較を Fig. 6 に示す。推定された破断時間は実験結果と係数 2 の範囲で一致しており、Sn-8Zn-3Bi の応力と温度が変化した場合のクリープ破断時間の推定が式 (1) を用いれば可能であることがわかる。

これまで、耐熱銅では異なる試験温度でのクリープ破断時間の整理には Larson-Miller パラメータが有効であるとされてきた。本研究においても、同パラメータのはんだへの適用性について検討した。Fig. 7 に Sn-8Zn-3Bi, Sn-3.5Ag⁶⁾, Sn-37Pb⁷⁾ および Sn-95Pb⁸⁾ の 3 種類の温度でのクリープ破断時間を Larson-Miller パラメータ ($T: K, t_r: h$) で整理した結果を示す。それぞれののはんだの 3 種類の温度におけるクリープ破断時間は同パラメータによって良好に整理できることがわかる。このことから、Fig. 7 に示した試験条件下では、試験温度を上昇することによって低応力側のクリープ破断時間の推定が可能であることがわかる。

なお、従来の耐熱銅においては横軸カッコ内の定数が 20 前後であったのに対し、はんだでは 6 と小さな値となった。

Fig. 6 Comparison between the predicted and experimental creep rupture times.

Fig. 7 Correlation of rupture times with Larson-Miller parameter for the four solders.

また、Fig. 7 に示した Larson-Miller パラメータによる 4 種類のはんだの破断時間の整理では、Fig. 4 で見られたような破断時間に各はんだ間での明りょうな差は生じず、データ間で交わることもあった。このことは、クリープ破断時間の応力依存性や温度依存性のはんだによって異なっていることを示しており、はんだ接合部のクリープ強度に関する信頼性の点からは実使用温度や実応力条件下でのクリープ強度特性を考慮する必要があることを示している。

3・2 クリープ構成関係

電子デバイスに使用されるはんだの非弾性解析においてはなるべく簡便なクリープ構成式が解析の効率の点からは望ましい。以下では Sn-8Zn-3Bi はんだの定常クリープ構成式を考察した。

一例として、応力 14.0MPa における 2 種の温度でのクリープ曲線を Fig. 8 に示す。Fig. 8 から、試験温度の上昇に伴ってひずみ速度が大きくなり、破断時間が減少することがわかる。両温度ともに、定常クリープの領域が Sn-8Zn-3Bi では明りょうに観察されなかった。

このことを示すために、Fig. 9 に応力 14.0MPa、温度 313K の場合のクリープ曲線の拡大図を示す。荷重負荷直

Fig. 8 Creep curves of Sn-8Zn-3Bi solder at $\sigma = 14.0\text{MPa}$ at two temperatures.

Fig. 9 Creep curve at the initial stage at $\sigma = 14.0\text{MPa}$ at 313K.

後にひずみ速度が時間経過に伴って減少する遷移クリープは短時間存在するが、その後、時間経過に伴って、クリープ速度が増加する加速クリープとなっており、明りような定常クリープは存在しないことがわかる。

上記 4 種類のはんだの定常クリープ域の有無と試験温度との関係を考えるため、Table 2 に試験温度 313K の対融点比 (T/T_m : 絶対温度) と定常クリープ域の有無を示す。同表の結果は T/T_m が相対的に大きい Sn-8Zn-3Bi および Sn-37Pb については定常クリープ域が存在せず、 T/T_m が相対的に小さい Sn-3.5Ag および Sn-95Pb については定常クリープ域が存在することを示唆している。したがって、はんだの定常クリープ域の有無は試験温度の対融点比に依存している可能性がある。

FEM を用いたクリープ解析においては、定常クリープ構成式を用いた方がより簡便な解析となる。したがって、次のように定常クリープ式を用いてはんだのクリープ変形の近似度について検討した。すなわち、Fig. 9 中の実線で示すように遷移クリープを含む 0 ~ 5% の範囲のクリープ曲線を直線近似し、クリープ構成式を定式化したものと実験結果との比較を行った。

定常クリープ式としては、以下に示すように応力依存性には Norton 則を、温度依存性についてはアレニウス型のものを用いた。

$$\dot{\epsilon} = \alpha \sigma^{\beta} \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \quad (2)$$

ここで、 $\dot{\epsilon}$ は上述した定常クリープ速度 [%/h]、 σ は負荷応力 [MPa]、 Q は活性化エネルギー [J/mol]、 R は気体定数 (8.31 J/mol) 、 T は絶対温度である。なお、 α および β は材料定数である。

Fig. 10 に負荷応力とクリープ速度との関係を 3 温度レベルについて示す。それぞれの温度レベルで直線関係が得られ、また、直線の傾きは温度によらずほぼ一定であることから、クリープ速度は式 (2) で近似できることがわかる。式 (2) 中のそれぞれの定数を求めた結果を他の 3 種類のはんだの結果も併せて Table 3 に示す。Sn-8Zn-3Bi はんだの活性化エネルギー Q は Sn-3.5Ag に比べやや小さいが、Sn-37Pb、Sn-95Pb よりも大きな値となっている。なお、鉄鋼材料においては Q の値が 350×10^3 [J/mol] 前後であるのに対し、はんだは約 1 けた小さい値となった。また、Sn-8Zn-3Bi の α は 4 種類のなかで最も大きな値となっており、 β は Sn-37Pb よりもやや大きい Sn-3.5Ag、Sn-95Pb に比べて小さな値となっている。

Table 2 Homologous temperature (T/T_m) at 313K and existence of steady creep stage.

	T/T_m	Steady creep
Sn-8Zn-3Bi	0.677	non exist
Sn-37Pb	0.686	non exist
Sn-3.5Ag	0.634	exist
Sn-95Pb	0.533	exist

Fig. 10 Relationship between the applied stress and strain rate at three temperatures.

Table 3 Activation energy and other constants for describing creep deformation.

Materials	$\dot{\epsilon} = \alpha \sigma^{\beta} \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right)$		
	α	β	Q , J/mol
Sn-8Zn-3Bi	8.77×10^5	4.12	77.1×10^3
Sn-3.5Ag ⁽⁶⁾	3.63×10^9	11.21	87.3×10^3
Sn-37Pb ⁽⁷⁾	3.66×10^4	2.85	46.3×10^3
Sn-95Pb ⁽⁸⁾	3.84×10^2	6.24	61.9×10^3

これらの定数を用いて、式 (2) から推定される 313K におけるクリープひずみと実験結果との比較を Fig. 11 に示す。ひずみの大きいところで推定精度が悪いものがあるものの、係数 1.25 の範囲で推定されることがわかる。ひずみの大きいところで推定精度が悪くなる原因は、クリープ曲線を 0 ~ 5% の範囲で定常クリープと近似したためであり、ひずみが大きいところでクリープ曲線の近

Fig. 11 Comparison between the estimated and experimental creep strains.

似度が悪くなることによる。なお、353K, 398Kにおいても同様の結果が得られた。式 (2) で示されるクリープ構成式および材料定数は、今後の有限要素法解析の基礎データとして、実用上有益な知見を与えていると考えられる。

実験結果から求めたクリープひずみ速度と破断時間の関係を Fig. 12 に示す。Fig. 12 から温度や応力を問わず両対数グラフ上で 1 本の直線で近似され、次に示す Monkman-Grant の関係式が成立することがわかる。

$$\dot{\epsilon} \cdot t_r^{0.992} = 9.6 \quad (3)$$

Sn-8Zn-3Bi はんだのこう配は 0.992 であり、鉄鋼材料のように 1 に近い値となった。なお、Fig. 12 において他の 3 種類のはんだについては破線で示した。Sn-8Zn-3Bi は Sn-3.5Ag とほぼ同じような位置にデータがある。また、Sn-95Pb はこれらのはんだの短時間側に、Sn-37Pb は長時間側に位置している。この図上での x 軸が一定値での y 軸の値、たとえば、 x 軸の値が 10^2 での y 軸の値は、クリープ破断延性に関連した量であることから Sn-95Pb のクリープ破断延性は Sn-8Zn-3Bi のそれに比べて低く、Sn-37Pb は高いことが確認できる。また、Fig. 4 に示したように Sn-95Pb の破断時間は、Sn-8Zn-3Bi のデータの短破断時間側に整理されていた。このことは、Fig. 4 に示したクリープ破断時間の大小関係には、Sn-95Pb については延性が小さいことが、Sn-37Pb についてはクリープひずみ速度が大きいことが影響していることを示唆している。

3・3 クリープ構成式と応力緩和曲線

Fig. 13 に式 (2) のクリープ構成式から算出された応力緩和曲線と、Fig. 14 に示す台形波を用いたクリープ疲労試験でのひずみ保持期間中の応力緩和曲線との比較を示す。なお、Sn-8Zn-3Bi, Sn-3.5Ag および Sn-37Pb のヤング率には、それぞれ 47.1GPa, 47.4GPa および 33.1GPa を用いた。同図 (a) および (c) の Sn-8Zn-3Bi および Sn-37Pb については、クリープ構成式から算出された応力緩和曲

線は、クリープ疲労試験での応力緩和曲線より大き目の応力緩和を評価しているが、同図 (b) の Sn-3.5Ag では、式 (2) は小さ目の応力緩和を評価する結果となっている。いずれのはんだにおいても、式 (2) のクリープ構成式から算出された応力緩和曲線と台形波を用いたクリープ疲労試験での応力緩和曲線とは必ずしも一致しない。クリープ構成式から評価された応力緩和曲線とクリープ疲労試

Fig. 12 Relationship between the creep strain rate and rupture time.

(a) Sn-8Zn-3Bi

(b) Sn-3.5Ag

(c) Sn-37Pb

Fig. 13 Comparison of relaxation curve derived from creep constitution equation with experimental result in trapezoidal creep-fatigue test.

Fig. 14 Strain waveform for creep-fatigue testing.

験でのそれとが異なる要因としては、前者では応力は一方向に負荷されるが、後者では応力の逆方向への反転負荷を含んでおり、応力の反転負荷によって転位組織等の内部組織が一方負荷の場合と異なることによると考えられる。より、クリープ疲労試験結果に近い応力緩和曲線の評価のためには、サイクリッククリープ試験等の繰返し応力下でのクリープ構成式を用いる必要があると考えられる。

3・4 クリープとクリープ疲労強度との関連性

はんだのクリープ疲労寿命とクリープ強度との関連を考察するため、Sn-8Zn-3Bi, Sn-3.5Ag および Sn-37Pb を対象材として考察した。Fig. 15 にこれら 3 種類のはんだの slow-fast 非対称三角波での破損繰返し数のひずみ速度比依存性を示す。ここで、 $\dot{\epsilon}_p$ は fast 側のひずみ速度であり、 $\dot{\epsilon}_c$ は slow 側のひずみ速度である。図から、3 種類のはんだは、ひずみ速度比の増加に伴って、破損寿命がクリープ損傷によって直線的に減少し、両者の関係を式 (4) で近似することができる。

$$N_f = \gamma \left(\frac{\dot{\epsilon}_p}{\dot{\epsilon}_c} \right)^{-\delta} \quad (4)$$

上式での 3 種類のはんだの γ および δ を Table 4 に示す。

Fig. 15 Variation of CP life with strain rate ratio.¹³⁾Table 4 Values of γ and δ for three kinds of solders in CP test.

Material	Sn-8Zn-3Bi	Sn-3.5Ag	Sn-37Pb
Strain wave	CP	CP	CP
γ	1169	23352	5066
δ	0.358	0.676	0.722

Table 4 に示した各はんだでの γ および δ と、Fig. 4 に示した各はんだでのクリープ破断時間との関連を調べたが、 γ および δ ともにクリープ破断時間とは明確な関連は見出せなかった。また、Table 3 と Table 4 のクリープ変形特性とも比較したが、Fig. 16 に示す Table 3 の α と Table 4 の γ との相互関係を除いて、明確な相互関係は見出せなかった。

Fig. 16 の結果は、 α の大きいもの程、 γ が小さいこと、すなわち、式 (2) でのクリープ速度の大きいもの程、式 (4) での破損繰返し数が小さいことを示している。このことは、クリープ速度と疲労強度とがある種の対応関係にあることを示唆している。しかし、耐熱鋼についてのこれまでの研究によれば、クリープ強度と疲労強度とは直接の対応関係のないことが知られている。Fig. 16 の結果については、今後、さらにはんだの種類等を広げた上で、確定的な結論を得る予定である。

4 結 言

本研究では、Sn-8Zn-3Bi はんだの中実丸棒試験片を用いて、異なる 3 温度で引張クリープおよびクリープ破断試験を実施し、以下のことが明らかとなった。

(1) 313K においては、Sn-8Zn-3Bi は Sn-3.5Ag, Sn-95Pb および Sn-37Pb よりもクリープ強度が高いことが判明した。また、クリープ強度の高い順に、Sn-8Zn-3Bi, Sn-3.5Ag, Sn-95Pb および Sn-37Pb であることが判明した。

(2) Sn-8Zn-3Bi のクリープ破断時間の簡易評価法を提案した。提案した式を用いれば、313K, 353K および 398K のクリープ破断時間を係数 2 の範囲で評価することが可能であった。

(3) Sn-8Zn-3Bi の 313K, 353K および 398K の温度でのクリープ破断時間をラーソンミラーパラメータで整理可能であることを明らかにした。なお、同パラメータ中の定数は、6 が最もフィッティング率が良好であった。

(4) 0～5% のひずみ範囲でのクリープ曲線を直線近似し、これを定常クリープとしてアレニウス型の温度依存性をもつ定常クリープ構成式を提案した。この式を用いれば、5% までのクリープひずみを係数 1.25 で評価することが可能であった。

(5) Sn-8Zn-3Bi についても、最小ひずみ速度と破断時

Fig. 16 Relationship between α and γ .

間との間には Monkman-Grant の関係式が成立することを明らかにし、両者のこう配は 0.992 であることを示した。

(6) クリープ構成式を用いて、クリープ疲労試験でのひずみ保持期間中の応力緩和曲線を Sn-8Zn-3Bi, Sn-3.5Ag, Sn-95Pb および Sn-37Pb について算出し、クリープ疲労試験でのひずみ保持期間中の応力緩和曲線と比較した。3 種のはんだともに、クリープ構成式から算出されたものは、ひずみ保持期間中のそれとは一致しなかった。このことは、クリープ試験での変形メカニズムとクリープ疲労試験でのひずみ保持期間中の変形メカニズムが異なっていることを示唆しており、ひずみ保持期間中の応力緩和曲線の推定には、サイクリッククリープ等のよりクリープ疲労試験に近い方法を用いることが必要であることを示した。

本研究を実施するに当たり、大分大学工学部 山本隆栄博士および兵庫県立工業技術センター 野崎峰男氏から貴重なデータ提供を得た。記して謝意を表する。

参 考 文 献

- 1) H. Nose, M. Sakane, Y. Tsukada and H. Nishimura, "Effect of Temperature and Strain Rate on Mechanical Property of Sn-Pb Solders", Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Vol.A65, No.632, pp.901-908 (1999).
- 2) T. Yamamoto, M. Sakane, M. Ohnami and T. Yamada, "Multiaxial Low Cycle Fatigue of 63Sn-37Pb Solder" Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol.44, No.503, pp.1080-1085 (1995).
- 3) M. Taneda, K. Kaminishi and S. Motohiro, "Creep-Fatigue Life Evaluation of Solder Based on Creep Characteristics", Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Vol.A64, No.617, pp.50-57 (1998).
- 4) H. Yamamoto, M. Sakane, Y. Tsukada and H. Nishimura, "Creep-fatigue life evaluation of 63Sn-37Pb Solder", Proceedings of the 36th Symposium on Strength of Materials at High temperatures, pp.15-19 (1998).
- 5) H. Takahashi, M. Mukai, T. Kawakami and K. Takahashi, "Effect of Strain Wave on Low Cycle Fatigue Life of Sn-3.5Ag Solder", Proceedings of 48th Annual Meeting of the Japan Society of Materials Science, pp.97-98 (1999).
- 6) A. Takada, M. Sakane, Y. Tsukada and H. Nishimura, "Creep and Creep Rupture Property of Sn-3.5Ag Solder", Proceedings of the 38th Symposium on Strength of Materials at High temperatures, pp.79-83 (2000).
- 7) A. Takada, M. Sakane, Y. Tsukada and H. Nishimura, "Creep and Creep Rupture of 63Sn-37Pb Solder", Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Vol.A66, No.643, pp.589-594 (2000).
- 8) A. Takada, M. Sakane, Y. Tsukada and H. Nishimura, "Creep and Creep Rupture of Sn-95Pb Solder", Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Vol.A67, No.660, pp.1386-1392 (2001).
- 9) JSMS Committee on High Temperature Strength of Materials, "Tensile Testing Standard Method for Solders" (2000) The Society of Materials Science, Japan.
- 10) JSMS Committee on High Temperature Strength of Materials, "Low Cycle Fatigue Standard for Solders" (2000) The Society of Materials Science, Japan.
- 11) JSMS Committee on High Temperature Strength of Materials, "Standard Creep Testing for Solders" (2004) The Society of Materials Science, Japan.
- 12) JSMS Committee on High Temperature Strength of Materials, "Standard Creep-Fatigue Testing for Solders" (2004) The Society of Materials Science, Japan.
- 13) T. Yamamoto, M. Iwata, M. Sakane, Y. Tsukada and H. Nishimura, "Effect of strain wave on creep-fatigue life for Sn-8Zn-3Bi solder", Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, submitted.