

# 大規模集積回路のパッケージにおける異種材料界面はく離の破壊力学パラメータに関する計算手法の検討

齋藤 武博\*, 松山 英人\*\*, 戸谷 眞之\*\*\*

## Evaluation on Numerical Calculation Methods for Fracture Parameters of Interfacial Delaminations in LSI Plastic Packages

Takehiro SAITOH\*, Hidehito MATSUYAMA\*\* and Masayuki TOYA\*\*\*

\*日本電気株式会社NECエレクトロニクス先端デバイス開発本部 (〒229-1198 神奈川県相模原市下九沢1120)

\*\*株式会社日本電気情報システムズ科学技術システム事業部 (〒213-0012 神奈川県川崎市高津区坂戸3-2-1)

\*\*\*鹿児島大学工学部 (〒890-0065 鹿児島県鹿児島市郡元1-21-40)

\*ULSI Device Development Division, NEC Electron Devices, NEC Corp. (1120 Shimokuzawa, Sagami-hara-shi, Kanagawa 229-1198)

\*\*Scientific Systems Division, NEC Informatec Systems Ltd. (3-2-1 Sakado, Takatsu-ku, Kawasaki-shi, Kanagawa 213-0012)

\*\*\*Department of Mechanical Engineering, Kagoshima University (1-21-40 Kohrimoto, Kagoshima-shi, Kagoshima 890-0065)

**概要** 大規模集積回路を搭載するプラスチックパッケージを解析対象として、パッケージ内のダイパッド裏面/封止樹脂界面はく離先端の応力拡大係数と、はく離進展におけるエネルギー解放率を数値解析により求めた。さらに、それぞれの破壊力学パラメータを比較しパラメータ間の整合性について議論した。なお、ここでは応力拡大係数は変位外挿法で導出し、エネルギー解放率はIrwinのクラック閉口法により計算した。その結果、これらの数値解析手法で求めた応力拡大係数とエネルギー解放率は十分合理的な整合性を有していることが判明した。また、エネルギー解放率を計算する場合においては、振動する特異性を回避する目的で、代表長さの1/5程度以上離れた節点を用いる必要があることを指摘した。

### Abstract

Two methods for calculating the fracture parameters characterizing interfacial delamination between dissimilar materials in LSI plastic packages with either Cu alloy (Cu-2%Sn) or alloy 42 (Fe-42%Ni) leadframe were studied. One method uses relative displacement method proposed by Yuui et al. to derive stress intensity factor and the other derives the energy release rate of interfacial delamination using Irwin's crack closure method. It was found that the value of total energy release rate  $G$  derived from Irwin's crack closure method was consistent with that calculated from stress intensity factors using relative displacement method. In Irwin's crack closure method, it was required that opening and shearing unit load in the computation of local compliance's should be applied to nodes which were located more than one-fifth of normalizing length away from delamination tip to avoid oscillatory singular displacement field near delamination tip.

**Key Words:** Plastic Package, Delamination, Fracture Mechanics, Energy Release Rate, Stress Intensity Factor

## 1. 緒言

近年、エレクトロニクス製品における新規材料の導入、構造の複合化傾向の進展に伴って、製造時や実使用時の熱応力に対する構造信頼性の向上を目的とした損傷力学的評価が重要視されている。例えば、電子デバイスとプリント配線板のはんだ接合<sup>1)~7)</sup>、半導体パッケージ内部の異種材料界面<sup>8)~12)</sup>などの損傷に関する破壊力学的解析が精力的に行われるようになった。著者ら<sup>10)~11)</sup>は、これまで大規模集積回路 (LSI: Large Scale Integrated Circuit) のプラスチックパッケージにおける異材界面のはく離損傷解析に取り組んできた。

LSIのプラスチックパッケージにおいては、 $\text{SiO}_2$ フィラーを充てんしたエポキシ樹脂、金属 (Cu合金, Fe-42%Ni), Agペーストなどのダイボンディング用エポキシ接着材、

Siチップによる複合構造を形成することで、要求される電気的特性・熱的特性、外部環境からのSiチップの保護機能が付与される。Fig. 1にQuad Flat Package(QFP)と呼ばれる一般的なプラスチックパッケージの構造を示す。このような異材の接着・接合構造体においては、室温における残留熱応力や種々の温度環境における熱応力が原因で材料界

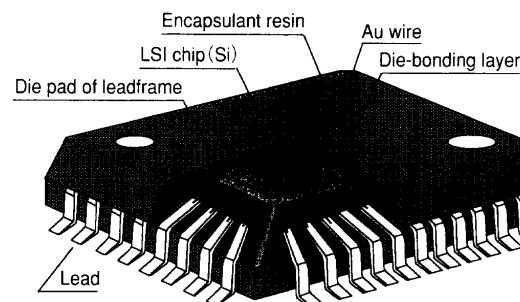


Fig.1 Schematic structure of a plastic package

面にはく離が生じることがある。異材間に発生するはく離は封止樹脂中にクラックをもたらす原因となり、LSIの耐湿信頼性を低下させる。また、LSIにおけるパッケージとしてはプラスチックタイプのパッケージが最も広く利用されているため、プラスチックパッケージにおける強度信頼性、とりわけ金属/樹脂界面の接着・接合部の強度信頼性の確保と、その界面強度評価手法の構築が強く求められている。

界面はく離の破壊力学パラメータとしては、通常、はく離先端における応力拡大係数<sup>15)</sup>やはく離進展におけるエネルギー解放率<sup>16)</sup>が用いられる。しかしながら、異材接合端近傍の特異応力場<sup>17)~20)</sup>の難解さと、混合破壊モード<sup>21)22)</sup>の分離計算の複雑さが原因で、界面破壊パラメータを導出する破壊力学解析は、これまでエレクトロニクス分野における構造設計には広く応用されなかった。

以上のような背景を踏まえ、本稿では、プラスチックパッケージにおける金属/樹脂界面はく離を取り上げ、はく離先端の応力拡大係数とはく離進展におけるエネルギー解放率を導出する。本研究の主な目的は、数値計算を用いて導出した応力拡大係数とエネルギー解放率の整合性を確認し、プラスチックパッケージ設計における界面破壊力学解析の適用の可能性について議論することである。また数値計算を通して、これらの破壊力学パラメータを導出する際の具体的な計算手法を示すと同時に、プラスチックパッケージ固有の留意点を指摘することも目的の1つである。

本稿は次のように構成されている。まず、2章で界面はく離の破壊力学パラメータの導出に関する問題点について解説する。3章では解析モデルと応力・変位解析に関する諸条件について述べる。次に4章および5章において、それぞれ変位外挿法<sup>23)</sup>を用いた応力拡大係数とIrwinのクラック閉口法<sup>24)</sup>によるエネルギー解放率の計算結果について示す。6章ではこれらのパラメータ間の整合性について議論し、7章にて結論を述べる。

## 2. 界面はく離の破壊力学パラメータの導出に関する問題点

異種材料間のはく離が比較的小さな負荷においても生じることが、経験的に知られていることである。これは接着・接合端近傍部に応力特異性（応力特異場）が出現するためである<sup>17)~20)</sup>。いまFig.2のような $y > 0$ を材料1、 $y < 0$ を材料2とする異種材料が接合された半無限板に界面はく離が存在する場合を考える。ここで、図中の $\mu_j$ と $\nu_j$  ( $j=1, 2$ )はそれぞれ横弾性係数、ポアソン比を表す。添字 $j$  ( $=1, 2$ )は材料の種類を表す。応力特異性とは、図中の実線で示すように、引張応力においては応力が無限大へと発散することを意味しており、弾性論で導かれた数学的概念である。例えば、外力が負荷された均質材料 ( $\mu_1 = \mu_2$ ,  $\nu_1 = \nu_2$ ) 中のクラック先端近傍部では、 $r^{-1/2}$ 型の特異性のみが生じる<sup>25)</sup>。

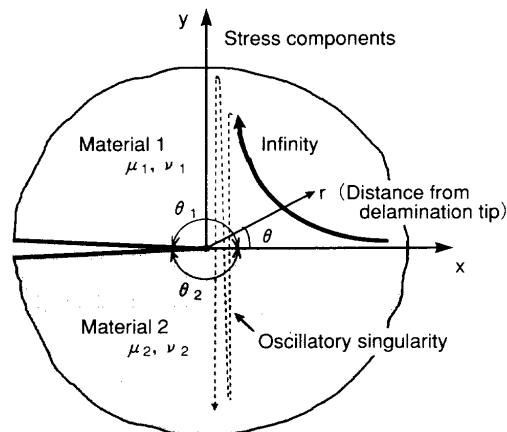


Fig.2 Stress singularity behavior

特に、 $\theta_1 = \theta_2 = \pi$ の場合、 $r^{-1/2}$ の特異性が生じることがよく知られていることである。ここで $r$ は接合端からの距離、 $\lambda$ は応力特異性の指数である。一般に $\lambda$ は特性方程式<sup>17)~20)25)</sup>の根 $p$ を用いて $\lambda = \text{Re}(1-p)$ と表され、 $0 < \text{Re}(1-p) < 1$ における最大値を示す。しかしながら、異種材料間の界面はく離先端近傍においては、 $r^{-\lambda}$ 型の特異性の他に振動する特異応力 (Fig.2の破線)が生じることによって、接合端のごく近傍ではく離表面が互いにオーバーラップするという理論解析上の矛盾が生じる<sup>20)</sup>。この振動特異応力は $\text{Im}(1-p) \neq 0$ の場合に生じる。なお、前述の $\text{Re}$ と $\text{Im}$ はそれぞれ複素数 $1-p$ の実数部と虚数部を表す。

さらに、熱応力が負荷される場合には、異材の接合角度や材料定数に依存し、特性方程式の根 $p$ が $p=1$  (重根)を持つ場合 $\log r$ 型の特異項と特解、 $0 < \text{Re}(p) < 1$ における重根の場合では $r^{-\lambda} \log r$ 型の特異解と特解が生じる<sup>18)19)</sup>。すなわち、接合端近傍の熱応力場はいくつの特異解と特解の1次結合で表されるのである。したがって、界面はく離の破壊力学パラメータを導出する際には、このようなはく離先端近傍部に生じる応力特異場との関連を把握することが不可欠となる。また、異材が接合された平面応力、平面ひずみ状態における破壊モードは、開口モード (Mode I) とせん断モード (Mode II) の混合モードを呈する<sup>21)22)</sup>。このため、異材界面はく離の進展挙動は、はく離先端近傍の応力場を有限要素法などの数値解析により高精度に計算し、それぞれのモードに分離して議論する必要がある。

以上説明したように、実構造物 (ここではプラスチックパッケージに搭載されたLSI) の界面はく離に関する破壊力学解析では、異材接合端近傍における応力特異場の難解さと破壊モードの分離計算の正確性を鑑み、適切に破壊力学パラメータを決定しなければならないのである。

## 3. 解析モデルと応力・変位解析

本解析の数値計算は、パッケージ断面における平面ひずみ状態を仮定して行った。パッケージは3次元構造を有するが、著者らは前報<sup>13)14)</sup>で報告したプラスチックパッケージの封止樹脂クラックの解析において、平面ひずみ状態で

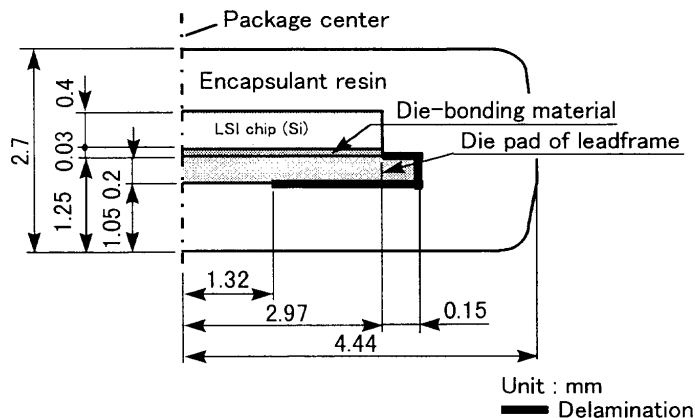


Fig. 3 Cross section and dimensions of a delaminated package model

Table 1. Material properties

Material	Young's modulus $E$ (GPa)	Poisson's ratio $\nu$	Thermal expansion coefficient $\alpha$ ( $\times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ )
Encapsulant resin	21.07	0.3	17.93
Die pad material	Cu alloy	112.7	0.3
	Alloy 42	145.0	0.3
Die-bonding material	11.76	0.3	42.58
LSI chip (Si)	169.5	0.3	3.0

解析した数値計算結果と実パッケージにおける封止樹脂クラックの発生状況はよく一致することを検証した。したがって、3次元構造を有するプラスチックパッケージを平面ひずみ状態でモデル化することは妥当性を有するものと考えられる。Fig. 3に解析モデルの断面と各部の寸法を示した。パッケージは対称構造であるので、1/2部分をモデル化した。パッケージを構成する材料の特性はTable 1の値とし、各材料は線形の弾性挙動を示すものと仮定した。

また、著者らの最近の解析<sup>11)12)</sup>から、Cu合金リードフレームを用いた場合、ダイボンディング層/ダイパッド上面のはく離が発生しやすいこと、一方42合金リードフレームを用いた場合、ダイパッド裏面/封止樹脂の界面はく離が発生しやすいことが明らかになっている。さらに、これらのはく離は両者ともにモードIIが支配的な破壊モードであることも示された。また、Table 1に示したように、Cu合金と42合金および封止樹脂とAgペーストの弾性定数にはオーダーを超える顕著な差はない。つまり、プラスチックパッケージの金属/樹脂界面であるダイパッド裏面/封止樹脂界面、ダイボンディング層/ダイパッド上面は共に同様な力学状態であるから、どちらの界面を対象として解析を行っても同じ結論が得られると考えられる。そこで、ここでは、42合金リードフレームを用いた場合にはく離しやすいダイパッド裏面/封止樹脂界面にはく離を設定したモデルに焦点を絞り、プラスチックパッケージの異種材料界面はく離に関する計算手法の検討を行った (Fig. 3)。

リードフレーム材料としては、現在広く用いられている

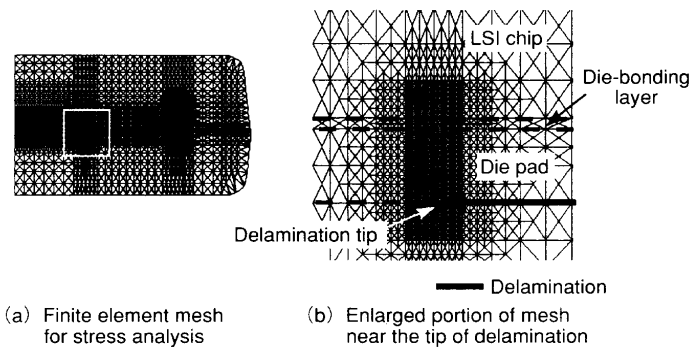


Fig. 4 The finite element mesh

Cu合金 (Cu-2%Sn) と42合金 (Fe-42%Ni) の2種類の材料を想定した。このように2種類のリードフレーム材料を選択したのは、Cu合金と42合金の熱膨張係数の相違から、その特異性の強さが異なるためである。つまり、特異性の強さを考慮して破壊力学パラメータの整合性に関する検討を行うことを目的としたのである。

Fig. 4は界面はく離を有するパッケージモデルのメッシュ分割図である。要素は三角形1次要素であり、解析の実用性を考慮して、節点数は8931、要素数は17554とした。はく離先端は一辺約0.01mmの三角形に分割した。パッケージ内部の応力・変位計算には、異種材料間にはく離を設けているため、すでに報告している非線形接触の有限要素法 (FEM) 熱応力解析コードを用いて行った<sup>13)14)</sup>。応力・変位解析の諸条件は以下の通りである。

本解析ではエポキシ樹脂による封止温度 (175°C) をストレスフリーとして、種々の環境試験の中で最も低温に冷却される温度サイクル試験 (150°C ~ -65°C) の最低温度 (-65°C) にパッケージが均一に冷却された場合を設定した。すなわち、熱荷重  $\Delta T = 240\text{deg}$  とした。封止樹脂とAgペーストはそれぞれ約150°C、約120°C付近にガラス転移温度 (Tg) を有するため、Tg以上の温度では粘弾性効果による応力緩和が生じる。しかし、この影響は封止温度 (175°C) から温度サイクル試験の最低温度 (-65°C) の冷却過程、すなわち熱荷重240degの熱弾性応力と比較して小さいため、ここでは考慮しないものとした。なお、異種材料が接触した場合に発生するクーロン摩擦力についてもここでは考えないものとした。

#### 4. 変位外挿法による応力拡大係数の解析

##### 4.1 応力拡大係数の定義式

本節では、変位外挿法による応力拡大係数の定義式と計算ケースについて説明する。Erdogan<sup>21)22)</sup>の複素応力拡大係数 ( $K_1 + iK_2$ ) の定義を用いると、異種材料接合体 ( $\theta_1 = \theta_2 = \pi$ ) におけるはく離先端近傍の界面上の応力は、

$$\sigma_y + i\tau_{xy} = \frac{K_1 + iK_2}{\sqrt{2\pi r}} \left(\frac{r}{l}\right)^{ic} \quad (1)$$

で与えられる。また表面 ( $\theta = \pm\pi$ ,  $r = -x$ ) の相対変位

$\delta_y, \delta_x$ は、

$$\delta_y + i\delta_x = \frac{K_1 + iK_2}{2(1 + 2i\varepsilon)\cosh(\varepsilon\pi)} \left[ \frac{\kappa_1 + 1}{\mu_1} + \frac{\kappa_2 + 1}{\mu_2} \right] \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left( \frac{r}{l} \right)^{ie} \quad (2)$$

で表される (Fig. 2)。ここで、

$$\varepsilon = \frac{1}{2\pi} \ln \left[ \frac{\left( \frac{\kappa_1}{\mu_1} + \frac{1}{\mu_2} \right)}{\left( \frac{\kappa_2}{\mu_2} + \frac{1}{\mu_1} \right)} \right] \quad (3)$$

である。式(3)で示される $\varepsilon$ はバイマテリアル定数であり、応力および変位の振動性の強さを表す。 $\kappa_j$ は平面ひずみ状態の場合、 $\kappa_j = 3 - 4\nu_j$ と与えられる。式(2), (3)における $l$ は代表長さであり、複素応力拡大係数の位相の影響を取り除くため<sup>20)</sup>、本解析ではダイパッドの厚さ0.2mmに固定した。 $\mu_j$ は横弾性係数であり、ヤング率 $E_j$ とポアソン比 $\nu_j$ を用いて $\mu_j = E_j/[2(1 + \nu_j)]$ と表される。

結城ら<sup>23)</sup>はErdoganの定義を式(4)~(7)のように書き下し、外挿による応力拡大係数の計算方法を提案した。すなわち、 $r \rightarrow 0$ への外挿を行うことによって、変位の振動領域を回避して $K_1, K_2, K_i = \sqrt{K_1^2 + K_2^2}$  およびそのモード比 $K_2/K_1$ を求めるのである。

$$K_1 = C \lim_{r \rightarrow 0} \left[ \delta_y (\cos Q + 2\varepsilon \sin Q) + \delta_x (\sin Q - 2\varepsilon \cos Q) \right] / \sqrt{r/(2\pi)} \quad (4)$$

$$K_2 = C \lim_{r \rightarrow 0} \left[ \delta_x (\cos Q + 2\varepsilon \sin Q) - \delta_y (\sin Q - 2\varepsilon \cos Q) \right] / \sqrt{r/(2\pi)} \quad (5)$$

$$K_i = \sqrt{K_1^2 + K_2^2} = C\sqrt{1 + 4\varepsilon^2} \lim_{r \rightarrow 0} \frac{\sqrt{\delta_y^2 + \delta_x^2}}{\sqrt{r/(2\pi)}} \quad (6)$$

$$K_2/K_1 = \lim_{r \rightarrow 0} (1 - \delta_y/\delta_x) / (\delta_y/\delta_x + H) \quad (7)$$

ここで、 $C, H, Q$ は、それぞれ

$$C = 2\cosh(\varepsilon\pi) / [(\kappa_1 + 1)/\mu_1 + (\kappa_2 + 1)/\mu_2] \quad (8)$$

$$H = (\tan Q - 2\varepsilon) / (1 + 2\varepsilon \tan Q) \quad (9)$$

$$Q = \varepsilon \ln(r/l) \quad (10)$$

で表される。

なお、本章の解析では、これらの定義に従いCu合金と42合金をリードフレーム材料に用いた2ケースのモデルについて応力拡大係数とそのモード比を導出した。

#### 4.2 解析結果および考察

Fig. 5, 6はそれぞれCu合金、42合金リードフレームを用いたパッケージのはく離先端部における応力拡大係数の外挿の様子を示した図である。両者ともに、はく離先端から0.03mm以内の節点においては、直線性が保たれていないが、その他の節点においては非常に整然とした計算値の並びが見られる。Cu合金を用いた場合の $K_2/K_1$ の外挿直線性が乏しいのは、非常に小さい値である $K_1$ の揺らぎに起因する。また $K_1$ が負の値を示すのは、本来はく離表面は接触

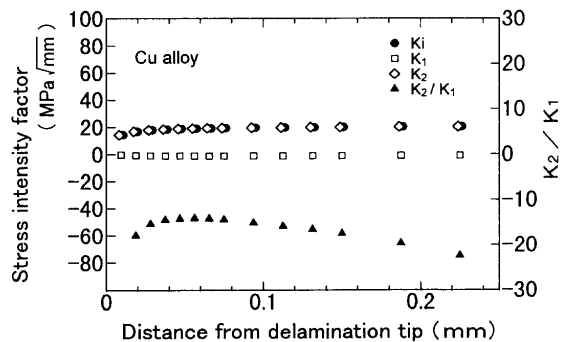


Fig.5 Aspect of displacement extrapolation in a Cu alloy leadframe package

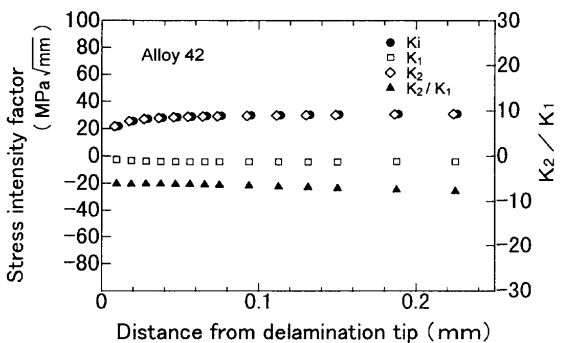


Fig.6 Aspect of displacement extrapolation in an alloy 42 leadframe package

Table 2. Calculation result of stress intensity factors using displacement extrapolation method

Leadframe material	$K_1$ (MPa√mm)	$K_1$ (MPa√mm)	$K_2$ (MPa√mm)	$K_2/K_1$
Cu alloy	18.40	-1.11	18.36	-12.63
Alloy 42	27.92	-4.03	27.62	-5.75

することにより $\delta_y = 0$ と仮定すべきところを $\delta_y \neq 0$ とした変位外挿法による応力拡大係数の定義の結果生じた影響である。

Table 2に各応力拡大係数値とそのモード比を示した。具体的に応力拡大係数値を比較すると、Cu合金リードフレームを用いたパッケージの $K_i$ は、42合金リードフレームを用いた場合の約6.6割であることがわかる。このことは、リードフレーム材料に42合金を用いる場合では、Cu合金を用いる場合よりもそれだけ高いダイパッド裏面/封止樹脂界面破壊じん性を確保する必要があることを示唆している。

### 5. Irwinのクラック閉口法によるエネルギー解放率の解析

#### 5.1 エネルギー解放率の定義式

Irwinのクラック閉口法<sup>20)</sup>によれば、各モードのエネルギー解放率 $G_I, G_{II}$ は、

$$G_I = Y(v_a - v_b)/(2t\Delta) \quad (11)$$

$$G_{II} = X(u_a - u_b)/(2t\Delta) \quad (12)$$

で与えられる。ここで、 $\Delta$ ははく離先端から単位荷重荷節点までの距離、 $Y, X$ ははく離を $\Delta$ の長さだけ閉じ合わせるために、対向するはく離表面の節点、 $a, b$ に加えるべき $y, x$ 方向の節点力である。 $v_a - v_b, u_a - u_b$ はそれぞれ

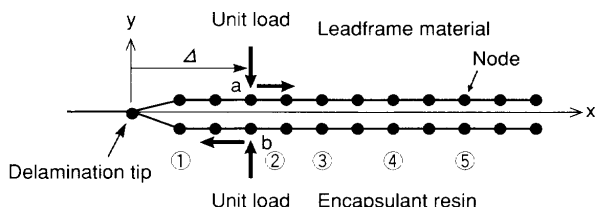


Fig. 7 Nodes subjected to unit load in the x and y direction

y方向, x方向の節点, a, b間の相対変位である。tはモデルの厚さを示し, ここでは1.0mmとした。エネルギー解放率の計算においては, 4章の応力計算と同様に解析対象の $v_a - v_b$ ,  $u_a - u_b$ を求めるFEM計算と, 式(11), (12)におけるY, Xを求めるためのFEM計算が必要となる。以下, Y, Xを導出するためのローカルコンプライアンス法について説明する。

Fig. 7は, 前節のはく離を有するパッケージのはく離表面部の節点モデルを模式的に表したものである。まず, 対向するはく離表面の節点に垂直単位荷重を与え, 有限要素法によりローカルコンプライアンス ( $\delta_{11}$ ,  $\delta_{12}$ ) を求める。ここで, ( $\delta_{11}$ ,  $\delta_{12}$ ) はそれぞれ負荷節点のxおよびy方向相対変位である。同様に, 同一の節点に単位せん断荷重を与えて, ローカルコンプライアンス ( $\delta_{21}$ ,  $\delta_{22}$ ) を求める。これらのローカルコンプライアンスを用いると, 相対するはく離表面の節点変位は, 任意の節点力X, Yにつき, 式(13), (14)のように表される。

$$u_a - u_b = \delta_{11}X + \delta_{21}Y \quad (13)$$

$$v_a - v_b = \delta_{12}X + \delta_{22}Y \quad (14)$$

すなわち, 4つのローカルコンプライアンス成分と $v_a - v_b$ ,  $u_a - u_b$ が与えられると, X, Yが得られるのである。なお, ローカルコンプライアンスは熱荷重を負荷しない状態 ( $\Delta T = 0$  deg.) で計算を行う必要がある。なぜなら, 熱荷重を負荷すると, 計算結果の変位に熱荷重による成分も含まれるため, 単位荷重によるローカルコンプライアンスが抽出できなくなるからである。また, ローカルコンプライアンスは, はく離先端から単位荷重負荷節点までの距離を変化させた5組の節点について計算し, それぞれの節点におけるエネルギー解放率 ( $G_I$ ,  $G_{II}$ ) を算出した。

本解析問題は, LSIチップとダイパッドの周囲に存在する封止樹脂が最も大きな熱膨張係数を有しているため, ダイパッド裏面/封止樹脂界面表面は $-65^\circ\text{C}$ において互いに接する異材間の接触問題<sup>(11)~(14)</sup>である。そこで, ダイパッド裏面/封止樹脂界面が接触すると仮定した場合, つまり $G_I = 0$  ( $v_a - v_b = 0$ )として,  $G_{II}$ のみを求める場合の計算も同様に行った。Table 3に計算ケースをまとめた。

## 5.2 解析結果および考察

Fig. 8にCu合金リードフレームを用いた場合のエネルギー解放率計算結果を示した。図より,  $\Delta$ が大きくなると $G_I$ はゼロに近づき,  $G_{II}$ はわずかに低下することがわかる。同様に, 42合金リードフレームを用いた場合のエネルギー解放

Table 3. Calculation case

Case	Assumption of $G_I=0$	Leadframe material
1	No	Cu alloy
2		Alloy 42
3	Yes	Cu alloy
4		Alloy 42

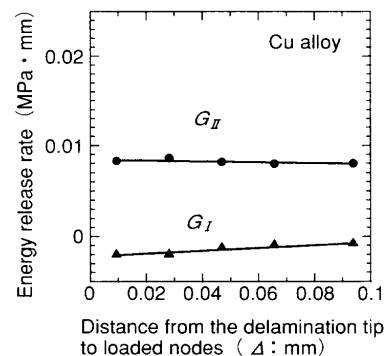


Fig. 8 Calculation result of energy release rates in a Cu alloy leadframe package

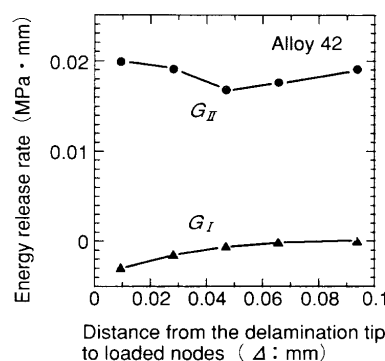


Fig. 9 Calculation result of energy release rates in an alloy 42 leadframe package

率の計算結果をFig. 9に示した。Cu合金をリードフレーム材料に用いた場合と同様に $G_I$ は $\Delta$ が増大すると負の値からゼロに漸近する様子が見られる。 $G_I$ は本来, はく離が進展する場合におけるひずみエネルギーの表面エネルギーへの変換を示すので正の値を取る。しかし, ケース1, 2における計算結果において,  $\Delta$ に対して $G_I$ ,  $G_{II}$ の値に相反する変化が生じ, 全エネルギー解放率はほぼ一定であることを考慮すると, 負の $G_I$ 値が生じるのは, 振動特異応力場の特徴が出現したものと考えることができる。特に, 42合金リードフレームを用いた場合では, 代表長さ0.2mmに対して $\Delta$ が0.05mm程度以下の領域において, 著者らの1人が行った半無限異種材料接合体の単純引張における解析結果<sup>(27)</sup>と類似の,  $G_I$ 値が振動を開始する様子が見られる。

文献<sup>(27)</sup>によれば, エネルギー解放率 $G_I$ ,  $G_{II}$ は $\Delta$ がゼロに近づくと振動することが指摘されており, 振動の激しさはバィマテリアル定数 $\epsilon$ に依存することが判明している。また, 実用的な解析の立場から代表長さの1/100~1/1000の $\Delta$ 領域において, 振動特異応力が無視できるのは,  $\epsilon = 0.01$ 以下と考えられる。本解析モデルのCu合金/封止樹脂接合

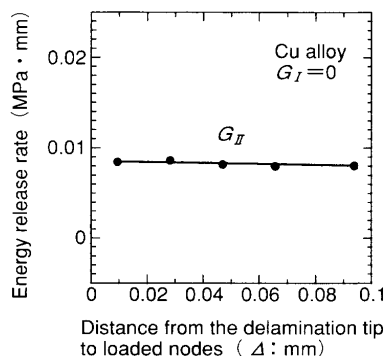


Fig. 10 Calculation result of energy release rates in a Cu alloy leadframe package

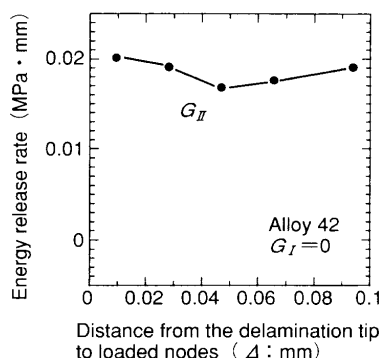


Fig. 11 Calculation result of energy release rates in an alloy 42 leadframe package

の場合では $\varepsilon=0.063$ , 42合金/封止樹脂接合の場合では $\varepsilon=0.069$ である。このように半無限異種材料接合体の単純引張における解析結果と本解析結果を比較して考えると、パッケージ内部のはく離先端部における振動特異応力・変位場の出現は無視できないことが理解できる。以上のことから、LSIパッケージにおいては代表長さの1/5程度以上はく離先端から離れた節点を用いて、エネルギー解放率は計算する必要があることがわかる。

次に、 $G_I=0$ として、 $G_{II}$ のみを解析した場合について考える。前述したように、これはダイパッドと封止樹脂のはく離表面が接触することを仮定した解析である。Fig.10に、Cu合金リードフレームを用いたパッケージにおけるエネルギー解放率の計算結果（ケース3）を示した。図より $G_I \neq 0$ としたケース1（Fig.8）と同等な値を示すことが確認できる。同様に、Fig.11に42合金リードフレームを用いたパッケージのエネルギー解放率の計算結果（ケース4）を示した。この場合においても $G_I \neq 0$ とした前述のケース2（Fig.9）と同等な値である。

Table 4に $G_I$ がほぼゼロのとき（ $\Delta=0.0937\text{mm}$ ）における各計算ケースの $G_{II}$ 値を示した。Cu合金リードフレームを用いたパッケージの $G_{II}$ 値は42合金リードフレームの $G_{II}$ 値の約4.2割の値であることがわかる。エネルギー解放率は応力拡大係数の2乗に比例するから、この値からCu合金リードフレームの42合金リードフレームに対する応力拡大係数の割合を計算すると約6.5割となり、前章の結果（6.6割）とよく一致していることがわかる。

Table 4. Calculation result of energy release rates using Irwin's crack closure method

Case	Assumption of $G_I=0$	Leadframe material	$G_I$ (MPa · mm)	$G_{II}$ (MPa · mm)
1	No	Cu alloy	$-7.777 \times 10^{-4}$	$8.040 \times 10^{-3}$
2		Alloy 42	$-1.103 \times 10^{-4}$	$1.911 \times 10^{-2}$
3	Yes	Cu alloy	-	$8.378 \times 10^{-3}$
4		Alloy 42	-	$1.987 \times 10^{-2}$

## 6. 両手法による破壊力学パラメータの比較検討

まず、本章では、特性方程式の根 $p$ との関連において破壊力学パラメータの特徴について考える。

本解析モデルのはく離先端部における特性方程式は、

$$\sin^2(p\pi)[\beta^2 \sin^2(p\pi) + \cos^2(p\pi)] = 0 \quad (15)$$

で与えられる<sup>17)</sup>。ここで、 $\beta$ はDundursの複合パラメータ<sup>28)</sup>を示しており、

$$\beta = \frac{\mu_1(\kappa_2 - 1) - \mu_2(\kappa_1 - 1)}{\mu_1(\kappa_2 + 1) + \mu_2(\kappa_1 + 1)} \quad (16)$$

で表される。特性方程式(15)の根は $p=0.5 \pm i\varepsilon$ , 1（重根）で与えられるので、Cu合金リードフレームを用いた場合では $p=0.5 \pm 0.063i$ , 1（重根）であり、一方42合金リードフレームを用いた場合では $p=0.5 \pm 0.069i$ , 1（重根）となる。 $0 < \text{Re}(1-p) < 1$ における $p$ は虚数部を持つことから、両者のリードフレーム材料ともに、4, 5章で示したように異材接合先端のごく近傍で振動特異応力場が出現することがわかる。また、 $p=1$ （重根）を持つことから、 $\log r$ 型の特異性が生じることが予想される。既述のように、プラスチックパッケージにおいては熱膨張係数の最も大きな封止樹脂がダイパッドやチップの周囲に存在することで、互いに界面表面は接触する。このため、モードI型（ $\sigma_p$ ）の特異性が生じることはなく、本解析モデルではモードII型（ $\tau_{r\theta}$ ）の特異性が生じる。ここで、再びFig.5, 6を見ると、各プロットが横軸とほぼ平行に並んでいることが確認できるため、 $\tau_{r\theta}$ の対数型特異性は無視できるほど小さいことがわかる<sup>18)</sup>。

次に、変位外挿法を用いて計算した応力拡大係数から全エネルギー解放率 $G$ を計算し、前述したIrwinのクラック閉口法で導出した全エネルギー解放率 $G(=G_I + G_{II})$ とを比較する。対数型特異性は考慮されていないものの、B.M. MalyshevとR.L.Salganik<sup>29)</sup>は、 $G$ と $K_1$ ,  $K_2$ には、式(17)の関係があることを解析的に導き出している。

$$G = \frac{1}{16 \cosh^2(\varepsilon\pi)} \left[ \frac{\kappa_1 + 1}{\mu_1} + \frac{\kappa_2 + 1}{\mu_2} \right] (K_1^2 + K_2^2) \quad (17)$$

そこで、ここでは4.2節に示した応力拡大係数 $K_1$ ,  $K_2$ を式(17)に代入し $G$ を計算した。その結果、Cu合金リードフレームを用いた場合 $G=8.51 \times 10^{-3} \text{MPa} \cdot \text{mm}$ , 42合金リード

フレームを用いた場合  $G = 1.88 \times 10^{-2} \text{MPa} \cdot \text{mm}$  が得られた。これらの値と Table 4 の値との比較より、 $K_1$ 、 $K_2$  から求めた  $G$  と、Irwin のクラック閉口法により計算した  $G_{II}$  ( $G_I \equiv 0$  なので、 $G = G_{II}$  にほぼ等しい) はよく一致することがわかる。前述したように  $\tau_{cr}$  の対数型特異性は無視できるほど小さいことから、 $G$  と応力拡大係数  $K_1$ 、 $K_2$  の間に関係式 (17) の関係が保たれるのである。

またここで、プラスチックパッケージの内部応力、つまり熱応力問題への Irwin のクラック閉口法によるエネルギー解放率の計算、変位外挿法による応力拡大係数の計算は、異材間の相対変位の中に熱膨張係数の相違に起因する部分が含まれているため、厳密性に欠けると言える。しかしながら、異種材料間の熱膨張差による相対変位ははく離先端においてはゼロであるから、はく離先端近傍の節点における熱膨張係数の相違に起因する相対変位の誤差は非常に小さいと考えられる。特に、相対変位から外挿して導出した応力拡大係数ははく離先端における値を示すので、実用的評価におけるこの誤差の影響は無視できると考えられる。

以上説明した理由により、エネルギー解放率の計算結果と応力拡大係数計算結果は十分な整合性のある評価パラメータを与えることが理解できる。

## 7. 結論

プラスチックパッケージにおける金属/樹脂界面はく離の数値解析を合理的に行うことを目的として、低温下における LSI パッケージのダイパッド裏面/封止樹脂界面はく離の応力拡大係数とエネルギー解放率を導出した。ここでは、応力拡大係数は変位外挿法、エネルギー解放率は Irwin のクラック閉口法により計算した。さらに、これらのパラメータの整合性について考察すると共に、プラスチックパッケージ内部における界面はく離の破壊力学パラメータを導出する際の留意点について議論した。以下、得られた知見をまとめる。

1) 変位外挿法により求めた応力拡大係数から計算した全エネルギー解放率  $G$  と、Irwin のクラック閉口法を用いて求めたエネルギー解放率  $G (G \equiv G_{II})$  はよく一致する。

2) ダイパッド裏面/封止樹脂界面はく離の進展を支配するのはモード II であり、実用的な解析では対数型特異性は考慮する必要はないと言える。また、異種材料間の熱膨張差による相対変位の影響は非常に小さいと考えられ、変位外挿法による応力拡大係数の計算、Irwin のクラック閉口法によるエネルギー解放率の計算の熱応力特異場への適用は合理的である。

3) Irwin のクラック閉口法により、プラスチックパッケージの異材界面はく離のエネルギー解放率を計算する場合には、振動する特異性を回避する目的で、代表長さの  $1/5$  程度以上離れた節点を用いる必要がある。

以上、本研究で示されるように、数値計算により導出し

た応力拡大係数とエネルギー解放率の値には多少の違いが生じるが、互いに整合性を有している。したがって、これらの破壊力学パラメータを用いた数値解析によって、プラスチックパッケージにおける金属/樹脂界面はく離の発生・進展挙動の明確化が期待される。なお、界面はく離強度の測定や数値解析結果に関する実験的検証については今後の課題である。

最後に、本研究を遂行するにあたって、有益な助言をいただいた高密度実装技術本部の皆さんに謝意を表する。

(1999.9.10-受理 2000.4.11-再受理)

## 文 献

- 1) R.Satoh, K.Arakawa, M.Harada, and K.Matsui: "Thermal Fatigue Life of Pb-Sn Alloy Interconnections", IEEE Trans. Comp., Hybrids, and Manufact. Tech., Vol.14, No.1, pp.224-232, 1991
- 2) C.G.Schmidt, J.W.Simons, C.H.Kanazawa, and D.C.Erich: "Thermal Fatigue Behavior of J-Lead Solder Joints", IEEE Trans. on Comp., Packaging, and Manufact. Tech.-Part A, Vol.18, No.3, pp.611-617, 1995
- 3) R.J.Lannuzzelli, J.M.Pitarresi, and V.Prakash: "Solder Joint Reliability Prediction by the Integrated Matrix Creep Method", Journ. of Electronic Packaging, Vol.118, pp.55-61, 1996
- 4) T.E.Wong, L.A.Kachatorian, and B.D.Tierney: "Gull-Wing Solder Joint Fatigue Life Sensitivity Evaluation", Journ. of Electronic Packaging, Vol.119, pp.171-176, 1997
- 5) J.Wang, M.Lu, D.Zou, and S.Liu: "Investigation of Interfacial Fracture Behavior of a Flip-Chip Package under a Constant Concentrated Load", IEEE Trans. on Comp., Packaging, and Manufact. Tech.-Part B, Vol.21, No.1, pp.79-86, 1998
- 6) S.M.Heinrich, S.Shakya, and P.S.Lee: "Effect of Component Heterogeneity on Global CTE Mismatch Displacement in Areal-Array Solder Interconnects", Journ. of Electronic Packaging, Vol.120, pp.12-17, 1998
- 7) 于 強, 白鳥正樹, 王 樹波, 金子誠史, 石原達也: "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)", 日本機械学会論文集 (A編), Vol.64, No.619, pp.6-13, 1998
- 8) 佐藤 満, 結城良治, 吉岡純夫: "き裂面接触を考慮した LSI パッケージの界面き裂の境界要素熱伝導・熱弾性解析", 日本機械学会論文集 (A編), Vol.58, No.550, pp.43-49, 1992
- 9) 田中直敬, 西村朝雄: "IC 封止樹脂の接着強度測定とパッケージ接着界面のはく離発生予測", 日本機械学会論文集 (A

- 編), Vol.60, No.577, pp.90-97, 1994
- 10) 田中直敬, 北野 誠, 熊沢鉄雄, 西村朝雄: “吸湿による樹脂膨潤を考慮したICパッケージ接着界面のはく離発生評価”, 日本機械学会論文集 (A編), Vol.63, No.614, pp.129-136, 1997
  - 11) T.Saitoh, H.Matsuyama, and M.Toya: “Linear Fracture Mechanics Analysis on Growth of Interfacial Delamination in LSI Plastic Packages under Temperature Cyclic Loading”, IEEE Trans. on Comp., Packaging, and Manufact. Tech.-Part B, Vol.21, No.4, pp.422-427, 1998
  - 12) 齋藤武博, 松山英人, 戸谷真之: “温度サイクル負荷時におけるLSIパッケージの異種材料界面はく離の発生傾向に関する解析 (第2報, 構成材料の機械的特性及び設計寸法の影響)”, 日本機械学会論文集 (A編), Vol.65, No.632, pp.217-224, 1999
  - 13) T.Saitoh: “Numerical Stress Analysis of Resin Cracking in LSI Plastic Packages under Temperature Cyclic Loading”, IEEE Trans. on Comp., Packaging, and Manufact. Tech.-Part B, Vol.19, No.3, pp.593-600, 1996
  - 14) T.Saitoh and M.Toya: “Numerical Stress Analysis of Resin Cracking in LSI Plastic Packages under Temperature Cyclic Loading-Part II : Using Alloy 42 Leadframe Material”, IEEE Trans. on Comp., Packaging, and Manufact. Tech.-Part B, Vol.20, No.2, pp.176-183, 1997
  - 15) 岡村弘之: “線形破壊力学入門”, 培風館, p.5, 1976
  - 16) M.Toya: “Fracture Mechanics of Interfaces”, JSME International Journal, Series I, Vol.33, No.4, pp.413-424, 1990
  - 17) D.B.Bogy: “Two Edge-bonded Elastic Wedges of Different Materials and Wedge Angles under Surface Traction”, J. Appl. Mech., Vol.38, pp.377-386, 1971
  - 18) 井上忠信, 古川日出男, 矢田敏夫: “異材接合体の接合端部における熱応力の理論解”, 日本機械学会論文集 (A編), Vol.61, No.581, pp.73-79, 1995
  - 19) 井上忠信, 久保司郎: “異材界面端における熱応力場”, 材料, Vol.48, No.4, pp.365-375, 1999
  - 20) J.R.Rice and G.C.Sih: “Plane Problems of Cracks in Dissimilar Media”, J. Appl. Mech., Vol.32, pp.418-423, 1965
  - 21) F.Erdogan: “Stress Distribution in a Nonhomogeneous Elastic Plane with Cracks”, J. Appl. Mech., Vol.30, pp.232-236, 1963
  - 22) F.Erdogan: “Stress Distribution in Bonded Dissimilar Materials with Cracks”, J. Appl. Mech., Vol.32, pp.403-410, 1965
  - 23) 結城良治, 編: “界面の力学”, 培風館, p.103, 1993
  - 24) G.R.Irwin: “Analysis of Stresses and Strains Near the End of a Crack Traversing a Plate”, J. Appl. Mech., Vol.24, pp.361-364, 1957
  - 25) M.L.Williams: “Stress Singularities Resulting from Various Boundary Conditions in Angular Corners of Plates in Extension”, J. Appl. Mech., pp.526-528, 1952
  - 26) 池田 徹, 宮崎則幸, 祖田敏弘, 宗像 健: “異種材料界面き裂の混合モード破壊基準”, 日本機械学会論文集 (A編), Vol.58, No.555, pp.70-77, 1992
  - 27) M.Toya: “On Mode I and Mode II Energy Release Rates of an Interface Crack”, Int. J. of Fracture, Vol.56, pp.345-352, 1992
  - 28) J.Dundurs: “Edge-Bonded Dissimilar Orthogonal Elastic Wedges under Normal and Shear Loading”, J. Appl. Mech., Vol.36, pp.650-652, 1969
  - 29) B.M.Malyshev and R.L.Salganik: “The Strength of Adhesive Joints Using the Theory of Cracks”, Int. J. of Fracture Mechanics, Vol.14, pp.114-128, 1965