

プラスチックパッケージにおける界面き裂のはく離限界*

池田 徹^{*1}, 菰原裕二^{*2}, 宮崎則幸^{*1}

Delamination Criterion for Interface Cracks in Plastic Packages

Toru IKEDA^{*3}, Yuji KOMOHARA and Noriyuki MIYAZAKI^{*3} Kyushu University, Dept. of Chemical Engineering,
Hakozaki 6-10-1, Higashi-ku Fukuoka, Fukuoka, 812-8581 Japan

Delamination along an interface between lead metal and molding resin is one of the main causes of the failure of electronic packages. Evaluation of mixed mode stress intensity factors (SIFs) of a crack along the interface is useful for strength evaluation of electronic devices. Large residual stress is often induced along the interface because of the different coefficients of thermal expansion of metal and resin. We performed mixed mode delamination tests of joined end notched flexure (ENF) specimens and measured residual stress along the interface. The mixed mode delamination criterion including the effect of residual stress was successfully described by the SIFs for an interface crack. These SIFs were calculated from the test results using the virtual crack extension method together with the finite element method which we developed for an interface crack under thermal stress. The effects of the mode mixity of the SIFs and residual stress depend on the combination of materials, and these effects are sometimes very great.

Key Words: Fracture Mechanics, Delamination Criterion, Interface Crack, Plastic Package, Stress Intensity Factor, Virtual Crack Extension Method

1. 緒 言

LSI等の電子デバイスには、その製造原価の安さからプラスチックパッケージを用いることが多い。プラスチックパッケージでは、弾性率や線膨張係数の異なる複数の材料が接合されて製作されているため、これらの接合面が、はんだリフロー時の急激な温度変化や、機器使用時の熱サイクルによる疲労などにより、はく離することがある。このような現象は、電子デバイスを使用した機器の信頼性の低下や製造時の不良率の増加を招くため、重大な問題である。このため、界面のはく離強度を測定し、それをプラスチックパッケージの強度設計に利用することが必要である。しかし、プラスチックパッケージ中のはく離は、異種材の接合界面に発生し、線膨張係数差や樹脂の硬化収縮に起因する大きな残留応力が存在していることが普通である。そこで、プラスチックパッケージ中のはく離強度を評価するためには、残留応力を考慮した異種材界面き裂のはく離強度を評価することが重要である。プラスチックパッ

ッケージ等の電子デバイス中の異種材界面のはく離強度試験法としては、リードフレーム材等の上に形成された直径2mm程度の円柱型の封止樹脂にせん断荷重を負荷してはく離させ、はく離荷重を測定する方法(せん断試験法)⁽¹⁾⁻⁽³⁾や、End Notched Flexure (ENF)試験片の三点曲げ試験によって、界面き裂のMode II はく離靱性値を測定する方法がある(三点曲げ法)^{(4),(5)}。せん断試験法は、手法の簡便さから、材料の組み合わせによる接着強度の比較等に優れているが、試験片形状に拠らないローカルなはく離強度を測定できないため、測定結果をプラスチックパッケージの構造設計パラメータとして用いることには適していない。また、残留応力の分離ができないため、残留応力の影響が非常に大きい場合は、純粋な接着強度が分離できないという問題がある。三点曲げ法は、界面き裂のはく離靱性値というローカルなはく離強度を測定でき、三点曲げの荷重負荷面を反転させて測定した値を平均することにより、簡易的に残留応力の影響を除去できるなど優れた特徴を持っている。しかし、この方法で測定できるのは、モードIIのはく離靱性値だけであり、混合モードのはく離靱性値がどのように変化するかは不明であった。また、三点曲げ法は簡易的に残留応力の影響を除去できるものの、残留応力そのものを明確に分離することはできなかった。

本論文では、プラスチックパッケージ材料の樹脂と

* 原稿受付 1999年10月12日。

^{*1} 正員, 九州大学大学院 (☎ 812-8581 福岡市東区箱崎6-10-1)。^{*2} 日本メクトロン (☎ 300-1253 茨城県稲敷郡峯崎町天宝喜757)。

E-mail: ikeda@chem-eng.kyushu-u.ac.jp

金属間の界面き裂の混合モードはく離限界を界面き裂の応力拡大係数を用いて定量的に評価することを目的とする。そのために、まず、接合界面付近の残留応力を、ひずみゲージを使用した非常に簡単な手法で測定する方法を提案する。さらに、せん断荷重(Mode II)と開口荷重(Mode I)によるはく離試験を行い、我々が以前に開発した有限要素法を用いた数値解析手法を利用して、熱応力を考慮したはく離時の応力拡大係数を求め、定量的な混合モードはく離限界を示す。

2. 異種材界面き裂の応力拡大係数

図1のように、異種材界面き裂の座標系を定義するとx軸上(θ=0)のき裂先端近傍の応力の漸近解は、次式のように示される⁽⁶⁾。

$$(\sigma_{yy} + i\sigma_{xy})_{\theta=0} = \frac{K_I + iK_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \left(\frac{r}{l_k}\right)^{\epsilon} \dots\dots\dots(1)$$

$$\epsilon = \left(\frac{1}{2\pi}\right) \ln \left[\frac{\kappa_1/\mu_1 + 1/\mu_2}{\kappa_2/\mu_2 + 1/\mu_1} \right] \dots\dots\dots(2)$$

$$\begin{cases} \kappa_1 = 3 - 4\nu_1 & \text{(Plane Strain)} \\ \kappa_1 = (3 - \nu_1) / (1 + \nu_1) & \text{(Plane Stress)} \end{cases} \dots\dots\dots(3)$$

ここで、 $\mu_1, \mu_2, \nu_1, \nu_2$ は、材料1,2それぞれの横弾性係数とポアソン比を示す。また、 K_I, K_{II} は、異種材界面き裂の応力拡大係数、 l_k は、任意の代表長さである。

均質体中のき裂の場合、x軸上(θ=0)の垂直応力 σ_{yy} とせん断応力 σ_{xy} の比 σ_{yy}/σ_{xy} は、モードI, IIの応力拡大係数の比 K_I/K_{II} と一致する。言い換えると、均質体中のき裂の場合には、 K_I/K_{II} は、き裂先端近傍の応力場の垂直応力とせん断応力の比を特徴づけていると言える。ところが、異種材界面き裂の場合には、x軸上(θ=0)の垂直応力 σ_{yy} とせん断応力 σ_{xy} の比 σ_{yy}/σ_{xy} は、き裂先端からの距離 r によって変化する。ここで、便宜的に応力拡大係数の強度 K_e と偏角 γ を次のように定義する。

$$K_e = \sqrt{K_I^2 + K_{II}^2} \dots\dots\dots(4)$$

$$\gamma = \text{sign}(K_{II}) \cos^{-1} \left(\frac{K_I}{K_e} \right) \quad (-\pi < \gamma < \pi) \dots\dots\dots(5)$$

$$\text{sign}(K_{II}) \begin{cases} = 1 & (K_{II} \geq 0) \\ = -1 & (K_{II} < 0) \end{cases} \dots\dots\dots(6)$$

また、式(1)の偏角をとると次式のようになる。

$$\arg(\sigma_{yy} + i\sigma_{xy}) = \gamma + \epsilon \ln \left(\frac{r}{l_k} \right) \dots\dots\dots(7)$$

式より明らかなように、 σ_{yy}/σ_{xy} が K_I/K_{II} と一致するのは $r=l_k$ のときである。すなわち、 l_k をある値に選ぶということは、応力拡大係数 K_I, K_{II} に $r=l_k$ の距離での応力成分比を代表さ

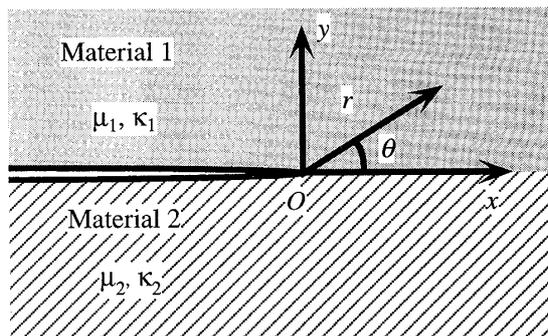


Fig. 1 Coordinate system around an interface crack.

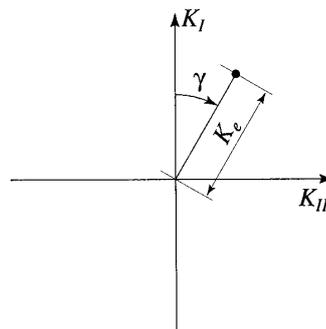


Fig. 2 Definition of γ on the K_I - K_{II} field.

せることを意味する。したがって、き裂の破壊における垂直応力とせん断応力の寄与を最も良く特徴付けることができる距離に l_k を選ぶのがふさわしい。このような距離を決定することは困難であるが、ほとんどの材料においてはき裂先端からマイクロオーダーの距離であることは想像できる。以下の実験では、便宜的に $l_k = 10\mu\text{m}$ として計算している。また、 l_k を l_k から l'_k に変化させた場合の応力拡大係数の変換は次式で示される⁽⁷⁾。

$$\begin{Bmatrix} K'_I \\ K'_{II} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos Q & -\sin Q \\ \sin Q & \cos Q \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} K_I \\ K_{II} \end{Bmatrix} \dots\dots\dots(8)$$

$$Q = \epsilon \ln \left(\frac{l'_k}{l_k} \right) \dots\dots\dots(9)$$

Hutchinson and Suo⁽⁸⁾は、この変換を γ を用いて次式の様に表示しているが、これは、式(8), (9)と全く同じである。

$$\gamma' = \gamma + \epsilon \ln(l'_k/l_k) \dots\dots\dots(10)$$

すなわち、異種材界面き裂では l_k の取り方によって、応力拡大係数の強度 K_e は不変だが、偏角 γ は変化することを示している。このため、異種材界面き裂の応力拡大係数を混合モードの破壊靱性値として利用するためには、 l_k が同じ値のときの K_I, K_{II} を用いなければ意味が無い。 K_I, K_{II} が、き裂先端から同じ位置での垂直応力とせん断応力の比を特徴づけるのでなければ、比較の対象にならないからである。したがって、異種材界面き裂の応力拡大係数の単位に

は、必ず l_k の値を付記する必要がある。

3. 異種材界面き裂の応力拡大係数の解析

異種材界面き裂は、常に混合モード状態にあり、遠方の負荷荷重とき裂先端近傍の応力場との関係が複雑なため、界面き裂試験片の応力拡大係数の簡単な近似式を作成することが難しい。また、異種材界面き裂は、線膨張係数の異なる材料間に存在する場合が多く、しばしば大きな残留応力を有しているため、その評価が重要となる。そこで、本研究での破壊試験における異種材界面き裂の応力拡大係数は、以前の研究で開発した、「有限要素法解析に熱応力下の界面き裂に対応できるように改良した仮想き裂進展法を適用した方法」¹⁰⁾を用いて求めた。

仮想き裂進展法¹⁰⁾では、図3に示すようにき裂先端をとり囲む有限要素の節点を移動して、有限要素の形状をひずませ、き裂を Δa だけ仮想的に進展させることで、エネルギー解放率を求める。熱応力下のき裂に適用できるように改良した仮想き裂進展法では、き裂先端近傍に滑らかな温度分布が存在する場合のき裂のエネルギー解放率 G は次式で示される。ここで、き裂は均質体中のき裂でも異種材界面き裂でもかまわない。

$$G = G_a + G_b \quad \dots\dots\dots(11)$$

$$G_a = -\frac{1}{\Delta a} \sum_l \int_{V_0} \left[\bar{\sigma}^T (\Delta B_u) \bar{U}_l |J| + \frac{1}{2} \bar{\sigma}^T \bar{\epsilon}_e (\Delta |J|) \right] dV_0 \quad \dots\dots(12)$$

$$G_b = \frac{1}{\Delta a} \sum_l \int_{V_0} \left[[A \cdot \bar{\sigma}]^T B_l \bar{T}_l \Psi(\Delta \bar{X}_l) |J| \right] dV_0 \quad \dots\dots(13)$$

ここで、 l は、き裂先端を取り囲む有限要素を、 Δa は、仮想き裂進展量を、 V_0 は、要素の積分のための局所座標空間を、 J は、局所座標と実座標の間の変換のためのヤコビアンを示す。 \bar{X}_l は、要素の節点座標ベクトルを示し、要素内の任意の位置の座標ベクトル \bar{X} は、形状関数 Ψ を用いて次式で示される。

$$\bar{X} = \Psi \bar{X}_l \quad \dots\dots\dots(14)$$

このとき、ヤコビアン J は、

$$J = dV_l / dV_0 \quad \dots\dots\dots(15)$$

である。また、 \bar{U}_l は、要素 l の節点変位ベクトルを示し、要素内の任意の位置の変位ベクトル \bar{U} は、内挿関数 Φ_u を用いて次式のように示されるとする。

$$\bar{U} = \Phi_u \bar{U}_l \quad \dots\dots\dots(16)$$

このとき、ひずみ-変位変換マトリックス B_u は、

$$B_u = \partial \Phi_u / \partial \bar{X} \quad \dots\dots\dots(17)$$

となる。 \bar{T}_l は、要素 l の節点温度ベクトルを示し、要素内の任意の位置の温度 T は、内挿関数 Φ_t を用いて、次のように表されるとする。

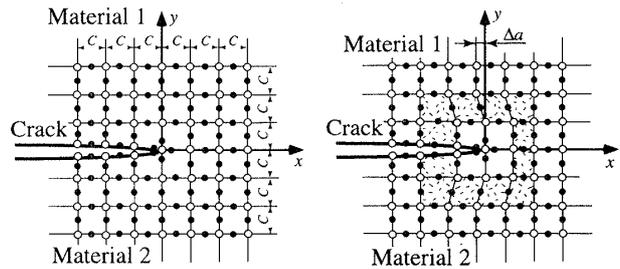


Fig. 3 Crack extension for the virtual crack extension method.

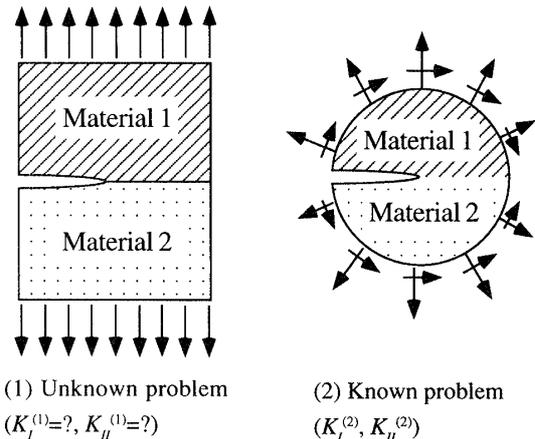


Fig. 4 Superposition of a known problem on an unknown problem.

$$T = \Phi_t \bar{T}_l \quad \dots\dots\dots(18)$$

このとき、マトリックス B_l は、 B_u と類似の次式のような関数を示す。

$$B_l = \partial \Phi_l / \partial \bar{X} \quad \dots\dots\dots(19)$$

A は、線膨張係数マトリックスであり、熱ひずみ $\bar{\epsilon}_t$ は、次式で示される。

$$\bar{\epsilon}_t = A T = A \Phi_t \bar{T}_l \quad \dots\dots\dots(20)$$

$\bar{\sigma}$ は、ベクトル表示した応力を示し、弾性ひずみ $\bar{\epsilon}_e$ は、次式より求められる。

$$\bar{\epsilon}_e = \bar{\epsilon} - \bar{\epsilon}_t = B_u \bar{U}_l - A \Phi_t \bar{T}_l \quad \dots\dots\dots(21)$$

式(13)において、温度分布が一樣な場合は、 $B_l = 0$ であるため、 $G_b = 0$ となり、式(12)のみからエネルギー解放率が求められる。

しかし、このままでは、異種材界面き裂の応力拡大係数のモード分離が行えない。そこで、仮想き裂進展法に重ね合わせの方法を適用した Matos ら¹¹⁾の手法を用いて応力拡大係数のモード分離を行う。いま、図4に示すように、解析対象にあらかじめ変位・応力・応力拡大係数が既知な解を重ね合わせることを考える。解析対象を状態(1)、重ね合わせる既知の解を状態(2)、両者を重ね合わせた状態を(1+2)とすると、状態(1+2)の任意の点の変位、応力、温度および

応力拡大係数について、重ね合わせの法則が成り立つ。また、また、エネルギー解放率 G と K_I, K_{II} の間の関係は、次式のように示されることが知られている⁽¹²⁾。

$$G = \beta(K_I^2 + K_{II}^2) \dots\dots\dots(22)$$

$$\beta = \frac{1}{16 \cosh^2(\epsilon \pi)} \left[\frac{\kappa_1 + 1}{\mu_1} + \frac{\kappa_2 + 1}{\mu_2} \right] \dots\dots\dots(23)$$

このことより、次式が求められる。

$$2\beta[K_I^{(1)}K_I^{(2)} + K_{II}^{(1)}K_{II}^{(2)}] = G^{(1+2)} - G^{(1)} - G^{(2)} \dots\dots\dots(24)$$

例えば、重ね合わせる既知の解として、異種材界面き裂の漸近解⁽⁶⁾を用いる場合を考える。この漸近解について、 $(K_I^{(2)}=1, K_{II}^{(2)}=0)$ と $(K_I^{(2)}=0, K_{II}^{(2)}=1)$ の場合を重ね合わせると、それぞれを式(24)に代入することにより、次式から $K_I^{(1)}, K_{II}^{(1)}$ が得られる。

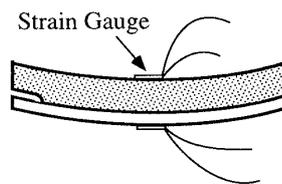
$$\begin{cases} K_I^{(1)} = \frac{G_{(K_I^{(2)}=1, K_{II}^{(2)}=0)}^{(1+2)} - G^{(1)} - G_{(K_I^{(2)}=1, K_{II}^{(2)}=0)}^{(2)}}{2\beta} \\ K_{II}^{(1)} = \frac{G_{(K_I^{(2)}=0, K_{II}^{(2)}=1)}^{(1+2)} - G^{(1)} - G_{(K_I^{(2)}=0, K_{II}^{(2)}=1)}^{(2)}}{2\beta} \end{cases} \dots\dots\dots(25)$$

式(25)において、 $G^{(1)}$ および $G^{(1+2)}$ は、式(11)-(13)の熱応力のために改良した仮想き裂進展法により求めることができる。また、 $G^{(2)}$ は、応力拡大係数が既知の解であるので、式(22)より、簡単に求められる。この手法は、比較的粗い有限要素メッシュを用いて、高精度の応力拡大係数を求めることができる特徴がある。現在のところ、熱応力下の異種材界面き裂の応力拡大係数を有限要素法を用いて求める手法としては、この手法が最も精度が高い。

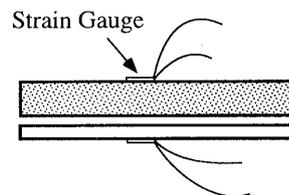
4. 残留応力の測定

4.1 残留応力の測定方法 プラスチックパッケージのように樹脂と金属が接合される場合には、材料の線膨張率差や樹脂の硬化収縮により残留応力が生ずる。この際の残留応力の推定は、樹脂の硬化収縮率が不明な点や、ガラス転移点付近で非線形な粘弾性特性を示し、線膨張係数が定義できなくなることなどにより、簡単ではない。そこで、接合試験片にひずみゲージを貼り付け、接合面をはく離させたときのひずみから樹脂と金属との膨張率差を求めて残留応力によるき裂の応力拡大係数を計算する手法を提案する。この方法は、以下のような手順で行う。

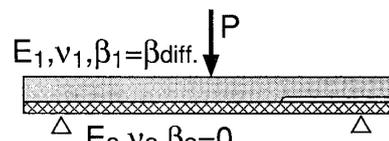
- (1) まず図5(a)のように接合試験片(たとえば二層ENF試験片)にひずみゲージを貼り付け、0点調整しておく。
- (2) 次に図5(b)のように鋭利なナイフ等で静かに接合面をはく離させる。このときのひずみゲージの読みから、樹脂と金属の膨張率が同様であると仮定して樹脂と金属の膨張率差を求める。
- (3) 最後に、この膨張率差を用いて、図5(c)のような界面



(a) An ENF specimen with strain gauges.



(b) An ENF specimen debonded along the interface.



(c) A Fracture specimen with a crack along the interface.

Figure 5 Measurement of the difference of expansion between resin and metal using strain gauges.

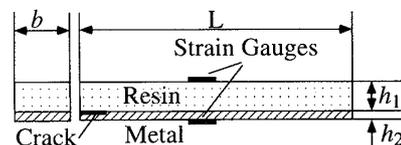


Figure 6 A jointed beam under bending moment.

き裂接合試験片や製品中に予測される界面き裂の残留応力による応力拡大係数を有限要素法などで計算する。

この方法では、接合材料の各温度での線膨張係数や樹脂の硬化収縮などを個別に考慮することなく、全てを総括した残留応力の推定が行える利点がある。また、膨張率差という形で評価するので、測定した試験片だけでなく、実際の製品中のき裂の評価も行える。

解放されたひずみからの膨張率差の推定は、以下の

様な初等はり理論により行う。図6のような接合試験片において、樹脂が硬化する前の残留応力が0の状態を基準とした樹脂と金属の膨張率をそれぞれ β_1, β_2 とする。樹脂・金属とも、常温では接合時より収縮しているため β_1, β_2 は負の値をとる。このとき、樹脂と金属の膨張率の差を $\Delta\beta$ とする。すなわち、

$$\Delta\beta = \beta_1 - \beta_2 \quad (26)$$

接合部をはく離させた後の、樹脂側と金属側の表面に貼ったひずみゲージの解放ひずみの測定値をそれぞれ $\Delta\varepsilon_1, \Delta\varepsilon_2$ とすると、 $\Delta\varepsilon_1$ (樹脂側表面の解放ひずみ)、 $\Delta\varepsilon_2$ (金属側表面の解放ひずみ)と $\Delta\beta$ の関係は、次式のように示される。

$$\Delta\beta = -\frac{P}{b} \left(\frac{1}{h_1 E_1} + \frac{1}{h_2 E_2} \right) \quad (27)$$

Table 1 Material Properties

Material	Young's modulus (GPa)	Poisson's ratio	CTE ($\times 10^{-6}/^\circ\text{C}$)	T_g ($^\circ\text{C}$)
Resin A	22	0.25	10	150
Resin B	16	0.25	15	155
Resin C	19	0.25	13	150
Resin C (100 $^\circ\text{C}$)	15.8	0.25	13	
Fe-42Ni	150	0.25	5	
Copper	115	0.3	17	

CTE: Coefficient of thermal expansion

 T_g : Glass transition temperature

Table 2 Released strain and expected difference of thermal expansion.

Combination	Run No.	$\Delta\varepsilon_1$ (μstrain)	$\Delta\beta$ from $\Delta\varepsilon_1$ (%)
Resin A/Fe-42Ni (Room Temp.)	1	447	-0.108
	2	460	-0.112
	3	497	-0.121
	Average	468	-0.114
Resin B/Copper (Room Temp.)	1	61	-0.015
	2	74	-0.018
	3	110	-0.027
	Average	81.7	-0.020
Resin C/Copper (Room Temp.)	1	190	-0.047
	2	120	-0.030
	Average	155	-0.038
Resin C/Copper (100 $^\circ\text{C}$)	Expected value		-0.071

$$P = -\Delta\varepsilon_1 / \left\{ \frac{1}{bh_1 E_1} + \frac{(h_1 + h_2)}{2\Omega b} z_1 \right\} \quad (28a)$$

$$P = \Delta\varepsilon_2 / \left\{ \frac{1}{bh_2 E_2} - \frac{(h_1 + h_2)}{2\Omega b} z_2 \right\} \quad (28b)$$

$$\Omega = \frac{E_1}{3} \left\{ (z_1 + h_1)^3 - z_1^3 \right\} + \frac{E_2}{3} \left\{ z_2^3 - (z_1 + h_1)^3 \right\} \quad (29)$$

$$z_1 = -\frac{E_1 h_1^2 + 2E_2 h_1 h_2 + E_2 h_2^2}{2(h_1 E_1 + h_2 E_2)} \quad (30a)$$

$$z_2 = \frac{E_1 h_1^2 + 2E_1 h_1 h_2 + E_2 h_2^2}{2(h_1 E_1 + h_2 E_2)} \quad (30b)$$

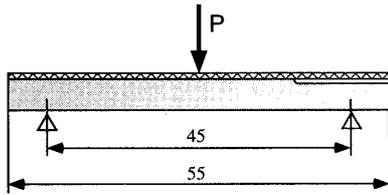
ここで、 h は板厚、 E は縦弾性係数で、添字1,2は樹脂側と金属側の値をそれぞれ示す。また、 b は板幅であり、 z は、はりの中立軸を原点とした曲げの半径方向の座標で、 z_1 は樹脂側表面を、 z_2 は金属側表面を示す。

4.2 接合試験片を用いた膨張率差の試験結果 図6に示すようなENF試験片を用いて実際に試験を行った結果を次に示す。はく離試験は、常温(約20 $^\circ\text{C}$)において、樹脂A/Fe-42Ni、樹脂B/銅、樹脂C/銅の3種類について行った。これらの試験片は、金型内にFe-42Ni合金板または銅板を置き、そこにシリカエポキシ樹脂を射出することによって作成されたものである。試験片の寸法は、3種類とも図6中の記号で、 $b=6\text{mm}$ 、 $L=55\text{mm}$ 、 $h_1=1.5\text{mm}$ 、 $h_2=0.25\text{mm}$ である。それぞれの材料の材料定数を表1に、はく離後の解放ひずみ $\Delta\varepsilon_1$ と予測される膨張率差 $\Delta\beta$ を表2に示す。ここで、温度の表示の無いものは、全て室温での値である。金属側の解放ひずみ $\Delta\varepsilon_2$ は非常に小さく、有意の測定値を得ることができなかった。樹脂側の表面での測定結果を見ると、膨張率差が大きい場合の測定値はかなり安定していることがわかる。膨張率差が小さい場合の測定値には、かなりばらつきがあるが、一般に膨張率差が小さい場合は残留応力も小さいので、実用上は許容できると考えられる。また、樹脂C/銅の組み合わせについては、測定温度(18 $^\circ\text{C}$)での膨張率差を基準として、樹脂Cと銅の線膨張係数を用いて、100 $^\circ\text{C}$ での膨張率差を推定した。推定した値も表2に示す。

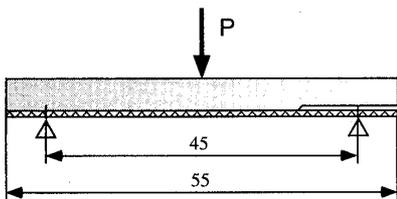
5. 混合モードはく離試験とはく離靱性値

膨張率差の測定に用いたと同じENF試験片に対して、図7に示すように荷重負荷方向を反対にした三点曲げ試験とき裂を開きさせるような荷重を負荷した場合はく離試験を引張り・圧縮試験装置(AUTOGRAPH、島津製)を用いて行った。ただし、開口荷重試験において、樹脂A/Fe-42Niと樹脂B/銅についてはc1形を、樹脂C/銅についてはc2形を用いた。三点曲げはく離試験、開口はく離試験ともに1.0mm/minの速度で変位制御により荷重を負荷した。これらの試験片の初期き裂の長さは、10mm~15mmである。はく離は、全ての場合について、脆性的に生じたため、最大

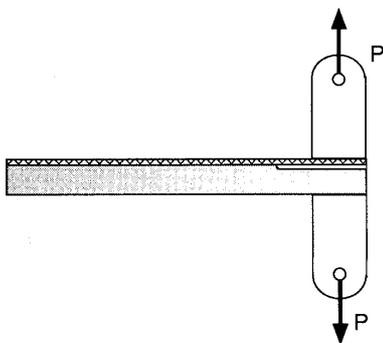
荷重をもってき裂の進展の開始と考えた。このき裂進展開始荷重から、有限要素法と前述の改良した仮想き裂進展法により、き裂進展開始時の界面き裂の応力拡大係数(混合モードはく離限界)を求めた。この際、3点曲げ試験b(樹脂側からの負荷)では、き裂が閉口して、上下のき裂面が全面的に接触するため、有限要素法解析において上下のき裂面のy方向変位をタイニングすることにより、解析時のき裂面のオーバーラップを防いだ。樹脂A/Fe-42Ni, 樹脂B/銅, 樹脂C/銅のそれぞれの場合について、き裂進展開始時の荷重のみから求めた混合モードはく離限界を図8に、白抜き



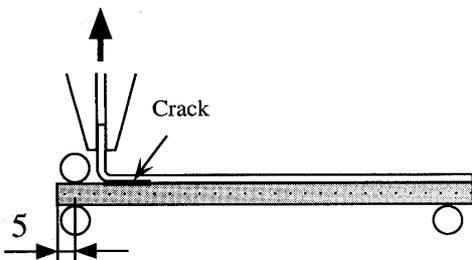
(a) Three-Points Bending a (Loaded from Metal Side)



(b) Three-Points Bending b (Loaded from Resin Side)



(c1) Crack Opening Load



(c2) Crack Opening Load

Figure 7 Fracture Specimens.

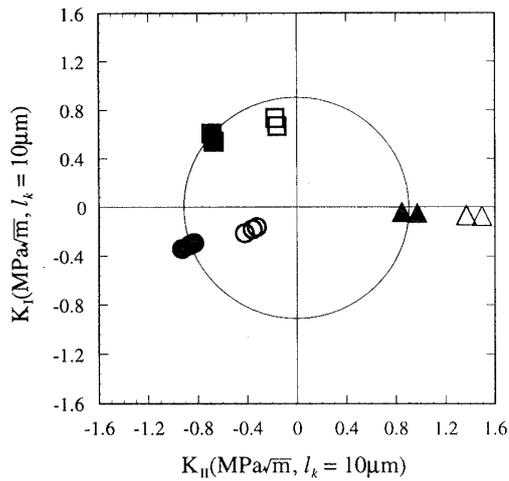
の記号(○□△)で示した。樹脂A/Fe-42Niおよび樹脂B/銅の場合が室温のみ、樹脂C/銅の組み合わせについては、常温と100℃における測定結果を示した。さらに、表2に示した樹脂と金属の膨張率差を一樣温度上昇として、有限要素法解に加えて、残留応力を考慮した混合モードはく離限界を求め、図8中に黒塗りの記号(●■▲)で示した。いずれの図にも原点を中心とした円が描かれているが、これは、モードの異なる試験結果の応力拡大係数の強度 K_I を比較しやすいように挿入したものである。

この結果を見ると、樹脂A/Fe-42Niの場合は、残留応力の影響が非常に大きく、しかも残留応力の結果を加えた混合モード破壊靱性値はいずれも原点からの距離がほぼ等しくなった。これは、3種類の荷重条件における、残留応力を考慮した混合モード破壊限界が、ほぼエネルギー解放率一定になったことを示している。しかし、樹脂B/銅および樹脂C/銅の常温と100℃の結果は、いずれも開口型の荷重が負荷された場合は、せん断型の荷重よりもかなり小さなエネルギー解放率で破壊が生じている。このことより、一般的には、せん断荷重支配の試験によって求めたはく離限界は、開口型荷重に対してはかなり危険側の基準となる可能性があるので注意が必要である。また、残留応力の補正を行った2種類の3点曲げ試験より求めた応力拡大係数の強度 K_I (図中の●と▲の原点からの距離)は、樹脂A/Fe-42Ni, 樹脂C/銅の場合においてほぼ等しく、樹脂B/銅の場合は、(b)形の方がやや大きくなった。西村ら⁽⁴⁾や田中ら⁽⁵⁾は、図7の(a)(b)の3点曲げ試験より求めた応力拡大係数の強度 K_I を平均することにより、残留応力の補正を行ったはく離靱性値を求めることを提案している。今回の試験結果は、せん断応力が支配的な場合に、西村ら、田中らの仮定がほぼ正しいことを示している。ただし、(a)形、(b)形のいずれの3点曲げ試験も、彼らが仮定した様に純粋なモードIIの破壊試験と言うわけではない。樹脂B/銅の場合の測定結果で、(b)形3点曲げ試験によるはく離靱性値の方がやや大きくなったのが、はく離靱性にモードIIの正負の影響あることを示しているのか、単に残留応力等の測定誤差によるものかは断定できなかった。

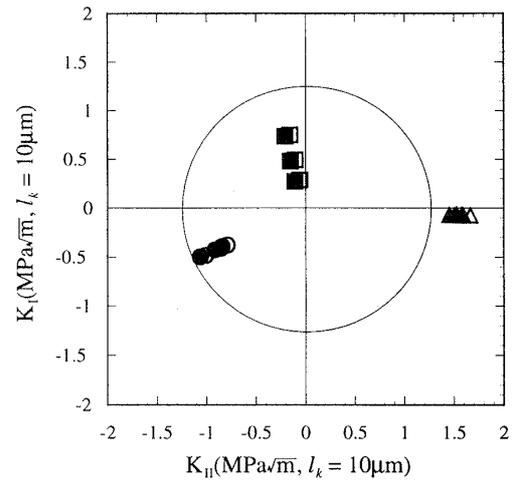
6. 結言

プラスチックパッケージ中の界面き裂の混合モードはく離限界を測定する手法を開発した。以下にその結論を述べる。

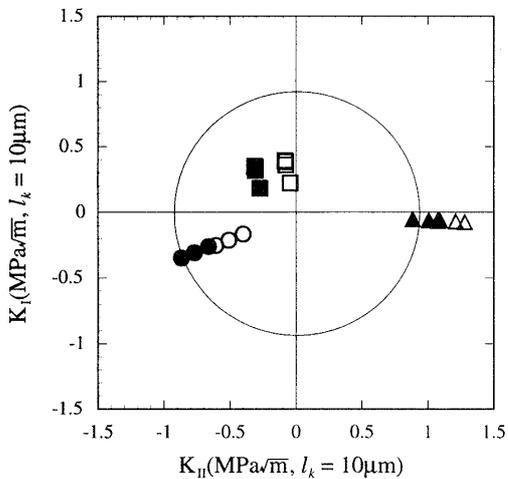
1. 異種材接合試験片のはく離時の解放ひずみを測定することにより、残留応力を評価する方法を開発した。この方法により、きわめて簡便に残留応力を評価できる。異種材界面き裂のはく離における残留応力の影響は、しばしば非常に大きい。
2. 異種材界面き裂の応力拡大係数を用いて、プラスチックパッケージ内の樹脂-金属間の混合モードはく離限界を評価することができる。以前の研究で開発した、「有限要素法解析に熱応力下の界面き裂に対応できるよう改良した仮想き裂進展法を適用した方法」⁽⁹⁾を上記の残留応力測



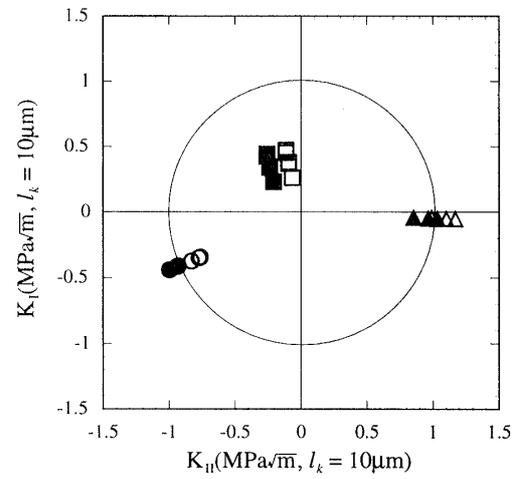
(a) Resin A/Fe-42Ni (Room Temperature)



(b) Resin B/Copper (Room Temperature)



(c) Resin C / Copper (Room Temperature)



(d) Resin C / Copper (100°C)

○ Three-Point Bending <i>a</i> (Mechanical Load only)	● Three-Point Bending <i>a</i> (Mechanical Load + Residual Stress)
△ Three-Point Bending <i>b</i> (Mechanical Load only)	▲ Three-Point Bending <i>b</i> (Mechanical Load + Residual Stress)
□ Crack Opening Load (Mechanical Load only)	■ Crack Opening Load (Mechanical Load + Residual Stress)

Figure 7 Mixed mode delamination criteria for several combinations of resin and metal.

定法と組み合わせることにより、効率的に残留応力を考慮した応力拡大係数を求めることができる。

3. 今回行った試験のうち、樹脂 A/Fe-42Ni のケースでは、開口試験と3点曲げ試験(せん断荷重)ではく離時のエネルギー解放率がほぼ等しかったが、他の3つのケースでは、開口試験によるはく離限界は、3点曲げ試験の場合よりも小さくなった。一般的には、プラスチックパッケージ材料の静的はく離限界は、均質体中のき裂と同様にモード依存性があると考えられる。

4. 荷重方向を反転した3点曲げ試験によって求め、残留

応力の補正を行った、はく離限界の K_c は、今回行った試験例では、いずれもほぼ等しかった。このことより、西村らが開発した、反転した3点曲げ試験のより求めた、見かけ上の K_c を平均することによって、残留応力の補正を行ったはく離限界を求めるという手法は、せん断応力が支配的な荷重条件の場合には、実用上妥当であると考えられる。

謝辞

本研究は、RC-128「電子デバイス/電子機器の強度・信頼性評価に関する研究分科会」およびRC-144「エレクトロ

ニック・パッケージングにおけるマイクロ接合の信頼性評価に関する研究分科会」において行ったものである。特に、本研究で用いたすべての試験片の作成と一部のはく離試験は、日立製作所機械研究所の熊沢鉄雄、田中直敬両氏によるものである。両氏とその他の協力をいただいた関係各位に記して感謝する。

文 献

- (1) 川村, 澤田, 日本機械学会 RC-128 電子デバイス/電子機器の強度・信頼性評価に関する研究分科会 研究報告, 1996, 99-215.
- (2) 川村, 廣畑, ほか6名, 回路実装学会誌, **12-6**, 1997, 429-435.
- (3) 川村, 廣畑, ほか4名, , 有限要素法による封止樹脂接着強度試験法の検討, 機講論, **98-1** (II), 1998, 70-71.
- (4) 西村, 広瀬, ほか1名, 機論, **59-559**, A(1993), 620-626.
- (5) 田中, 西村, 機論, **60-577**, A(1994), 1992-1999.
- (6) Erdogan, F., *Trans. ASME Series E, J. Appl. Mech.*, **32** (1965), 418-423.
- (7) 池田, 宮崎, ほか2名, 機論, **58-555**, A(1992), 2080-2087.
- (8) Hutchinson, J. W. and Suo, Z., *Advances in Applied Mechanics*, **29** (1992), 63-191.
- (9) 池田, 菰原, ほか2名, 機論, **63-611**, A(1997), 1377-1384.
- (10) Parks, D. M., *Proc. 1st Int. Conf. on Numerical Methods in Fracture Mechanics* (1978), 464-478.
- (11) Matos, P. P. L., McMeeking, R. M., Charalambides, P. G. and Drory, M. D., *Int. J. Frac.*, **40** (1989), 235-254.
- (12) Malyshev, B. and Salganik, R., *Int. J. Fract. Mech.*, **1** (1965), 114-119.