めっき銅薄膜の機械的特性と基板繊維構造を考慮した
実装基板スルーホールの熱疲労寿命評価山寄 優^{*1}, 釘宮 哲也^{*1}, 廣畑 賢治^{*1}, 八甫谷 明彦^{*2}, 大野 信忠^{*3}, 坂根 政男^{*4}

Thermal fatigue life evaluation of substrate with Cu through-hole considering the mechanical properties of Cu thin film and glass fiber cloths structure

Yu YAMAYOSE^{*1}, Tetsuya KUGIMIYA^{*1}, Kenji HIROHATA^{*1}, Akihiko HAPPOYA^{*2},
Nobutada OHNO^{*3} and Masao SAKANE^{*4}^{*1} Research and Development Center, Toshiba Corp.

1 Komukaitoshiba-cho, Saiwai-ku, Kawasaki-shi, Kanagawa 212-8582, Japan

^{*2} Semiconductor & Storage Products Company, Toshiba Corp.

580-1 Horikawa-cho, Saiwai-ku, Kawasaki-shi, Kanagawa 212-8520, Japan

^{*3} Department of Mechanical Science and Engineering, Nagoya University

Furo-cho, Chikusa-ku, Nagoya-shi, Aichi 464-8603, Japan

^{*4} Department of Mechanical Engineering, Faculty of Science and Engineering, Ritsumeikan University

1-1-1 Nojihigashi, Kusatsu-shi, Shiga 525-8677, Japan

Received 25 July 2014

Abstract

In this study, the thermal fatigue life of substrate with Cu through-hole is evaluated by considering the mechanical properties of Cu thin film and glass fiber cloths structure. We first conducted tensile tests of Cu thin film and found that the rate-dependence of inelastic property varies abruptly with temperature. An inelastic constitutive model for Cu thin film is then proposed by combining both rate-independent and rate-dependent models. The proposed inelastic constitutive model is introduced in a Finite Element Method based analysis of glass epoxy substrate with Cu through-hole. Moreover, low cycle tests of Cu thin film are carried out by using repeated 4-point bending to evaluate its isothermal fatigue properties. Through our analysis we verified the capability of the proposed model to predict thermal fatigue life of Cu through-hole using the isothermal fatigue properties. The results show that the glass fiber cloths structure of the substrate needs to be considered in order to successfully predict the thermal fatigue life of the Cu through-hole.

Key words : Finite element method, Glass cloth structure, Through-hole, Homogenization method, Inelastic constitutive model, Fatigue life prediction

1. 緒 言

電子機器に搭載される実装基板には、製造工程の熱処理や半導体素子の駆動に伴う発熱などによって大きな温度変動が生ずる。これに伴い、材料ごとの熱膨張率差に起因して熱応力が発生するため、基板配線や実装部品の接合部などにおいては、熱疲労破壊に対する機械的信頼性の確保が重要である。製品の熱疲労寿命の評価は温度サイクル試験などによって行われるが、数百～数千サイクルの試験を行う場合、評価に1ヵ月以上を要するため、設計・開発段階においては有限要素法を活用した熱疲労寿命評価が幅広く行われている。

有限要素法を活用した熱疲労寿命評価は Coffin-Manson 則などの疲労寿命評価則に基づき、材料試験によって

No.14-00382 [DOI: 10.1299/transjsme.14-00382], J-STAGE Advance Publication date : 15 December, 2014

^{*1} 正員, (株)東芝 研究開発センター (〒212-8582 神奈川県川崎市幸区小向東芝町1)

^{*2} (株)東芝セミコンダクター&ストレージ社 (〒212-8520 神奈川県川崎市幸区堀川町580-1)

^{*3} 正員, フェロー, 名古屋大学大学院工学研究科 (〒464-8603 愛知県名古屋市中千種区不老町)

^{*4} 正員, フェロー, 立命館大学理工学部機械工学科 (〒525-8577 滋賀県草津市野路東1-1-1)

E-mail of corresponding author: yuu.yamayose@toshiba.co.jp

取得した材料の疲労線図と、有限要素法シミュレーションによって求めた非弾性ひずみ範囲を組み合わせることで行われる。そのため熱疲労寿命評価を精度良く行うためには、材料の非弾性特性のモデル化を適切に行うことが重要である。例えば接合部に用いられるはんだ材料については、融点が低く室温以下でもクリープ特性が顕著であるという特有の非弾性特性を表現するため、様々な非弾性材料モデルが提案されている(林他, 2011)(雨海, 2002)(Kobayashi, et al., 2003)(日本材料学会高温強度部門委員会, 2004)。

一方、電子機器の実装基板として広範に用いられるガラスエポキシ基板は、ガラス繊維構造を重ねたものにエポキシ樹脂を浸透させて固めた複合材料で、ガラス繊維構造の影響を適切に考慮するためには、その構造をモデル化したシミュレーションが必要である。しかしながら計算コストの制約などにより、多くの場合実装基板を均質体と仮定して熱応力解析が行われており、ガラス繊維構造を考慮した実装基板の熱応力解析の報告は限定的である(竹中, 于, 2013)。

また、多層配線基板では層間の電氣的接続のためにスルーホールが設けられており、スルーホールや配線に用いられるめっき銅薄膜はバルク銅とは大きく異なる機械的特性を有することが報告されている(金山他, 2011)(大口他, 2010)(玉川他, 2007)。スルーホール部ではめっき銅と実装基板の厚さ方向の線膨張係数差が大きい。ため、繰り返しの温度変動による熱疲労破壊が生じやすく、実装基板の信頼性課題の一つとなっている。スルーホールの熱疲労寿命を有限要素法で評価するためには、めっき銅薄膜の非弾性特性を適切に表現可能な材料モデルが不可欠である。またスルーホールは実装基板を貫通する形で形成されるため、基板のガラス繊維構造の影響を大きく受けると考えられる。

そこで本研究では、めっき銅薄膜の非弾性特性・疲労特性と基板繊維構造を考慮した実装基板配線の熱疲労寿命評価手法を提案する。まずめっき銅薄膜の非弾性特性を考慮したシミュレーションを行うため、材料試験によってめっき銅薄膜の非弾性特性を取得し、その特性を表現可能な非弾性構成式を提案した。また通常の引張・圧縮やねじり試験では取得することが困難なめっき銅薄膜の疲労特性を、繰り返し4点曲げ試験を用いて取得した。非弾性構成式を用いた熱応力シミュレーションとめっき銅薄膜の疲労特性データを組み合わせためっき銅薄膜の熱疲労寿命評価手法の妥当性を検証するため、基板スルーホール構造を対象とした温度サイクルシミュレーションを行い、高温保持過程のめっき銅薄膜のクリープ変形の影響および、実装基板のガラス繊維構造の影響を明らかにした。

2. めっき銅薄膜の機械的特性取得とモデリング

2・1 めっき銅薄膜の引張試験

めっき銅薄膜の非弾性特性を把握し、その特性を表現する非弾性構成式を構築するため、引張試験を行った。めっき銅薄膜は、硫酸銅溶液を使用し直流電流(20 mA/cm^2)環境でステンレス基板上に厚さ約 $50 \mu\text{m}$ で形成したものをを用いた。ステンレス基板とめっき銅薄膜は密着しないため容易にはく離することが可能であり、試験片ははく離しためっき銅薄膜から切り出すことで作製した。図1に、形成しためっき銅薄膜の断面写真を示す。めっき銅薄膜の結晶粒径は $1 \mu\text{m} \sim 10 \mu\text{m}$ 程度であることがわかる。図2は、引張試験に供した試験片形状を示したものである。ただし、一部サンプルはサンプル作製時の都合によりつかみ部幅を 15 mm として作製した。引張試験は、恒温槽による温度制御下で実施し、温度依存性を把握するために -25°C , 23°C , 80°C , 125°C の4条件で試験を実施した。試験は変位制御で行い、各温度での引張速度依存性を明らかにするため、クロスヘッドの変位速度は 0.1 mm/min , 1 mm/min , 10 mm/min の3条件で試験を行った。各変位速度条件での 23°C での引張試験時に、試験片並行部のひずみ速度を、ビデオ伸び計を用いて計測した結果、それぞれ $0.0052\%/s$, $0.047\%/s$, $0.47\%/s$ に対応することが確認できた。

図3は各温度条件における試験結果の応力-ひずみ線図を示したものであり、材料の構成関係をモデル化する際に重要となる低ひずみ領域の振る舞いを示したものである。ここで試験結果の応力値とひずみ値は試験片の初期形状に基づいて算出した公称値である。またひずみ値の測定については、薄膜状サンプルであるためひずみゲージを用いた測定は試験結果に影響を及ぼす可能性があり適切ではない。そこで室温条件においては上述したビデオ伸び計を用いてひずみ値を測定し、ビデオ伸び計の使用が困難な温度制御条件下では、室温の測定で得られたクロスヘッド変位量とひずみ値の関係に基づきクロスヘッド変位量からひずみ値を算出した。各温度における

試験結果を比較すると、室温以下の低温条件においては、ひずみ速度の違いによる機械的特性の差は小さく、ほぼ弾塑性的な挙動を示しているのに対して、温度が高い条件の試験結果では明確なひずみ速度依存性が見られ、クリープ挙動が無視できなくなっていることが確認できる。一部の試験結果についてひずみ速度依存性が逆転している部分が見られるが、これは試験結果のばらつきに起因したものであると考えられる。また応力-ひずみ線図の初期の傾きから算出した室温でのヤング率はおおよそ 50 GPa であり、一般的なバルク銅のヤング率と比べて半分以下の値である。これはバルク銅とめっき銅薄膜の機械的特性が異なるためと考えられ、シミュレーションによるめっき銅薄膜の信頼性評価を行うためには、めっき銅薄膜の特性を表現可能な非弾性材料モデルが必要であることを示している。

Fig.1 Cross-sectional image of Cu thin film.

Fig.2 Schematic illustration of test specimen.

Fig.3 Stress-strain curves of Cu thin film.

2・2 めっき銅薄膜の非弾性材料モデリング

引張試験によって取得しためっき銅薄膜の機械的特性に基づき、めっき銅薄膜の非弾性材料モデル構築を行った。引張試験結果では、室温以下の低温条件では挙動が弾塑性的であるのに対して、温度が高くなるに伴いクリープ挙動に起因すると考えられるひずみ速度依存性が現れており、めっき銅薄膜の非弾性材料モデルはこれらの特性を表現できることが求められる。また熱疲労寿命評価では温度サイクルによって繰り返し反転負荷が加えられるため、定常クリープ特性だけでなく、定常に至るまでの塑性とクリープが重畳した挙動を表現する必要がある。しかしながら、非弾性ひずみを非時間依存の塑性ひずみと時間依存のクリープひずみに分けて考える古典的な弾塑性クリープ構成式では、高温条件での降伏・加工硬化挙動のひずみ速度依存性を十分に表現することは容易ではない。そこで本研究では、これまでに提案されてきた弾塑性構成式 (Kobayashi and Ohno, 2002) と塑性とクリープの重畳した挙動を表現できる速度依存分離型の構成式 (Akamatsu, et al., 2008) を組み合わせ、図 4 に概要を示すように、クリープの影響を無視できる低温時には非弾性挙動を塑性構成式で表現し、クリープの影響を無視できない高温時には速度依存分離型構成式を用いて塑性とクリープの重畳した非弾性挙動を表現する併用型の非弾性構成式を提案する。以下に併用型非弾性構成式の定式化を示す。ここで数式中における記号 (:) はテンソル間の内積を表す。

Fig.4 Overview of combined inelastic constitutive model for Cu thin film.

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}^e + \boldsymbol{\varepsilon}^{vp} + \boldsymbol{\varepsilon}^{ss} \quad (1)$$

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{D}^e : \boldsymbol{\varepsilon}^e \quad (2)$$

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{vp} = \dot{\lambda} \frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad (T < T^{th}) \quad (3)$$

$$F = \frac{3}{2} (\mathbf{s} - \boldsymbol{\alpha}) : (\mathbf{s} - \boldsymbol{\alpha}) - Y^2 \quad (4)$$

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{vp} = \frac{3}{2} \dot{\varepsilon}_0^{vp} \left(\frac{\bar{y}}{\sigma_0^{vp}} \right)^{mvp} \frac{\mathbf{s} - \boldsymbol{\alpha}}{\bar{y}} \quad (T \geq T^{th}) \quad (5)$$

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{ss} = \frac{3}{2} \dot{\varepsilon}_0^{ss} \left(\frac{\bar{s}}{\sigma_0^{ss}} \right)^{mss} \frac{\mathbf{s}}{\bar{s}} \quad (6)$$

$$\dot{\boldsymbol{\alpha}} = \frac{2}{3} h \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{vp} - \zeta \boldsymbol{\alpha} \dot{\bar{g}}^{vp} + \frac{\partial \boldsymbol{\alpha}}{\partial T} \dot{T} \quad (7)$$

式 (1) はひずみの分割を表したものであり、機械的ひずみ $\boldsymbol{\varepsilon}$ を弾性ひずみ $\boldsymbol{\varepsilon}^e$ と粘塑性ひずみ $\boldsymbol{\varepsilon}^{vp}$ 、定常非弾性ひずみ $\boldsymbol{\varepsilon}^{ss}$ に分割する。併用型構成式では粘塑性ひずみ $\boldsymbol{\varepsilon}^{vp}$ を温度 T が閾値温度 T^{th} より低い温度では速度非依存のひずみ成分とし、閾値温度 T^{th} 以上の高温では速度依存の非弾性ひずみとする。非弾性ひずみ成分の計算は閾値温度 T^{th} より低い温度では式 (3) ～式 (4) の弾塑性構成式を用い、閾値温度 T^{th} 以上では式 (5) ～式 (6) の速度依存分離型構成式を用いる。式 (2) は一般化フックの法則であり、 $\boldsymbol{\sigma}$ は応力、 $\mathbf{D}^e$ は弾性定数マトリクスである。弾性定数マトリクスをパラメータとして与えることで、弾性ひずみと応力の関係を与える式である。弾性定数マトリクスは、ここでは等方性を仮定しヤング率 E とポアソン比 ν から算出する。式 (3) は温度 T が

閾値温度 T^h より低い温度における粘塑性ひずみ ϵ^{vp} の発展則である。これは塑性構成式における関連流れ則を表したものであり、降伏関数 F と塑性ひずみ速度の関係を表している。降伏関数 F は式 (4) で表されるミーゼス型の降伏関数を用いており、硬化則は移動硬化則でモデル化している。ここで $\mathbf{s}$ は応力から平均応力を除いた偏差応力、 Y は単軸引張試験における降伏応力、 α は降伏曲面の中心を表す背応力である。式 (5) および式 (6) はそれぞれ閾値温度 T^h 以上の高温における粘塑性ひずみ ϵ^{vp} と定常非弾性ひずみ ϵ^{ss} の発展則を表したものである。式 (6) は定常クリープを表現する Norton 則を変形したもので、 $\dot{\epsilon}_0^{ss}$ 、 σ_0^{ss} 、 mss はスカラーパラメータであり、通常 Norton 則では 2 パラメータで表しているものをフィッティングのために便宜上このような形に変形している。 $\bar{s}$ は

$$\bar{s} = \sqrt{\frac{3}{2}} (\mathbf{s} : \mathbf{s})^{0.5} \quad (8)$$

で定義される偏差相当応力である。式 (5) も式 (6) と同様のべき乗の関数形で表現されており、 $\dot{\epsilon}_0^{vp}$ 、 σ_0^{vp} 、 mvp はスカラーパラメータである。過渡的な挙動では硬化挙動を考慮する必要があるため、応力は背応力を差し引いた有効応力を用いて定式化しており、 $\bar{y}$ は $\mathbf{s}$ と α により

$$\bar{y} = \sqrt{\frac{3}{2}} [(\mathbf{s} - \alpha) : (\mathbf{s} - \alpha)]^{0.5} \quad (9)$$

で定義される相当有効応力である。式 (7) は背応力の発展則を表したものであり、Armstrong と Frederick によって提案された非線形移動硬化モデルを用いた (Armstrong and Frederick, 1966)。ここで h と ζ は材料パラメータであり、 $\dot{p}^{vp}$ は

$$\dot{p}^{vp} = \sqrt{\frac{2}{3}} (\dot{\epsilon}^{vp} : \dot{\epsilon}^{vp})^{0.5} \quad (10)$$

である。式 (7) 右辺の第 1 項はひずみ硬化を表し、第 2 項は塑性変形の進行に伴う動的回復を表し、第 3 項は温度速度項と呼ばれる項であり、Armstrong-Frederick モデルを温度変動下で適用できるように拡張するために付け加えられた項である。また本研究では背応力 α を 2 分割してその線形和で表し、分割したそれぞれに対して式 (7) のパラメータを与えることで、硬化挙動をより精度良く記述できるようにした。

図 5 は、各温度においてパラメータフィッティングしためっき銅薄膜の非弾性構成式を用い、単軸引張解析を行った結果と引張試験結果を比較したものである。本研究では併用型構成式の低温と高温を分ける閾値温度を 80°C とし、 -25°C と 23°C は非弾性構成式を塑性構成式で表現し、 125°C は非弾性構成式を速度依存分離型構成式で表現した。 80°C の結果のみ塑性構成式と速度依存分離型両方の定式化に対してパラメータフィッティングを行い、各試験温度間は温度ごとにフィッティングしたパラメータを内挿してその温度における構成式パラメータを決定した。表 1 にフィッティングを行った構成式パラメータを示す。弾性定数マトリクス算出に必要なポアソン比 ν は図 3 へのフィッティングでは決めることができないため、本研究では 0.35 という値を用いた。閾値温度より低い温度の低温時と、閾値温度以上の高温時で状態量として背応力の各成分値を共有することで、熱応力シミュレーション過程で温度が変動しても硬化挙動を表現することが可能となる。図 5 において解析結果と試験結果は概ね良い一致を示していることが確認できる。

Table 1 Parameters of combined inelastic constitutive model.

	Elastic Parameter	Inelastic parameter			
	E [MPa]	Y [MPa]	σ_0^{vp} [MPa]	mvp	ε_0^{vp} [%/sec]
-25°C	48000	130			
23°C	48000	130			
80°C	48000	130	133	30	0.0052
125°C	48000		130	15	0.0052

	Inelastic parameter			Kinematic hardening parameter			
	σ_0^{ss} [MPa]	mss	ε_0^{ss} [%/sec]	h_1 [MPa]	ζ_1	h_2 [MPa]	ζ_2
-25°C				33000	300	105000	2500
23°C				25200	300	100000	2500
80°C	25	280	0.0052	24000	300	100000	2500
125°C	15.5	280	0.0052	22500	300	100000	2500

Fig.5 Comparison between experimental results and simulation results.

3. 繰り返し4点曲げ試験によるめっき銅薄膜の疲労特性取得

3・1 試験装置および試験方法

本研究で対象としているめっき銅薄膜は、バルク状の試験片を作製できないため、引張・圧縮やねじり試験で疲労特性を取得することは困難である。そこで本研究では図6に示すように、ガラスエポキシ基板上に2章と同様のめっき条件でめっき銅薄膜を形成した試験片を用い、両振りの4点曲げ試験によって表面のめっき銅薄膜に対して繰り返し引張・圧縮負荷を与える試験方法を用いた(張他, 2009)。この際、ガラスエポキシ基板上にめっき付けを行うための下地膜として厚さ約 $0.2\ \mu\text{m}$ の無電解めっき膜を形成している。試験片の形状寸法は、全長 $100\ \text{mm}$ 、幅 $10\ \text{mm}$ 、厚さ $1\ \text{mm}$ 、標点部 $24\ \text{mm}$ であり、き裂観察を容易にするため、片面に直径 $200\ \mu\text{m}$ の円孔をエッチング加工で設けた。試験片表面のひずみを計測するために、円孔のない片面にはひずみゲージを貼付けた。試験に4点曲げを用いることにより、中央の2支点間での曲げモーメントを一定にでき、切欠き円孔が中央の2支点間にあれば多少の位置ずれがあっても、ほぼ同一のひずみや応力条件を実現でき、3点曲げ試験に較べて安定的な試験が可能となる。荷重負荷機構は、中央から左右に等間隔離れた4点を固定し、内側2点を荷重の作用点とした。曲げ試験では荷重支点(外側の2支点)および負荷点(内側の2支点)に試験片の長手方向の拘束力が発生し、拘束力により試験片は引張や圧縮負荷を受ける。本研究では拘束力を解消するため、外側の2つの支持点においてリニアベアリングを使用することにより、左右に移動できる支持点とした。内側2点の荷重点についても、治具の曲げ変形を利用して拘束を解消した。本研究で用いた試験システムの概要を図7に示す。用いた試験機は、電磁式負荷装置を用いた微小材料曲げ試験機であり、試験装置は制御装置、アンプ、データ保存用のパーソナルコンピュータ、動ひずみ計、き裂観察用の CCD カメラなどから構成されている。き裂観察装置には、小型 CCD カメラおよび X-Y-Z ステージを用い、試験片を試験中に取外すことなくき裂の観察ができるように、試験片の下部に CCD カメラを取付け、図6上部の円孔が下側になるように保持した試験片の円孔部から発生するき裂を撮影した。

Fig.6 Schematic illustration of test specimen for 4-point bending test.

Fig.7 Schematic illustration of testing system for 4-point bending test.

Table 2 Relationship between total strain range and crack initiation cycle.

Total strain range $\Delta\epsilon$ (%)	Crack initiation cycle N_f
1.0	275
0.7	950
0.5	2500
0.3	14500

3・2 試験結果および考察

室温大気中において全ひずみ範囲が 1.0%, 0.7%, 0.5%, および 0.3% となるように試験条件を設定し, ひずみ制御の低サイクル疲労試験を実施した. 用いた波形は, 周波数が 0.4 Hz の完全両振り対称 3 角波である. き裂発生の確認は, 疲労試験装置の動作中は困難であるため, 任意のサイクル数で実験を停止して観察を行い, 試験終了後にき裂の発生サイクル数を確認した. 本研究では, き裂発生サイクル数は, 初めてき裂が確認されたサイクル数と, 前回き裂の観察のために停止させたサイクル数の算術平均サイクル数と定義した. 負荷するひずみ範囲条件によりき裂発生サイクル数が大きく異なるため, 観察を行うサイクル間隔は条件ごとに变えており, 1.0% 条件が 50 サイクル間隔, 0.7% 条件が 100 サイクル間隔, 0.5% 条件が 200 サイクル間隔, 0.3% 条件が 1000 サイクル間隔で観察を実施した. また各条件のき裂発生サイクル数におけるき裂長さは平均で 100 μm 程度であった.

表 2 に繰り返し 4 点曲げ疲労試験結果を示す. 裏面側の全ひずみ範囲が最も大きい 1.0% 条件では 275 サイクルでき裂が発生しているのに対して, 全ひずみ範囲が最も小さい 0.3% 条件では 14500 サイクルまでき裂が発生しておらず, 異なる負荷レベルに対する疲労き裂発生寿命のデータを取得できていることが確認できる. 図 8 は小型 CCD カメラで観察したき裂発生後の写真の 1 例である. き裂は試験片長手方向と直交する方向の円孔端を起点として発生していることがわかる. 次に得られた試験結果を低サイクル疲労の寿命予測式である Coffin-Manson 則の形で整理するために, 繰り返し 4 点曲げ試験を模擬した有限要素法シミュレーションを行い, き裂発生部である円孔端の 1 サイクルあたりの非弾性ひずみ範囲を求めた.

図 9 は, 有限要素法シミュレーションに用いたモデルを示したものである. モデルは対称性を考慮した 1/4 モデルとなっており, 4 点曲げ試験の負荷点と支持点位置の節点群に対して, 変位境界条件を与えることにより 4 点曲げ試験を模擬したシミュレーションを実施した. 無電解めっき膜は電界めっき膜と比べて薄いため影響度が低いと考えモデル上は省略している. 影響負荷レベルの異なる 4 点曲げ試験とシミュレーションを対応させるため, ひずみゲージ貼り付け位置である試験片裏面中央部の試験片長手方向の全ひずみ範囲が, それぞれ 1.0%, 0.7%, 0.5%, および 0.3% となる変位負荷条件でシミュレーションを行った. 図 10 は横軸に試験結果の疲労き裂発生サイクル数を, 縦軸にシミュレーション結果における円孔端の相当非弾性ひずみ範囲を取って両対数グラフで表したものである. 全ひずみ範囲が 0.3% 条件の結果を除き, 両対数グラフ上で図中に破線で示したようにほぼ直線状に並ぶ結果となっており, き裂発生サイクル数 10^3 オーダ以下で Coffin-Manson 則による評価が可能であることがわかる. 一方, 全ひずみ範囲が 0.3% 条件の結果は非弾性ひずみが 10^{-6} オーダと極めて小さく, 全ひずみの 98.8% が弾性ひずみである. 図 10 でこの結果が直線から外れているのは, 変形がほぼ弾性範囲で非弾性ひずみを十分な精度で評価できないためと考えられる. 本研究では低サイクル疲労を対象とするが, 弾性ひずみが支配的な高サイクル疲労の評価では, 弾性ひずみを用いた評価を行う必要がある.

Fig.8 Optical image of Cu thin film after crack initiation.

Fig.9 FEM model for 4-point bending simulation.

Fig.10 Fatigue property of Cu thin film.

4. 基板スルーホールの温度サイクルシミュレーション

2章で構築しためっき銅薄膜の併用型非弾性材料モデルを用いた熱応力シミュレーションと,3章で取得しためっき銅薄膜の疲労特性を組み合わせた熱疲労寿命評価の適用性を検証するため,実装基板のスルーホールを対象とした熱応力シミュレーションを行った.スルーホールは多層基板の層間を電気的に接続するために,基板に穴を開け,穴の内壁にめっき銅を形成する構造である.実装基板は繊維強化複合材料であるため,その特性には異方性があり,基板面外方向の熱膨張率は基板面内方向のそれよりも数倍程度大きい.そのため,スルーホール部ではめっき銅と実装基板の線膨張係数差が大きく,繰り返しの温度変動による熱疲労破壊が生じやすく,実装基板の信頼性課題の一つとなっている.本章では,2章のめっき銅薄膜と同じめっき条件で形成する基板スルーホールに対して構築した併用型非弾性材料モデルを適用することで,温度サイクル高温時のめっき銅薄膜のクリープ変形の影響を検討するとともに,基板繊維構造を考慮したシミュレーションモデルを用い,基板厚さおよびスルーホールめっき厚さの異なる複数の基板構造に対する温度サイクル試験(八甫谷,2010)を模擬した熱応力シ

シミュレーションを行うことで、疲労線図と熱応力シミュレーションを組み合わせた熱疲労寿命評価法の適用性を検証した。

4・1 めっき銅薄膜構成式の基板スルーホールへの適用

2章で構築しためっき銅薄膜の併用型非弾性構成式を基板スルーホールに適用し、温度サイクル高温側におけるめっき銅薄膜のクリープ特性の影響について検討した。図11は、基板スルーホールの熱応力シミュレーションモデルである。基板厚さは1.6 mm、スルーホール部のめっき厚さは20 μm である。電解めっき下地膜の無電解めっき膜については3章同様にモデル化していない。ここで図11の z 方向が基板厚さ方向であり、 x および y 方向が基板面内方向に対応する。モデルは対称性を考慮した1/8モデルであり、ここでは実装基板を均質体としてモデル化した。解析に用いた材料モデルおよび材料物性値を表3に示す。基板は直交異方性弾性体としてモデル化し物性値はカタログ値などにに基づき決定した。スルーホール部のめっき銅薄膜は2章で構築した併用型構成式、および比較のために時間依存の変形を考慮しない弾塑性構成式を用いた。弾塑性構成式の塑性モデルは併用型構成式と同じ、式(3)、式(4)、式(7)を用いたが、温度サイクル過程のひずみ速度を考慮して図3の引張試験結果のうち、最もひずみ速度の違い0.0052%/sの結果に合わせてパラメータフィッティングを行った。解析は大規模構造解析ソルバ ADVENTURECluster を用いて行い、要素は2次の4面体要素を用いた。モデル規模は節点数が1757297、要素数が1294509である。解析時の温度条件は、無応力状態を仮定する初期温度を25°Cとし、高温側125°C、低温側-55°Cの温度サイクルを与え、1サイクルあたりの非弾性ひずみ増分が安定するように3サイクルの解析を行った。昇降温過程は5分間とし、保持過程のクリープ特性の影響を評価するため保持時間を変えたシミュレーションを実施した。

図12は、併用型構成式を用い高温保持時間が15分の条件における、温度サイクル3サイクル目高温保持後の相当非弾性ひずみ分布を示したものである。スルーホールめっき部に生じる非弾性ひずみは、主にスルーホールめっきと実装基板の熱膨張率差によって生じるため、非弾性ひずみは基板厚さ方向で見ると、基板表面よりも基板中央部で大きく生じており、図中に点線で示したスルーホールめっき表面で最大値0.0017となっている。図13は低サイクル疲労の疲労寿命評価に用いられる相当非弾性ひずみ範囲の値を、解析条件間で比較したものである。相当非弾性ひずみ範囲の値は図12に示した非弾性ひずみが最大となる基板中央のスルーホール表面の値である。保持時間がない場合には弾塑性構成式と併用型構成式は比較的近い結果となっているが、高温保持過程がある条件では併用型構成式の結果は、弾塑性構成式の結果と比べると20~30%程度大きくなっている。図14は昇温・保持過程の相当非弾性ひずみ増分の中で保持過程に生じた非弾性ひずみの割合を示したものである。図14より相当非弾性ひずみ増分の30~35%程度が保持過程に生じたものであり、めっき銅薄膜の応力緩和により生じたと考えられる。以上の結果より、基板スルーホールの温度サイクルにおいては、高温保持過程のクリープ変形による応力緩和は無視できない大きさであり、高温でのクリープ変形を考慮できない弾塑性構成式を用いると、生じる非弾性ひずみを過小評価する危険性があることが明らかとなった。

Fig.11 FEM model of glass epoxy substrate with Cu through-hole.

Table 3 Material properties of Cu thin film and glass epoxy substrate.

	Young's modulus (GPa)	Poisson ratio	CTE (ppm)
Cu thin film	Combined constitutive model / Elastoplastic constitutive model		16.5
Glass epoxy substrate	$E_x=E_y=20.0, E_z=10.0$ $G_{xy}=4.0, G_{xz}=G_{yz}=2.0$	$\nu_{xy}=0.15, \nu_{xz}=\nu_{yz}=0.4$	$\alpha_x=\alpha_y=16.0, \alpha_z=58.8$

Fig.12 Distribution of equivalent inelastic strain using homogeneous model.

Fig.13 Comparison of equivalent inelastic strain range.

Fig.14 Ratio of equivalent inelastic strain range during high temperature holding.

4・2 解析モデルおよび解析方法

本研究で対象とする実装基板は、母材樹脂とガラス繊維構造からなる繊維強化複合材料である。実装基板の熱応力シミュレーションを行う際、基板の繊維構造が解析結果に影響を及ぼさないと考えられる場合には、基板全体を均質体と仮定してシミュレーションが行われることが多い。一方、基板スルーホール構造の熱応力シミュレーションにおいては、穴内壁に形成されたスルーホールめっきとガラス繊維構造が接するため、基板内部のガラス繊維構造が解析結果に大きな影響を及ぼす可能性がある。そこで基板内部のガラス繊維構造をモデル化した繊維考慮モデルを用いた熱応力シミュレーションを行い、スルーホールめっきの熱疲労寿命について検討を行った。ガラス繊維は、多数のガラスファイバーを束ねたストランドと呼ばれる構造を縦糸、横糸として織り構造を形成したものである。一本のガラスファイバーの直径は $10\ \mu\text{m}$ 程度のため、実装基板のモデル化を個々のガラスファイバーまでモデル化して行うのは、計算コストの観点から現実的には難しい。そこで本研究では均質化法を用いることにより、ガラスクロス縦糸、横糸となるストランド構造の等価弾性定数を求め、ストランドを最小単位として繊維考慮モデルを作成した。また繊維構造の織り方は、最も単純な平織構造を対象とした。

解析は温度サイクル試験を模擬し、基板厚さ $0.8\ \text{mm}$ 、 $1.2\ \text{mm}$ 、 $1.6\ \text{mm}$ の3水準、めっき厚さ $5\ \mu\text{m}$ 、 $10\ \mu\text{m}$ 、 $15\ \mu\text{m}$ 、 $20\ \mu\text{m}$ の4水準の計12種類の形状をモデル化して行った。図15は、図11の基板均質体モデルと同じ、基板厚さ $1.6\ \text{mm}$ 、めっき厚さ $20\ \mu\text{m}$ の場合の繊維考慮モデルを示したものである。解析モデルは対称性を考慮した $1/8$ モデルを用い、繊維考慮モデルにおいてガラス繊維構造は縦糸と横糸となるストランド構造を織り合わせ

てモデル化している。実装基板は、ガラス繊維 1 層を含む厚さ 0.2 mm のプリプレグを積層して形成しているため、基板厚さ 1.6 mm の基板は 8 層を重ねたものであり、1/8 モデルではガラス繊維 4 層がモデル化されている。基板のスルーホール径は、銅めっきを除く穴径が $\phi 0.25$ mm である。ガラス繊維を構成するストランドの織り構造の波長や断面形状は、実際の基板断面写真に基づきモデル化した。FEM モデルの要素分割は、温度サイクル時の非弾性変形を評価するスルーホール部を細かく分割しており、繊維を考慮した場合にひずみ集中が生じる繊維端の評価を行うため、図中に示した繊維端の評価点近傍を特に細分割している。繊維端要素の最少寸法は 1.0×10^{-6} mm である。

表 4 は繊維考慮モデルのシミュレーションに用いた、物性値および材料モデルを示したものである。スルーホールめっきに対しては、2 章で構築しためっき銅薄膜の併用型構成式を適用した。実装基板の繊維ストランド構造の物性値は、図 16 に示したガラスファイバーと樹脂からなる周期構造の均質化計算を行うことで、等価物性値を算出して適用した(Matsuda, et al., 2007)。ここで図 11 および図 15 の基板モデルの xyz 座標系と区別するため、図 15 の繊維ストランドモデルでは座標系を $x'y'z'$ としており、 z' 方向が繊維軸方向である。次式 (11) に均質化計算によって求められた等価弾性定数マトリクスを示す。

$$\begin{bmatrix} E_{x'x'x'x'} & E_{x'x'y'y'} & E_{x'x'z'z'} & E_{x'y'y'z'} & E_{x'z'z'x'} & E_{x'y'x'y'} \\ & E_{y'y'y'y'} & E_{y'y'z'z'} & E_{y'z'z'y'} & E_{y'z'x'x'} & E_{y'y'x'y'} \\ & & E_{z'z'z'z'} & E_{z'z'y'y'} & E_{z'z'x'x'} & E_{z'y'x'y'} \\ & & & E_{y'z'y'z'} & E_{y'z'x'x'} & E_{y'z'x'y'} \\ & \text{Sym} & & & E_{z'x'x'x'} & E_{z'x'x'y'} \\ & & & & & E_{x'y'x'y'} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 25.3 & 8.71 & 7.60 & 0.0 & 0.0 & 0.0 \\ & 25.3 & 7.60 & 0.0 & 0.0 & 0.0 \\ & & 62.0 & 0.0 & 0.0 & 0.0 \\ & & & 8.01 & 0.0 & 0.0 \\ & \text{Sym} & & & 8.01 & 0.0 \\ & & & & & 8.30 \end{bmatrix} \quad (11)$$

式(11)の E_{ijkl} は弾性の応力—ひずみ関係

$$\sigma_{ij} = E_{ijkl} \varepsilon_{kl} \quad (i, j, k, l = x', y', z') \quad (12)$$

の係数成分のうち独立な 21 成分を示しており、各成分値の単位は GPa である。式 (11) では繊維軸方向である z' 方向に高い剛性を示していることから、異方性の強い材料特性であることがわかる。式 (11) を基板の熱応力シミュレーションに適用する際には繊維主軸方向が場所によって異なるため、ストランドの繊維軸方向に合わせて等価弾性定数マトリクスを回転して適用した。また、直交異方性の熱膨張率についても弾性定数マトリクスと同様の方法で決定した。母材樹脂の物性値は一般的なエポキシ樹脂の値を用いているが、表 5 に示しているように基板のマクロな機械的特性が、図 11 の基板均質体モデルと図 15 の繊維考慮モデルで近い値となるように決定した。表 5 の z 方向が図 11 および図 15 の基板厚さ方向であり、 x および y 方向が基板面内方向の物性値を示している。表 5 の基板のマクロな機械的特性は、温度サイクル試験に用いられた基板のカatalog値に基づいて決めたものである。

解析時の温度条件は、温度サイクル試験条件を模擬し、室温 25°C から開始し、高温側 125°C、低温側 -55°C の温度サイクルを与え、1 サイクルあたりの非弾性ひずみ増分が安定するように 3 サイクルの解析を行った。昇降温過程は 5 分とし、保持時間を 15 分とした。

Fig.15 FEM model taking account of glass fiber structure.

Table 4 Material properties of glass fiber model.

	Young's modulus (GPa)	Poisson ratio	CTE (ppm)
Cu thin film	Combined constitutive model		16.5
Epoxy resin	3.0	0.35	70.0
Glass fiber strand	Homogenized elastic constant matrix eq. (11)		18.9(Normal to fiber direction) 6.32(Parallel to fiber direction)

Fig.16 FEM model for homogenization calculation.

Table 5 Mechanical properties of each substrate model.

	Young's modulus (GPa)		CTE (ppm)	
	E_x, E_y	E_z	α_x, α_y	α_z
Homogenous model	20.0	10.0	16.0	58.8
Glass fiber model	20.4	8.5	17.0	58.6

4・3 解析結果および考察

図 17 は、図 12 と同じ基板厚さ 1.6 mm、めっき厚さ 20 μm の繊維考慮モデルの 3 サイクル目昇温保持後におけるスルーホールめっき部の相当非弾性ひずみ分布を示したものである。また図中にはガラス繊維と母材樹脂のどちらに接している領域かを併せて示している。基板均質体モデルの結果とは異なり、繊維考慮モデルの結果では実装基板を、剛性が高く熱膨張率の小さいストランドと、剛性が低く熱膨張率の大きい母材樹脂に分けてモデル化しているため、樹脂層と接している領域においてスルーホールめっき部の非弾性ひずみが大きくなっている。図 18 は図 17 において破線で示した繊維端近傍の領域を拡大し、図 15 に示したようにメッシュを細分化した評価点近傍の相当非弾性ひずみ値のコンターレンジを変えて示したものである。スルーホールめっきとガラス繊維が接しているガラス繊維端はひずみ集中場となっており、ガラス繊維端では相当非弾性ひずみ値は 0.1 以上になっている。図 18 中に矢印で示したガラス繊維端の評価点からの距離を横軸に、相当非弾性ひずみ範囲を縦軸に取って両対数グラフを描くと図 19 のように繊維端から 1 μm 以下の領域でほぼ直線となっており、ガラス繊維端がひずみ特異場になっていることが確認できる。図 20 は、基板厚さ 1.6 mm、めっき厚さ 20 μm 条件の温度サイクル試験で不良発生した後のスルーホール部の断面写真である、スルーホール部のき裂発生位置は基板中央部近傍のガラス繊維端部となっていることが確認でき、図 18 に示したガラス繊維端のひずみ集中場からき裂が発生していると考えられる。

Fig.17 Distribution of equivalent inelastic strain in case of using glass fiber model.

Fig.18 Distribution of equivalent inelastic strain near the fiber tip (plotted range shown in Fig. 17).

Fig.19 Relationship between distance from fiber tip and equivalent inelastic strain range.

Cross-section of Cu through-hole

Fig.20 Cross section of Cu through-hole after thermal cycle test.

図 21 は、横軸に温度サイクル試験結果の故障サイクル数 N_f を、縦軸に繊維構造を考慮しない基板均質体モデルを用いた温度サイクルのシミュレーションによって求めた相当非弾性ひずみ範囲 $\Delta\epsilon^{in}$ を取り、両対数グラフ上にプロットしたものである。プロット点は、基板厚さが 0.8 mm, 1.2 mm, 1.6 mm の 3 水準、スルーホールめっき厚さが 5 μm , 10 μm , 15 μm , 20 μm の 4 水準で、計 12 条件の結果を示している。温度サイクル試験結果は各条件で試験数 10 の試験を実施した結果で、図 22 に示すように試験結果の故障サイクル数をワイブル分布図で整理したときの 50% 故障率点を取ったものである。温度サイクルシミュレーション結果は、基板中央部のスルーホールめっき表面で相当非弾性ひずみ範囲 $\Delta\epsilon^{in}$ の評価を行ったものである。図中の実線は 3 章で求めためっき銅薄膜の疲労線図であり、破線はめっき銅薄膜の疲労線図の寿命サイクル数を 2 倍および 1/2 倍したものであり、破線で挟まれた領域が係数 2 の範囲を示している。基板均質体モデルを用いた解析結果のプロット点は、3 章で求めた疲労線図と同じサイクル数で比較すると 1 桁程度相当非弾性ひずみ範囲が小さくなっており、また両対数グラフ上の傾きは疲労線図と比べて小さい。これは繊維構造を考慮していないために、非弾性ひずみを正しく見積もることができていないためであると考えられる。

図 23 は、図 21 と同様に横軸に温度サイクル試験結果の故障サイクル数 N_f を取り、縦軸に繊維考慮モデルのシミュレーションによって求めた繊維端近傍の相当非弾性ひずみ範囲 $\Delta\epsilon^{in}$ を取り、両対数グラフ上にプロットしたものである。図 19 に示したように繊維端近傍がひずみ特異場になる繊維考慮モデルにおいて、3 章で得ためっき銅薄膜の Coffin-Manson 則に基づく疲労寿命評価を行うためには、評価に用いる非弾性ひずみ範囲の算出方法が課題となる。同様のひずみ集中を有するはんだ接合部を対象とした先行研究では、結晶粒サイズなどを考慮して特異点から一定距離離れた点の非弾性ひずみ範囲の値や一定領域の非弾性ひずみ範囲の平均値を用いるという評価方法が提案されている(向井他, 1999)(干, 白鳥, 1998)。図 19 より繊維端の特異性によって両対数グラフ上で相当非弾性ひずみ範囲が直線となる領域は 1 μm 程度である。また対象とするめっき銅薄膜の結晶粒径は 1 μm ~ 10 μm 程度である。これらの値を考慮して繊維端のひずみ集中範囲内で結晶粒径程度の距離として、本研究では繊維端から基板厚さ方向に 1 μm 離れた点の相当非弾性ひずみ範囲を用いて評価を行った。その結果、繊維考慮モデルを用いた解析結果のプロット点は、3 章で求めた疲労線図の係数 2 の範囲にほぼ収まっており、傾きも基板厚さが同じ条件のプロット点で見ると疲労線図の傾きに近い結果となっている。繊維端から 1 μm 離れた点で評価するという方法は経験的手法であるが、この結果から基板スルーホールの熱疲労寿命評価には繊維を考慮したモデルを用いた熱応力シミュレーションが必要であることが示唆される。一方、基板厚さが異なる条件間を比較すると両対数グラフ上で並行移動した結果となっており、基板厚さが異なる試験条件に対して、本章の解析で考慮できていない因子が存在している可能性がある。具体的な要因としては、基板厚さが異なる条件でスルーホールめっき厚さの狙い値からのずれやばらつきが異なっている可能性や、基板厚さが厚いほど繊維端とスルーホールが接する場所が増え、不良発生確率が大きくなっている可能性などが考えられる。また図 1 よりめっき表面近傍と内部で結晶組織に違いが見られることから、めっき厚さによる膜質の変化が影響している可能性も考えられる。現状で十分に考慮できていないこれらの要因を適切に評価に取り入れることで、今後より広範に適用可能な疲労寿命評価手法になると考えられる。

Fig.21 Relationship between fatigue life cycle and equivalent inelastic strain range using homogeneous model.

Fig.22 Weibull plot of thermal cycle test results.

Fig.23 Relationship between fatigue life cycle and equivalent inelastic strain range using glass fiber model.

5. 結 言

本研究では、実装基板配線に用いられるめっき銅薄膜について非弾性特性の取得を行い、得られた非弾性特性を表現可能な構成式を提案した。また、繰り返し4点曲げ試験によってめっき銅薄膜の疲労特性を取得し、実装基板スルーホール構造を対象として熱応力シミュレーションと疲労線図を組み合わせた熱疲労寿命予測の適用性について検討を行った。その結果、以下のことが明らかとなった。

(1) めっき銅薄膜の機械的特性はバルク銅とは異なっており、低温時の弾塑性的な特性と高温時の塑性和クリープが重畳した特性を表現可能な非弾性構成式が必要である。

(2) ガラスエポキシ基板の両面にめっき銅薄膜を形成し、片面に円孔を形成したのちに繰り返し4点曲げを負荷する試験方法によって、めっき銅薄膜の疲労特性の取得が可能である。得られた疲労特性は 10^3 サイクルオーダーまでの領域において、両対数グラフ上で直線となり、Coffin-Manson則に従うことが明らかとなった。

(3) 基板スルーホールの温度サイクル過程の熱疲労寿命評価においては、高温保持過程における応力緩和による非弾性ひずみ増分は無視できない大きさであり、時間依存の変形を考慮できない弾塑性材料モデルを用いると、生じる非弾性ひずみを過小評価する可能性がある。

(4) 基板繊維構造を考慮しないモデルを用いた熱応力シミュレーションの結果は、めっき銅薄膜の疲労線図と整合しない結果になったのに対して、基板繊維構造を考慮したモデルを用いた場合には、試験結果におけるき裂発生位置と対応する繊維端にひずみ集中部が見られ、疲労線図と組み合わせた熱疲労寿命予測の整合性が確認できた。

文 献

- Akamatsu, M., Nakane, K. and Ohno, N., Implicit integration by linearization for high-temperature inelastic constitutive models, *Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering*, Vol. 2, No. 7 (2008), pp. 967-980.
- 雨海正純, 鉛フリーはんだ材における Anand 粘塑性モデル適用の検討, 計算力学講演会講演論文集 (2002), pp.775-776.
- Armstrong, P. J. and Frederick, C. O., A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect, CEBG report, NO. RD/B/N731 (1966), Berkeley Nuclear Laboratories, Berkeley.
- 八甫谷明彦, プリント配線板におけるビア接続信頼性の重要性, エレクトロニクス実装学会誌, Vol. 13, No.5 (2010), pp. 413-417.
- 林文晴, 海老原理徳, 浅井竜彦, 渡邊裕彦, 粘塑性・クリープ分離型構成モデルの鉛フリーはんだへの適用, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 77, No. 780 (2011), pp.1169-1177.
- 日本材料学会 高温強度部門委員会報告, はんだの非弾性構成式 (2004), pp.1-47.
- 金山英幸, 張聖徳, 坂根政男, 山中公博, 寺田健司, 小林馨, 銅薄膜のクリープ特性に関する研究, 材料, Vol.60, No.9 (2011), pp. 831-837.
- Kobayashi, M. and Ohno, N., Implementation of cyclic plasticity models based on a general form of kinematic hardening, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 53, No. 9 (2002), pp. 2217-2238.
- Kobayashi, M., Mukai, M., Takahashi, H., Ohno, N., Kawakami, T. and Ishikawa, T., Implicit integration and consistent tangent modulus of a time-dependent non-unified constitutive model, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 58, No.10 (2003), pp. 1523-1543.
- Matsuda, T., Nimiya, Y., Ohno, N. and Tokuda, M., Elastic-viscoplastic behavior of plain-woven GFRP laminates: Homogenization using a reduced domain of analysis, *Composite Structures*, Vol. 79, No. 4 (2007), pp. 493-500.
- 向井稔, 高橋浩之, 川上崇, 高橋邦明, 岩崎建, 岸本喜久雄, 渋谷寿一, はんだバンプ接合部の機械的疲労試験と寿命予測, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 65, No. 636 (1999), pp. 1690-1695.
- 大口健一, 多田英司, 三浦裕太, 八木輝明, 井口裕, 電解めっき銅箔の非弾性変形におけるクリープ変形の効果, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 76, No. 770 (2010), pp.1351-1358.
- 竹中国浩, 于強, PWB における IVH の熱疲労寿命に及ぼす FR-4 の積層構造の不均質性の影響(第1報, 冷熱サイクル試験と有限要素法解析を用いた寿命の変動要因の検討)., エレクトロニクス実装学会誌, Vol. 16, No.2 (2013), pp. 106-118.
- 玉川欣治, 作谷和彦, 三浦英生, 銅めっき薄膜機械特性の微視組織依存性, 材料, Vol. 56, No. 10 (2007), pp. 907-912.

于強, 白鳥正樹, BGA はんだ接合部の疲労寿命評価のプロセスの提案, 日本機械学会研究協力部会 RC144 研究分科会報告書 (1998), pp.531-542.
張聖徳, 坂根政男, 寺田健司, 小林 馨, 配線用銅薄膜の低サイクル疲労き裂発生および進展特性, Microelectronics Symposium 2009 講演論文集 (2009), CD-ROM.

References

- Akamatsu, M., Nakane, K. and Ohno, N., Implicit integration by linearization for high-temperature inelastic constitutive models, *Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering*, Vol. 2, No. 7 (2008), pp. 967-980.
- Amagai, M., Mechanical characterization of Sn-Ag-based lead free solders, *Computational Mechanics Division Conference* (2002), pp.775-776 (in Japanese).
- Armstrong, P. J. and Frederick, C. O., A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect, CEBG report, NO. RD/B/N731 (1966), Berkeley Nuclear Laboratories, Berkeley.
- Happoya, A., Significance of via reliability for printed wiring board, *Journal of Japan Institute of Electronics Packaging*, Vol. 13, No. 5 (2010), pp. 413-417 (in Japanese).
- Hayashi, T., Ebihara, Y., Asai, T. and Watanabe, H., Application of viscoplastic-creep separate constitutive model to lead-free solder alloy, *Transactions of the JSME, Series A*, Vol. 77, No. 780 (2011), pp.1169-1177 (in Japanese).
- JSMS Committee on High Temperature Strength of Materials, Inelastic constitutive models of solders (2004), pp. 1-47 (in Japanese).
- Kanayama, H., Zhang, S., Sakane, M., Yamanaka, K., Terada, K. and Kobayashi, K., Creep characteristics of electrolytic copper thin films, *Journal of the Society of Materials Science*, Vol. 60, No. 9 (2011), pp. 831-837 (in Japanese).
- Kobayashi, M. and Ohno, N., Implementation of cyclic plasticity models based on a general form of kinematic hardening, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 53, No. 9 (2002), pp. 2217-2238.
- Kobayashi, M., Mukai, M., Takahashi, H., Ohno, N., Kawakami, T. and Ishikawa, T., Implicit integration and consistent tangent modulus of a time-dependent non-unified constitutive model, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 58, No.10 (2003), pp. 1523-1543.
- Matsuda, T., Nimiya, Y., Ohno, N. and Tokuda, M., Elastic-viscoplastic behavior of plain-woven GFRP laminates: Homogenization using a reduced domain of analysis, *Composite structures*, Vol. 79, No. 4 (2007), pp. 493-500.
- Mukai, M., Takahashi, H., Kawakami, T., Takahashi, K., Iwasaki, K., Kishimoto, K. and Shibuya, T., Experimental and numerical verification of fatigue life estimation for solder bumps, *Transactions of the JSME, Series A*, Vol. 65, No. 636 (1999), pp. 1690-1695 (in Japanese).
- Ohguchi, K., Tada, E., Miura, Y., Yagi, T. and Iguchi, Y., Effect of creep deformation on inelastic deformation of electroplated copper foil, *Transactions of the JSME, Series A*, Vol. 76, No.770 (2010), pp.1351-1358 (in Japanese).
- Takenaka, K. and Yu, Q., Effect of heterogeneity of laminated structure in FR-4 on thermal fatigue life of interstitial via hole in printed wiring board (First report, Investigation of variation factors of life using thermal cycling test and finite element analysis), *Journal of Japan Institute of Electronics Packaging*, Vol. 16, No. 2 (2013), pp. 106-118 (in Japanese).
- Tamakawa, K., Sakutani, S. and Miura, H., Effect of micro texture of electroplated copper thin films on their mechanical properties, *Journal of the Society of Materials Science*, Vol. 56, No. 10 (2007), pp. 907-912 (in Japanese).
- Yu, Q. and Shiratori, M., Proposal of fatigue life evaluation process for BGA solder bumps, *Research report of Research Comitee 144 of JSME* (1998), pp. 531-542 (in Japanese).
- Zhang, S., Sakane, M., Terada, K. and Kobayashi, K., Crack initiation and propagation behavior for copper thin films in low cycle fatigue, *Microelectronics Symposium* (2009), CD-ROM (in Japanese).