

混合モード界面き裂の破壊と屈曲条件*

池 田 徹^{*1}, 菰 原 裕 二^{*2}
中 村 敦^{*3}, 宮 崎 則 幸^{*1}

Criteria for Fracture and Kinking of Mixed Mode Interface Crack

Toru IKEDA^{*4}, Yuji KOMOHARA,
Atsushi NAKAMURA and Noriyuki MIYAZAKI^{**} Kyushu University, Dept. of Chemical Engineering,
Hakozaki 6-10-1, Higashi-ku Fukuoka, Fukuoka, 812-8581 Japan

Delamination of an interface between dissimilar materials is one of the main causes of failure of composite materials, electronic packages and so on. The interface crack problems are primarily mixed mode and often include the residual stress. We developed a new method for the stress intensity factor analysis of an interface crack under thermal stress condition in the previous study. In this study, we focus on the mixed mode fracture toughness and the kink angle of an interface crack. We measure residual stress and perform mixed mode fracture tests for three types of interface crack. Two of them are cracks between aluminum and epoxy resin and another is an interface crack between two epoxy resins which have different stiffness. Each obtained mixed mode fracture toughness including residual stress is successfully described by stress intensity factors K_I and K_{II} for each interface crack. The kink angle of each interface crack also can be expected by the stress intensity factors using the modified maximum hoop stress criterion.

Key Words: Interface Crack, Mixed Mode, Fracture Toughness, Residual Stress, Crack Kinking

1. 緒 言

異種材界面き裂は、複合材料、電子デバイス、接着構造物などの構造信頼性の評価のために重要な問題である。面内荷重を受ける異種材の界面き裂は、本質的に常にモードI・IIの混合モードとなるため、破壊基準も混合モード状態を考慮しなければならない。また、界面き裂は、しばしば界面外に屈曲を起こすが、この屈曲方向の予測も界面構造の設計の際の重要な問題である。異種材界面き裂の混合モード破壊条件は多くの研究者によって検討されてきたが、屈曲条件と共に総合的に検討した研究は少ない。

異種材界面き裂の混合モード破壊条件を検討したもののとしては、Wang and Suo⁽¹⁾, Hutchinson and Suo⁽²⁾や結城・許の研究^(3,4)を初めとして多くの研究がある。著者らもまた、独自の破壊基準を提出している⁽⁵⁾。異種材界面き裂の屈曲条件としては、He and Hutchinson⁽⁶⁾が最大エネルギー解放率説に基づいた理論を提出し、これに基づいた実験との比較をHeらのが行っている。He and Hutchinson⁽⁷⁾の理論

は、解析的にエネルギー解放率が最大となる方向を導いているが、適用範囲が材料の組み合わせが特別な場合に限定されている。Geubell and Knauss⁽⁸⁾は、一般的な材料の組み合わせの界面き裂の屈曲方向を予測するため、有限要素法を用いてエネルギー解放率最大の方角を求め、実験結果と良く一致することを示している。また、Akisanya and Fleck^(9,10)は、モードIIの応力拡大係数 K_{II} が0となる方向にき裂が進むとするクライテリオンを用いて、接着継手の接着剤と被着材の界面き裂が、向かい合う二つの界面を交互に飛び移りながら進展する場合の力学的メカニズムについて考察している。一方、結城・許^(3,4)は、周方向応力最大の方角に進展するとして屈曲基準を提出している。Kang⁽¹¹⁾は、上記の三つの基準、最大エネルギー解放率説、 $K_{II}=0$ 説、周方向応力最大説を比較しているが、三つの説による屈曲方向にはかなりの開きがあり、どれが有効であるかも不明のままである。本研究では、我々が以前に提出した異種材界面き裂の破壊基準⁽⁵⁾と結城の周方向応力最大説^(3,4)を改良したものをを用いて、破壊基準と屈曲方向を総合的に論じる。

2. 異種材界面き裂の応力拡大係数とき裂の屈曲理論

2・1 異種材界面き裂の応力拡大係数 Erdogan⁽¹²⁾によれば、図1のように、異種材界面き裂の座標系を定義するとき、 x 軸上($\theta=0$)のき裂先端近傍の応力分布の漸近解は、

* 原稿受付 1999年8月2日。

^{*1} 正員、九州大学大学院工学研究院化学工学部門 (〒812-8581 福岡市東区箱崎 6-10-1)。^{*2} 日本メクトロン(株) (〒105-8585 東京都港区芝大門 1-12-15)。^{*3} (株)淀川製鋼所 (〒541-0054 大阪市中央区南本町 4-1-1)。

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

次式のように示される.

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

$$\alpha = \frac{\mu_1(\kappa_2 + 1) - \mu_2(\kappa_1 + 1)}{\mu_1(\kappa_2 + 1) + \mu_2(\kappa_1 + 1)} \quad (2)$$

$$\beta = \frac{\mu_1(\kappa_2 - 1) - \mu_2(\kappa_1 - 1)}{\mu_1(\kappa_2 + 1) + \mu_2(\kappa_1 + 1)} \quad (3)$$

$$\varepsilon = \frac{1}{2\pi} \ln \left(\frac{1 - \beta}{1 + \beta} \right) \quad (4)$$

$$\begin{cases} \kappa_i = 3 - 4\nu_i & (\text{Plane strain}) \\ \kappa_i = (3 - \nu_i) / (1 + \nu_i) & (\text{Plane stress}) \end{cases} \quad (5)$$

ここで, α, β は, Dundurs⁽¹³⁾のパラメーター, ε は異種材の定数, $\mu_1, \mu_2, \nu_1, \nu_2$ は材料1, 2それぞれのせん断弾性係数とポアソン比を示す. σ_{yy}, σ_{xy} は応力, K_I, K_{II} は異種材界面き裂の混合モードI, IIの応力拡大係数, i は複素定数 ($i^2 = -1$) である. また, l_k は任意の代表長さである. このとき, K_I, K_{II} は, 何れも次式の様な次元を持つ.

$$(\text{Applied Stress}) \cdot L^{1/2} \quad (6)$$

ここで, L は長さを示す. これは, 均質体中のき裂の応力拡大係数と同じ次元を持つことを示している. また, Rice and Sih⁽¹⁴⁾は, 次式のような表現を用いている.

$$(\sigma_{yy} + i\sigma_{xy})_{\theta=0} = \frac{K_I + iK_{II}}{\sqrt{2\pi r}} r^{i\varepsilon} \quad (7)$$

このとき, $K_I + iK_{II}$ の次元は, 実数に分離することができず, 複素単位のまま次式の様に示される.

$$(\text{Applied Stress}) \cdot L^{1/2} L^{-i\varepsilon} \quad (8)$$

このことより, Rice and Sih の定義では, 応力拡大係数 K_I, K_{II} の比が単位に取り方によって変化することがわかるが, これは Erdogan の定義を用いた場合に, K_I, K_{II} の比が l_k の取り方に依存することに対応しており, 理論的にはどちらの定義を用いても同じ結果を得ることになる. Rice and Sih の定義は, Erdogan の定義で l_k を単位長さにとった場合を示しているにすぎない. しかしながら, 応力拡大係数の工学的な応用を考える際には, Erdogan の定義を用いた方が便利であるため, ここでは Erdogan の定義を用いることとする. Rice and Sih, Erdogan いずれの定義を用いても, 異種材のせん断弾性係数とポアソン比が同じである場合には, $\varepsilon = 0$ となり, 均質体中のき裂の定義に一致する. 均質体中のき裂の場合, x 軸上 ($\theta = 0$) の垂直応力 σ_{yy} とせん断応力 σ_{xy} の比 σ_{xy}/σ_{yy} は, モードI, IIの応力拡大係数の比 K_{II}/K_I に等しい. 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, 垂直応力とせん断応力の比は, 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ようになる.

$$\arg(\sigma_{yy} + i\sigma_{xy}) = \gamma + \varepsilon \ln \left(\frac{r}{l_k} \right) \quad (9)$$

ここで, γ は図2の様に示される応力拡大係数の偏角で, Hutchinson and Suo⁽²⁾は, 以下のように定義している.

$$\gamma = \tan^{-1} \left(\frac{K_{II}}{K_I} \right) \quad (10)$$

ここでは, $K_I < 0$ となった場合を明確に区別するため, 次の様に定義する.

$$\gamma = \text{sign}(K_{II}) \cos^{-1} \left(\frac{K_I}{K_I} \right) \quad (-\pi < \gamma < \pi) \quad (11)$$

$$\text{sign}(K_{II}) \begin{cases} = 1 & (K_{II} \geq 0) \\ = -1 & (K_{II} < 0) \end{cases} \quad (12)$$

ここで, $K_I = \sqrt{K_I^2 + K_{II}^2}$ である. 式(9)より明らかなように, $r = l_k$ のときに x 軸上 ($\theta = 0$) の σ_{xy}/σ_{yy} が K_{II}/K_I と一致する. 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 $r = l_k$ の距離でのせん断応力と垂直応力の比 σ_{xy}/σ_{yy} を代表させることを意味する. したがって, き裂の進展時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

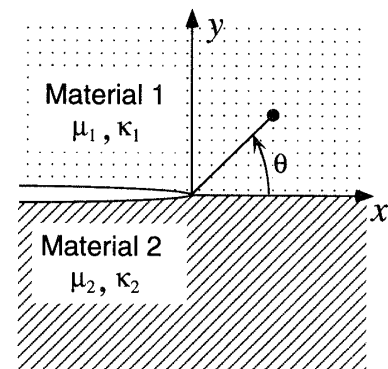


Fig.1 Coordinates system around an interface crack tip.

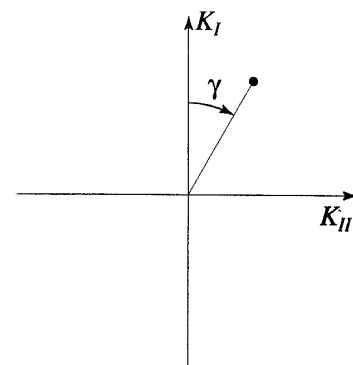


Fig. 2 Definition of γ on the K_I - K_{II} field.

ことができる距離に l_k を選ぶのがふさわしいと言える。本報では、後に述べるように、き裂屈曲角を最も良く表す距離に l_k を選んでいる。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は、次のような変換式で求められることを既報で示した⁽⁵⁾。

$$\begin{Bmatrix} K_I' \\ K_{II}' \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos Q & -\sin Q \\ \sin Q & \cos Q \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} K_I \\ K_{II} \end{Bmatrix} \quad (13)$$

$$Q = \varepsilon \ln \left(\frac{l'_k}{l_k} \right) \quad (14)$$

Hutchinson and Suo^(1,2)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(13)、(14)と全く同じである。

$$\gamma = \gamma + \varepsilon \ln (l'_k/l_k) \quad (15)$$

このように、異種材界面き裂の応力拡大係数のモード比は、 l_k の選び方によって変化するため、 K_I, K_{II} 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 の値を固定して比較しなければ意味がない。言い換えると、 γ の値が、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。

2.2 異種材界面き裂の屈曲条件 次に異種材界面き裂の屈曲条件について考える。異種材界面き裂は、界面強度がそれぞれの接合部材の破壊靱性に較べて十分弱い場合には、界面が剥離する形で進展する。しかし、界面強度が比較的強い場合には、荷重モードによって何れかの部材側に屈曲するか、界面を進むかが支配されると考えられる。本研究では、このように、荷重モードによっては、き裂が何れかの部材側に屈曲する場合を対象としている。

He, Hutchinson ら^(6,7)は、図3(a)に示すような界面き裂が、図3(b)のように長さ s だけ屈曲しつつ微小進展する場合の、微

小き裂進展後のき裂のエネルギー解放率 G_s が、最大となるような方向にき裂が屈曲するとする界面き裂の屈曲モデルを提案している。このとき、微小進展後のき裂の応力拡大係数 K_{sI}, K_{sII} は、一般的に次式のように示されるとしている。

$$K_{sI} + iK_{sII} = cK + d\bar{K} + b\sigma_0 s^{1/2} \quad (16)$$

ここで、 K は、 $l_k=s$ である場合の、 $K=K_I+iK_{II}$ で示される、もとの界面き裂の応力拡大係数、 σ_0 は、き裂に平行な一様引張り応力、 c, d, b は複素定数を、 $(\bar{})$ は、共役複素数を示す。He らは、 $\beta=0$ ($\varepsilon=0$) の場合について、 G_s の値を解析的な方法で求めている。しかしながら、一般の材料の組み合わせで $\beta=0$ となるのは、接合された二つの材料のせん断弾性係数が比較的近い限られた場合のみであり、一般的な異種材界面き裂の屈曲問題を取り扱うことができない。Geubelle and Knauss⁽⁸⁾は、He, Hutchinson ら^(6,7)のエネルギー解放率最大モデルを一般の異種材界面き裂に適用するため、有限要素法を用いて、微小き裂の屈曲方向 ω と進展長さ s を変化させて解析を行い、エネルギー解放率が最大となる ω (ω_{Gmax})を求めて実験結果 ω_{exp} と比較している。その結果、一般の異種材界面き裂の ω_{Gmax} は、微小き裂進展長さ s に依存するが、適切な s を選ぶと ω_{Gmax} が実験より得られる ω_{exp} に一致することを報告している。すなわち、異種材界面き裂の進展方向の決定には、元の界面き裂の応力拡大係数 K_I, K_{II} に加えて、適切な仮想き裂進展長さ s が、系に特有なパラメータとして必要となる。

一方、結城と許^(3,4)は、周方向応力最大モデルを提案している。図1のような異種材界面き裂先端の周方向応力 $\sigma_{\theta\theta}$ は、次式で示される^(3,4)。

$$\sigma_{\theta\theta j} = \frac{\sqrt{K_I^2 + K_{II}^2}}{2\sqrt{2\pi r} \cosh(\varepsilon\pi)} [B \cos \psi - C \sin \psi] \quad (17)$$

$$\psi = \varepsilon \ln \left(\frac{r}{l_k} \right) \quad (18)$$

ここで、 j はそれぞれの材料 $j=1,2$ の領域を示し、 B, C は、 $\theta, \varepsilon, \gamma$ の関数で次のように示される。

$$B(\theta, \varepsilon, \gamma) = W_j \left[2 \cos \left(\frac{\theta}{2} + \gamma \right) - \left(\cos \theta + 2\varepsilon \sin \theta \right) \cos \left(\frac{\theta}{2} - \gamma \right) \right] + \frac{1}{W_j} \cos \left(\frac{3}{2}\theta + \gamma \right) \quad (19)$$

$$C(\theta, \varepsilon, \gamma) = W_j \left[2 \sin \left(\frac{\theta}{2} + \gamma \right) + \left(\cos \theta + 2\varepsilon \sin \theta \right) \sin \left(\frac{\theta}{2} - \gamma \right) \right] + \frac{1}{W_j} \sin \left(\frac{3}{2}\theta + \gamma \right) \quad (20)$$

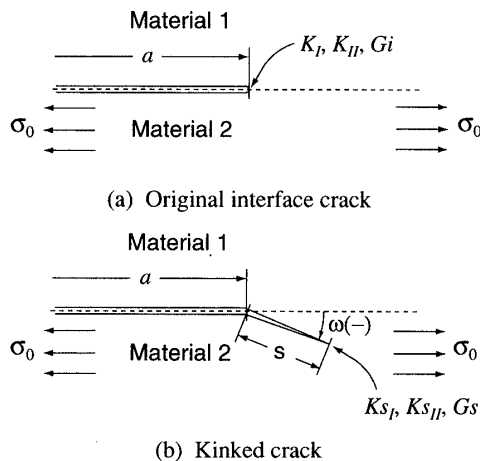


Fig. 3 Kinking of an interface crack.

$$W_1 = e^{-\varepsilon(\pi-\theta)}, \quad W_2 = e^{\varepsilon(\pi-\theta)} \quad (21)$$

結城と許は、通常 ε の値が小さいことから、式(18)において $\psi \approx 0$ と考え、式(17)を次式のように簡略化した。

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{\sqrt{K_I^2 + K_{II}^2}}{2\sqrt{2\pi r} \cosh(\varepsilon\pi)} B(\theta, \varepsilon, \gamma) \quad (22)$$

式(22)の $\sigma_{\theta\theta}$ が最大となる方向 θ_{omax} は、次式より求められる。

$$\begin{aligned} \frac{\partial B}{\partial \theta} = & \varepsilon W_1 \left[2\cos\left(\frac{\theta}{2} + \gamma\right) - (\cos\theta + 2\varepsilon\sin\theta)\cos\left(\frac{\theta}{2} - \gamma\right) \right] \\ & + W_2 \left[-\sin\left(\frac{\theta}{2} + \gamma\right) + (\sin\theta - 2\varepsilon\cos\theta)\cos\left(\frac{\theta}{2} - \gamma\right) \right. \\ & \quad \left. + \frac{1}{2}(\cos\theta + 2\varepsilon\sin\theta)\sin\left(\frac{\theta}{2} - \gamma\right) \right] \\ & - \frac{1}{W_1} \left[\varepsilon\cos\left(\frac{3}{2}\theta + \gamma\right) + \frac{3}{2}\sin\left(\frac{3}{2}\theta + \gamma\right) \right] = 0 \end{aligned} \quad (23)$$

式(23)より、 K_I, K_{II} に対して一意的に θ_{omax} を求めることができる。しかしながら、式(18)の ψ は、例えば ε が小さくとも、 r が l_k に対して小さくなるについて $\ln(r/l_k)$ の値が負の方向に増大してしまうため、通常の異種材料の組み合わせにおいては $\psi \approx 0$ であるとする結城、許のモデルの前提には問題がある。例えば、後述するアルミ-エポキシの例では、 $\varepsilon = -0.033$ であるが、 $r/l_k = 0.001$ とすると $\cos\psi = 0.974$ に対して $\sin\psi = 0.228$ となり、明らかに無視できない。き裂の屈曲は、き裂先端のごく近傍の応力場に支配されると考えられるため、 $\psi \approx 0$ であるとする仮定は、二つの異種材のせん断弾性係数の値が比較的近く、 ε が極めて小さい場合にしか適用できないことがわかる。

そこで、再び式(17)(18)に注目すると、 θ_{omax} は、 K_I, K_{II} と角度 θ だけでなく、き裂先端からの距離 r にも依存することがわかる。そこで、本研究では、結城、許のモデルを改良して、 r がある特定の距離、 $r=r_0$ で、 $\sigma_{\theta\theta}$ が最大となるような方向 θ_{omax} にき裂が進展するとする、界面き裂の屈曲

モデルを提案する。以後、き裂の屈曲角の予測値という意味で、 θ_{omax} を ω_{omax} と記述する。次に式(17)(18)から、特定の距離、 $r=r_0$ で、 $\sigma_{\theta\theta}$ が最大となるような方向 ω_{omax} を求める方法について簡単に述べる。式(17)(18)を見ると、 $r=l_k$ である場合に $\psi=0$ となり、 $\sigma_{\theta\theta}$ が最大となる方向は、結城、許が提案した式(23)で求められることがわかる。この場合、 ε の値が特に小さくなければならないという制限条件は無い。これより、 $r_0=l_k$ であるときの ω_{omax} を求めるのは容易である。また、式(13)(14)あるいは式(15)より、 l_k を l'_k にした場合の γ' を求めることができるため、 $r_0=l'_k$ における ω_{omax} は、図4に示すように $r_0=l_k$ として求めたマスターカーブを $-\varepsilon\ln(l'_k/l_k)$ だけ、平行移動(シフト)することにより求めることができる。ちなみにマスターカーブは、結城、許のモデルに一致する。また、 $\beta=0$ ($\varepsilon=0$) の場合には、このシフトは発生しないのは言うまでもない。このモデルでは、き裂屈曲角が実験値と一致するように適切な r_0 の値を決定しなければならない。この r_0 の値によって、屈曲角の予測値がシフトする現象は、Geubelle and Knauss⁽⁸⁾ によるエネルギー解放率最大モデルによる屈曲角の予測値が、微小き裂進展長さ s に依存する現象と類似している。結局、エネルギー解放率最大モデル、周方向最大応力モデルのいずれも界面き裂の応力拡大係数のみから屈曲方向を決定できない点では同じである。しかし、Geubelle and Knauss⁽⁸⁾ らの手法では、エネルギー解放率最大の屈曲方向を求めるために有限要素法を用いてさまざまな方向にき裂を進展させてみるという極めて煩雑な手続きが必要となり、また、微小き裂進展量による予測屈曲角のシフトの物理的な意味が不明であるのに対し、本手法では、界面き裂の応力拡大係数のみから簡便に屈曲角が予測でき、予測屈曲角のシフトの原因も明確である。

3. 混合モード破壊試験

3.1 試験片の作成 異種材界面き裂の混合モード破壊靱性値と屈曲のCriteriaを検証するため、図5に示すような円形接合試験片(直径 60mm, 板厚 12 ~ 13mm)を用いて、混合モード破壊試験を行った。材料1, 2の組み合わせとしては、以下に示すような3系統を用いた。

Case 1; Aluminum - Epoxy Resin A

Case 2; Aluminum - Epoxy Resin B

Case 3; Epoxy Resin B - Rubber Toughened Epoxy

ここで、Epoxy Resin A は、一液性熱硬化型接着剤(XNR3506, 長瀬チバ)、Epoxy Resin B は、ビスフェノールA型液体エポキシ樹脂(AER250, 長瀬チバ)重量1.0に対して、硬化剤としてピペリジン(HY956, 長瀬チバ)重量0.05を加えたもの、Rubber Toughened Epoxy は、Epoxy Resin B にアクリロニトリルブタジエンゴム(CTBN, 宇部興産)をAER250に対する重量比0.15だけ加えたものである。各材料の材料定数を表1に、Case 1 ~ 3のDundurs⁽¹³⁾のパラメー

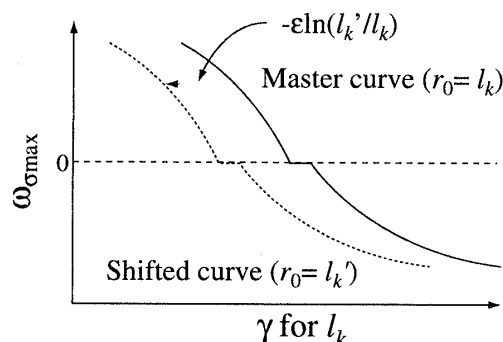


Fig. 4 Shift of the estimated kink angle with the value of r_0 .

ター α, β および異種材の定数 ϵ を表 2 に示した。

試験片の作成は、Case 1, 2 では、Aluminum をあらかじめ半円形に機械加工し、接合面を #400 のサンドペーパーで研磨した後、アセトンで洗浄したものを円形の鋳型に入れ、残りの半円形の部分に Epoxy Resin を流し込んで作成した。界面き裂は、半円形の Aluminum 板を鋳型に入れる前に、接合面の半分に離型剤を塗布しておくことにより導入した。Case 3 では、Epoxy Resin B を鋳型に入れて作成した半円形の板の接合面を、やはり #400 のサンドペーパーで研磨した。さらに、これをエタノールで洗浄し、シラン処理を行ったものを鋳型に入れ、Rubber Toughened Epoxy を流し込んで作成した。この場合も、界面き裂は Case 1, 2 と同様にして導入した。樹脂の硬化条件は、Epoxy Resin A が 120℃ で 120 分、Epoxy Resin B および Rubber Toughened Epoxy では、120℃ で 16 時間とした。

3・2 残留応力の測定 異種材接合界面き裂の場合には、材料間の線膨張係数差や樹脂の硬化収縮により、残留応力が生ずることが多い。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などにより困難が伴う。本研究では、図 6 に示すような接合試験片の表面にひずみゲージを貼り付け、剃刀を用いて静かに接合界面を剥離させたときの解放ひずみ $\Delta\epsilon_r$ から、初等梁理論を用いて、材料 1 と 2 の膨張率差 $\Delta\beta_{\text{exp}}$ を求めた。この際、各材料の膨張と収縮は、それぞれの材料中で一様であると仮定した。接合部をはく離させた後の、 $\Delta\epsilon_r$ と $\Delta\beta_{\text{exp}}$ の関係は、次式のように示される。

$$\Delta\beta_{\text{exp}} = -\frac{P}{W} \left(\frac{1}{h_2 E_2} + \frac{1}{h_1 E_1} \right) \quad (24)$$

$$P = -\frac{\Delta\epsilon_r}{\left\{ \frac{1}{Wh_2 E_2} + \frac{(h_2 + h_1)}{2\Phi W} z_2 \right\}} \quad (25)$$

ここで、

$$\Phi = \frac{E_2}{3} \left\{ (z_2 + h_2)^3 - z_2^3 \right\} + \frac{E_1}{3} \left\{ z_1^3 - (z_2 + h_2)^3 \right\} \quad (26)$$

$$z_2 = -\frac{E_2 h_2^2 + 2E_1 h_2 h_1 + E_1 h_1^2}{2(h_2 E_2 + h_1 E_1)} \quad (27)$$

$$z_1 = \frac{E_2 h_2^2 + 2E_1 h_2 h_1 + E_1 h_1^2}{2(h_2 E_2 + h_1 E_1)} \quad (28)$$

ここで、 h は板厚、 E は縦弾性係数で、添字 1, 2 は材料 1, 2 の値をそれぞれ示す。また、 W は板幅、 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 は材料 1 の表面を、 z_2 は材料 2 の表面を示す。この方法により求めた膨張率差を表 3 に示す。さらに、Case 1～3 のそれぞれのケースについて求めた膨張率差から、以前我々が開発した、「仮想き裂進展法を用いて熱応力下の異種材界面き裂応力拡大係数の解析を行う手法」⁽¹⁵⁾を用いて、残留応力による応力

Table 1 Material constants.

Material	Young's Modulus (GPa)	Poisson's Ratio
Aluminum	73.1	0.32
Epoxy Resin A	3.35	0.43
Epoxy Resin B	3.84	0.37
Rubber Toughened Epoxy	2.58	0.37

Table 2 Dundurs's parameters and bimaterial constants.

	α	β	ϵ
Case 1	0.904	0.104	-0.0333
Case 2	0.896	0.182	-0.0586
Case 3	0.196	0.0405	-0.0129

Table 3 Measured released strain and stress intensity factors caused by residual stress.

Case	$\Delta\epsilon_r$ (μstrain)	$\Delta\beta_{\text{exp}}$ (%)	K_I ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)	K_{II} ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)
Case 1	961	-0.105	0.214	-0.450
Case 2	381	-0.0421	0.117	-0.176
Case 3	460	-0.0493	0.002	-0.011

($l_k = 10 \mu\text{m}$ for all cases.)

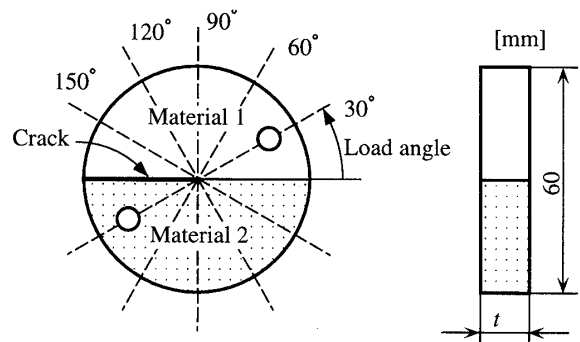


Fig. 5 Round shape mixed mode interface crack specimen ($t = 12\text{mm}$ for case 1, 13mm for case 2 and 3).

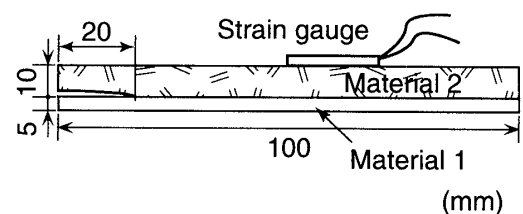


Fig. 6 End notched joint specimen for measuring residual stress.

拡大係数を求めた。この手法は、有限要素法に、熱応力下の異種材界面の応力拡大係数が解析できるよう改良した仮想き裂進展法を適用したもので、比較的粗い有限要素分割を用いて、精度の高い応力拡大係数の解析が行える。この手法を用いて、平面ひずみ状態で、材料2のみが一様に収縮したと仮定し、先に述べた円形試験片中の熱応力解析を行い、その異種材界面き裂の応力拡大係数を求めた。それぞれのケースについて求めた、解放ひずみ $\Delta\epsilon_p$ 、膨張率差 $\Delta\beta_{exp}$ 、残留応力による円形試験片中の界面き裂の応力拡大係数を表3に示した。ここで、示した応力拡大係数 K_I , K_{II} は $l_k=10\mu\text{m}$ とした場合の値である。

3・3 混合モード破壊試験結果 万能試験機 (Autograph, 島津製)を用いて3・1で述べた円形接合試験片の混合モード破壊試験を行った。荷重負荷方向は図5に示す 30° , 60° , 90° , 120° , 150° の5種類とし、変位速度 1mm/min で、破壊するまで引張った。全てのケースで破壊は脆性的に生じたため、最大負荷荷重をもって破壊荷重とした。この破壊荷重より、先に述べた改良した仮想き裂進展法を用いて、破壊時の応力拡大係数を解析した。また、図7に示すような、き裂進展軌跡のき裂先端における接線の角度を試験片の両面で測定し、その平均値をき裂の屈曲角とした。

まず、Case 1~3それぞれの破壊時の界面き裂の応力拡大係数 K_I , K_{II} を K_{II} - K_I 平面にプロットしたものを、図8~10に示した。ここで、破壊時の機械的荷重のみから計算される応力拡大係数を□で示し、これにTable 3に示した残留応力による応力拡大係数を加えたものを■で示している。図8,9よりわかるように、Aluminum-Epoxy Resinを接合したCase 1, 2では、残留応力の影響が極めて大きく、残留応力を考慮した測定を行うことの重要性がわかる。Case 3では、Table 3よりわかるとおり、残留応力による応力拡大係数は、機械的破壊荷重によるそれよりもはるかに小さく、ほぼ無視することができる。図10では、□と■が完全に重なっているため、残留応力を考慮した値のみがプロットされているように見える。

次に、測定したき裂の屈曲角を図11~13に示す。横軸には、式(11)(12)で定義される応力拡大係数の偏角 γ を、縦軸には屈曲角 ω ($\omega_{\sigma_{max}}$: 予測値, ω_{exp} : 実測値)を示している。これらの図で、●は、 $l_k=10\mu\text{m}$ に対する応力拡大係数の偏角 γ と屈曲角の実測値 ω_{exp} の関係を示している。また、破線は、式(23)より求められる $r_0=l_k$ において $\sigma_{\theta\theta}$ が最大となる

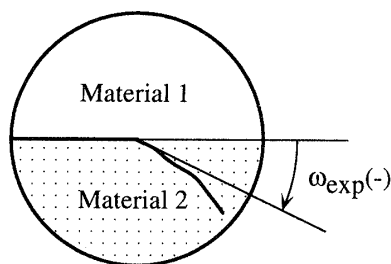
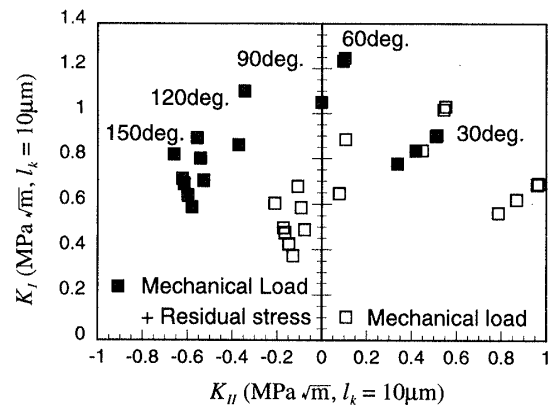
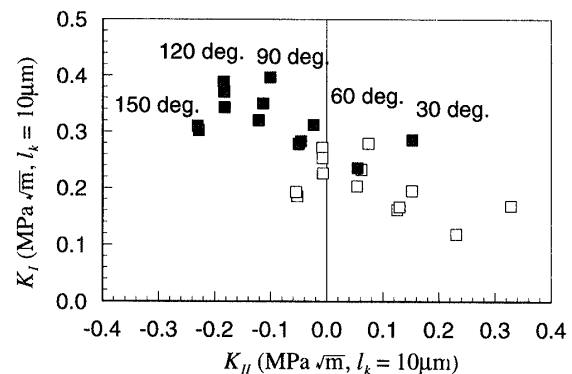
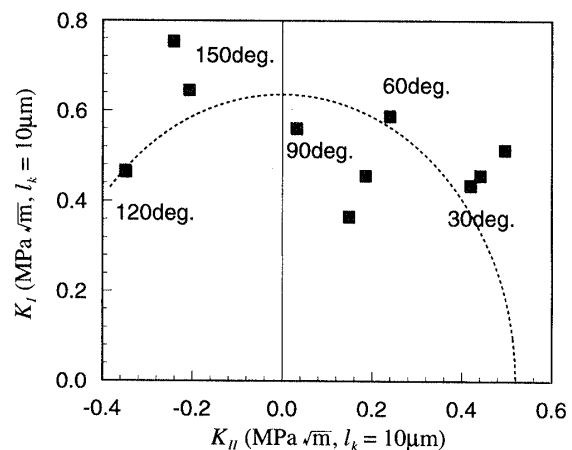


Fig. 7 Angle of crack kinking.

る方向, $\omega_{\sigma_{max}}$ を示している。ここで、屈曲角 ω は、材料2側に屈曲するときを負の値にとっている。図よりCase 3では、 $\omega_{exp}(l_k=10\mu\text{m})$ と $\omega_{\sigma_{max}}$ は、良く一致しているが、Case 1, 2では、大きく異なっていることがわかる。これは、Case 3では、 $r_0=l_k=10\mu\text{m}$ の位置で $\sigma_{\theta\theta}$ が最大となる方向にき裂が屈曲しているが、Case 1, 2では、それよりはるかに大きく材料2中に屈曲していることを示している。しかしながら、先に説明したように、異種材界面き裂では、 $\sigma_{\theta\theta}$ が最大となる方向は、き裂先端からの距離 r に大きく依存している。評

Fig. 8 Mixed mode fracture toughness for Case 1 ($l_k = 10\mu\text{m}$).Fig. 9 Mixed mode fracture toughness for Case 2 ($l_k = 10\mu\text{m}$).Fig. 10 Mixed mode fracture toughness for Case 3 ($l_k = 10\mu\text{m}$).

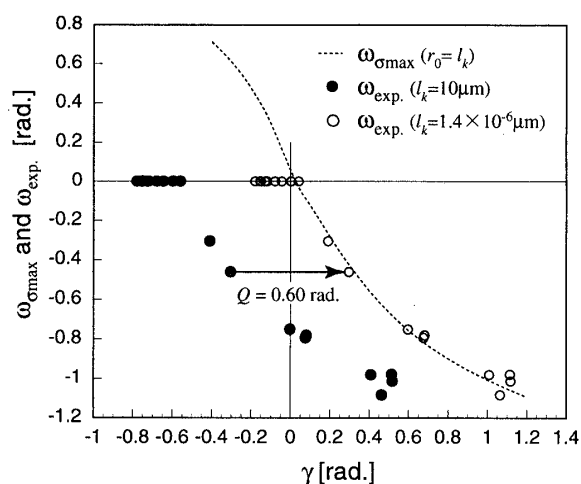


Fig. 11 Angle of crack kinking for Case 1.

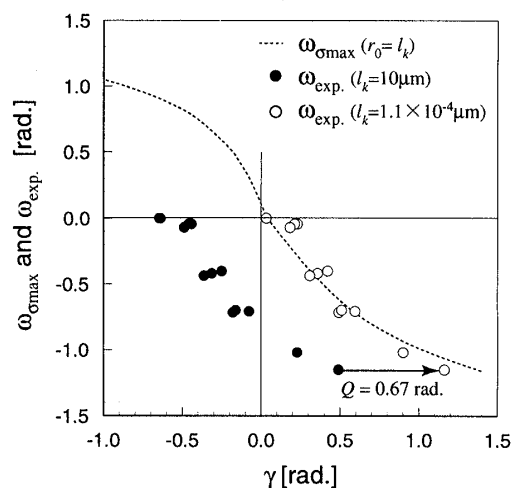


Fig. 12 Angle of crack kinking for Case 2.

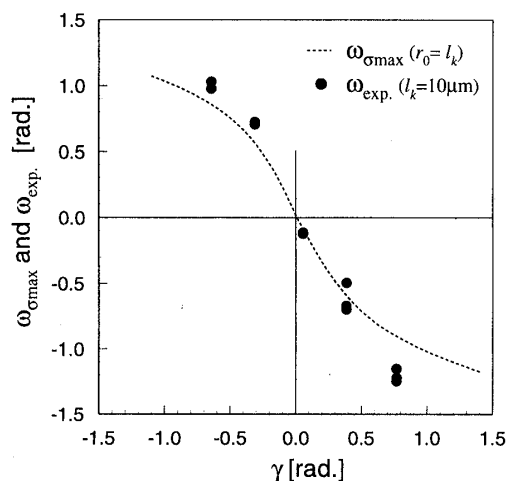


Fig. 13 Angle of crack kinking for Case 3.

価距離 r_0 を変化させると、図4で説明したように屈曲方向の予測ライン(Master curve)が、左右にシフトする。あるいは、評価距離 r_0 の値を変えて予測ラインをシフトさせる代わりに、異種材界面き裂の応力拡大係数の代表長さ l_k を変えることにより、応力拡大係数の偏角 γ を変化させ、実測値を左右にシフトさせても良い。ここでは、実測値をシフトさせて、予測ラインと最も良く一致するような l_k を選んだ。図11, 12に示すように、Case 1, 2についてそれぞれ実測値を右に0.60 rad. と0.67 rad. シフトさせたときに予測ラインと最も良く一致した。このシフト角に対応する l_k の値は、それぞれ $1.4 \times 10^{-6} \mu\text{m}$ と $1.1 \times 10^{-4} \mu\text{m}$ である。

このことは、き裂先端からの距離が、それぞれ $r_0 = 1.4 \times 10^{-6} \mu\text{m}$ と $r_0 = 1.1 \times 10^{-4} \mu\text{m}$ の円周上で、 $\sigma_{\theta\theta}$ が最大になる方向にき裂が屈曲していることを意味している。しかしながら、これらの距離は実際にき裂の屈曲を支配している応力場と考えるには明らかに小さすぎる。むしろこれらの距離は、き裂の屈曲を特徴づけるためのスケーリングパラ

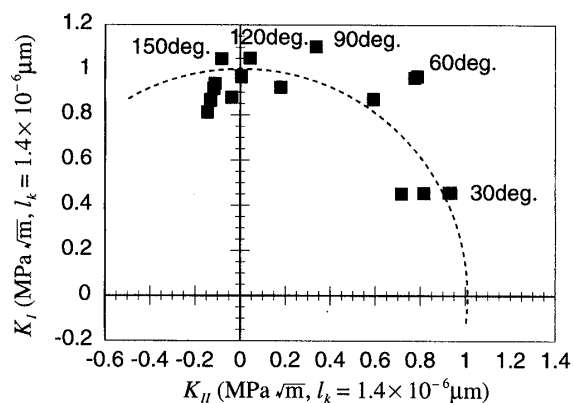
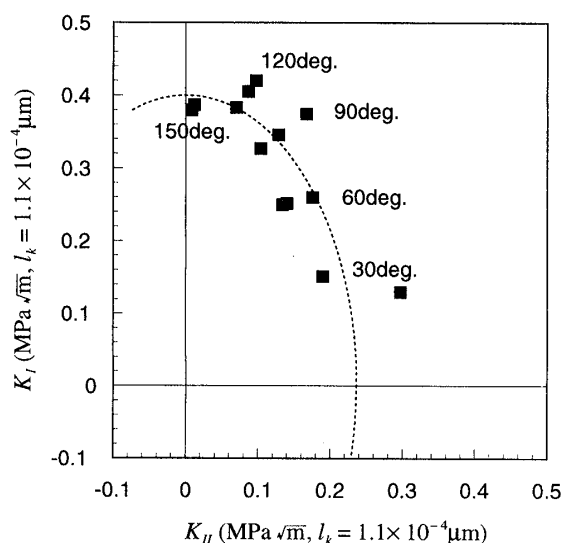
Fig. 14 Mixed mode fracture toughness for Case 1 ($l_k = 1.4 \times 10^{-6} \mu\text{m}$).Fig. 15 Mixed mode fracture toughness for Case 2 ($l_k = 1.1 \times 10^{-4} \mu\text{m}$).

Table 4 Estimated K_{IC} and K_{IIC}

	$K_{IC}(\text{MPa}\sqrt{\text{m}})$	$K_{IIC}(\text{MPa}\sqrt{\text{m}})$
Case 1	1.0	1.0
Case 2	0.4	0.24
Case 3	0.64	0.52

($l_k = 1.4 \times 10^{-6} \mu\text{m}$ for Case 1, $= 1.1 \times 10^{-4} \mu\text{m}$ for Case 2, $= 10 \mu\text{m}$ for Case 3)

メーターと考えるべきであろう。材料1の破壊靱性値と界面の接合力が、材料2の破壊靱性値と比較して十分に強い場合には、き裂は実際に σ_{90} が最大となる方向より、材料2側に大きく屈曲する傾向があるものと考えられる。

Case 1, 2 について、 l_k の値 $1.4 \times 10^{-6} \mu\text{m}$ と $1.1 \times 10^{-4} \mu\text{m}$ のときに、き裂の屈曲角の予測値 $\omega_{\sigma_{\max}}$ が実験値 ω_{exp} と一致することに対応して、これらの l_k を用いた場合の混合モード破壊靱性値を図 14, 15 に示す。これらは、図 8, 9 を原点を中心として時計周りに、それぞれ 0.60 rad. および 0.67 rad. 回転したものである。このように回転させることにより、 $K_{II}=0$ の場合とき裂が界面に沿って進展する場合を一致させることができる。著者らは、既報⁽⁵⁾においてき裂が全て界面に沿って進展する異種材界面き裂の混合モード破壊靱性値が、 l_k を適当な値に設定した際に、次式のような楕円の式で表されることを示した。

$$\left(\frac{K_I}{K_{IC}}\right)^2 + \left(\frac{K_{II}}{K_{IIC}}\right)^2 = 1 \quad (29)$$

本研究の混合モード界面き裂破壊試験の結果も同様の楕円の式で表されるものと仮定し、実験結果に最も良く一致するように K_{IC} , K_{IIC} を設定したものを図 10, 14, 15 中に破線で示した。それぞれケースの K_{IC} , K_{IIC} の値を表 4 に示す。図 10 の Case 3 の場合は、実測値のばらつきが大きすぎて、楕円型破壊基準で表せるかどうか判断がつかねるが、図 14, 15 の Case 1, 2 では、楕円型破壊基準が比較的良く実測値を表現している。界面の接合強度が強くと、き裂が界面からいずれかの部材中に屈曲するような場合の混合モード破壊基準は、多くの場合、 $r_0=l_k$ の位置での周方向応力最大基準でのき裂屈曲予測角が実測値と一致するように l_k を選んだときに、式(24)の楕円型基準で表現されることが考えられる。図 14, 15 を見ると、Case 1 で原点を中心とした円形の分布、すなわちエネルギー解放率一定の分布となり、Case 2 では、 K_{IIC} が K_{IC} より小さいという結果となっている。これは、著者らの既報⁽⁵⁾における K_{IIC} が K_{IC} よりかなり大きいという結果とは、かなり異なったものとなっている。このことは、界面の強度が強いために、破壊靱性値の小さい材料 2 中に大きく屈曲する方が、き裂が界面を進展する場合に比べて、同じか、むしろ小さなエネルギー解放率で進展できることを示していると考えられる。

4. 結 言

き裂がいずれかの部材に屈曲するような異種材界面き裂の屈曲モデルと混合モード破壊基準について検討した。その結果以下のような結論を得た。

1. 異種材界面き裂の破壊には、しばしば残留応力が極めて大きな影響を与えており、その評価が重要である。
2. 異種材界面き裂の周方向応力が最大となる方向は、き裂先端からの距離に依存する。あるき裂からの距離 r_0 における周方向応力最大方向にき裂が屈曲するモデルによりき裂の屈曲角を予測できる。ただし、均質体中のき裂と異なり、少なくとも 1 つ以上の屈曲角の実測値を用いて、適切な評価距離 r_0 を決定する必要がある。
3. 界面き裂の代表長さ l_k をき裂の屈曲角より決定した評価距離 r_0 と等しくとってプロットした K_{II} - K_I 図上の破壊限界の軌跡は、多くの場合楕円形の基準で表現されると予測される。
4. き裂の屈曲角の予測のために決定した l_k の値は、しばしば極めて小さい値となる。この l_k の値は、界面き裂の屈曲と混合モード破壊基準を特徴づける一種のスケールングパラメータとしてとらえられる。

文 献

- (1) Wang, J. S. and Suo, Z., *Acta Metall. Mater.*, **38**-7 (1990), 1279-1290.
- (2) Hutchinson, J. W. and Suo, Z., *Advances in Applied Mechanics*, **29** (1992), 63-191.
- (3) 結城, 許, 機論, **56**-529 A (1990), 1945-1951.
- (4) Yuuki, R. and Xu, J. Q., *Eng. Frac. Mech.*, **41** (1992), 635-644.
- (5) 池田, 宮崎, 他 2 名, 機論, **58**-555 A (1992), 2080-2087.
- (6) He, M. Y. and Hutchinson, J. W., *ASME J. Appl. Mech.*, **56** (1989), 270-278.
- (7) He, M. Y., Bartlett, A., 他 2 名, *J. Am. Ceram. Soc.* **74**-4 (1991), 767-771.
- (8) Geubelle, P. H. and Knauss, W. G., *ASME J. Appl. Mech.*, **61** (1994), 560-566.
- (9) Akisanya, A. R. and Fleck, N. A., *Int. J. Frac.*, **55** (1992), 29-45.
- (10) Akisanya, A. R. and Fleck, N. A., *Int. J. Frac.*, **58** (1992), 93-114.
- (11) Kang, K. J., *Eng. Frac. Mech.*, **49**-4 (1994), 587-598.
- (12) Erdogan, F., *ASME J. Appl. Mech.*, **32** (1965), 403-410.
- (13) Dundurs, J., *ASME J. Appl. Mech.* **36**, 650-652 (1969).
- (14) Rice, J. R., and Sih, G. C., *ASME J. Appl. Mech.*, **32** (1965), 418-423.
- (15) 池田, 菰原, 宮崎, 機論, **63**-611 A (1997), 1377-1384.