

## 1. はじめに

複合材料や電子デバイスのような異種材を接合した構造体においては、異種材料の界面からの破壊が強度上の重要な問題である。そのためには、任意形状の異種材接合体に対して、応力拡大係数、エネルギー解放率といった破壊力学パラメータを計算する手法を開発する<sup>1)~3)</sup>とともに、接合界面き裂の破壊靱性値を求める手法を確立する必要がある。本報では著者らの研究を中心に異種材接合界面き裂の破壊靱性値評価法について概説する。

## 2. 接合界面き裂の応力拡大係数

接合界面き裂端では、図1のように座標系を設定すると、 $x$ 軸上( $\theta=0$ )き裂先端近傍の応力の漸近解は次式のようになる<sup>4)</sup>。

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

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

$$\begin{cases} \kappa_1 = 3 - 4\nu_1 & (\text{Plane strain}) \\ \kappa_1 = (3 - \nu_1)/(1 + \nu_1) & (\text{Plane stress}) \end{cases} \quad (3)$$

ここで、 $\mu_1, \mu_2, \nu_1, \nu_2$ は材料1,2それぞれのせん断弾性係数とポアソン比、 $K_I, K_{II}$ は接合界面き裂の応力拡大係数、 $l_k$ は任意のき裂代表長さである。

均質体のき裂の場合は、 $x$ 軸上( $\theta=0$ )のせん断応力 $\sigma_{xy}$ と垂直応力 $\sigma_{yy}$ の比 $\sigma_{xy}/\sigma_{yy}$ は、モードI, IIの応力拡大係数の比 $K_{II}/K_I$ と一致する。言い換えると、均質体中のき裂の場合には $K_{II}/K_I$ は、き裂先端近傍の応力場のせん断成分と垂直成分の比を特徴づけているといえる。ところが、接合界面き裂の場合には、 $x$ 軸上( $\theta=0$ )のせん断応力 $\sigma_{xy}$ と垂直応力 $\sigma_{yy}$ の比 $\sigma_{xy}/\sigma_{yy}$ は、き裂先端からの距離 $r$ によって変化する。式(1)の偏角をとると次式の

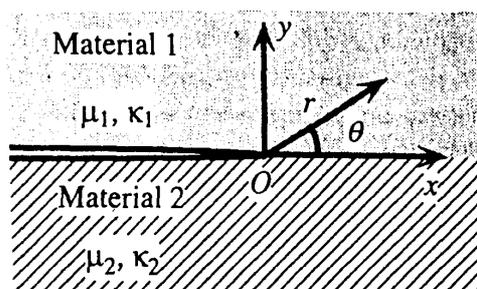


Fig.1 Coordinate system around an interface crack tip

ようになる。

$$\arg(\sigma_{xy} + i\sigma_{yy}) = \tan^{-1} \left( \frac{K_{II}}{K_I} \right) + \alpha \ln \left( \frac{r}{l_k} \right) \quad (4)$$

この式より明らかのように、 $\sigma_{xy}/\sigma_{yy}$ が $K_{II}/K_I$ と一致するのは $r=l_k$ のときである。 $l_k$ をある値に選ぶということは、応力拡大係数 $K_I, K_{II}$ に $r=l_k$ の距離での応力の成分比を代表さ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づけることができる距離に $l_k$ を選ぶのがふさわしいといえる。このような距離の選び方の一例は後述するが、適当な $l_k$ の値に対して破壊靱性値を求め、それを適宜異なる $l_k$ の値に変換する。 $l_k$ 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。

$$\begin{cases} K'_I \\ K'_{II} \end{cases} = \begin{bmatrix} \cos Q & -\sin Q \\ \sin Q & \cos Q \end{bmatrix} \begin{cases} K_I \\ K_{II} \end{cases} \quad (5)$$

$$Q = \alpha \ln \left( \frac{l'_k}{l_k} \right) \quad (6)$$

接合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 $K_I, K_{II}$ を用いる必要がある。 $K_I, K_{II}$ 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、接合界面き裂応力拡大係数あるいはこれを用いた破壊靱性値の単位には必ず $l_k$ の値を $[\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}, l_k=10 \mu\text{m}]$ のように付記する必要がある。また、エネルギー解放率 $G$ との関係は、次式のように示される<sup>5)</sup>。

$$G = \beta(K_I^2 + K_{II}^2) \quad (7)$$

$$\beta = \frac{1}{16 \cosh^2(\alpha\pi)} \left[ \frac{\kappa_1 + 1}{\mu_1} + \frac{\kappa_2 + 1}{\mu_2} \right] \quad (8)$$

## 3. 接合界面き裂破壊靱性値測定実験

ここでは著者らの研究室でこれまで行われた破壊靱性値評価試験の結果を示す。

3.1 突き合わせ継手およびラップ継手中の接合界面き裂の破壊靱性値評価<sup>6)</sup>: 実験には、アクリル樹脂-エポキシ樹脂、アルミニウム-エポキシ樹脂の二系統の接合界面き裂試験片を用いた。アクリル樹脂-エポキシ樹脂の界面き裂試験片は図2に示すような、モードIの荷重が支配的なMEE試験片からモードIIの荷重が大きくなるMES試験片

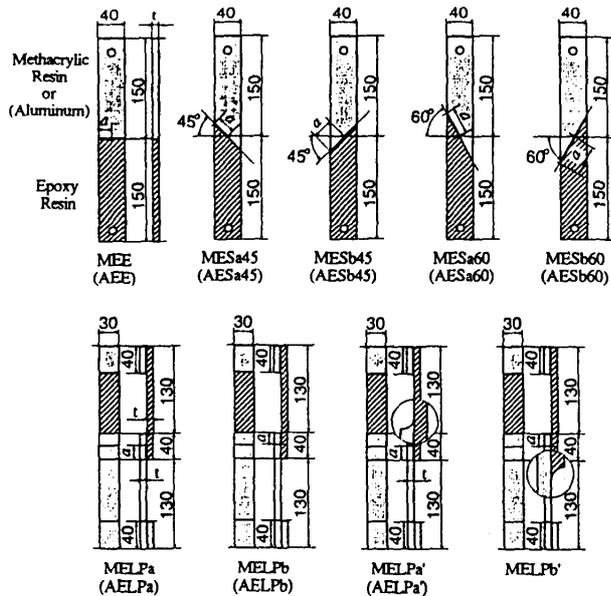


Fig. 2 Mixed mode fracture test specimens with an interface crack

MELP試験片までの7種類の試験片を用いた。図に示してあるとおりMES試験片にはき裂の方向と角度が異なる4種類の試験片(MESa45, MESb45, MESa60, MESb60)を、MELP試験片には、き裂の方向が異なる2種類の試験片(MELPa, MELPb)を試験に供した。なお、界面き裂とする部分に厚さ0.08mmのテフロンテープを張り付け模擬き裂とした。また、アルミニウム-エポキシ樹脂の界面き裂試験片には、 $t=11.5$ mmである以外は図2に示したアクリル樹脂-エポキシ樹脂の場合と同じ形状の7種類の試験片(AEE, AESa45, AESb45, AESa60, AESb60, AELPa, AELPb)を用いた。これらの試験片によって破壊試験を行うことにより破壊荷重を求め、混合モード状態での接合界面き裂の破壊靱性値を算出した。

破壊靱性値の決定は、著者らが以前に開発した境界要素法に経路積分法を適用する方法<sup>2)</sup>を用いて、測定した破壊荷重における各試験片の接合界面き裂の応力拡大係数を求めた。また、この手法においてはYauとWangによる $M_I$ 積分法<sup>7)</sup>を用いて接合界面き裂の応力拡大係数のモード分離を行った。

アクリル樹脂-エポキシ樹脂接合界面き裂の破壊靱性値の測定結果を図3に示す。図中に $(K_I/0.51)^2 + (K_{II}/0.77)^2 = 1$ と $(K_I/0.33)^2 + (K_{II}/0.50)^2 = 1$ の二つの楕円の間に分布している。ただし、 $l_k=1$ mmとした。これより、測定を行った範囲では、ほぼ均質体のき裂と同様の $(K_I/K_{Icr})^2 + (K_{II}/K_{IIcr})^2 = 1$ の楕円型の混合モード破壊基準が成り立つことがわかる。

次に、アルミニウム-エポキシ樹脂の接合界面

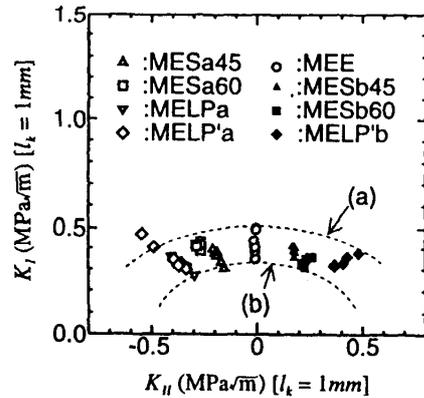


Fig. 3 Mixed mode fracture toughness of methacrylic resin-epoxy resin system at  $l_k=1$ mm

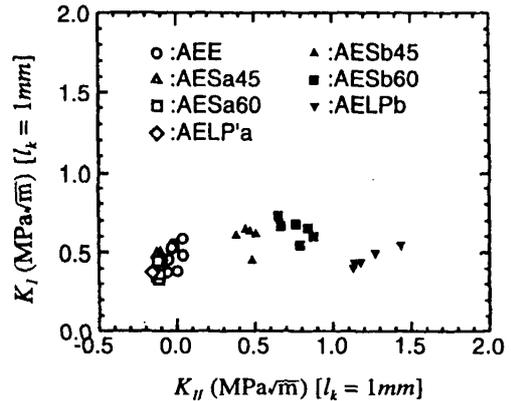


Fig. 4 Mixed mode fracture toughness of aluminum-epoxy resin system at  $l_k=1$ mm

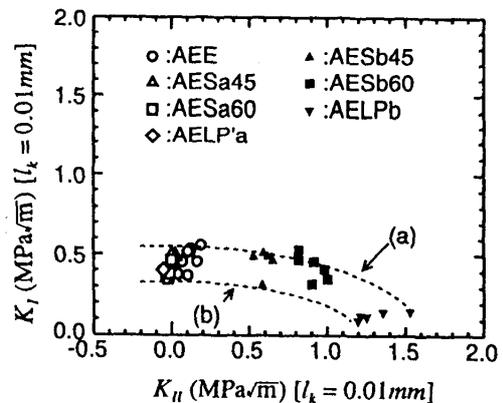


Fig. 5 Mixed mode fracture toughness of aluminum-epoxy resin system at  $l_k=0.01$ mm

き裂を持つ試験片での結果を図4に示す。これを見ると、均質体中のき裂のような楕円型の破壊基準とは異なっており、 $K_{II}$ の増加に従って $K_I$ が一旦増加するという分布になっている。この図は $l_k=1$ mmとしたときの混合モード破壊靱性値を示しているが、この値は統一的なものを用いるという条件以外は任意である。 $l_k=l'_k$ に変換したときの応力拡大係数の変換は式(5)(6)によって行われるが、アルミニウム-エポキシ樹脂の場合で $l'_k=0.1l_k$ と

した場合は  $Q=0.1259(\text{rad})=7.213(\text{deg})$  であり、混合モード破壊靱性値の図は、この分だけ原点を中心に回転することを意味している。そこで、 $l_k=0.01\text{mm}$  の場合に変換した結果を図5に示す。図中の破線は、 $(K_I/0.55)^2+(K_{II}/1.6)^2=1$  と  $(K_I/0.33)^2+(K_{II}/1.2)^2=1$  の楕円である。この図では、破壊靱性値が均質体中のき裂の場合に類似した楕円状の分布をしている。

以上のことより、異種材の接合界面き裂の破壊靱性値を表す式として次式を提案することができる。

$l_k=l_{kcr}$  において

$$(K_I/K_{Icr})^2+(K_{II}/K_{IIcr})^2=1$$

ここで、 $l_{kcr}$  は破壊靱性値の分布が楕円状になるときに楕円の軸との傾斜角が0になるように選んだ  $l_k$  の値である。

### 3.2 リードフレーム材・モールディング樹脂接合界面き裂の破壊靱性値評価<sup>8)</sup>：半導体のプラスチックパッケージにおいては200℃程度のモールディング温度から室温に冷却されるが、この冷却時に、チップ、ダイパッドやリードフレームとモールディング樹脂の界面には硬化収縮や材料間の線膨張係数の差によって大きな応力が発生し界面はく離が生じることがある。したがって、このような界面はく離(破壊)靱性値を求めることはプラスチックパッケージの信頼性評価の観点から重要である。ここでは、リードフレーム材とモールディング樹脂の接合界面き裂の破壊靱性値評価試験結果を示す。前述のように、この材料間では大きな線膨張率差があるだけでなく、樹脂の硬化収縮にともなって残留応力が生じる。破壊靱性値評価にはこの残留応力を考慮することが重要となる。そこで、まず残留応力の簡易評価法についても述べる。

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挙動を示し、線膨張係数が定義できないことなどにより、非常に複雑である。また、複雑な構成式を駆使して推算が可能になったとしても、プラスチックパッケージのような製品の設計において使用される樹脂の構成式の係数を決定したり、それを用いて大規模な数値計算を行うのは非現実的である。そこで、図6に示すように、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出力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簡易的な手法を示す。この方法は以下のような手順で行う。

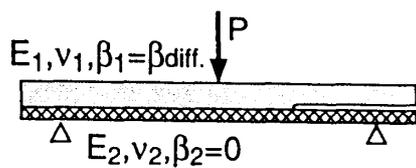
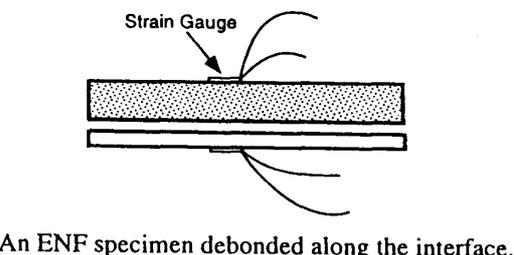
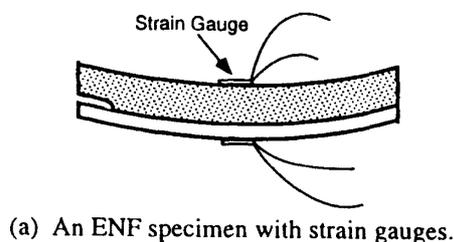
(1) まず、接合試験片たとえば二層ENF(End Notched Flexure) 試験片にひずみゲージを貼り付け、ひず

みゲージの0点調整をしておく(図6(a))。

(2) 次に、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  $\Delta \epsilon$  から、樹脂と金属の膨張率差が一様であると仮定して、初等はり理論により樹脂と金属との膨張率差  $\Delta \beta$  を求める(図6(b))。

(3) 最後に、この膨張率差を用いて接合試験片中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により計算する(図6(c))。

図7に示すような接合試験片を用いて実際に試験を行った結果を示す。材料の組み合わせは、樹脂C/Fe-42Ni、樹脂D/Copperの2種類である。はく離後の樹脂側の表面に添付したひずみゲージにより測定した解放ひずみ  $\Delta \epsilon_1$  を表1に示す。金属側の解放ひずみは非常に小さいため有意な測定値は得られなかった。この手法で解放ひずみを測定するにあたっては、樹脂側に貼ったひずみゲージ



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

Fig.6 Measurement of expansion rate difference using strain gauge and its application

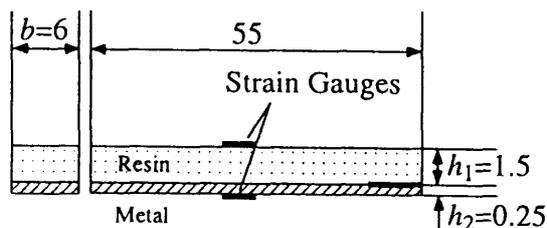


Fig.7 ENF specimen

Table 1 Released strain and estimated expansion rate difference

Combination	Run No.	$\Delta \epsilon_1 (\mu \text{ strain})$	$\Delta \beta (\%)$
Resin C/ Fe-42Ni	1	447	-0.108
	2	460	-0.112
	3	497	-0.121
Average			-0.114
ResinD/ Copper	1	61	-0.015
	2	74	-0.018
	3	110	-0.027
Average			-0.020

から測定した値を用いる必要がある。測定結果を見ると、膨張率差が大きい場合の測定結果はかなり安定していることがわかる。一方、膨張率差が小さい場合の測定値にはかなりのばらつきがあるが、一般に膨張率差が小さい場合は残留応力も小さいため、最終的な強度に与える残留応力の影響も小さいと考えると、本手法は実用上有効な手法であると考えられる。

次に、破壊靱性値を求めるために、同じ試験片を用いて、図8に示すように荷重荷方向を反対にした3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の試験を行った。樹脂C/Fe-42Ni、樹脂D/Copperそれぞれの場合について、はく離荷重から有限要素法に組み込んだ仮想き裂進展法を用いて、応力拡大係数基準の混合モードはく離靱性値を計算し図9に白抜き記号で示した。いず

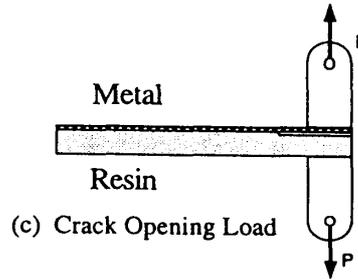
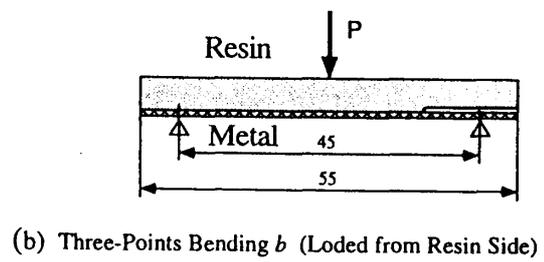
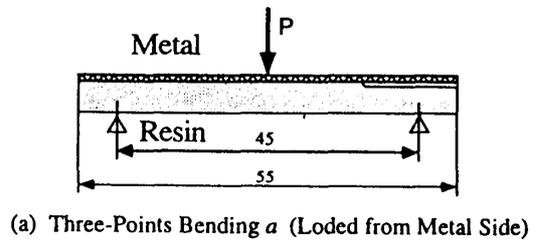
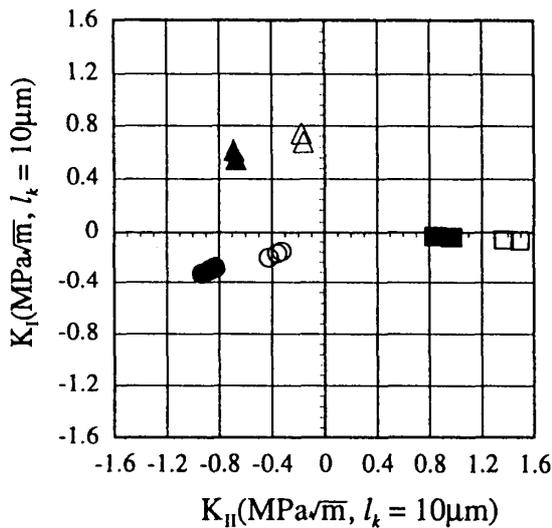
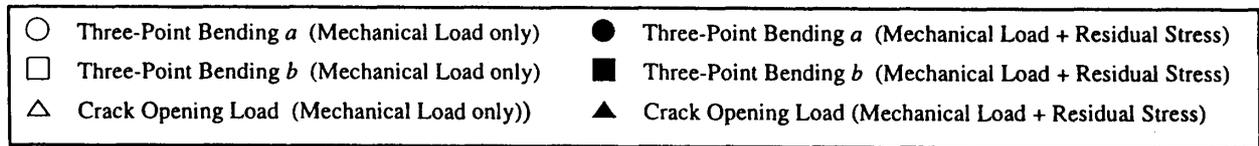


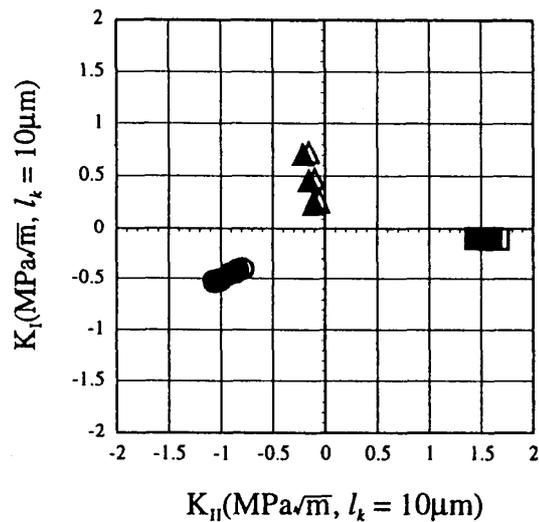
Fig.8 Fracture tests

れの場合も  $l_k = 10 \mu\text{m}$  とした。

また、はく離荷重に加えて、表1に示した膨張率差の平均を解析モデルに設定し、著者らの研究室で開発した仮想き裂進展法による熱応力下の接合界面き裂の応力拡大係数解析コードを用いて残



(a) Resin C/Fe-42Ni



(b) Resin D/Copper

Fig.9 Mixed mode fracture toughness at  $l_k = 10 \mu\text{m}$

留応力による応力拡大係数を求めた。図9に示した黒塗り記号は、このようにして求めた残留応力の効果を補正した破壊靱性値である。この結果を見ると、樹脂C/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破壊靱性値はいずれも原点からからの距離が等しくなっている。これは、真の混合モード破壊靱性値がほぼエネルギー解放率一定になっていることを示している。

また、樹脂D/Copperの場合では、(a)金属側負荷の3点曲げ試験の破壊靱性値は、(b)樹脂側負荷の破壊靱性値よりやや小さく、また、(c)開口荷重での結果は3点曲げの場合よりかなり小さくなった。これは、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いエネルギー解放率ではなく離が生じることを示しており、せん断荷重支配の試験によって求めた破壊靱性値は、開口型荷重に対してはかなり危険側のはく離基準となることに注意する必要がある。

3.3 ENC接合試験片を用いた破壊靱性値評価<sup>9)</sup>: 前述したようにき裂代表長さ $l_k$ の選択には任意性がある。そこで、ここでは、接合界面き裂の屈曲方向予測するように $l_k$ を選択する方法を提案する。

従来の均質体中のき裂に対する研究より、き裂の進展方向は、き裂先端を中心とした極座標での円周方向応力 $\sigma_\theta$ が最大となる方向、またはエネルギー解放率が最大になる方向に進展する等がある。ここでは、前者の理論を用いることにする。

図1に示すような接合界面き裂先端近傍における $\sigma_\theta$ の分布は次式のように書ける<sup>10)</sup>。

$$\sigma_{\theta_j} = \frac{\sqrt{K_I^2 + K_{II}^2}}{2\sqrt{2\pi r} \cosh(\alpha\pi)} \left[ B(\theta, \alpha, \gamma) \cos\left(\alpha \ln\left(\frac{r}{l_k}\right)\right) - C(\theta, \alpha, \gamma) \sin\left(\alpha \ln\left(\frac{r}{l_k}\right)\right) \right] \quad (9)$$

$$B(\theta, \alpha, \gamma) = W_j \left[ 2\cos\left(\frac{\theta}{2} + \gamma\right) - (\cos\theta + 2\alpha\sin\theta) \cos\left(\frac{\theta}{2} - \gamma\right) \right] + \frac{1}{W_j} \cos\left(\frac{3}{2}\theta + \gamma\right) \quad (10)$$

$$C(\theta, \alpha, \gamma) = W_j \left[ 2\sin\left(\frac{\theta}{2} + \gamma\right) + (\cos\theta + 2\alpha\sin\theta) \sin\left(\frac{\theta}{2} - \gamma\right) \right] + \frac{1}{W_j} \sin\left(\frac{3}{2}\theta + \gamma\right) \quad (11)$$

$$W_1 = e^{-\alpha(\pi-\theta)}, \quad W_2 = e^{\alpha(\pi-\theta)} \quad (12)$$

$$\gamma = \begin{cases} \tan^{-1}\left(\frac{K_{II}}{K_I}\right) & (K_I \geq 0) \\ \tan^{-1}\left(\frac{K_{II}}{K_I}\right) + \pi & (K_I < 0) \end{cases} \quad (13)$$

ここで、 $r=l_k$ での $\sigma_\theta$ を考えることにすると、振動応力項である $\cos(\alpha \ln(r/l_k))$ 、 $\sin(\alpha \ln(r/l_k))$ が簡略化でき、式(9)は次式のように示され、振動性を

を無視して表すことができる。

$$\sigma_{\theta_j} = \frac{\sqrt{K_I^2 + K_{II}^2}}{2\sqrt{2\pi r} \cosh(\alpha\pi)} B(\theta, \alpha, \gamma) \quad (14)$$

これより、 $r=l_k$ での $\sigma_\theta$ が最大になる角度を調べるためには、 $B(\theta, \alpha, \gamma)$ が最大になる角度を調べればよいことがわかる。 $B(\theta, \alpha, \gamma)$ が最大になる条件として、式(10)、(12)より次式が得られる。

$$\begin{aligned} \frac{\partial B}{\partial \theta} = & \alpha W_j \left[ 2\cos\left(\frac{\theta_0}{2} + \gamma\right) - (\cos\theta_0 + 2\alpha\sin\theta_0) \cos\left(\frac{\theta_0}{2} - \gamma\right) \right] \\ & + W_j \left[ -\sin\left(\frac{\theta_0}{2} + \gamma\right) + (\sin\theta_0 - 2\alpha\cos\theta_0) \cos\left(\frac{\theta_0}{2} - \gamma\right) \right] \\ & + \frac{1}{2} (\cos\theta_0 + 2\alpha\sin\theta_0) \sin\left(\frac{\theta_0}{2} - \gamma\right) \\ & - \frac{1}{W_j} \left[ \alpha\cos\left(\frac{3}{2}\theta_0 + \gamma\right) + \frac{3}{2} \sin\left(\frac{3}{2}\theta_0 + \gamma\right) \right] = 0 \end{aligned} \quad (15)$$

この式(15)より、ある $\gamma$ に対して $r=l_k$ のき裂先端を囲む円周上で $\sigma_\theta$ が最大になる角度 $\theta_0$ を求めることができる。また、異なる $r$ での $\theta_0$ を調べるためには、調べたい距離に $r=l_k'$ を設定して、変換式(5)、(6)から $K_I'$ 、 $K_{II}'$ を求め、 $\gamma' = \tan^{-1}(K_{II}'/K_I')$ と考えればよい。このとき、変換式(5)、(6)から明らかのように、 $\gamma' = \tan^{-1}(K_{II}'/K_I') = \tan^{-1}(K_{II}/K_I) + Q$ である。

図10に示すようなENC(End Notched Circle type)接合試験片を用いて混合モード破壊試験を行い破壊荷重を測定するとともにき裂の屈曲角を測定した。この試験片はエポキシ樹脂XNR3506とアルミニウムを接合させたものであり、き裂を試験片中央部まで入れてある。図10に示すような5つの場合の荷重負荷角度で破壊試験を行い破壊荷重およびき裂進展後のき裂屈曲角を求めた。

破壊荷重から有限要素解析により求めた破壊時の応力拡大係数值(破壊靱性値)を図11の□印で示す。ここで、き裂代表長さは暫定的に $l_k = 10 \mu\text{m}$ とした。

3.2でも言及したように異種接合材料間の線膨張係数差や樹脂の硬化収縮により残留応力が生じる。

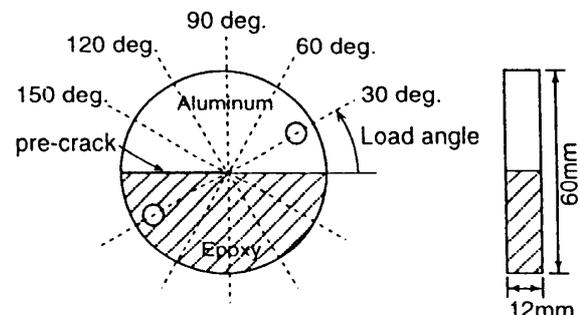


Fig.10 ENC specimen and load angles

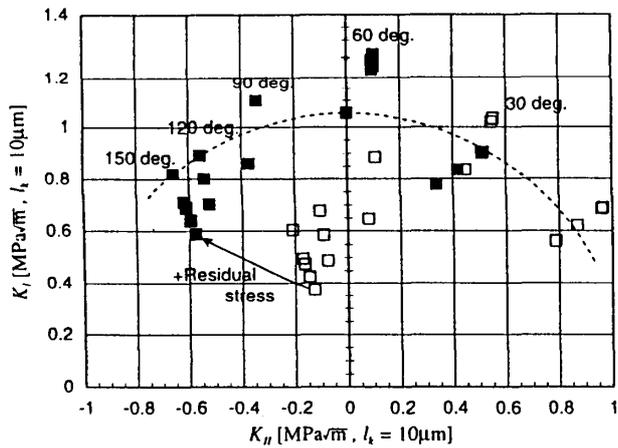


Fig.11 Mixed mode fracture toughness of ENC specimen at  $l_k=10 \mu m$

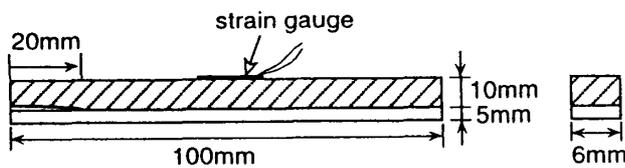


Fig.12 ENF specimen for  $\Delta \beta$  measurement

Table 2 Released strain, estimated expansion rate difference and stress intensity factors due to residual stress

Run No.	$\Delta \epsilon_1$ ( $\mu$ strain)	$\Delta \beta$ (%)	$K_I$ (MPa m)	$K_{II}$ (MPa m)
1	1096			
2	874			
3	912			
Average	960.7	-0.1051	0.2144	-0.4501

図12のようなENF試験片を用いて3.2で示した方法により、貼付したひずみゲージの解放ひずみ $\Delta \epsilon_1$ から樹脂とアルミニウムとの膨張率差 $\Delta \beta$ を求めた。また、これから、残留応力の効果による応力拡大係数を有限要素解析により求めた。これらの結果を表2に示す。表2に示した残留応力による応力拡大係数を補正した真の破壊靱性値を図11に■印で示す。この図より、接合界面き裂の混合モード破壊靱性値評価に当たって残留応力の寄与を考慮することが重要であることがわかる。また、この試験で用いた材料の組み合わせでは、残留応力を考慮することにより破壊靱性値がほぼ円上に来ており、破壊におけるエネルギー解放率は一定と見なすことができる。

次に、き裂代表長さ $l_k$ のについて検討する。ここでは、任意の値でよい $l_k$ を、接合界面き裂進展後のき裂屈曲角を表すように選定してみる。

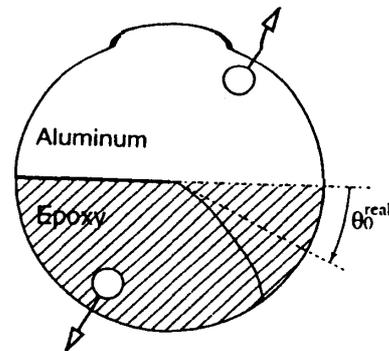


Fig.13 Crack kink angle

Table 3 Results of kink angle

Angle (deg.)	Run No.	$\gamma' = \tan^{-1}(K_{II}'/K_I')$ (rad.)	Kink angle $\theta_0^{real}$
30	1	0.4084	-0.979
	2	0.5171	-1.01
	3	0.4636	-1.08
	4	0.5143	-0.977
60	1	0.0811	-0.780
	2	0.0763	-0.792
	3	-0.0031	-0.750
90	1	-0.3038	-0.461
	2	-0.4092	-0.304
120	1	-0.6448	0.0
	2	-0.5594	0.0
	3	-0.5970	0.0
150	1	-0.7201	0.0
	2	-0.6794	0.0
	3	-0.7289	0.0
	4	-0.7518	0.0
	5	-0.7798	0.0
	6	-0.7534	0.0
	7	-0.7300	0.0

屈曲角は図13においてアルミニウム側に屈曲する方向を正として定義する。すなわち、この図のようにエポキシ樹脂側に屈曲する場合の $\theta_0^{real}$ は負の値となる。表3に、試験片の残留応力を考慮して計算した $l_k=10 \mu m$ における $\gamma$ の値と屈曲方向の測定結果を示す。この表のき裂の屈曲方向の測定結果と $\gamma$ の関係を図14中に●印で示す。また、式(15)より $r=l_k$ で $\sigma_\theta$ が最大になる角度 $\theta_0$ を求めて、これを図14中に破線で示す。この図より明らかなように、 $l_k=10 \mu m$ としたときには、実験で求まるき裂の屈曲角 $\theta_0^{real}$ と式(15)より求めた $\theta_0$ とは全く一致しない。しかし $l_k$ の値は任意に選ぶことができるので、 $l_k$ を変化させると、 $\gamma$ の値はQだけ

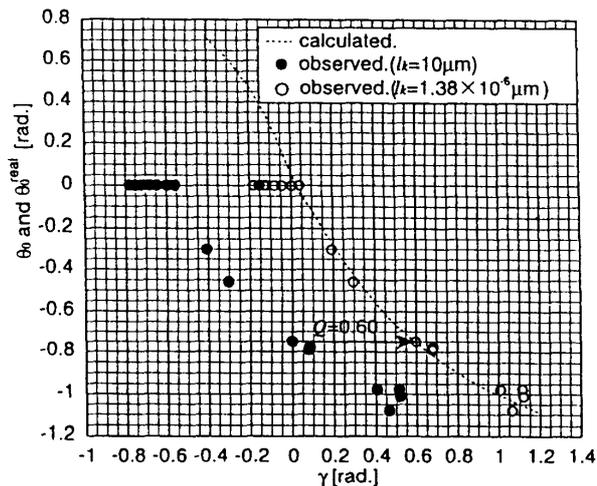


Fig. 14 Relation between  $\gamma$  and kink angle

変化し、図14の●印は平行移動することになる。図14において、●印を右方向に $Q=0.60\text{rad}$ .だけ平行移動すると○印のように測定結果と良く一致する。この際の $l_k$ の値は $l_k=1.38 \times 10^{-6} \mu\text{m}$ である。このような $l_k$ の値は、たとえばき裂先端損傷域寸法というような何らかの物理的に意味のある距離を示していると考えには小さすぎる。したがって、この場合の $l_k$ は、き裂の屈曲方向を予測するためのパラメータとしての意味しか持たないと考えるべきであろう。また、この際の混合モード破壊靱性値は、図11の各破壊靱性値が、原点を中心に右回りに $0.60\text{rad}$ .回転され、図15のようになる。

#### 4. おわりに

本報では、著者らの研究室でこれまで行われた樹脂と金属の接合界面き裂の破壊靱性値評価試験結果について記述した。その結果、次のことが明らかになった。

- (1) 接合界面き裂破壊靱性値を $K_{II} - K_I$ 座標で表したとき一般に楕円となる。
- (2) 樹脂の硬化収縮および異種材料間の線膨張率の差に起因する残留応力が破壊靱性値に大きく寄与する。

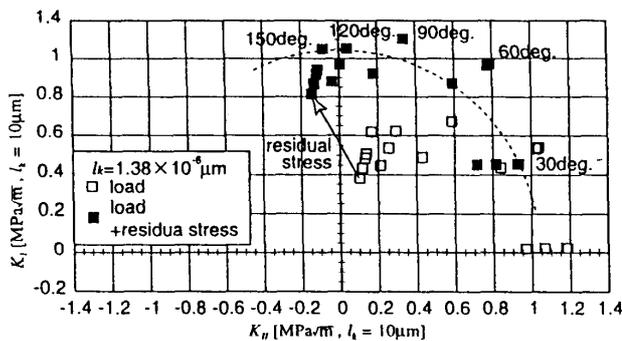


Fig.15 Mixed mode fracture toughness of ENC specimen at  $l_k=1.38 \times 10^{-6} \mu\text{m}$

(3) 破壊靱性値を記述する場合、き裂代表長さ $l_k$ の値を付記する必要がある。この値の選択には任意性がある。 $l_k$ をき裂屈曲現象を記述するように選択する方法を提案した。

#### 参考文献

- 1) 宮崎則幸, 池田 徹, 祖田敏弘, 宗像 健, 日本機械学会論文集, A-57, 2063 (1991).
- 2) 宮崎則幸, 池田 徹, 祖田敏弘, 宗像 健, 日本機械学会論文集, A-57, 2063 (1991), 2903.
- 3) 池田 徹, 菰原裕二, 宮崎則幸, 日本機械学会論文集, A-63, 611 (1997).
- 4) F. Erdogan, Trans. ASME Ser. E, J. Appl. Mech., 32, 418 (1965).
- 5) B. Malyshev and R. Salganik, Int. J. Fract. Mech., 20, 423 (1965).
- 6) 池田 徹, 宮崎則幸, 祖田敏弘, 宗像 健, 日本機械学会論文集, A-58, 2080 (1993).
- 7) J. F. Yau and S. S. Wang, Eng. Fract. Mech., 23, 423 (1984).
- 8) T. Ikeda, Y. Komohara and N. Miyazaki, Advances in Electronic Packaging, ASME-EEP Vol.19, No.2, 1437 (1997).
- 9) 菰原裕二, 池田 徹, 宮崎則幸, 第27回FRPシンポジウム講演論文集, 135 (1998).
- 10) 結城良二, 「界面の力学」(1993), 培封館