半導体チップ接合はんだ層の 熱疲労き裂進展挙動の簡易解析*

保 川 彰 夫^{*1}

Simple Analysis of Thermal Fatigue Crack Propagation Behavior of Semiconductor-Chip-Bonding Solder Layers

Akio YASUKAWA

A chart for predicting thermal fatigue crack propagation behavior of semiconductor-chip-bonding solder layers is obtained by combining a damage model and a closed-form strain solution of chip-bonding layers. The predicted results show good agreement with experimental results. By using this chart, important chip-bonding structure design factors, such as the effects of bonding layer yield stress and bonded member compliance on the crack propagation behavior, are easily obtained. From this chart it is seen that the crack propagation rate of the first stage decreases when the bonded member compliance is increased.

Key Words: Electronic Equipment, Crack Propagation, Fatigue, Thermal Stress, Structural Analysis, Solder, Bonding

1. 緒 言

半導体装置において、装置の各部に用いられるはんだの熱疲労の問題が、その信頼性を左右する重要な問題となっている⁽¹⁾。なかでも、半導体チップを接合するはんだ層の熱疲労寿命を確保することは、装置設計上の最も基本的な課題の一つである。設計上の考え方としては、き裂発生寿命を目標寿命より長くできれば、安全サイドと言えるが、き裂を許容した設計が必要な場合も多い⁽²⁾。

はんだ接合のき裂進展を考慮した解析としては、Lau ら⁽³⁾が微細はんだ接続部について、FEM で計算した応力拡大係数範囲 ΔK を用いた解析を発表しているが、き裂進展挙動を評価するためには、各種き裂寸法の FEM モデルを作成計算する手間が必要であり、より簡便な方法が望まれていた。また、小規模降伏を仮定した ΔK を、大規模降伏を生じることが普通である接合はんだ層に適用することの妥当性に関する問題もあった。また、Pao ら⁽⁴⁾は C^* を用いた評価を試みているが、まだ設計に容易に適用できるものではなかった。

本論文では、著者が前報で提案した接合層の非弾性挙動を考慮した簡易解析解⁽⁵⁾と、ダメージ分布解析を基にしたき裂進展モデル⁽⁶⁾を組合せて、チップ接合層き裂進展挙動を簡便に予測できる手法を提案する。

まず 2 章で、本論文の解析対象を明確にする。次に 3 章で、熱疲労強度評価の基礎となる接合層のひずみとこのひずみによるき裂発生寿命について検討する。次に 4 章で、本論文の主目的であるき裂進展挙動について、その解析モデルとこれを用いて求めたき裂進展挙動支配パラメータとき裂進展挙動予測図について、述べる。さらに 5 章で、この予測図を用いた具体的予測例と実験結果とを比較する。また 6 章では解析で得られたき裂発生、進展挙動の特徴、本手法の適用限界と精度向上法について考察し、7 章で結論をまとめる。

2. 本論文の解析対象

本論文の対象としている基本構造は、はんだ層を介して二つの被接合部材(上側部材と下側部材、すなわちチップと基板)が接合された、図 1 に示すような構造である。座標系としては、接合層の中央面を xy 面に取り、被接合部材の直交する二辺に平行に x 軸と y 軸を取る。座標の原点は、接合層の中心に取る。

使用環境の温度変化や自己発熱による熱サイクルの

* 原稿受付 平成 5 年 6 月 8 日。

^{*1} 正員、(株)日立製作所機械研究所(〒300 土浦市神立町 502)。

繰返しにより、チップ接合はんだ層には、大きなひずみが繰返し生じる。その結果、図2に模式的に示すように、疲労き裂がはんだ層に発生、成長し、チップで発生した熱が基板へ逃げにくくなり、これによって熱抵抗が増加していく。熱抵抗があるレベル以上に増加すると、チップの温度が許容温度を超え、故障に至ることになる⁽⁷⁾。

図3に示すように、接合の初期サイズを l 、熱サイクルにより接合層中に進展するき裂長さを a としたとき、き裂進展割合 η を次式で定義する。

$$\eta \equiv a/(l/2) \quad (1)$$

この η と熱サイクルの繰返し数 n の関係を求めることが本論文の主目的である。

なお、本論文では、被接合部材が正方形の板の場合について検討する。この場合構造の対称性から、 x 軸にそったひずみ分布と y 軸に沿ったひずみ分布は同じになり、このひずみによって生じるき裂の進展割合 η も同じになる。

3. 接合層のひずみとき裂発生寿命

3.1 接合層のひずみ チップ接合層に生じるひずみについては、すでに前報⁽⁵⁾で計算式を導いた。本論文に関連する結果をまとめれば、次のようになる。

すなわち、接合層に生じるひずみの主成分はせん断ひずみであり、このせん断ひずみは、 xz 面内のせん断ひずみ成分と yz 面内のせん断ひずみ成分を組合せたものとなる。まず、図4に示すような xz 面内のせん断

ひずみについて考えると、そのひずみ範囲 $\Delta\gamma$ は、次式のようなになる。 yz 面内のひずみについても、構造の対称性から同様な式が成り立つ。

$$\Delta\gamma = \Delta\gamma_0 \cdot g(\zeta, \lambda, \xi) \quad (2)$$

この式は、ひずみ範囲 $\Delta\gamma$ が、 $\Delta\gamma_0$ 、 ζ 、 λ と ξ の四つの基本パラメータで支配されることを示している。

ここに、 $\Delta\gamma_0$ は、接合層のせん断に対する剛性を小さくしていった場合の、最大せん断ひずみ範囲の上限値と解釈できるものであり、次式で定義される。

$$\Delta\gamma_0 \equiv l(a_L - a_U)\Delta\theta/(2h) \quad (3)$$

ここに、 l は接合サイズ、 a_U と a_L は上側部材と下側部材との線膨張係数、 $\Delta\theta$ は温度変化幅、 h は接合層の厚さである。

ζ は無次元化せん断降伏応力であり、次式で定義される。

$$\zeta \equiv \Delta\tau_V/(G \cdot \Delta\gamma_0) \quad (4)$$

ここに、 G と $\Delta\tau_V$ は接合層のそれぞれ横弾性係数と熱サイクルにおけるクリープを考慮した見掛けのせん断降伏応力⁽⁶⁾である。

ξ は無次元化座標で、次式で定義される。

$$\xi \equiv x/(l/2) \quad (5)$$

ここに、 x は接合層の中心を原点に取った水平方向の座標である。

λ は、弾性変形を仮定した場合の接合層のやわさに対する被接合部材のやわさの比を表す無次元パラメータであり、次式で定義される。これをやわさ比と呼ぶことにする。

図1 半導体チップ接合構造

図3 初期接合サイズ l とき裂長さ a

図2 熱サイクルに伴う接合層き裂進展と熱抵抗の増加

図4 構成部材の特性と接合層ひずみ範囲 $\Delta\gamma$ の分布

$$\lambda \equiv \sqrt{(S_U + S_L)/S_B} \dots\dots\dots (6)$$

ここに、 S_U , S_L と S_B はそれぞれ上側部材、下側部材と接合層のやわさを表すものであり、

$$S_U \equiv 1/B_U + e_U \cdot (e_U + e_L)/(D_U + D_L) \dots\dots\dots (7)$$

$$S_L \equiv 1/B_L + e_L \cdot (e_U + e_L)/(D_U + D_L) \dots\dots\dots (8)$$

$$S_B \equiv h/[(1-\beta)G(l/2)^2] \dots\dots\dots (9)$$

で定義される。ここに、 B_U と B_L は上側部材と下側部材の伸び剛性、 D_U と D_L は上側部材と下側部材の曲げ剛性であり、接合層の単位幅当たりの値として定義される。 e_U と e_L は接合層の中心から上側部材と下側部材の中立面までの距離である。 β は接合層のポイド面積率である。

$g(\zeta, \lambda, \xi)$ は、 ζ , λ と ξ の関数であり、その具体的な形は、

$$g(\zeta, \lambda, \xi) \equiv \begin{cases} g_{e \max} \cdot \sinh(\lambda \xi) / \sinh(\lambda) & (g_{e \max} \leq \zeta \text{ のとき}) \dots\dots\dots (10) \\ \zeta \cdot \sinh(\lambda \xi) / \sinh(\lambda \xi_r) & (g_{e \max} > \zeta \text{ で } \xi \leq \xi_r \text{ のとき}) \dots\dots\dots (11) \\ [\lambda^2 \zeta (\xi^2 - \xi_r^2) / 2 + (1 - \lambda^2 \zeta)(\xi - \xi_r) + \zeta] & (g_{e \max} > \zeta \text{ で } \xi > \xi_r \text{ のとき}) \dots\dots\dots (12) \end{cases}$$

ここに、 $g_{e \max}$ は

$$g_{e \max} \equiv \tanh(\lambda) / \lambda \dots\dots\dots (13)$$

また ξ_r は、 ζ と λ から

$$1/[\lambda / \tanh(\lambda \xi_r) + \lambda^2(1 - \xi_r)] = \zeta \dots\dots\dots (14)$$

を用いて求めたものである。

3・2 き裂発生寿命 チップ接合はんだ層に生じるひずみはせん断ひずみが支配的であるので、疲労き裂発生寿命 N は、せん断ひずみ範囲 $\Delta\gamma$ の関数 $f(\Delta\gamma)$ として、次式のように表される。

$$N = f(\Delta\gamma) \dots\dots\dots (15)$$

この関数の形としては、Coffin-Manson の式が、はんだの場合も成り立つことがわかっており、次式で近似できる⁽⁸⁾⁽⁹⁾。

$$f(\Delta\gamma) = C / \Delta\gamma^z \dots\dots\dots (16)$$

ここに、 C と z ははんだ材質および熱サイクル条件

に依存する定数であり、実験的に決定される。

き裂の発生する箇所は、ひずみが最大となる接合層端部、すなわち $\xi=1$ であることを考慮すれば、式(2)、(15)および(16)から、き裂発生寿命 N は、次式のようになる。

$$N = N_0 / g(\zeta, \lambda, 1)^z \dots\dots\dots (17)$$

ここに、 N_0 はき裂発生寿命の下限値と考えられるもの(これについては6・1節で考察する)であり、次式で定義される。

$$N_0 \equiv C / \Delta\gamma_0^z \dots\dots\dots (18)$$

式(17)から、き裂発生寿命 N を支配する基本パラメータは、 N_0 , z , ζ と λ の4個であることがわかる。また、これらのパラメータとき裂発生寿命 N の関係を、式(17)と式(10)から式(14)を組合せて具体的に求めると、図5のようになる。この図から、材料寸法の各種変更がき裂発生寿命に及ぼす影響を、容易に求めることができる。

4. き裂進展解析

4・1 き裂進展解析モデル 本節では、ダメージ分布解析を基にしたき裂進展モデル⁽⁶⁾の要点を述べる。本モデルは、理論上まだ検討すべき点を残している(本モデルの検討課題については、後の6・3節で考察する)が、実測結果とよく一致することが確認されていることから、実用的な手法として有効と考える。

モデルの基本的な考え方は、次のとおりである。

(a) き裂進展方向に沿っての材料中のダメージの分布を考える。

(b) このダメージはひずみの繰返しとともに増加していく。

(c) ある点の材料のダメージがある限界値に達したとき、き裂先端はその点に達するとして、この条件からき裂進展挙動を求める。

図5 正規化き裂発生寿命 $(N/N_0)^{2/3}$ に及ぼすやわさ比 λ と無次元化降伏応力 ζ の影響

(d) ダメージの計算としては、線形被害則を用いる。

上記(a)から(d)の考え方を接合層に適用するに当たってまず、き裂は接合層中の端部に発生し、中央へ向かって進展してゆくとして、図6に示すように、接合層中のき裂の進展方向に m 個の点をとる。き裂の先端が $j-1$ 番めの点にある状態で、熱サイクルが Δn_j 回繰返されると、き裂の先端は j 番めの点に進展するとする。この過程を繰返すことにより、き裂の先端位置はこの m 個の点の位置を順に移っていくとする。

i 番めの点のダメージに着目して、これを前記(d)の線形被害則を用いて評価すると、前記(c)の条件は、次式のように表される。

$$\sum_{j=1}^i \frac{\Delta n_j}{f(\Delta \gamma_{ij})} = 1 \quad \dots\dots\dots (19)$$

ここに、 $f(\Delta \gamma)$ は、式(15)で定義した関数である。 $\Delta \gamma_{ij}$ はき裂先端が $j-1$ 番めの点にあるとき i 番めの点の材料に生じるひずみ範囲である。

上記式(19)を $i=1$ から m 番めの各点に当てはめ、これらの式を連立させて、マトリックスの形で書けば、次式が得られる。

$$A \cdot x = 1 \quad \dots\dots\dots (20)$$

ここに

$$A \equiv \begin{bmatrix} 1/f(\Delta \gamma_{11}) & 0 & \dots\dots\dots 0 \\ 1/f(\Delta \gamma_{21}) & 1/f(\Delta \gamma_{22}) & \dots\dots\dots 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 1/f(\Delta \gamma_{m1}) & 1/f(\Delta \gamma_{m2}) & \dots\dots\dots 1/f(\Delta \gamma_{mm}) \end{bmatrix} \quad \dots\dots\dots (21)$$

$$x \equiv \{\Delta n_1, \Delta n_2, \dots, \Delta n_m\} \quad \dots\dots\dots (22)$$

$$1 \equiv \{1, 1, \dots, 1\} \quad \dots\dots\dots (23)$$

上式(20)を数値的に解いて $\{\Delta n_1, \Delta n_2, \dots, \Delta n_m\}$ を求め、これらを加え合わせてゆけば、き裂進展挙動が

図6 き裂進展解析モデル

求まることになる。すなわち、熱サイクルを開始してからき裂が k 番めの点に到達するまでの全繰返し数 n_k は、

$$n_k = \sum_{j=1}^k \Delta n_j \quad \dots\dots\dots (24)$$

となる。

4・2 き裂進展挙動支配パラメータ 本節では、き裂進展挙動を支配する基本パラメータを求めるため、さらに次の考え方で検討を進める。

(i) 熱サイクルの温度変化幅は一定で変化しない場合を考える。

(ii) き裂進展時のひずみ分布を実質的な接合サイズが小さくなった場合のひずみ分布として求める。

上記(i), (ii)より、 $\Delta \gamma_{ij}$ は式(2)を基に、次のように表せる。

$$\Delta \gamma_{ij} = \Delta \gamma_{0j-1} \cdot g(\zeta_{j-1}, \lambda_{j-1}, \xi_{ij-1}) \quad \dots\dots\dots (25)$$

ここに、 $\Delta \gamma_{0j-1}$, ζ_{j-1} と λ_{j-1} はき裂が $j-1$ 点に達したときの $\Delta \gamma_0$, ζ と λ に、 ξ_{ij-1} はき裂が $j-1$ 点に達したときの i 点の ξ の値に相当する。き裂が $j-1$ 点に達したときのき裂進展割合を η_{j-1} とすれば、式(1)と図3から、このときの接合サイズは元のサイズの $(1 - \eta_{j-1})$ となる。これと式(3)から式(6)の関係から、

$$\Delta \gamma_{0j-1} = \Delta \gamma_0 \cdot (1 - \eta_{j-1}) \quad \dots\dots\dots (26)$$

$$\zeta_{j-1} = \zeta / (1 - \eta_{j-1}) \quad \dots\dots\dots (27)$$

$$\lambda_{j-1} = \lambda \cdot (1 - \eta_{j-1})^{3/2} \quad \dots\dots\dots (28)$$

$$\xi_{ij-1} = \xi_i / (1 - \eta_{j-1}) \quad \dots\dots\dots (29)$$

ここに、 ξ_i は i 番めの点の無次元化座標のき裂のない初期状態における値、 $\Delta \gamma_0$, ζ と λ も、3・1節で定義したように、き裂のない初期状態における値である。

式(20)から式(24)を式(16), (18), (25)および式(26)を用いて変形すれば、次式が得られる。

$$n_k = N_0 \sum_{j=1}^k y_j \quad \dots\dots\dots (30)$$

ここに、 y_j は

$$y \equiv \{y_1, y_2, \dots, y_m\} \\ \equiv \{\Delta n_1/N_0, \Delta n_2/N_0, \dots, \Delta n_m/N_0\} \quad \dots\dots\dots (31)$$

で定義され、次式を解いて求まる。

$$B \cdot y = 1 \quad \dots\dots\dots (32)$$

ここに

$$B \equiv \begin{bmatrix} b_{11} & 0 & \dots\dots\dots 0 \\ b_{21} & b_{22} & 0 & \dots\dots 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \vdots & \vdots & \vdots & 0 \\ b_{m1} & b_{m2} & \dots\dots\dots b_{mm} \end{bmatrix} \quad \dots\dots\dots (33)$$

ここに、 b_{ij} は次式で定義される。

$$b_{ij} = [(1 - \eta_{j-1}) \cdot g(\xi_{j-1}, \lambda_{j-1}, \xi_{ij-1})]^2 \dots\dots\dots (34)$$

ここで、 η_{j-1} と ξ_i の値は、ダメージを評価する点の位置を与えれば決まる。これらの値と ξ と λ の値から、式(27)、(28)および式(29)を用いて ξ_{j-1} 、 λ_{j-1} および ξ_{ij-1} の値が決まる。これらの値と z の値から、式(34)を用いて b_{ij} の値が決まる。この値から、式(32)と式(33)を用いて、 y_j の値が決まり、この値と N_0 の値から、式(30)を用いて、 n_k の値が決まる。したがって、き裂進展挙動(き裂進展割合 η と熱サイクル繰返し数 n の関係)を支配する基本パラメータは、き裂発生寿命の場合と同様に、 N_0 、 z 、 ξ と λ の4個であることがわかる。

4.3 き裂進展挙動予測図 基本パラメータ(N_0 、 z 、 ξ 、 λ)とき裂進展挙動の関係を4.2節の式(27)から式(34)を数値的に解いて具体的に求めると、図7のようになる。

ただし、前に示したき裂発生寿命の場合は、 z の影響を縦軸に入れて、正規化できたのに対して、今回のき裂進展の場合は、正規化できない。このため、この図では、代表的な数値として $z=2$ の場合について示している。実用上問題となる低サイクル領域で、多くの材料が概略この値を取ることが知られており、近似解

析としてはこの値を用いた解析でよいと考える。

N_0 については横軸の分母に入れて正規化してある。残りのパラメータ(ξ と λ)については、実用上重要な範囲について変化させた場合の結果を示してある。これらのパラメータの値は、接合構造の構成材料と寸法から簡単に計算できる(具体的な計算例は5章で示す)から、図7から各種構造寸法条件におけるき裂進展挙動を容易に予測できる。

なお、図7の計算では、ダメージ評価点の数 m の値としては、100を用いている。 m については、その値を各種変化させた計算を行って検討した結果、 m の増加とともに計算結果は収束し、100では十分な収束が得られることを確認している。

5. 具体的予測例と実験結果との比較

具体的予測計算事例として、図8に示すような熱サイクルが、図9に示すような構造に加わった場合について考える。ここでは図9の下側のはんだ層について考える。本構造では、上側のはんだ層とその上の部材は、その剛性が小さいため、下側のはんだ層に及ぼす影響は小さいとして、計算上は無視する。

まず、せん断ひずみ範囲の上限値 $\Delta\gamma_0$ は、式(3)に、

図7 き裂進展割合 η と正規化繰返し数 n/N_0 の関係に及ぼすやわさ比 λ と無次元化降伏応力 ξ の影響

図9の接合サイズ $l=28 \times 10^{-3}$ m, 接合層厚さ $h=0.06 \times 10^{-3}$ m, 被接合部材の材料 Cu と Al_2O_3 の線膨張係数 $\alpha_L=17.7 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$, $\alpha_U=6.5 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$, 図8の温度変化幅 $\Delta\theta=35 \text{ K}$ を代入して,

$$\Delta\gamma_0=0.0915 \dots\dots\dots (35)$$

無次元化せん断降伏応力 ζ は, 式(4)に 95 Pb-5 Sn の図8の熱サイクル条件におけるクリープを考慮した見掛けのせん断降伏応力 $\Delta\tau_Y=11 \text{ MPa}$ [文献(10)のデータより] と横弾性係数 $G=6.37 \text{ GPa}$ と式(35)の値とを代入して,

$$\zeta=0.019 \dots\dots\dots (36)$$

次に, 図9の寸法を用い, Al_2O_3 と Cu のヤング率 270 GPa と 108 GPa, ポアソン比 0.22 と 0.34 を用いて, 式(7), (8)および式(9)を計算して, それぞれ S_U , S_L および S_B を求め, これらを式(6)に代入すれば, やわさ比 λ は,

$$\lambda=14.7 \dots\dots\dots (37)$$

上記式(36)と(37)の値におけるき裂進展挙動を図7から内挿して求めると, 図10の実線のようになる。

なお, N_0 は, 式(35)のひずみ範囲に対応する寿命であり, 文献(9)の 95 Pb-5 Sn はんだの疲労寿命データより求めた。

図10中には, 実験結果も示してある。本実験結果は, 前記予測計算に対応する, 図9の構造を作成し, 図8の熱サイクルを加えたときのき裂進展割合を測定した結果である。図中には測定結果のばらつきの範囲(サンプル数 10)を示している。き裂進展割合は, Si チップ上面と Cu 基板下面の間の熱抵抗を, 各種熱サイクル繰返し数に達した時点で測定し, この熱抵抗から換算

図8 具体事例の熱サイクル条件

図9 具体事例の構造寸法(単位 [mm])

して求めた。換算のための熱抵抗とき裂進展割合の関係の曲線は, 次のようにして求めた。すなわち, 同じ図9の構造の別サンプルを多数作成し, 各種き裂進展割合が想定されるところで, 熱抵抗を測定後分解し, 実際のき裂進展割合を測定し, これを基に前記換算曲線を求めた。

図10から, 計算結果は実験結果とよく一致していることがわかる。

6. 考 察

6・1 き裂発生寿命に関する考察 図5より, き裂発生寿命 N に及ぼす基本パラメータ N_0 , z , λ との影響をひとめで把握できる。例えば図より, やわさ比 λ を大とすれば, 寿命を向上できることがわかる。

こうした挙動のメカニズムを考える上で, 被接合部材の熱膨張差(次式で定義される δ)がおもにどこで吸収されるか, 検討することが有効である。

$$\delta \equiv (l/2)(\alpha_L - \alpha_U)\Delta\theta \dots\dots\dots (38)$$

ここに $(l/2)$ は接合サイズの半分(図4参照), $(\alpha_L - \alpha_U)$ は下と上の被接合部材の線膨張係数差, $\Delta\theta$ は温度変化幅である。この熱膨張差 δ は接合層と上下の被接合部材のいずれかの变形として吸収されなければならない。

前記やわさ比 λ 大による寿命向上は, 被接合部材をやわくすることにより, 熱膨張差 δ のうちの被接合部材で吸収される部分が大きくなり, 接合層で吸収される部分が小さくなり, この結果として接合層に生じるひずみを小さくできるためと説明できる。

ただし, この λ 大の効果は, 無次元化降伏応力 ζ が小の場合は小さくなることが, 図5よりわかる。これは, 被接合部材がやわくても, 接合層の降伏応力がさらに小さくなると, 接合層の方が変形しやすくなり, 熱膨張差 δ のうちの大部分が接合層のひずみとして

図10 事例構造のき裂進展割合 η と正規化繰返し数 n/N_0 の関係の計算結果と実測結果の比較

吸収されるようになるためである。

図5より ξ を小、 λ を小としてゆくと、 N/N_0 は低下し、1に収束する。したがって、 N_0 はき裂発生寿命 N の下限値に相当すると考えられる。これは、熱膨張差 δ のすべてが接合層のひずみとして吸収される極限に相当すると理解できる。

6・2 き裂進展挙動に関する考察 図7より、熱サイクルの繰返し数 n を増加させていくと、ある繰返し数で、き裂進展割合 η が零より大となり、徐々に増加して行く挙動、すなわち、き裂が伸び始め、それ以後進展していく挙動が把握できる。図7のき裂の伸び始める回数は、図5のき裂発生寿命と一致していることが確認できる。

まず、初期やわさ比 λ が大の場合のき裂進展曲線 [例えば図7(a) $\lambda=50$ の曲線] の形について検討する。

き裂進展割合 η が小さい内は、比較的ゆっくり進展するが、 η が0.2程度以上で進展がいったん加速されるのがわかる。これは、き裂進展に伴う接合面積の減少(図2に示すように縦横両方向に寸法が減少する)により、接合層の被接合部材に対する相対的な剛性が低下し、熱膨張差 δ が接合層に集中しやすくなるためと考えられる。もっとも、この加速現象は、図7において横軸を対数にとっているために強調されて見えるということも言える。

さらに η が増加し、1に近づくと、き裂の進展速度は、今度はどんどん減少することが図7よりわかる。この進展速度の減少の原因は、き裂進展による実質的な接合サイズの減少(図3参照)により実質的な熱膨張差 δ が小さくなり、接合層のひずみが減少するためである。

次に、やわさ比 λ が小の場合のき裂進展曲線 [例えば図7(a)の $\lambda=1$ の曲線] について検討する。この場合、途中でのき裂進展の加速は見られなくなり、最初から減速してゆくようになる。これは、 λ が小さい場合は、最初から接合層の相対的な剛性が小さく、熱膨張差 δ がほとんど接合層のひずみとして吸収されているため、き裂により接合層の剛性が低下しても、ひずみがそれ以上増加せず、実質的な熱膨張差 δ の減少の影響のほうが最初から支配的となるためである。

次に、き裂発生直後のき裂進展速度、すなわち図7の η の小さい範囲での曲線の傾きに注目する。この傾きは、 λ を大とすることにより、小さくできること、すなわちき裂進展速度を低減できることがわかる。これは、前記き裂発生寿命 N の λ 大による向上の場合と同様に、熱膨張差 δ のうちの被接合部材の変形とし

て吸収される部分が大きくなる結果、接合層のひずみを低減できるためと説明できる。また λ 大により、大きなひずみが生じる領域を小さくできることも影響していると考えられる。

次に、き裂進展割合 η がある値、例えば0.5に達するのに要する全繰返し数 n の値を考える。この値は、 ξ を小、 λ を小としてゆくと低下し、ある値に収束するという挙動を示すことが、図7よりわかる。この収束値は、図中の $\lambda=0$ のときの値に相当する。 η が0.5以外の値であっても同様な収束が生じるから、図中の $\lambda=0$ の曲線は、き裂進展曲線の下限曲線に相当すると考えられる。この曲線は、前記 N_0 の場合と同様に、熱膨張差 δ がすべて接合層で吸収される極限として理解できる。

6・3 提案手法の適用限界と精度向上法 提案手法の適用限界と精度向上に関連する主要項目を列挙すると次のようになる。

- (a) き裂進展割合の限界
- (b) 残存接合面形状
- (c) 界面強度
- (d) ひずみ特異場
- (e) はんだ材質の不均一性
- (f) 熱サイクルに伴う材質変化
- (g) ダメージ発展法則

まず、上記(a)について考える。図7では、き裂進展割合 η が1に近づくと、き裂進展速度がどんどん遅くなるため、1に達するまでの繰返し数は、無限に大きくなる。しかし、実際の装置では、 η が1に近づくと熱抵抗が大きくなり、チップの温度が上昇し、図7を求めるのに用いた計算上の仮定(温度変化幅一定)が成り立たなくなる。

そこで、本図を用いて設計する場合は、温度変化幅一定のほぼ成り立つき裂進展割合 η の範囲内で、許容値を設定し、目標熱サイクル数が加わっても、 η がこれ以下になるように設計すればよい。この許容値は、 η と熱抵抗増加の関係の解析⁽⁶⁾ から求められる。 η の増加に対する熱抵抗増加の割合は、通常 η が1に近くなると急激に増加するが、それ以外の範囲では比較的小さいから、かなり大きな η まで許容できる場合もある。

(b)については、本手法では図2に示すように、き裂は初期接合面の四辺から当距離進展し、残存接合面の形状が完全な矩形になると仮定している。実際の残存接合面は矩形の角がまるめられた形状となる。これは、角部でひずみが大きくなるため他の部分よりき裂進展が速くなるためである。精度向上のためには、こ

うした効果も考慮することが有効と考えられる。ただし、設計上重要な熱抵抗増加に影響するのは、平均的なき裂進展割合であり、これを評価するためには、残存接合面を完全な矩形として評価しても実用上十分と思われる。

次に(c)については、提案手法では、破壊ははんだ材中で生じるとしている。不適切な条件ではんだ付けされた接合では、はんだと被接合部材の界面でのほうが短時間で生じることがあるが、これは本手法の適用範囲外である。適切にはんだ付けされた接合においては、き裂ははんだ層中に生じるのが普通であり、これが本手法の対象となる。

(d)については、本手法では、ダメージを計算する際のひずみの基本式として、式(2)を用いている。このひずみは、接合層厚さ方向のひずみ分布の平均値に対応するものと考えられる⁽⁶⁾。実際に生じるひずみは、き裂先端近傍において特異性を有する(き裂のない初期状態においても異材界面端部において特異性を有する)ため、この値とずれてくる。それにもかかわらず、本手法による計算結果は実測と比較的よく一致している。この理由としては、接合はんだ層中では、ひずみ特異場の支配する領域が非常に小さいため、この特異場の影響が大きくなかったことも考えられる。これは、次の(e)の問題とも関連していると思われる。

(e)については、本手法では、はんだ層は均一な材料であるとして計算したひずみを用いて寿命を評価している。実際には、はんだ層は不均一な金属組織⁽¹¹⁾から形成されているから、ひずみ分布もこの影響を受けるはずである。さらに、この組織は(f)のように熱サイクル時のひずみ、温度、環境の影響により変化する場合がある。そして、これらのことが実際のき裂進展挙動のばらつきの原因となっていることも考えられる。

(g)については、本手法では、最も基本的な考え方として線形被害則を用いている。予測精度向上のためには、上記各問題を考慮したより適切なダメージの発展法則の検討が重要と思われる。

7. 結 言

半導体チップ接合はんだ層の熱サイクルの繰返しに

よるき裂進展挙動の予測法について検討し、次の結果を得た。

(1) 塑性変形を考慮したひずみの解析解と、ダメージ分布解析を基にしたき裂進展モデルを組合せた、き裂進展挙動解析手法を示した。

(2) 上記解析により、き裂進展挙動を支配する基本パラメータは、寿命下限値 N_0 、疲労強度指数 n 、無次元化降伏応力 ξ とやわさ比 λ の4個であることを導いた。

(3) 上記解析を基に、き裂進展挙動を簡便に求められる予測図を作成した。

(4) 上記予測図を用いて、具体的な構造例のき裂進展挙動を予測し、実測結果と比較したところ、よい一致が得られ、本手法の有効性が確認できた。

(5) 本図を基に、接合層中き裂の進展挙動について考察を加え、やわさ比 λ を大とすることにより、初期き裂進展速度を小とできるメカニズムなどを明らかにした。

最後に、本研究をまとめるに当たり適切な助言をいただいた早稲田大学：山川宏教授に感謝する。

文 献

- (1) 白鳥・三好・奥田, 機械学会研究協力部会 RC 98 第5小委員会報告書, (1992-3).
- (2) 保川, 日本機械学会 No. 910-37 セミナー教材, (1991-6), 130, 千葉, 第1回デザイン・エンジニアリング・プラザ.
- (3) Lau, J. H. and Rice, D. W., *Proceedings of the 1992 Joint ASME/JSME Conference on Electronic Packaging*, 1 (1992), 385.
- (4) Pao, Y., Govila, R. and Badgley, S., *Proceedings of the 1992 Joint ASME/JSME Conference on Electronic Packaging*, 1 (1992), 291.
- (5) 保川, 機論, 58-552, A (1992), 1382.
- (6) Yasukawa, A. and Sakamoto, T., *Proceedings of 1988 International Symposium on Power Semiconductor Devices*, (1988), 36, Tokyo.
- (7) 保川・坂本, HYBRIDS, 3-1 (1987), 20.
- (8) Norris, K. C. and Landzberg, A. H., *IBM J. of Research and Development*, 13-3 (1969), 266.
- (9) 北野・保川・坂本, 日本機械学会日立地方講演会講演論文集, (1984-9), 19.
- (10) Yasukawa, A., Kitano, M. and Sakamoto, T., *IEEE Transactions on Electron Devices*, 35-11 (1988), 1802.
- (11) Lee, S. M. and Stone, D. S., *IEEE Trans. Components, Hybrids, and Manufacturing Technology*, 14-3 (1991), 628.