Sn-Pb 系共晶はんだ及び Sn-Ag-Cu 系鉛フリーはんだの 弾粘塑性変形挙動に関する研究*

金子堅司^{*1}, 薄井信也^{*2}, 榎本和城^{*1}

Study on Elastic-Viscoplastic Deformation Behavior of Sn-Pb and Sn-Ag-Cu Solder Alloys

Kenji KANEKO^{*3}, Shinya USUI and Kazuki ENOMOTO

^{*3} Department of Mechanical Engineering, Tokyo University of Science,
1-3 Kagurazaka, Shinjuku-ku, Tokyo, 162-8601 Japan

Recently, the eutectic solder alloys have been replaced by the lead-free solder alloys because of the environmental pollution problems. In this study, temperature dependency and strain rate dependency on inelastic deformation behavior of Sn-37 Pb and Sn-3.5 Ag-0.75 Cu solder alloys under tensile loading with sudden change in strain rate are investigated experimentally and theoretically based on the overstress theory. It is found that the Sn-3.5 Ag-0.75 Cu solder alloy shows higher yield stress and the dynamic recovery in work hardening. The overstress constitutive model is found to be useful to predict the inelastic deformation behaviors of eutectic and lead-free solder alloys precisely, including relaxation behavior.

Key Words: Tensile Properties, Stress Relaxation, Constitutive Equations, Inelasticity, Sn-Pb Solder Alloy, Lead-free Solder Alloy, Overstress Theory, Strain Rate and Temperature Dependencies

1. 結 言

はんだ付け技術は、電子工業分野における基盤技術であり、ほぼすべての電子機器においてははんだ付け技術が適用されている。また近年、電子機器の小型化、軽量化、多機能化を実現するための高密度実装に注目が集まっており、微小はんだによる接合技術（マイクロソルダリング）の開発が急速に進歩している^{(1)~(3)}。このようなはんだ接合部は、実際の使用環境下において、素子自身の発熱や電源のオン/オフに伴う温度変動により生じる熱応力、機器自体の振動に伴う振動荷重などを受けるため、力学的に非常に厳しい環境に置かれている。したがって、はんだ接合部の強度評価や信頼性評価は、信頼性の高いはんだ付け技術の開発とともに大きな技術課題である。

はんだ接合部の強度評価を行うためには、被接合材のはんだ接合界面における非弾性応力解析が必要で、はんだ材自身の力学的特性を詳細に把握しておく必要がある。はんだ材は、鋼などの一般的な金属材料と比較するとひずみ速度依存性および温度依存性が著しい^{(4)~(7)}ことが知られているが、それらを統一的に表現する簡便な構成モデルがほとんどないのが現状である。

一方で、これまで長年にわたりはんだ材として使用されてきた Sn-Pb 系共晶はんだ材は、廃棄された電子基板のはんだ接合部からの鉛成分の溶出による環境汚染が問題になっているため、世界的に規制されるようになっており、近年、鉛成分を含まない鉛フリーはんだの開発及び実用化が急速に進んでいる^{(8)~(10)}。鉛フリーはんだ材の代表例として、Sn-Ag(-Cu)系、Sn-Cu 系、Sn-Zn 系、Sn-Bi 系の合金が挙げられるが、Sn-Pb 系と同様にひずみ速度依存性および温度依存性が著しい⁽¹¹⁾ことから、それらを考慮した簡便な構成モデル構築の必要がある。

そこで本研究では、Sn-Pb 系共晶はんだ材及び代表的な鉛フリーはんだである Sn-Ag-Cu はんだ材に対して、その力学的特性及び変形挙動を検討するための基礎的な実験を行い、はんだ材特有のひずみ速度依存性および温度依存性を考慮した簡便で統一的な非弾性構成モデルを構築することを目的とする。

2. 実 験

2・1 実験材料 鉛はんだとして Sn-37Pb 共晶はんだ（以下、Sn-Pb 材）、鉛フリーはんだとして Sn-3.5Ag-0.75Cu はんだ（以下 Sn-Ag-Cu 材）を使用した。いずれのはんだ材の場合にも、まず熔融状態ではんだの融点温度まで予熱したアルミニウム合金製の鋳型に流し込んだ後に自然空冷させることにより、中実丸棒（直径 21 mm、長さ 140 mm）を作製した。その

* 原稿受付 2006 年 7 月 25 日。

^{*1} 正員、東京理科大学工学部 (〒162-8601 東京都新宿区神楽坂 1-3)。

^{*2} 東京理科大学大学院工学研究科。
E-mail: kaneko@rs.kagu.tus.ac.jp

後、得られた丸棒を旋盤加工することにより、図 1 に示す測定平行部直径 12 mm、平行部長さ 13 mm、全長 110 mm の円柱状試験片とした。試験片の大きさは結晶粒径にも影響し、実験結果を左右するが、今回は大変形でもくびれず安定した結果を得ることを第一に考えた。なお、従来の著者(金子堅司)らによる広範な材料に対する検討結果^{(12)~(14)}から、本研究で提案する手法・構成モデルは熱処理条件が異なる場合でも対応可能であると考えている。

2・2 実験装置 試験機には、島津製作所製電気油圧サーボ制御疲労試験機サーボパルサー (EHF-EB50KN 形) を使用した。なお、実験は雰囲気温度をサーボパルサー専用の冷凍機付恒温槽により各温度で一定に保って行った。また、試験片平行部に生じるひずみを、ひずみゲージを利用したクリップタイプの変位計(標点間距離: 10 mm)を用いて検出し、その信号を試験機制御系に入力することにより真ひずみ速度制御での試験を行った。

2・3 実験条件 まず、両はんだ材の負荷直後の変形挙動を詳細に調査するために、ひずみが 100×10^6 までの微小ひずみ領域において単純引張試験を行った。負荷ひずみ速度は、 1×10^4 , 1×10^5 , 1×10^6 1/s の 3 ケースとし、それぞれに対して雰囲気温度を 253 K, 296 K, 333 K, 373 K の 4 ケースとした。なお、この試験のみ試験片の平行部に直接ひずみゲージを貼り付けて試験を行った。

次に、大変形領域における粘性について調査するためにひずみ速度急変引張試験を行った。代表的な負荷パターンは図 2 に示すように、 1×10^{-3} 1/s を基準の負荷ひずみ速度として、あるひずみに達したときに負荷ひずみ速度を 1×10^{-4} , 1×10^{-5} , 1×10^{-6} 1/s に急変させるものである。この試験により、一本の試験片で粘性を調査することができ、試験片の個体差の影響を極力排除できる。なお、雰囲気温度は 296 K, 323 K, 348 K, 373 K の 4 ケースとした。また、上述の単純引張試験中およびひずみ速度急変試験中に任意のひずみで応力緩和

Fig.1 Dimensions of specimen

Fig.2 Typical loading patterns of tensile tests with sudden changes in strain rate and relaxation

試験も行った。雰囲気温度 296 K の場合には、ひずみ速度 1×10^{-3} 1/s から 7 ケースの緩和継続時間 (25 s ~ 30000 s) で応力緩和を行い、それ以外の雰囲気温度では、各ひずみ速度 (1×10^{-4} , 1×10^{-5} , 1×10^{-6} 1/s) からそれぞれ 4000 s ~ 30000 s の応力緩和を行った。

3. 実験結果

3・1 単軸引張試験 ひずみが 100×10^6 までの微小ひずみ領域における単純引張試験の結果から得られた応力-ひずみ曲線を図 3 に示す。雰囲気温度は両はんだ材ともに常温 (296 K) 及び 100℃ (373 K) である。両はんだ材ともにひずみ速度が小さくなると応力-ひずみ曲線の傾きが小さくなり、この傾向は高温、低ひずみ速度になるほど顕著になる。このことから、両はんだ材ともに極低応力領域においてもひずみ速度依存性があり、粘弾的な変形挙動を示すことがわかる。また、Sn-Pb 材に比べて Sn-Ag-Cu 材のほうがひずみ速度依存性が小さい。以上の結果から、粘弾性と粘塑性とを分離した弾粘塑性構成式を構築することも可能であるが、その煩雑さから実用的とはいえない。そこで、本研究では粘塑性特性をひずみ依存の形で表現することで簡便な構成モデルの構築を目指すこととする。

3・2 ひずみ速度急変引張試験 両はんだ材における代表的なひずみ速度急変試験の結果を図 4 及び図

Fig.3 Stress-strain curves of Sn-Pb and Sn-Ag-Cu solder alloys at 296 K and 373 K in small strain region

Fig.4 Stress-strain curves of tensile tests of Sn-Pb and Sn-Ag-Cu solder alloys with sudden changes in strain rate at 296 K

Fig.5 Stress-strain curves of tensile tests of Sn-Pb and Sn-Ag-Cu solder alloys with sudden changes in strain rate at 373 K

5 に示す。両はんだ材ともに、顕著な温度依存性及びひずみ速度依存性が見られ、高温、低ひずみ速度になるほど加工硬化量が減少する。両はんだ材を同一温度で比較すると、Sn-Pb 材は加工硬化量が大きく、Sn-Ag-Cu 材は降伏応力が大きい。さらに、Sn-Ag-Cu 材においては、高温の場合にひずみ軟化が確認された。

4. 過応力モデルに基づく材料定数の決定

4・1 過応力モデル 本研究における構成式の基本となる力学モデルは、図 6 に示すような粘性要素と塑性要素を並列に、そこに弾性要素を直列に連結した三要素モデルである⁽¹⁵⁾。このモデルの特徴は各要素の

機械的特性がひずみ ε 、ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}$ 、及び雰囲気温度 T などの関数の形で表されることである。前述の通りはんだ材は低応力領域でも粘弾性的な挙動を示し、この挙動を正確に予測するためには弾性要素と塑性要素を直列に、そこに粘性要素を並列に連結すべきである。しかし、弾性変形から塑性変形への遷移領域の挙動がこのようなモデルだけでは説明できず、スプリング要素とダッシュポット要素を複雑に連結しなければならないため、本研究では塑性要素のみに粘性要素が並列に連結されることとして進めることとする。

Fig.6 Elastic-viscoplastic constitutive model

このモデルにおいて、全ひずみ速度と応力との一般関係式は、

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}_e + \dot{\varepsilon}_p = \frac{\dot{\sigma}}{E} + \frac{\sigma - g}{EK} \quad (1)$$

である。ここで、 ε_e : 弾性ひずみ、 ε_p : 塑性ひずみ、 E : 縦弾性係数、 K : 粘性関数、 σ : 変形応力、 g : 準静的応力である。準静的応力とは、ひずみ速度がほぼゼロまたは応力緩和の継続時間が十分に大きいとき現れるとする応力である。式(1)を変形することにより、種々の変形挙動は以下のように表される。

引張圧縮変形挙動:

$$\frac{\partial \sigma}{\partial \varepsilon} = E - \frac{\sigma - g}{\dot{\varepsilon} K} \quad (2)$$

応力緩和挙動:

$$\dot{\sigma} = -\frac{\sigma - g}{K} \quad (3)$$

クリープ変形挙動:

$$\varepsilon = \int \dot{\varepsilon} dt = \int \frac{\sigma - g}{EK} dt \quad (4)$$

4・2 縦弾性係数 E の決定 3・1 節で述べたように、本実験で用いたはんだ材は低応力領域でもひずみ速度による応力差がみられた。これは引張試験中にクリープが起こり、塑性変形が生じているためであると考えられる。そこで、引張試験初期の微小ひずみ領域において、ひずみ速度が速ければクリープなどの影響がほとんどないと考えられるので、本研究ではひずみ速度 10^{-4} 1/s の応力-ひずみ曲線において、ひずみ領域 0~

20×10^{-6} の範囲を直線近似し、得られた傾きを縦弾性係数 E とした。図 7 に得られた縦弾性係数 E と雰囲気温度との関係を示す。両はんだ材ともに、雰囲気温度が上昇すると縦弾性係数が直線的に減少するから、両はんだ材の縦弾性係数 E [MPa] は雰囲気温度 T [K] の関数として、

Sn-Pb 材：

$$E = -1.345 \times 10^2 T + 6.768 \times 10^4 \quad [\text{MPa}] \quad (5)$$

Sn-Ag-Cu 材：

$$E = -2.186 \times 10^2 T + 1.118 \times 10^5 \quad [\text{MPa}] \quad (6)$$

と表された。

Fig.7 Temperature dependencies of Young's modulus of both Sn-Pb and Sn-Ag-Cu solder alloys

4・3 準静的応力 g —ひずみ曲線の決定 過応力モデルでは、ひずみ速度がほぼゼロでの変形応力を g 応力として基準としており、これにひずみ速度に対応する粘性応力を加えることで実際の応力—ひずみ曲線が得られる。基準となる g 応力を実験的に直接得ることは実際上困難であるため、本研究では実験から得られた変形応力—ひずみ速度曲線を図 8 に示すように低ひずみ速度側に延長する外挿法により求めた。外挿に用いた近似式は $\sigma = a + b(\log \dot{\epsilon} + c)^n$ である。また、応力緩和においても、緩和継続時間が十分に大きいとその応力は g 応力に収束すると考えられる。本研究は g 応力を正確に求めることを本旨とするものではないが、材料特性について統一的な理解を助けるために、図 9 に示すように緩和時間 $t=10^8$ s 後の応力速度をひずみ速度に対応させる方法でも準静的応力を求めた。なお、 g 応力は粘性関数を定式化する際の基準応力であり、準静的応力としての精度が本研究で提案する手法の有用性を左右することにはならない点を強調したい。

4 種類の温度条件に対して得られた準静的応力—ひずみ曲線から、温度をパラメータとした準静的応力 $g(\epsilon, T)$ の定式化を行った。得られた結果を式(7)および(8)に示す。

Sn-Pb 材：

$$g = 0.850 \exp(8.85 - 2.51 \times 10^{-3} T) \left\{ \epsilon^{0.3} + \tanh(60.0\epsilon) \right\} \quad (7)$$

Sn-Ag-Cu 材：

$$g = (30.0 - 8.00 \times 10^{-3} T) \left\{ \epsilon^{0.3} + \tanh(60.0\epsilon) \right\} \quad (8)$$

Fig.8 Determination of quasi-static stresses by the extrapolation of flow stress vs. strain rate curves for Sn-Ag-Cu solder alloy at 373K

Fig.9 Determination of quasi-static stresses by the extrapolation of relaxation curves for Sn-Ag-Cu solder alloy

4・4 過応力 X の決定 過応力 (粘性応力) X とは、ひずみ速度依存性を粘性の影響と考えたもので、各ひずみ速度における流動応力と準静的応力との差、すなわち、 $X = \sigma - g$ で表される。過応力 X は、図 8 に示した変形応力—ひずみ速度曲線から g 応力を差し引いたものであり、ひずみ、ひずみ速度、温度をパラメータとした関数 $X(\epsilon, \dot{\epsilon}, T)$ として定式化できる。得られた結果を以下に示す。

$$X = A_{(\epsilon, T)} (B + \log \dot{\epsilon})^{n_{(\epsilon, T)}} - C_{(\epsilon, T)} \quad (9)$$

Sn-Pb 材：

$$A = 49.58 - 0.2540T + 3.383 \times 10^{-5} T^2$$

$$B = 9.000$$

$$C = (a_c \sqrt{\epsilon} + b_c) \tanh(c_c \sqrt{\epsilon})$$

$$\begin{aligned}
a_c &= -3.556 + 2.122 \times 10^{-2} T - 2.557 \times 10^{-5} T^2 \\
b_c &= 1.249 \times 10^2 - 0.6390 T + 8.288 \times 10^{-4} T^2 \\
c_c &= 1.434 \times 10^2 - 0.9801 T + 2.132 \times 10^{-3} T^2 \\
n &= (a_n \sqrt{\varepsilon} + b_n) \tanh(c_n \sqrt{\varepsilon}) \\
a_n &= -0.2262 + 1.924 \times 10^{-3} T - 2.429 \times 10^{-6} T^2 \\
b_n &= 6.692 - 3.871 \times 10^{-2} T + 6.970 \times 10^{-5} T^2 \\
c_n &= -5.326 \times 10^2 + 3.447 T - 3.434 \times 10^{-3} T^2 \\
&\quad - 1.104 \times 10^{-5} T^3 + 1.813 \times 10^{-8} T^4
\end{aligned} \quad (10)$$

Sn-Ag-Cu 材 :

$$\begin{aligned}
A &= (a_a \sqrt{\varepsilon} + b_a) \tanh(c_a \sqrt{\varepsilon}) \\
a_a &= 0.2000 \\
b_a &= 2.705 - 1.031 \times 10^{-2} T + 1.017 \times 10^{-5} T^2 \\
c_a &= 16.04 + 9.340 \times 10^{-2} T - 2.885 \times 10^{-4} T^2 \\
B &= 12.00 \\
C &= 0.000 \\
n &= s_n / \sqrt{\varepsilon} + 1.860 \\
s_n &= 0.1900 - 1.223 \times 10^{-3} T + 2.045 \times 10^{-6} T^2
\end{aligned} \quad (11)$$

4・5 粘性関数 K の決定 過応力モデルの構成式(1)において、大変形領域では弾性ひずみ速度の影響は無視できると仮定すると、粘性関数 K は次式のように表される。

$$K = \frac{X}{E \cdot \dot{\varepsilon}_p} \quad (12)$$

一方、 g 応力が決定されたことから過応力 X は実験結果から算出できる。Sn-Ag-Cu 材の実験結果から得られる過応力 X と式(12)から得られる粘性関数の対数 $\log K$ との関係をプロットすると、図 10 に示す結果が得られる。過応力 X と粘性関数 $\log K$ との間には直線的な関係があるので、これらの直線の傾きを K_1 、 X 切片を K_2 として、次式のように定式化できる。

$$\log K = K_1 (X - K_2) \quad (13)$$

ここで、 K_1 、 K_2 はいずれも温度とひずみの関数であり、以下のように表された。

Sn-Pb 材 :

$$\begin{aligned}
K_1 &= (a_1 \sqrt{\varepsilon} + b_1) \tanh(c_1 \sqrt{\varepsilon}) - d_1 \\
a_1 &= -8.165 \times 10^{-3} + 4.678 \times 10^{-4} T \\
&\quad - 9.526 \times 10^{-7} T^2 \\
b_1 &= 2.000 \\
c_1 &= 70.00 \\
d_1 &= 1.887 + 7.744 \times 10^{-4} T \\
K_2 &= (a_2 \varepsilon^{0.7} + b_2) \tanh(c_2 \varepsilon^{0.7})
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
a_2 &= 11.00 \\
b_2 &= 3.274 \times 10^2 - 1.693 T + 2.286 \times 10^{-4} T^2 \\
c_2 &= 1.020 \times 10^2
\end{aligned} \quad (14)$$

Sn-Ag-Cu 材 :

$$\begin{aligned}
K_1 &= (a_1 \sqrt{\varepsilon} + b_1) \tanh(c_1 \sqrt{\varepsilon}) - d_1 \\
a_1 &= 5.000 \times 10^{-2} \\
b_1 &= 9.220 - 4.790 \times 10^{-2} T + 6.290 \times 10^{-5} T^2 \\
c_1 &= 4.350 \times 10^2 - 2.000 T + 2.540 \times 10^{-3} T^2 \\
d_1 &= 8.715 - 4.499 \times 10^{-2} T + 6.050 \times 10^{-5} T^2 \\
K_2 &= (a_2 \sqrt{\varepsilon} + b_2) \tanh(c_2 \sqrt{\varepsilon}) \\
a_2 &= 1.150 \times 10^2 - 0.5850 T + 7.780 \times 10^{-4} T^2 \\
b_2 &= 2.340 \times 10^2 - 1.053 T + 1.290 \times 10^{-3} T^2 \\
c_2 &= 30.00
\end{aligned} \quad (15)$$

なお、Sn-Pb 材よりも Sn-Ag-Cu 材のほうが粘性は大きい。

Fig.10 Relationships between viscous coefficient and overstress in various strain at 373K

4・6 Sn-Ag-Cu 材における回復現象の検討 図 5

に示した Sn-Ag-Cu 材の応力-ひずみ曲線において、高温で低ひずみ速度の領域においてはひずみの進行につれて流動応力が低くなる傾向が見られた。また、Sn-Ag-Cu 材における $\dot{\varepsilon} = 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ の単純引張試験中に応力緩和試験を行った結果を図 11 に示す。応力緩和後の再負荷時に緩和前より流動応力が低くなる傾向が見られる。

これらは、変形中あるいは緩和中に回復が起こり高温・低ひずみ速度ではひずみ硬化に比べて回復の度合いのほうが大きくなったためと考えることができる。ここで、回復とは、温度の上昇に伴って生じる拡散運動などから正負の転位相互消滅や転位の再配列などによって転位密度が低下し変形応力が低くなる現象のことである。Sn-Pb 材の再結晶温度はおおよそ 230K であり、Sn-Ag-Cu 材の再結晶温度はおおよそ 244K と非常に低温

であるため、本研究で設定した雰囲気温度、特に 373K では、応力除去焼きなましを行ったのと同じ状態になるためこのような挙動を示すと推測される。このように Sn-Ag-Cu はんだ材では通常の使用温度下で変形中、緩和中にかかわらず回復現象は生じていると考えてよく、回復を新たな要素として変形モデルに導入する必要がある。

図 11 に示した単純引張試験中に応力緩和試験を行った実験から得られた引張り負荷による硬化応力の減少(回復)と経過時間との関係を図 12 に示す。ここで、加工硬化応力 $\Delta\sigma_H$ は $\Delta\sigma_H = (\sigma_s - \sigma_0)$ at $t = 0$, $\Delta\sigma_H = (\sigma_R - \sigma_0)$ at $t > 0$ であり、 σ_s : 最初の応力緩和 ($\epsilon = 0.07$ 近傍) 直前の応力, σ_0 : 初期降伏応力 (0.02% 耐力), σ_R : 応力緩和後再負荷時の降伏応力である。

図 12 の結果から応力回復量 R は $R = (\sigma_s - \sigma_0) - \Delta\sigma_H$ であり、温度 T と時間 t の関数として定式化できる。

$$R = P_{(T)} \left[1 - \exp \left(-\frac{t}{Q_{(T)}} \right) \right] \quad (16)$$

$$P = 25.46 - 5.858 \times 10^{-2} T$$

$$Q = 5.277 \times 10^3 + 2.054 \times 10^{12} \times \exp \left(\frac{-T}{15.77} \right)$$

Fig.11 Stress-strain curves of Sn-Ag-Cu solder alloys with relaxation tests at various temperatures

Fig.12 Relationships between work hardening stress ($\Delta\sigma_H$) and time (t) at various temperatures

引張り負荷による加工硬化状態に応じて変化する応力回復速度が図 12 の曲線の勾配あるいは式(16)の時間微分として得られる。応力回復は同じ加工硬化状態であれば温度が高いほど早い、高温では加工硬化が小さいので回復応力はさほど大きくはならない。また、ひずみ速度 $\dot{\epsilon} = 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ 以上の速度では応力ひずみ関係に及ぼす回復効果の影響はほとんどない、と考えてよい。以上の結果より、任意の硬化状態に対する回復は温度と経過時間によって予測計算が可能となる。

5. 予測計算と実験結果との比較検討

5.1 応力緩和試験 4.5 節で定式化した粘性関数 K の有用性を確認するため、過応力モデルに基づいて応力緩和曲線の予測計算を行った。予測計算の手法は以下の通りである。

微小時間 dt の間に変化する応力を $d\sigma$ とすると、式(3)より、

$$\dot{\sigma} = \frac{d\sigma}{dt} = -\frac{\sigma - g}{K} = -\frac{X}{K} \Leftrightarrow d\sigma = -\frac{X}{K} dt \quad (17)$$

が得られる。ここで、任意時間 t における降下応力 σ は、 $t = \sum dt_n$, $\sigma = \sum d\sigma_n$ より、

$$d\sigma_n = -\frac{X_{n-1}}{K_{n-1}} dt_n \quad (18)$$

となるので、時間増分 dt を設定して、式(18)を目標時間 t まで繰り返し計算することにより、応力緩和曲線が計算される。

図 13 に Sn-Ag-Cu 材の 373K における実験結果と予測計算の結果を比較したものを示す。296K の場合、緩和開始直後および緩和時間 10^3 s 以降でずれが見られるが、全体的に予測結果は実験結果とよく一致しており、おおよその挙動は予測できていると考える。これ

Fig.13 Comparisons between experimental and predicted results on relaxation curves of Sn-Ag-Cu solder alloy at various temperatures

により、本構成式を用いることではんだ材の応力緩和挙動がおおむね予測可能であることが明らかになった。

5・2 単純引張試験における回復挙動 4・6 節で定式化した回復挙動 (式(16)) の妥当性を確認するために、過応力理論の構成式から予測した単純引張試験における応力に時間と温度をパラメータとした回復を重ね合わせることで、回復を伴う引張り応力-ひずみ曲線の予測シミュレーションを行った。

さて、ひずみ速度を規定したときの引張り変形応力を過応力理論に基づいて忠実に求めようとする式(12)から分かるように、粘性関数 K が未知の X の関数として与えられているため簡単には求まらない。すなわち、仮の X を与えて式(1)から計算される $X = \sigma - g$ が仮に与えた X と一致するまで繰り返し計算を行うことになる⁽¹⁶⁾。この煩雑さは過応力モデルに基づく構成式の利便性を損なうものであった。本報では式(9)~(11)のように過応力 X を別途ひずみ速度の関数として定式化することによって利便性の改善を試みている。すなわち、変形応力 σ は $\sigma = g + X$ で与えられ、式(7),(8)による g および式(9)~(11)による X に現在のひずみ ϵ 、ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ 、雰囲気温度 T を与えることで、繰り返し計算することなく変形応力-ひずみ曲線が得られる。

図 14 には軟化挙動を示さないひずみ速度 $\dot{\epsilon} = 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ の場合および軟化挙動を示すひずみ速度 $\dot{\epsilon} = 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ の場合 (いずれも温度は 373K) の実験結果とそれぞれに対応する K による繰り返し計算結果との比較を示す。なお、回復応力は回復速度 (式(16)の時間微分) $\times$ 区切り時間で算出される回復応力増分の総和であり、これを過応力モデルから算出される変形応力から差し引くことで、回復を考慮した変形応力-ひずみ曲線を得た。図 14 の結果での加工硬化量は初期降伏応力を 8.6MPa とし、応力がピークを示した後の回復応力を計算している。ひずみ速度 $\dot{\epsilon} = 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ の場合には、過

Fig.14 Experimental and predicted results on tensile stress-strain curve of Sn-Ag-Cu solder alloy at 373K

応力モデルから予測される曲線と傾向は一致している。一方、ひずみ速度 $\dot{\epsilon} = 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ の場合には、過応力モデルでは軟化挙動が表現できないが、式(16)から求めた回復応力を考慮することにより、実験結果と予測値とはよく一致する。式(16)の回復応力は応力緩和中の回復から求めたにもかかわらず、引張り負荷時においても有効であることがわかる。

5・3 ひずみ速度急変引張試験 同様に、3・2 節で行ったひずみ速度急変引張試験での応力-ひずみ曲線の予測計算を行った。図 15 に Sn-Ag-Cu 材の 373K におけるひずみ速度急変引張試験の実験結果と回復を考慮しない過応力モデルのみの場合と回復を考慮したモデルの場合の予測計算結果を併せて示している。回復応力を考慮することで、より精度の高い変形応力の予測が可能になった。ただし、負荷直後および再負荷直後の過渡領域における変形挙動についてはさらに詳細に検討する必要がある。

Fig.15 Experimental and predicted results on tensile stress-strain curve with sudden changes in strain rate for Sn-Ag-Cu solder alloy at 373K

6. 結 言

Sn-37Pb 共晶はんだ材および Sn-3.5Ag-0.75Cu 鉛フリーはんだ材の力学的特性およびそれらの変形挙動を実験的に検討した。また、弾粘塑性モデルを用いてはんだ材特有のひずみ速度依存性および温度依存性を考慮した簡便な統一構成式の構築を試みた結果、以下のことが明らかになった。

- ・両はんだ材ともに極めて低応力な領域でも粘弾性的な挙動を示す。
- ・Sn-Ag-Cu はんだ材においては、変形による加工硬化と回復による軟化が同時に進行する。特に、高温・低ひずみ速度においては回復現象が顕著に見られ、見かけ上加工軟化する。また、回復量は過去に受けた加工硬化量が多いほど大きく、温度と経過時間によって決定される。

・Sn-Pb 系共晶はんだおよび Sn-Ag-Cu 系鉛フリーはんだにおいて、過応力理論に基づいた非弾性構成式の各材料定数を引張試験の結果のみから決定することで、応力緩和なども含めたはんだ材の非弾性変形挙動を統一的に予測できることが確認された。

謝 辞

本研究を進める上で多大なご協力をいただきました東京理科大学神楽坂校舎の機械工作室の皆様にご心より御礼申し上げます。また、研究初期に基礎実験を行った友塚浩康氏（2000 年度学部卒）、小玉修氏（2001 年度学部卒）に感謝いたします。

文 献

- (1) Kono, E., Welding and Joint Technology in Manufacturing of Electronics Equipments (1) Technical Trend and Basic of Micro Soldering Technology(in Japanese), *Welding Technology*, Vol.51, No.1, (2003), pp.122-126.
- (2) Kono, E., Welding and Joint Technology in Manufacturing of Electronics Equipments (2) Micro Soldering Technology (in Japanese), *Welding Technology*, Vol.51, No.2, (2003), pp.123-126.
- (3) Yamaguchi, A., Basic and Practices of Micro Soldering Technology (in Japanese), *Welding Technology*, Vol.53, No.3, (2005), pp.96-103.
- (4) Ohguchi, K., Sasaki, K. and Ishikawa, H., Viscoplastic Deformation of 60Sn-40Pb Solder Alloys (Description of Strain Rate Effect), *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol.63, No.609, (1997), pp.954-961.
- (5) Nose, H., Sakane, M., Tsukada, Y. and Nishimura, H., Effect of Temperature and Strain Rate on Mechanical Property of Sn-Pb Solders, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol.65, No.632, (1999), pp.901-908.
- (6) Ohguchi, K. and Sasaki, K., Description of Temperature Dependence and creep Deformation of 60Sn-40Pb solder Alloy, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol.65, No.636, (1999), pp.1795-1801.
- (7) Ohguchi, K. and Sasaki, K., Elastic-Plastic-Creep Simulation of Pb/Sn Solder Alloys by Separation of Plastic and Creep, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol.68, No.673, (2002), pp.1328-1335.
- (8) Takemoto, T., The Recent Situation of Lead-containing Solder Regulation and Replacement to Environmentally Compatible Lead-free Solder, *Journal of the Japan Welding Society*, Vol.69, No.2, (2000), pp.100-107.
- (9) Kariya, Y. and Ohtsuka, M., Current Soldering Technology and Reliability Issue in Lead-Free Solder for Electronic Assembly, *Journal of the Japan Welding Society*, Vol.69, No.2, (2000), pp.108-112.
- (10) Kono, E., Welding and Joint Technology in Manufacturing of Electronics Equipments (3) Lead-Free Soldering Technology (in Japanese), *Welding Technology*, Vol.51, No.3, (2003), pp.123-126.
- (11) Kaminishi, K., Sekine, T., Maruichi, T. and Osaki, S., Impact Tensile Characteristics of Sn-3.0 Ag-0.5 Cu Lead-Free Solder, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol.70, No.690, (2004), pp.266-272.
- (12) Kaneko, K. and Oyamada, T., A viscoplastic constitutive model with effect of aging, *International Journal of Plasticity* Vol.16, (2000), pp.337-357.
- (13) Kaneko, K., Oyamada, T. and Shimizu, D., Study of the Viscoplastic Deformation Behavior of SUS316L Stainless Steel and Effects of Dynamic Aging, Cyclic Loading and Temperature, *Progress in Experimental and Computational Mechanics in Engineering, Key Engineering Materials*, Vols.243-244, (2002), pp.439-444.
- (14) Oyamada, T., Kaneko, K., Toyoshima, N. and Shimizu, D., Influence of Prestraining, Deformation Rate and Temperature on Elasto-Viscoplasticity and Dynamic-Aging of Metal Materials : The Study of SUS316L Stainless Steel at Temperature Range from -35 to 150 °C, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol.70, No.693, (2004), pp.763-770.
- (15) Krempl, E., McMAHON, J.J. and Yao, D., Viscoplasticity based on overstress with a differential growth law for the equilibrium stress, *Mechanics of Materials*, Vol.5, (1986), pp.35-48.
- (16) Kaneko, K., Temperature and Hydrostatic Pressure Dependency of Inelastic Deformation Behavior of Polypropylene in Large Strain Region and After Cyclic Preloadings, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol.71, No.704, (2005), pp.615-622.