

第 4 章

混合モード条件下の任意方向
C E D の評価に関する基礎的検討

4.1 緒 言

前章ではモードⅠ（直進）き裂（切欠き）で定義されたCEDの概念を混合モードき裂（切欠き）に適用するため、き裂のなめらかな延長方向以外の任意の面に対してCEDを拡張定義し、混合モードき裂の破壊を表すパラメータとして任意方向CED \mathcal{E}_θ のモードⅠ,Ⅱ,Ⅲ寄与分（それぞれ $\mathcal{E}_I, \mathcal{E}_{II}, \mathcal{E}_{III}$ ）を導入した。そして、これらと応力拡大係数との関係、径路独立積分との関係、荷重-変位曲線との関係を示し、これらの関係に基づき所要のパラメータが評価できることを述べた。

ところで、CED（モードⅠき裂に対する \mathcal{E} ⁽¹⁾⁽²⁾および混合モードき裂に対する \mathcal{E}_θ ）は、通常の連続体モデルにおいてはいったんき裂を先端の曲率半径 ρ の切欠きにおきかえ、 $\rho=0$ の完全なき裂に対しては有限な ρ の切欠きに対して定義される量を $\rho \rightarrow 0$ とする場合の極限として与えられている。したがって有限要素解析に基づいて径路独立積分により \mathcal{E} 、 \mathcal{E}_θ などを評価する場合、解析対象として $\rho=0$ の完全なき裂を用いたのでは径路独立積分表示式に含まれる面積分の項におけるき裂端の特異性の寄与分を十分に評価できず、その評価のためには十分小さな曲率半径を有する切欠きを用いなければならない。この点についてモードⅠき裂における \mathcal{E} の評価の検討から、半円状切欠きで $\rho/W=0.01$ （ $2W$ ：試験片幅）程度の値を採用すれば一応実用上十分な精度で評価可能であることが示されているが⁽³⁾、 ρ の大きさの設定について系統だった調査を行っておらず、また混合モード状態での検討も行っていない。そこで解析に使用する切欠きの適切な曲率半径 ρ の設定のため、曲率半径 ρ の大きさの系統だった調査に基づく検討が必要である。荷重-変位曲線に基づく評価においては、き裂先端近傍の諸量が \mathcal{E}_θ の評価に必

要ではないので、 $\rho = 0$ の完全なき裂が使用できる可能性がある。したがって有限要素解析に基づいて \mathcal{E}_p を評価する場合、切欠き形状に対する曲率半径 ρ の大きさ、切欠きおよびき裂形状に対する屈折切欠きの屈折部分の長さによる \mathcal{E}_p の評価精度の検討が必要であると考えられる。またこの荷重-変位曲線に基づく評価では、有限要素解析に基づく評価の他に実験による評価が可能であり、実験により得られた荷重-変位曲線に基づく \mathcal{E}_p の実際的评价の可能性についての検討が必要である。

本章では、有限要素解析および実験の範囲を基本的に線形弾性範囲に限定し、応力拡大係数との関係式より得られる \mathcal{E}_p 、 \mathcal{E}_k などの値を基準として、径路独立積分および荷重-変位曲線に基づく評価に関する上記基礎事項の検討を行う。径路独立積分の場合、円状、半円状切欠きを用いて、引張型荷重下の二次元傾斜き裂試験片の有限要素弾性解析を曲率半径を系統的に変化させて行い、 ρ/W と径路独立積分による \mathcal{E}_p 、 \mathcal{E}_k の関係から適切な ρ の設定を行う。この径路独立積分による評価については特別に弾塑性領域まで解析を広げ、線形弾性範囲と同様の検討を行った。荷重-変位曲線に基づく評価法では、有限要素弾性解析に基づく評価の場合、やはり引張型荷重下の二次元傾斜き裂試験片を対象として、径路独立積分に基づく検討から設定された ρ を持つ切欠きとき裂形状に対して、屈折切欠きの屈折部の長さとし荷重-変位曲線による \mathcal{E}_p との関係を調べ、 \mathcal{E}_p の実際的评价の検討を行う。また実験に基づく評価の場合は、常温ではほぼ線形挙動を示すエポキシ樹脂を用いて作製したき裂形状の直線、屈折き裂を有する二次元傾斜き裂試験片の引張実験を行い、 \mathcal{E}_p の実際的评价の可能性を検討する。最後に、混合モード破壊クライテリオンにおいては \mathcal{E}_p 、 \mathcal{E}_k などの最大値およびその方向の評価が重要であると考えられ⁽⁴⁾、ここで検討された径路独立積分および荷重-変

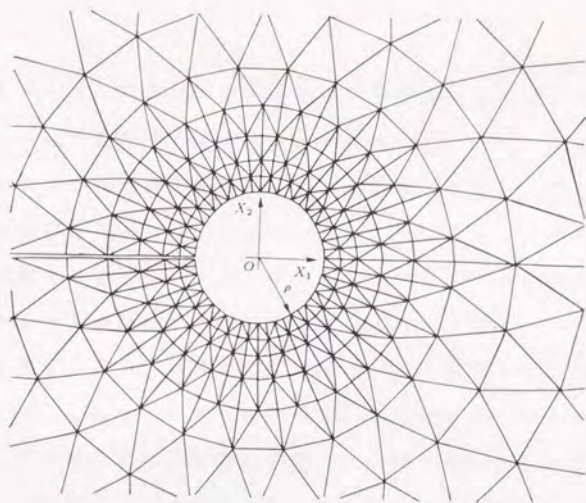
位曲線に基づく評価結果に基づいて、 ε_p , ε_s の最大値などの正確な評価を行うための各評価の方法の位置づけ(役割)についての検討を行う。

4.2 有限要素解析に基づく任意方向CEDの評価

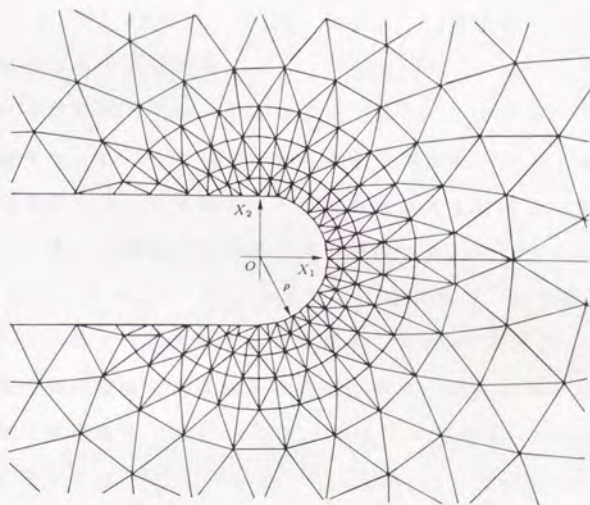
ここでは、引張型荷重下の二次元傾斜き裂試験片を対象として、主に有限弾性要素解析を行い、前章で示した径路独立積分および荷重-変位曲線との関係に基づき \mathcal{E}_φ 、 \mathcal{E}_θ などを評価する。それらの結果と応力拡大係数から求めた \mathcal{E}_φ 、 \mathcal{E}_θ などの理論値との比較から、それぞれの評価法による \mathcal{E}_φ 、 \mathcal{E}_θ などの評価に関する基礎的事項（評価精度および φ に対する評価傾向）の検討を行う。さらに混合モードき裂の破壊クライテリオンにおいて重要であると考えられる \mathcal{E}_θ の最大値およびその最大となる φ の方向⁽⁴⁾の精度よい推定を行うための方法を検討する。

4.2.1 任意方向CEDの各変形モード寄与分への分離計算方法

有限要素解析は、山田らによって開発された弾塑性解析プログラム「E P I C - IV」⁽⁵⁾を用いて行った。この解析では三角形定ひずみ要素が使用されている。 \mathcal{E}_φ のモードI、モードII寄与分の評価のためには、応力、ひずみ（ $\sigma_{\alpha\beta}$ 、 $\varepsilon_{\alpha\beta}$ 、 $\alpha, \beta = 1, 2$ ）および変位（ u_α ）などをモードI、モードII寄与分に分離することが必要である。3.2.2項に示した \mathcal{E}_φ の各変形モード寄与分への分離方法では、 $\sigma_{\alpha\beta}$ 、 $\varepsilon_{\alpha\beta}$ および u_α などが試験片全体で連続的に定義できるときの方法である。三角形定ひずみ要素では、要素一つに対し一つの $\sigma_{\alpha\beta}$ 、 $\varepsilon_{\alpha\beta}$ が求められ、 u_α は各節点で求められることとなる。図4.1に円状、半円状切欠きで実際に用いた切欠き近傍の要素分割の例を示しているが、例えばある節点の φ 面に対する対称点を3.2.2項において説明した方法で求めたとしても（図3.3参照）、その対称点がある節点に一致するとは限らない。すなわち、 φ 面に対して節点对節点、要素対要素が一对一に対応が取れているとは限



(a) 円状切欠き



(b) 半円状切欠き

図 4. 1 切欠き近傍の要素分割

らない。したがって、対称点での変位あるいは対称（と考えられる）要素の $\sigma_{\alpha\beta}$, $\varepsilon_{\alpha\beta}$ を推定する必要がある（このことは図4. 1より円状切欠きよりも半円状切欠きにおいてより問題となる）。ここでは、3.2.2項に示した $\sigma_{\alpha\beta}$, $\varepsilon_{\alpha\beta}$ および u_{α} をモードI, モードII寄与分に分離する方法を、三角形定ひずみ要素を用いた有限要素解析に適用するときの実際的な計算方法を以下に説明する。

はじめに要素の応力、ひずみに関しては、ある要素に対して得られた $\sigma_{\alpha\beta}(\ell)$, $\varepsilon_{\alpha\beta}(\ell)$ の値を要素の重心点Gでの値と仮定することとする。その重心点Gの対称点を3.2.2項で説明した方法に従うモードI, II寄与分への分離経路に沿って求める（図3. 3参照）。図4. 2のように求められた対称点をG'とすると、この対称点が入った要素の応力、ひずみを対称点の $\sigma_{\alpha\beta}(-\ell)$, $\varepsilon_{\alpha\beta}(-\ell)$ として式(3.7), (3.8)から、 $\sigma_{\alpha\beta}^I(\ell)$, $\varepsilon_{\alpha\beta}^I(\ell)$ および $\sigma_{\alpha\beta}^{II}(\ell)$, $\varepsilon_{\alpha\beta}^{II}(\ell)$ を算出するものとする。

格子点の変位に関しては、ある格子点（図4. 3のN点）[その点での変位を $u_{\alpha}(\ell)$ とする]の対称点を同様にモードI, II寄与分への対称経路に従って求める。その対称点がある格子点（図4. 3のM点）に一致する場合、その格子点の変位を $u_{\alpha}(-\ell)$ として式(3.7), (3.8)により $u_{\alpha}^I(-\ell)$, $u_{\alpha}^{II}(-\ell)$ を求める。対称点が格子点に一致しない場合（N点の対称点が図4. 3のM'点であったとする）、要素内の変位は線形近似されているので、図4. 4に示すように対称点[座標値を (x_1', x_2')]が入った要素の三つの格子点[座標値をそれぞれ (x_{11}, x_{12}) , (x_{21}, x_{22}) , (x_{31}, x_{32}) とする]の変位（それぞれ $u_{1\alpha}$, $u_{2\alpha}$ とする）を用いて対称点の変位 $u_{\alpha}(-\ell)$ は次式の対称点の含まれる要素内の線形近似式によって算出するものとする。

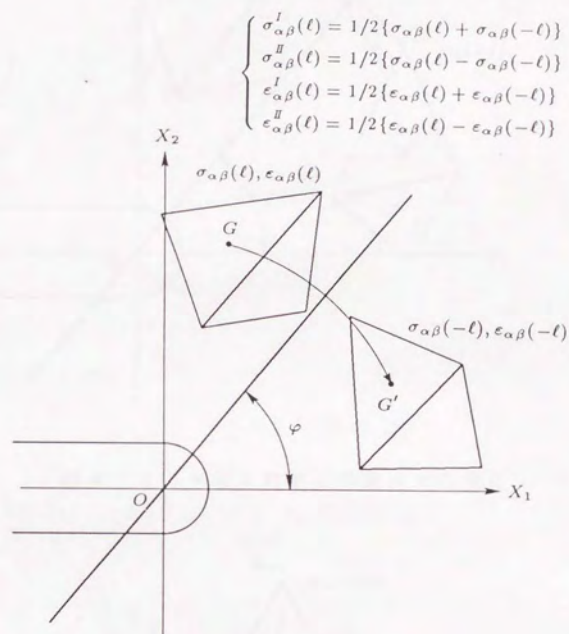


図 4. 2 φ 面に対する対称点での応力, ひずみ

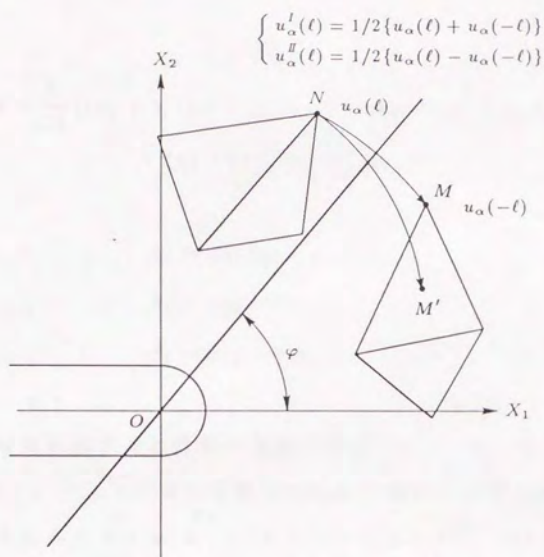
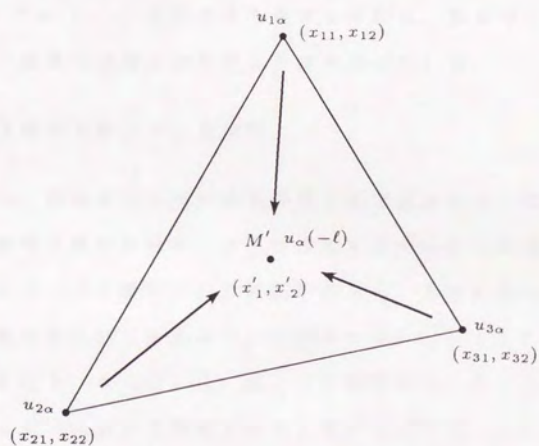
図 4. 3 φ 面に対する対称点での変位

図 4. 4 三角形要素内の変位

$$u_{\alpha}(-\ell) = \frac{1}{2A} \{ (a_1 + b_1 x'_1 + c_1 x'_2) u_{1\alpha} + (a_2 + b_2 x'_1 + c_2 x'_2) u_{2\alpha} + (a_3 + b_3 x'_1 + c_3 x'_2) u_{3\alpha} \} \quad (4.1)$$

また

$$a_1 = x_{21}x_{32} - x_{31}x_{22}$$

$$b_1 = x_{22} - x_{32}$$

$$c_1 = x_{31} - x_{21}$$

.....

ここで A は対称点を含む要素の面積である。 $a_1, b_1, c_1, a_2, \dots, c_3$ は 1, 2, 3 の添字を循環的に置き換えれば得られる。この式によって求められた $u_i(-\ell)$ を用いて式 (3.7), (3.8) により $u_a^I(-\ell), u_a^{\Pi}(-\ell)$ を求めるものとする。

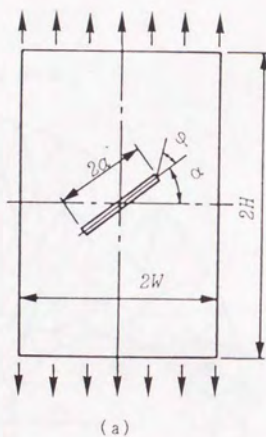
これら対称点を求めるときは、微小変形を仮定し、変形前の座標値で対称点を出し、変形後もその対称点の座標を用いている。また式 (4.1) で $u_i(-\ell)$ を算出する場合も同様に、要素の三つの格子点の座標、要素の面積 A は変形前の値を用いている。

4.2.2 径路独立積分による評価

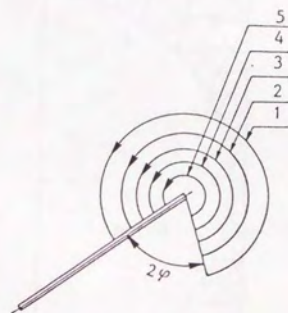
ここでは、切欠きの先端の曲率半径 ρ を変化させて二次元傾斜切欠きの有限要素解析を行い、 ρ と径路独立積分により評価される \mathcal{E}_{φ} およびそのモード I 寄与分 \mathcal{E}_{φ}^I との関係性を求め、その結果に基づいてすべての傾斜角を同じ大きさの ρ で計算するとしたときの ρ の大きさの検討を行う。さらに、 $\mathcal{E}_{\varphi}, \mathcal{E}_{\varphi}^I$ と φ の関係から、混合モード破壊クライテリオンにおいて重要となると考えられる $\mathcal{E}_{\varphi}, \mathcal{E}_{\varphi}^I$ の最大値およびその最大値となる φ 方向の評価精度について検討を行う。

(1) 解析対象および方法

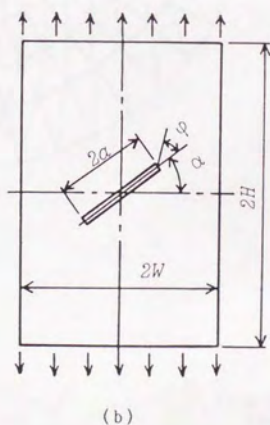
解析対象は図4. 5に示すような二種類の二次元傾斜き裂試験片であり、図4. 5(a)は高松らが実験で用いたもの⁽⁶⁾と同じである。この試験片の上下面に静的な一様応力が作用する場合の有限要素解析を行った。切欠き形状として円状切欠きおよび半円状切欠きを用い、解析は平面応力状態を仮定し、線形弾性領域で行ったが、図4. 5(a)については弾塑性領域まで行った。要素としては三角形定ひずみ要素を用いた。径路独立積分による \mathcal{E}_p などの評価に用いた積分径路の概略を図4. 5(c)に示している。径路独立積分表示式[式(3.52), (3.53)]の各項の評価手法は(2)において示す。切欠きの傾斜角 α は、図4. 5(a)の試験片では $\alpha = 0^\circ$ (モードI切欠き), $30^\circ, 60^\circ$ (混合モード切欠き)、図4. 5(b)の試験片では $\alpha = 0^\circ, 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 75^\circ$ とし、 φ はそれぞれの α に対し $\varphi = 0^\circ, -15^\circ, -30^\circ, -45^\circ, -60^\circ, -75^\circ$ の6種類とした。切欠き先端の曲率半径 ρ は、図4. 5(a)試験片においては変化させ、 $\rho/W = 0.001, 43.0, 0.00286, 0.00571, 0.00858, 0.0114, 0.0143$ の6種類とし、図4. 5(b)試験片では、円状切欠きで $\rho/W = 0.00114$ 、半円状切欠きで $\rho/W = 0.00714$ としている。また解析は逆対称条件を用い試験片の1/2の部分を対象としている。図4. 5(a)の試験片における各 ρ/W に対する要素数、節点数は、円状切欠きの場合1322~1922要素、740~1052節点、半円状切欠きの場合1212~1812要素、676~988節点であった(ただし、それぞれ小さい数は $\rho/W = 0.0143$ 、大きい数は $\rho/W = 0.00143$ の場合に対応し、要素数、節点数は ρ/W が小さくなるに従って大きくなるようにしてある)。図4. 5(b)の試験片では、要素数、節点数は、円状切欠きで943要素、562節点、半円状切欠きで847要素、506節点である。図4. 6には今回使用した円状切欠きおよび半円状切欠きの要素分割の例として図4. 5(a)の試験片のものを示している。図中太い実線で径路独立積分に用いた径路の



$W = 35 \text{ mm}$
 $H = 100 \text{ mm}$
 $\alpha = 17.5^\circ$
 THICKNESS: $B = 1 \text{ mm}$



(c)



$W = 175 \text{ mm}$
 $H = 350 \text{ mm}$
 $\alpha = 70^\circ$
 THICKNESS: $B = 1 \text{ mm}$

图 4. 5 解析对象

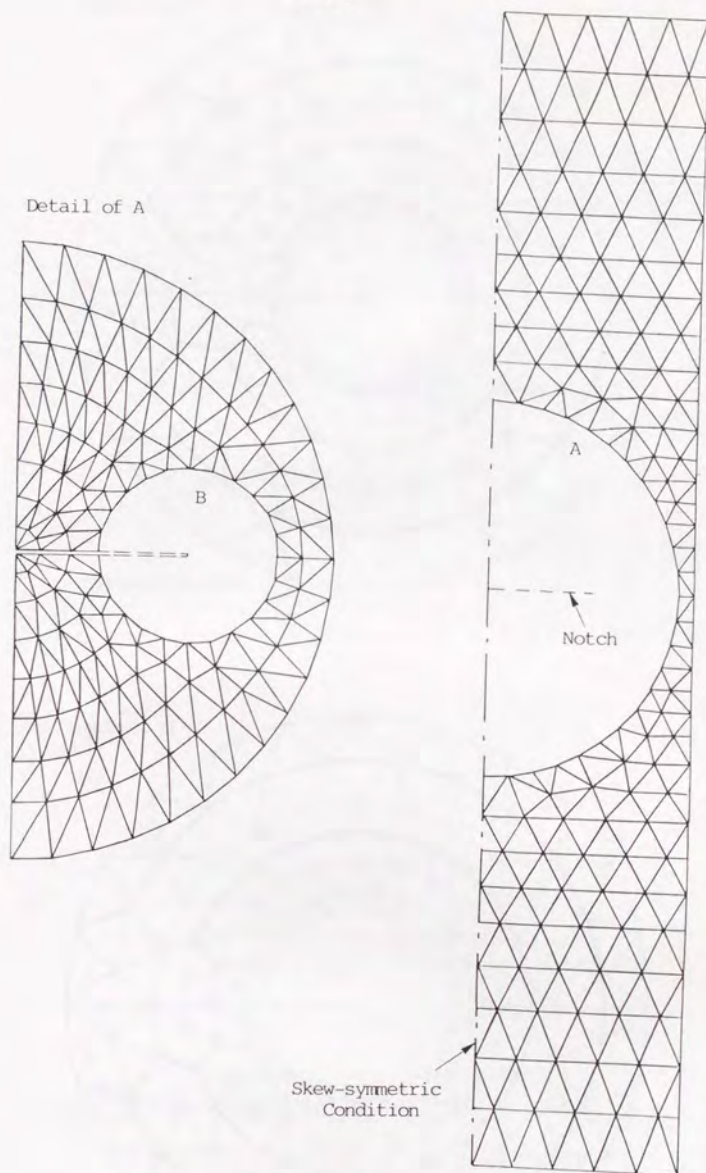
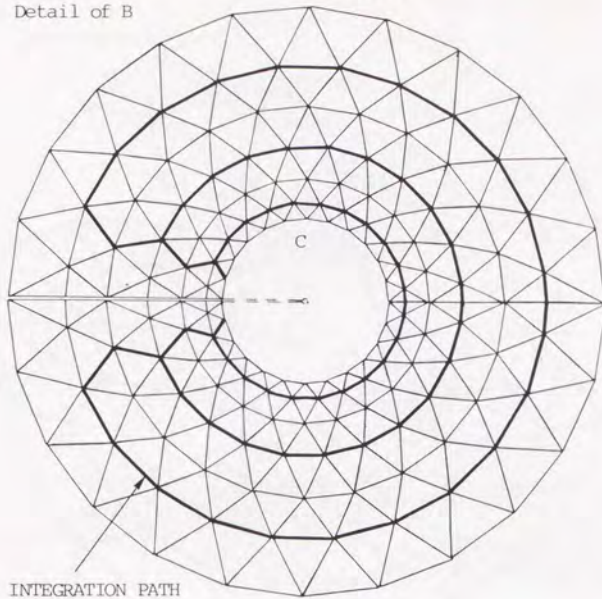
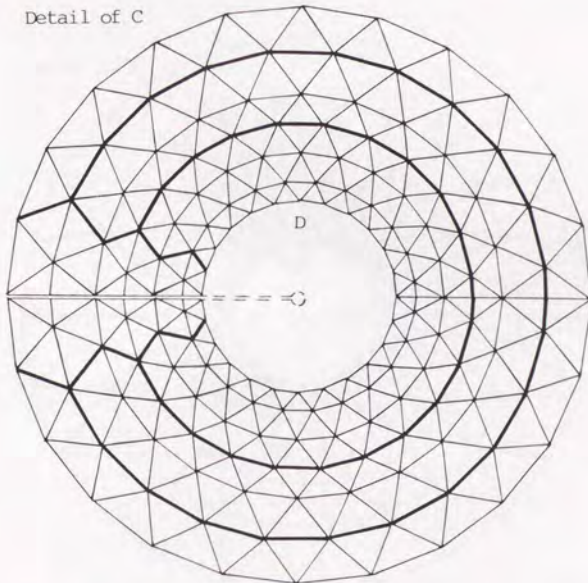


図 4. 6 有限要素解析用要素分割例
[図 4. 5 (a) 試験片用]

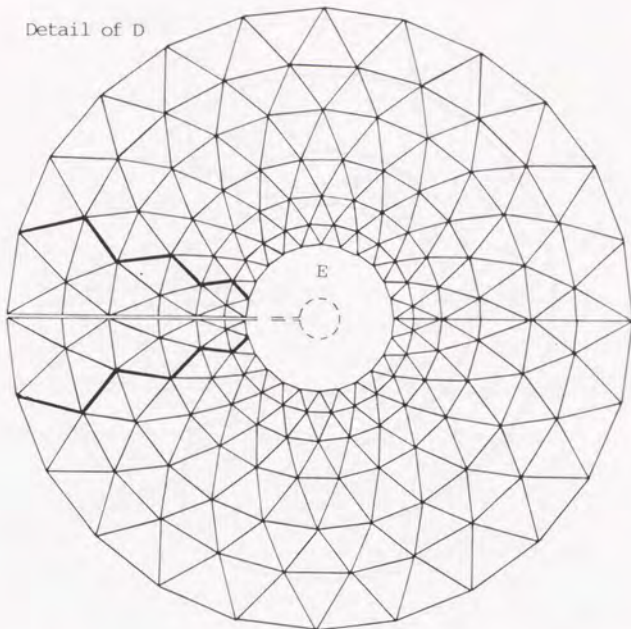
Detail of B



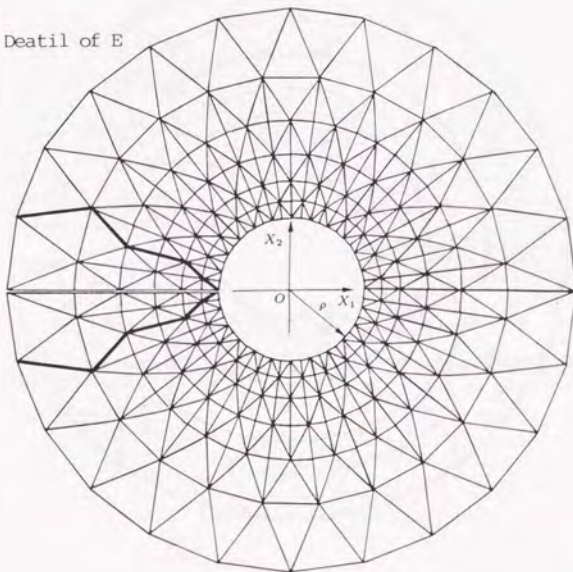
Detail of C



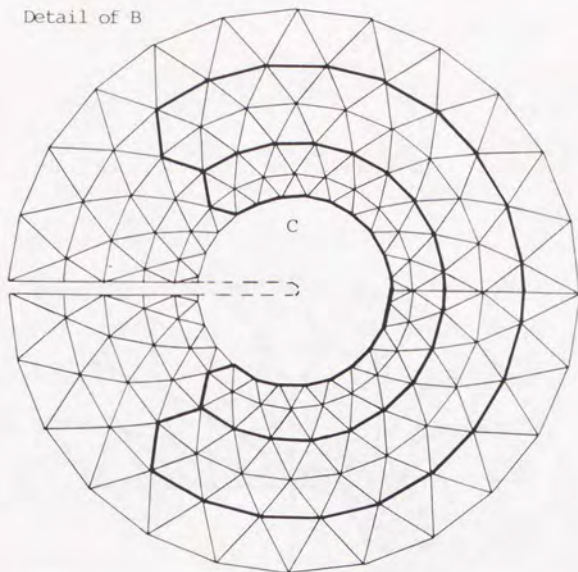
Detail of D



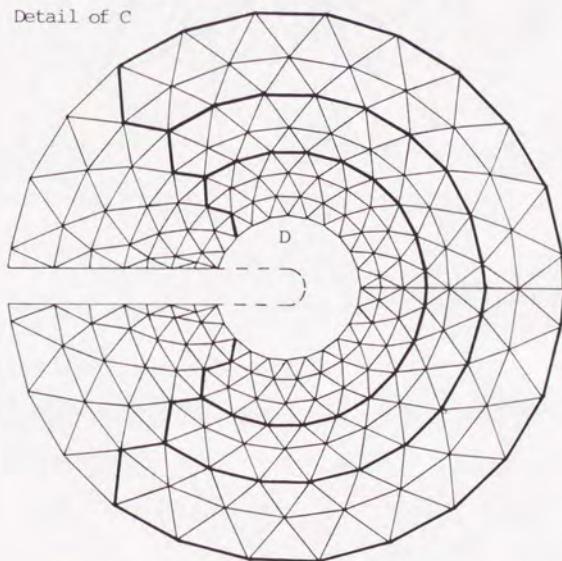
Detail of E



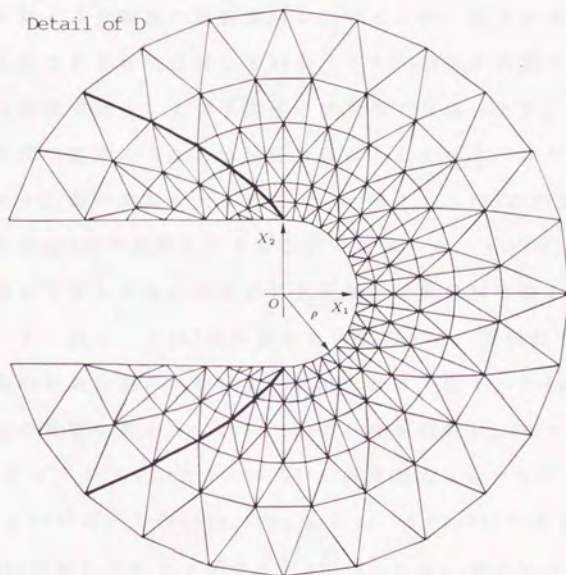
Detail of B



Detail of C



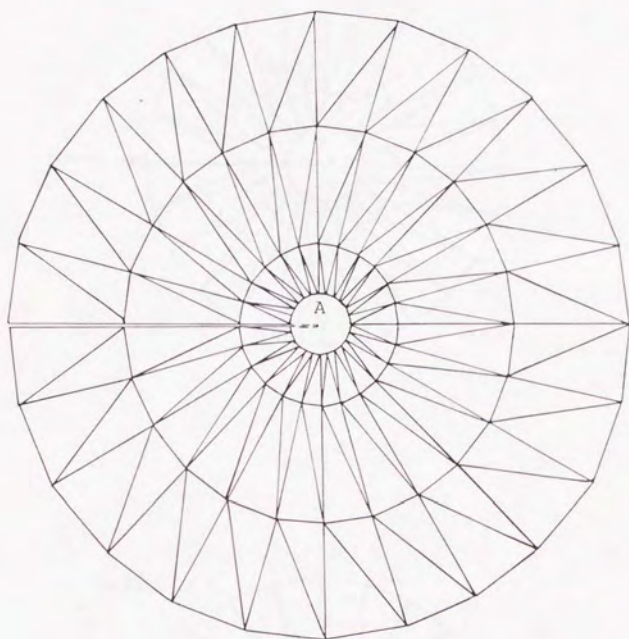
Detail of D



例として $\varphi = 0^\circ$ のものを示している [ここで図 4. 5 (c) に示したように, φ によって積分径路の始点 (あるいは終点) は変化するが, 図 4. 6 では積分径路の表示が煩雑になるのを避けるため代表として $\varphi = 0^\circ$ の場合のみ示している]. この分割では切欠き近傍で任意の φ 方向に対する分割法の影響を同じにするため, 切欠き曲率半径 ρ の中心として放射状に分割している. また, 切欠き近傍の要素分割の方法は曲率半径 ρ によらず同種の切欠きでは同一とし, また ρ と切欠き近傍の要素の大きさの関係も同じとしている (ρ が大きくなると切欠き近傍の要素も大きくなる). 図 4. 5 (b) に用いた要素分割は基本的に (a) の試験片のものと同じであるが, $a/W, H/W$ の修正を除いて最も大きい差は切欠き近傍の要素分割の細かさであり, 図 4. 7 に図 4. 5 (b) の試験片の円状切欠き, 半円状切欠きの切欠き近傍の要素分割の例を示す. 材料定数は, 図 4. 5 (a) 試験片では高松らの実験にあわせて 2024-T3A ℓ 合金を想定し, ヤング率 $E = 70.61 \text{ GPa}$, ポアソン比 $\nu = 0.325$, 降伏応力 $\sigma_{ys} = 377.3 \text{ MPa}$, $\bar{\sigma} = C(e + \bar{\epsilon}_p)^n$ において $C = 1039.5 \text{ MPa}$, $n = 0.31$, $e = 0.038$ であり⁽⁷⁾, 図 4. 5 (b) 試験片ではヤング率 $E = 205.8 \text{ GPa}$, ポアソン比 $\nu = 0.3$ である [図 4. 5 (b) 試験片では弾性解析のみ行うのでこれだけの値で十分である].

(2) 径路積分表示の各項の実際的评价

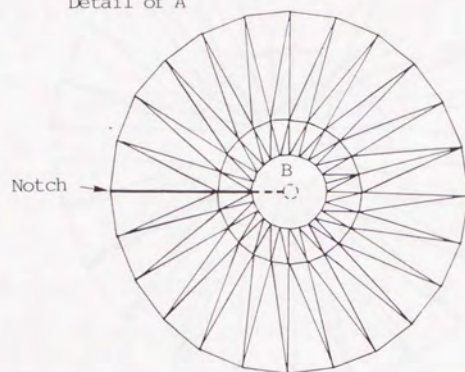
有限要素解析は E P I C - IV によるため三角形定ひずみ要素が使用されており, 各三角形要素について一組の応力, ひずみ ($\sigma_{\alpha\beta}$, $\epsilon_{\alpha\beta}$) と各節点において変位 (u_α) が求まる. ϵ_p などを有限要素解析に基づいて評価するためには, 得られたこれらの応力, ひずみ, 変位から径路独立積分表示式の各項を求めなければならない. 以下にその方法について説明する.



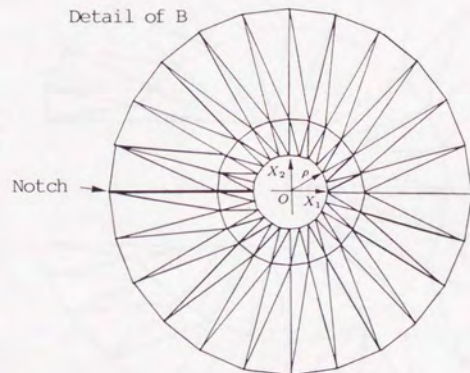
(a) 円状切欠き

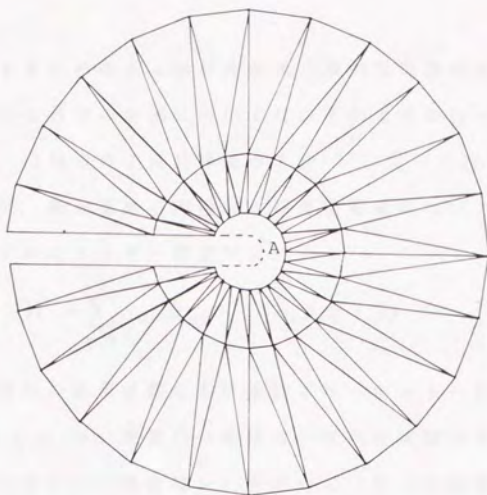
図 4. 7 切欠き端近傍要素分割
[図 4. 5 (b) 試験片用]

Detail of A

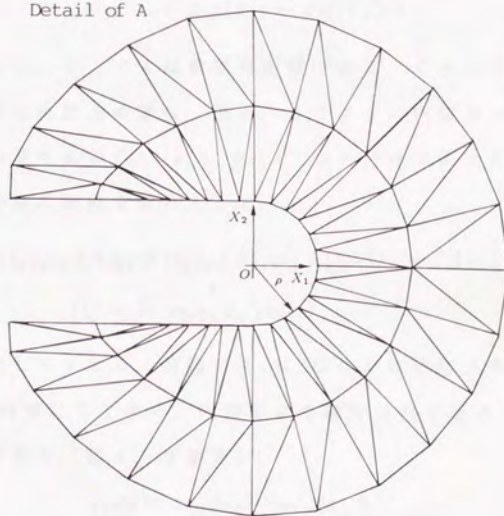


Detail of B





Detail of A



(b) 半円状切欠き

\mathcal{E}_V を評価するための \mathcal{E}_{JV} 積分表示式〔静的な場合の式(3.52)を考える〕における各項の評価については以下に行った。第一項の線積分は、白鳥らのJ積分評価の方法⁽⁸⁾に従って行った。図4.8に示すように、積分径路の内接および外接要素について以下の量を求める。ひずみエネルギー密度 W は、

$$W = \sum_{\alpha, \beta} \sigma_{\alpha\beta} d\varepsilon_{\alpha\beta} \quad (\alpha, \beta = 1, 2) \quad (4.2)$$

によってある時間の負荷状態におけるひずみエネルギー密度を求める。 $u_{\alpha,1}$, $du_{\alpha,1}$ は、要素内の変位は一次内挿関数で表せるので3節点の変位(あるいは変位増分)を用いて(節点の座標は図4.4参照),

$$u_{\alpha,1} = \{u_{1\alpha}(x_{22} - x_{32}) + u_{2\alpha}(x_{32} - x_{12}) + u_{3\alpha}(x_{12} - x_{22})\} / 2A \quad (4.3)$$

のように求める。ここで A は要素の面積である。これらの量を求めておいて、積分径路上の量は、図4.8のように内接および外接要素、径路上の量を添字 $()_{IN}$, $()_O$, $()_I$ を付けて表すとする、向かい合う要素の面積を重みとして、

$$(Q)_L = \{(Q)_{IN}(A)_O + (Q)_O(A)_{IN}\} / \{(A)_{IN} + (A)_O\} \quad (4.4)$$

$$(Q = W, \sigma_{\alpha\beta}, u_{\alpha,1} \text{ etc.})$$

のように平均して求める。表面力 T_i は、はじめに径路上の $\sigma_{\alpha\beta}$, $\varepsilon_{\alpha\beta}$ を式(4.3)と同様にして求め、内接要素の積分径路が通る一辺から次式のように求める(図4.9参照)。

$$\left. \begin{aligned} T_1 ds &= \sigma_{11} dx_2 - \sigma_{12} dx_1 \\ T_2 ds &= \sigma_{12} dx_2 - \sigma_{22} dx_1 \end{aligned} \right\} \quad (4.5)$$

時間積分に関しては、増分段階ごとに台形公式で近似して求めた。

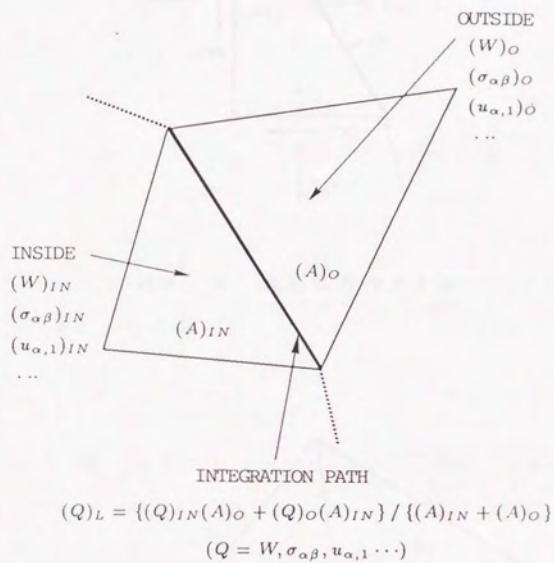


図 4. 8 積分径路内の内接, 外接要素

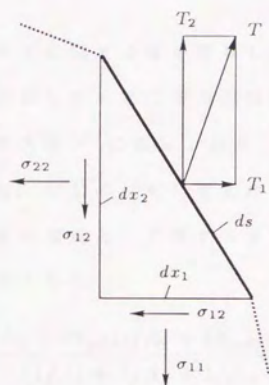
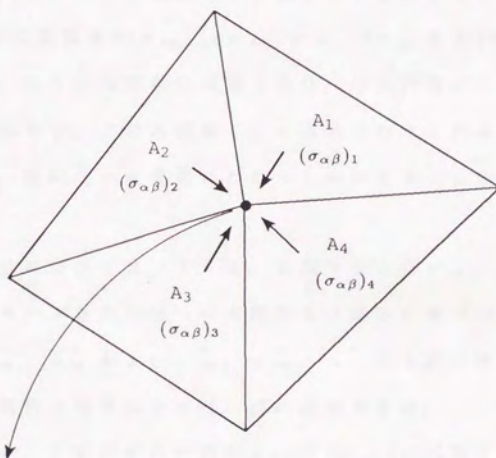


図 4. 9 表面応力ベクトル



$$(\sigma_{\alpha\beta})_P = \frac{\{(\sigma_{\alpha\beta})_1/A_1 + (\sigma_{\alpha\beta})_2/A_2 + (\sigma_{\alpha\beta})_3/A_3 + (\sigma_{\alpha\beta})_4/A_4\}}{(1/A_1 + 1/A_2 + 1/A_3 + 1/A_4)}$$

図 4. 10 節点の応力の推定

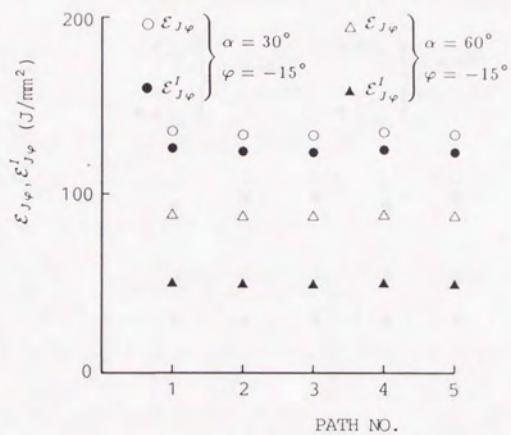
この径路の微小部分 ds に関する量を計算し、それを積分径路全長にわたって合計して評価した。第二項の面積分に関しては、渡辺、倉繁によって示された方法⁽³⁾に従っており、例えば積分径路内の要素の $\sigma_{\alpha\beta,1}$ については、はじめにその要素の各節点の応力を、図 4. 10 のようにその節点を頂点として有する全要素の $\sigma_{\alpha\beta}$ を用い、要素の面積の逆数を重みとして

$$(\sigma_{\alpha\beta})_P = \frac{\{(\sigma_{\alpha\beta})_1/A_1 + (\sigma_{\alpha\beta})_2/A_2 + (\sigma_{\alpha\beta})_3/A_3 + (\sigma_{\alpha\beta})_4/A_4\}}{(1/A_1 + 1/A_2 + 1/A_3 + 1/A_4)} \quad (4.6)$$

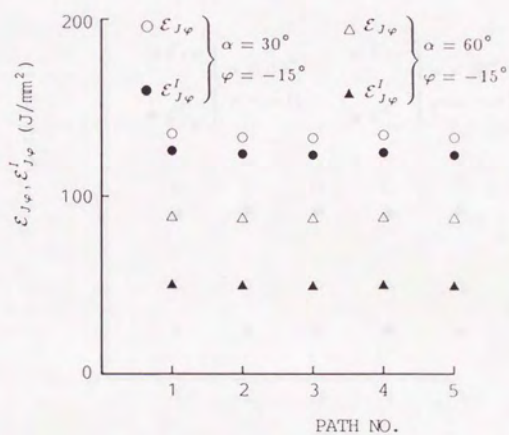
のように平均して求める。ただし、添字の 1, 2, ... は図 4. 10 に示すように節点を含む要素の番号を示す。そしてこのようにして求めた節点応力を用いて、 $\sigma_{\alpha\beta,1}$ は式 (4.3) と同様に一次内挿関数を用いて求めた。 $\varepsilon_{\alpha\beta,1}$ についても同様にして求めることができる。この $\sigma_{\alpha\beta,1}$, $\varepsilon_{\alpha\beta,1}$ から各要素の $\sigma_{\alpha\beta,1} d\varepsilon_{\alpha\beta,1} d\sigma_{\alpha\beta}$ を式 (4.1) と同様にして求め、さらに時間積分に関しては、増分段階ごとに台形公式で近似して求める。この各要素ごとに求められたこれらの量に要素面積をかけ、径路内の全要素にわたって合計することによって評価している。

\mathcal{E}_{Jp} , \mathcal{E}_{Jp} 積分については、4. 2. 1 項で示した $\sigma_{\alpha\beta}$, $\varepsilon_{\alpha\beta}$, u_α のモード I, モード II 寄与分への実際的な分離法に基づいて求められた $\sigma_{\alpha\beta}^I$, $\varepsilon_{\alpha\beta}^I$, u_α^I および $\sigma_{\alpha\beta}^{II}$, $\varepsilon_{\alpha\beta}^{II}$, u_α^{II} を上記の評価手法に適用して、径路独立積分により \mathcal{E}_p , \mathcal{E}_p は評価できる。

図 4. 11, 4. 12 にそれぞれ図 4. 5 (a), (b) 試験片において円状、半円状切欠きの各径路ごとに得られた \mathcal{E}_{Jp} , \mathcal{E}_{Jp} 積分値 (\mathcal{E}_{Jp} , \mathcal{E}_{Jp} はそれぞれ \mathcal{E}_p , \mathcal{E}_p を評価するための径路独立積分により得られた値) の例として $\alpha = 30^\circ$ および $\alpha = 60^\circ$ の場合を示している。図 4. 12 において図 4. 5 (a) 試験片のものは円状切欠き $\rho /$

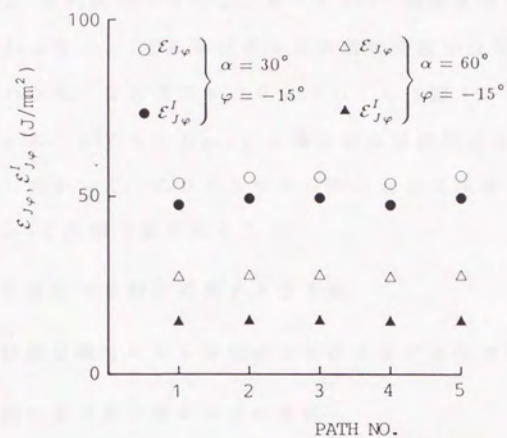


(a) 円状切欠き

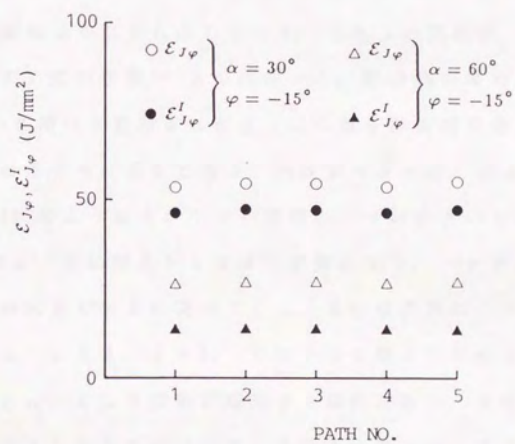


(b) 半円状切欠き

図 4. 1.1 $\mathcal{E}_{J\varphi}, \mathcal{E}_{J\varphi}^I$ 積分の径路独立性
 [図 4. 5 (a) 試験片]



(a) 円状切欠き



(b) 半円状切欠き

図 4. 1 2 $\mathcal{E}_{J\varphi}, \mathcal{E}_{J\varphi}^I$ 積分の径路独立性
 [図 4. 5 (b) 試験片]

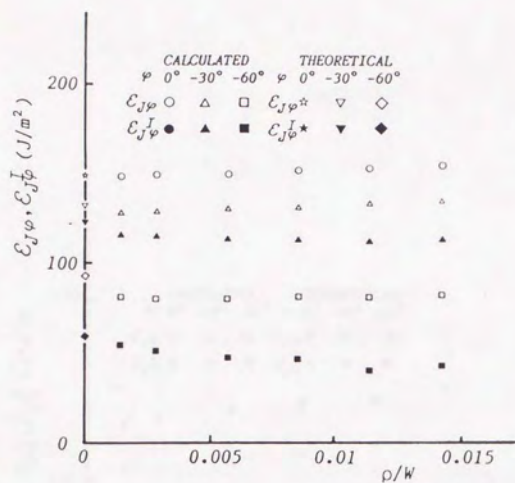
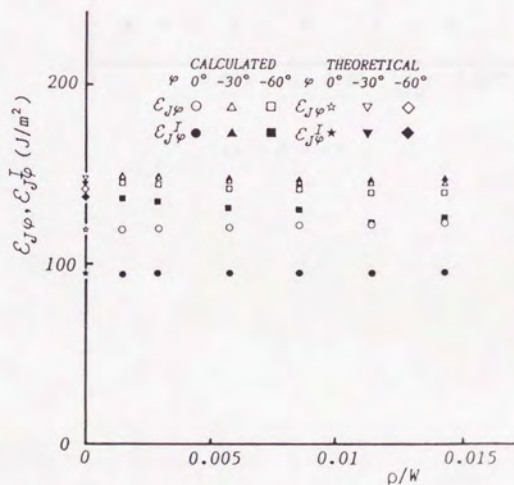
$W = 0.00143$, 半円状切欠きで $\rho / W = 0.00571$ の結果を用いて示している。これより $\varepsilon_{3\varphi}$, $\varepsilon_{3\varphi}$ 積分値とも径路独立積分は良好に成立しているのがわかる。なお他の α , φ についても [図 4, 5 (a) 試験片については ρ についても] $\varepsilon_{3\varphi}$, $\varepsilon_{3\varphi}$ 積分値の径路独立性同様に良好であった。したがって、これら 5 つの径路に対して評価された値の平均値で $\varepsilon_{3\varphi}$, $\varepsilon_{3\varphi}$ 積分値を定めた。

(3) 弾性範囲での解析結果および考察

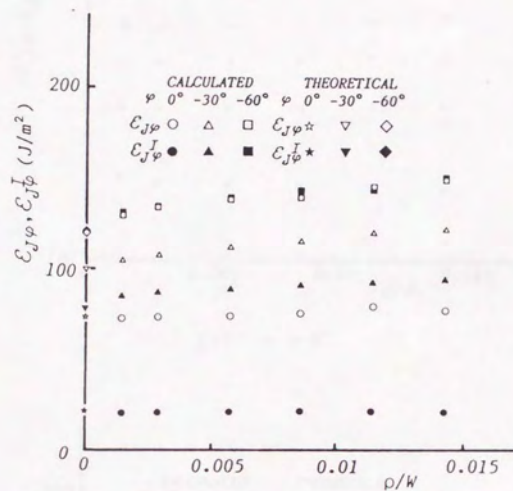
(1) 径路独立積分による評価法における切欠き曲率半径の影響

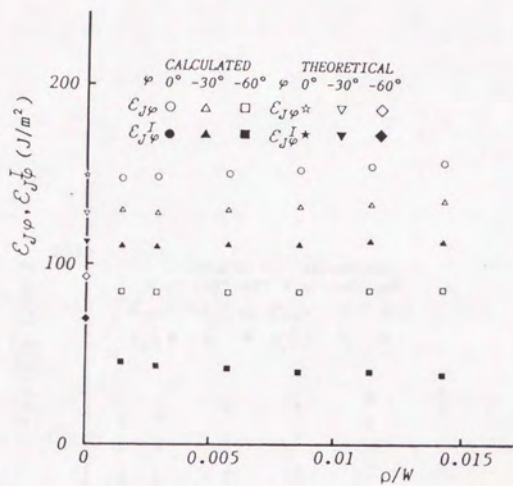
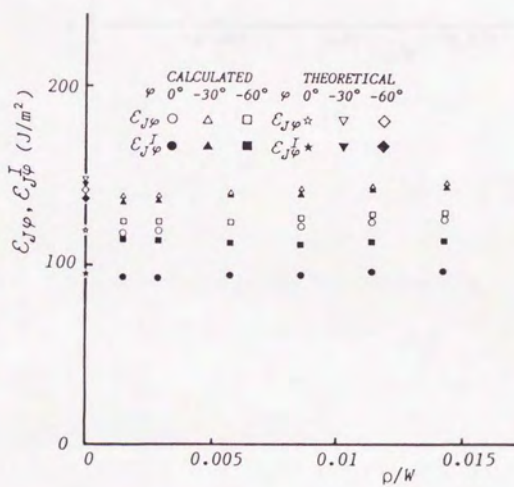
① 径路独立積分値と曲率半径の関係

図 4, 13, 4, 14 は, 図 4, 5 (a) 試験片において行われた ρ / W の変化に対する解析結果の例として, 各切欠きの傾斜角 $\alpha = 0^\circ, 30^\circ, 60^\circ$ の $\varphi = 0^\circ, -30^\circ, -60^\circ$ に対する $\varepsilon_{3\varphi}$, $\varepsilon_{3\varphi}$ 積分値と ρ / W との関係を示している。これらの図には, ε_{φ} , ε_{φ} と線形弾性の応力拡大係数⁽²⁾との関係から, 解析的に求められた K_I , K_{II} ⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾を用いて算出された値(この値を以後理論値と呼ぶ)を $\rho / W = 0$ のところに示してある。円状切欠きでは, 図 4, 13 より $\alpha = 0^\circ, 30^\circ$ のように α が小さい領域の $-\varphi$ が小さいところでは, $\varepsilon_{3\varphi}$, $\varepsilon_{3\varphi}$ は ρ / W に関係なくほぼ一定値となり, $-\varphi$ が大きくなると, ρ / W が大きくなるに従って $\varepsilon_{3\varphi}$, $\varepsilon_{3\varphi}$ は次第に小さくなる傾向が見えるようになる。 $\alpha = 60^\circ$ では φ の全般にわたり ρ / W が大きくなると $\varepsilon_{3\varphi}$, $\varepsilon_{3\varphi}$ は次第に増加する傾向があり, その増加の割合は $-\varphi$ が大きくなるに従い大きくなるようである。また, ρ / W が 0.008 程度より大きいとき $\varepsilon_{3\varphi}$, $\varepsilon_{3\varphi}$ の値が上下する(例えば $\alpha = 60^\circ$ では ρ / W の値が大きい方が $\varepsilon_{3\varphi}$, $\varepsilon_{3\varphi}$ の値は小さくなる)ようなところもあるが, これは ρ / W が大きくなりすぎるともはやき裂とみなすことができないようになること, また今回の要素では ρ

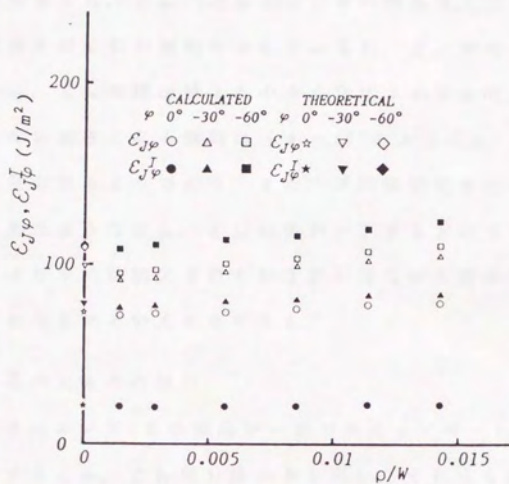
(a) $\alpha = 0^\circ$ (b) $\alpha = 30^\circ$ 図 4. 13 $\mathcal{E}_{J\varphi}, \mathcal{E}_{J\varphi}^I$ と ρ/W の関係

[図 4. 5 (a) 試験片・弾性範囲・円状切欠き]

(c) $\alpha = 60^\circ$

(a) $\alpha = 0^\circ$ (b) $\alpha = 30^\circ$ 図 4. 14 $E_{J\varphi}, E_{J\varphi}^I$ と ρ/W の関係

[図 4. 5 (a) 試験片・弾性範囲・半円状切欠き]

(c) $\alpha = 60^\circ$

ρ/W が大きくなると切欠き先端近傍の要素はそれに従い大きくなっており、このため切欠き先端近傍の特異性を十分に表せなくなることが原因と考えられる。

半円状切欠きでは、 $\varepsilon_{J\varphi}$ 、 $\varepsilon_{J\psi}$ と ρ/W の関係は、全体的に円状切欠きの場合と良く似た傾向を示しているが、 ρ/W の小さいところでは、 $\varepsilon_{J\varphi}$ 、 $\varepsilon_{J\psi}$ は理論値より小さく算出されており、 ρ/W の増加にともない大きくなる傾向は（ $\alpha=30^\circ$ のように） α が小さいところから見られるようである。また、半円状切欠きでは、円状切欠きで見られたような $\varepsilon_{J\varphi}$ 、 $\varepsilon_{J\psi}$ の値が上下するということは見られず、これより半円状切欠きの方がき裂と見なせる曲率半径 ρ は円状切欠きより大きいといえそうである。

② 曲率半径の大きさの検討

円状切欠きにおいて、その傾向が一定である $\rho/W=0.007$ 以下の ρ/W に対する $\varepsilon_{J\varphi}$ 、 $\varepsilon_{J\psi}$ 積分値のみを用い、それらを線形外そうすることによって $\varepsilon_{J\varphi}$ 、 $\varepsilon_{J\psi}$ の値の推定を試みた。この外そう値と理論値とを比較すると、 $\alpha=0^\circ$ では、 $\varphi=0^\circ$ に対する $\varepsilon_{J\varphi}$ は精度良く求まるが φ が大きくなるにつれ $\varepsilon_{J\varphi}$ 、 $\varepsilon_{J\psi}$ 両方とも外そう値は理論値に比べ次第に小さく算出されるようになる。 $\alpha=30^\circ$ では、 $\varepsilon_{J\varphi}$ 、 $\varepsilon_{J\psi}$ 両方ともその誤差はせいぜい3%程度であり理論値とかなり良く合うようである。 $\alpha=60^\circ$ では、 $-\varphi$ が小さい領域では外そう値の $\varepsilon_{J\varphi}$ 、 $\varepsilon_{J\psi}$ 両方とも理論値と良く一致している。しかし、 $-\varphi$ が大きくなると両者の誤差は次第に大きくなる（ $\varphi=-60^\circ$ の $\varepsilon_{J\varphi}$ では外そう値のほうが約15%程度大きい）。このように、線形外そうによっても α が 0° から大きくなって行くに従い、 $-\varphi$ が大きい領域では $\varepsilon_{J\varphi}$ 、 $\varepsilon_{J\psi}$ とも理論値よりやや小さい値から次第に大きく算出されるようになる傾向がある。次に、先の径路積分による評価で用いられた程度の

$\rho / W = 0.00143$ のときの $\varepsilon_{J\varphi}$, $\varepsilon_{J\varphi}$ 積分値と外そう値を比較してみると, 全般的に外そう値の方がやや精度良い値になっているが, その差はせいぜい2~3%程度であり線形外そうにより ε_{φ} , ε_{φ} の値を求めることは, $\rho / W = 0.00143$ 程度に固定してそれらを求めるのに比べそれほど大きなメリットは無いように考えられ, 円状切欠きでは ρ / W として0.00143程度の値を用いればまずまず妥当な結果を得られることがわかる。

半円状切欠きでは, ρ / W として円状切欠きで用いた程度の小ささのものをを用いると, 各 α の $-\varphi$ の小さいところで理論値より小さく算出されており, ρ / W として0.005~0.01程度のものをを用いた方が良い結果が得られるようである。特に, 通常よくこの切欠き形状が用いられるモード I 切欠きの解析では, この程度の値が一つの目安となると思われる。ただし, この程度の ρ / W を用いても各 α で $-\varphi$ が大きくなると理論値と $\varepsilon_{J\varphi}$, $\varepsilon_{J\varphi}$ 積分値は合わなくなる傾向がある。

ここで検討した結果より, 図4. 5 (b)試験片において用いられた円状および半円状切欠きの曲率半径 ρ は妥当な大きさであることがわかる。

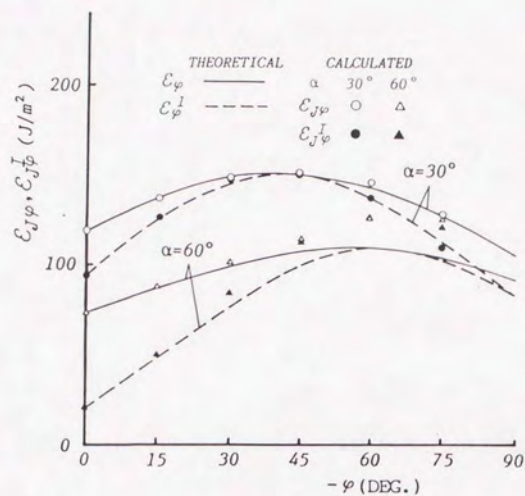
(II) 径路独立積分値による評価傾向の検討

$\alpha = 0^\circ$ (モード I き裂) では図4. 13 (a), 図4. 14 (a)の結果からもわかるように $\varepsilon_{J\varphi}$, $\varepsilon_{J\varphi}$ とも $\varphi = 0^\circ$ で最大となり, このとき $\varepsilon_{J\varphi \max} = \varepsilon_{J\varphi \max}$ ($\varepsilon_{J\varphi \max}$, $\varepsilon_{J\varphi \max}$ はそれぞれ $\varepsilon_{J\varphi}$, $\varepsilon_{J\varphi}$ 積分値の最大値) である (これらのことは応力拡大係数による理論値を用いても同様のことがいえる)。図4. 15, 4. 16にはそれぞれ図4. 5 (a), (b)試験片における $\alpha = 30^\circ$ および 60° の場合の, $\varepsilon_{J\varphi}$, $\varepsilon_{J\varphi}$ と $-\varphi$ の関係を示している。図4. 5 (a)試験片の円状切欠きで

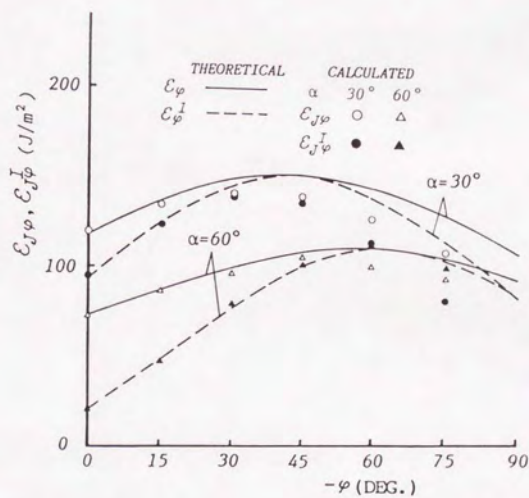
は $p/W = 0.00143$ のときの値を用い、半円状切欠きでは $p/W = 0.00571$ のときの値を用いている。図中実線および破線は、理論値による \mathcal{E}_φ , \mathcal{E}_φ^2 の関係である。これらの図の理論値と φ の関係⁽⁴⁾⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾ からわかるように、 \mathcal{E}_φ , \mathcal{E}_φ^2 は $\varphi = 0^\circ$ 以外の φ において最大値を取り、またその最大値を取る φ 方向近傍で $\mathcal{E}_\varphi \approx \mathcal{E}_\varphi^2$ の関係があることがわかる。ここで、5章において明確に提案するが、混合モード下のき裂の破壊クライテリオンとして、例えばモード I (開口) 型破壊が起こる場合、 $\mathcal{E}_\varphi^2 \max (\approx \mathcal{E}_\varphi \max)$ 値がモード I 破壊の限界値に達したとき、 $\mathcal{E}_\varphi^2 \max$ となる φ 方向にき裂進展が開始するといったものが考えられる。この \mathcal{E}_φ に基づく混合モード破壊クライテリオンにおいては、 $\mathcal{E}_\varphi \max$, $\mathcal{E}_\varphi^2 \max$ 値およびそれらの値を取る φ 方向を評価することが重要であることが予想され⁽⁴⁾、以下にこれらの値を径路独立積分により評価するための検討を行うこととする。

図 4. 15, 4. 16 より $\mathcal{E}_{J\varphi}$, $\mathcal{E}_{J\varphi}^2$ 積分値の評価精度について、円状切欠きに関しては、き裂の傾斜角 α が小さい領域では $\mathcal{E}_{J\varphi}$, $\mathcal{E}_{J\varphi}^2$ 積分値とも理論値と φ 全体にわたって良好に一致しているが、 α が大きい領域では φ が大きくなると理論値に比べやや大きめ (10~15%) に算出されるようになることがわかる。半円状切欠きに関しては、 α の大きい領域で $\mathcal{E}_{J\varphi}$, $\mathcal{E}_{J\varphi}^2$ 積分値は比較的理論値とよく一致しているが、 α が小さい領域では φ が大きくなると $\mathcal{E}_{J\varphi}$ 積分値は理論値よりやや小さく算出され、 $\mathcal{E}_{J\varphi}^2$ 積分値は理論値よりかなり小さく算出されるようになるのがわかる。

さらにこれらの図より $\mathcal{E}_{J\varphi}$, $\mathcal{E}_{J\varphi}^2$ 積分値の φ による変化の傾向については、円状切欠きの場合全般的に良好であり、例えば α が大きくなっても $\mathcal{E}_{J\varphi} \max$, $\mathcal{E}_{J\varphi}^2 \max$ となる φ の値はかなり正確に推定できことが予想される。また半円状切欠きでは α が小さい領域で $\mathcal{E}_{J\varphi}$ 積分値の計算が困難となり、その φ による変化の傾向も理論値と比

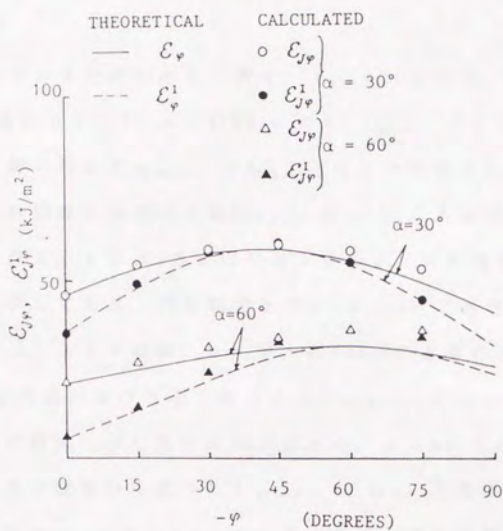


(a) 円状切欠き

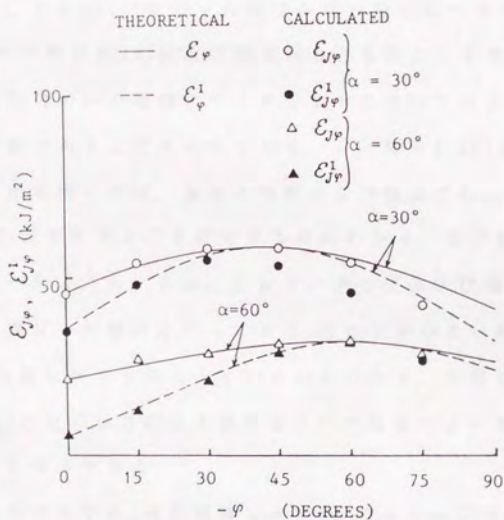


(b) 半円状切欠き

図 4. 15 $E_{I\varphi}$, $E_{J\varphi}^I$ と φ の関係
 [図 4. 5 (a) 試験片]



(a) 円状切欠き



(b) 半円状切欠き

図 4. 16 $\mathcal{E}_{j\varphi}, \mathcal{E}_{j\varphi}^1$ と φ の関係
 [図 4. 5 (b) 試験片]

べかなり異なっているのがわかる。表4. 1, 4. 2には、図4. 5 (a)試験片の場合の $\alpha = 30^\circ$ および 60° に対し、 $\mathcal{E}_{J\varphi}$ 、 $\mathcal{E}_{J\varphi}$ 積分値と $-\varphi$ の関係から得られる $\mathcal{E}_{J\varphi \max}$ 、 $\mathcal{E}_{J\varphi \max}$ となる φ の値と \mathcal{E}_φ 、 \mathcal{E}_φ の理論値と $-\varphi$ との関係から得られる $\mathcal{E}_{\varphi \max}$ 、 $\mathcal{E}_{\varphi \max}$ となる φ の値が比較されている。表4. 1には、特に円状切欠きの ρ/W の各値に対する結果も併せて示してある。円状切欠きでは、 $\alpha = 30^\circ$ では理論値による $\mathcal{E}_{\varphi \max}$ 、 $\mathcal{E}_{\varphi \max}$ となる φ の値、 $\rho/W = 0.00143$ のときの $\mathcal{E}_{J\varphi \max}$ 、 $\mathcal{E}_{J\varphi \max}$ となる φ の値および外そう値による $\mathcal{E}_{J\varphi \max}$ 、 $\mathcal{E}_{J\varphi \max}$ となる φ の値はかなり良好に一致しているのが分かる。 $\alpha = 60^\circ$ では、 $\rho/W = 0.00143$ のときの関係から求めた $\mathcal{E}_{J\varphi \max}$ 、 $\mathcal{E}_{J\varphi \max}$ となる φ の値と外そう値からの $\mathcal{E}_{J\varphi \max}$ 、 $\mathcal{E}_{J\varphi \max}$ となる φ の値とはその差は非常に小さく、それらの値を理論値による $\mathcal{E}_{J\varphi \max}$ 、 $\mathcal{E}_{J\varphi \max}$ となる φ の値と比較すると、 $\mathcal{E}_{J\varphi \max}$ となる φ の値はかなり良好に一致しており、 $\mathcal{E}_{J\varphi \max}$ となる φ の値は約10%程度の誤差があるものの、5章で検討する \mathcal{E}_φ に基づく混合モード破壊クライテリオンにおいては $\mathcal{E}_{J\varphi \max}$ となる φ の値が重要であることも考えるとき、 $\rho/W = 0.00143$ 程度の切欠きの曲率半径を用いれば、実用上問題のない精度で $\mathcal{E}_{\varphi \max}$ 、特に $\mathcal{E}_{\varphi \max}$ となる φ の値を求めることができるのがわかる。半円状切欠きでは、さきに述べたように、 $\mathcal{E}_{J\varphi}$ 、 $\mathcal{E}_{J\varphi}$ と $-\varphi$ の関係は理論値による関係とかなり異なった傾向となっており、特に α が小さい時 $\mathcal{E}_{\varphi \max}$ 、 $\mathcal{E}_{\varphi \max}$ となる φ の値はかなり異なっているのが分かる。円状切欠きを用いた方が $\mathcal{E}_{\varphi \max}$ となる φ 方向はき裂進展方向の推定はより精度良く求めることができそうである。

なお半円状切欠きでは、弾性領域で $\alpha = 60^\circ$ のように切欠き傾斜角が大きいとき、 $-\varphi$ が大きい領域で $\mathcal{E}_{J\varphi}$ 積分値が $\mathcal{E}_{J\varphi}$ 積分値より大きく算出されている。弾性域で $\mathcal{E}_{J\varphi}$ が大きくなっているのは、理論上では常に $\mathcal{E}_{J\varphi} = \mathcal{E}_{J\varphi} - \mathcal{E}_{J\varphi} \geq 0$ であり本来このようなことはあり

表 4. 1 $\mathcal{E}_{\varphi \max}, \mathcal{E}_{\varphi \max}^I$ となる φ の値

[図 4. 5 (a) 試験片・円状切欠き]

	φ (DEG.)			
	$\alpha=30^\circ$		$\alpha=60^\circ$	
	$\mathcal{E}_{\varphi \max}$	$\mathcal{E}_{\varphi \max}^I$	$\mathcal{E}_{\varphi \max}$	$\mathcal{E}_{\varphi \max}^I$
THEORETICAL	-42.3	-42.3	-57.8	-60.0
$\rho \rightarrow 0$ LIMIT	-43.5	-40.9	-65.2	-60.0
$\rho/W=0.00143$	-45.0	-40.5	-65.6	-61.5
$\rho/W=0.00286$	-45.0	-39.8	-66.7	-60.0
$\rho/W=0.00572$	-43.5	-37.5	-67.5	-60.0

表 4. 2 $\mathcal{E}_{\varphi \max}, \mathcal{E}_{\varphi \max}^I$ となる φ の値

[図 4. 5 (a) 試験片・半円状切欠き]

	φ (DEG.)			
	$\alpha=30^\circ$		$\alpha=60^\circ$	
	$\mathcal{E}_{\varphi \max}$	$\mathcal{E}_{\varphi \max}^I$	$\mathcal{E}_{\varphi \max}$	$\mathcal{E}_{\varphi \max}^I$
THEORETICAL	-42.3	-42.3	-57.8	-60.0
$\rho/W=0.00572$	-31.5	-34.5	-50.3	-57.8



Yielding region

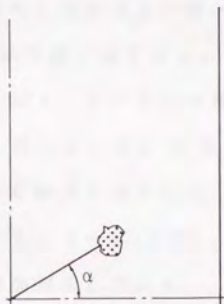


図 4. 17 降伏領域

[図 4. 5 (a) 試験片・ $\alpha = 30^\circ$]

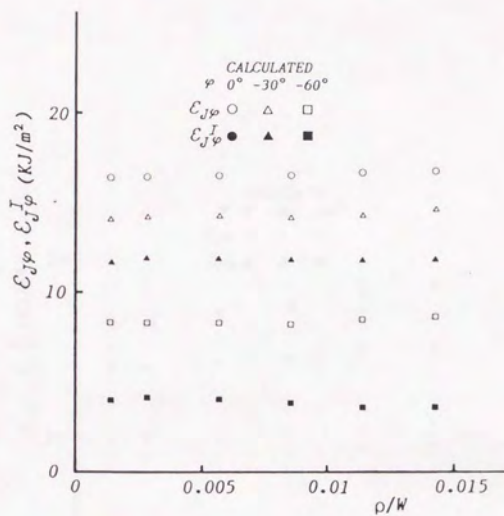
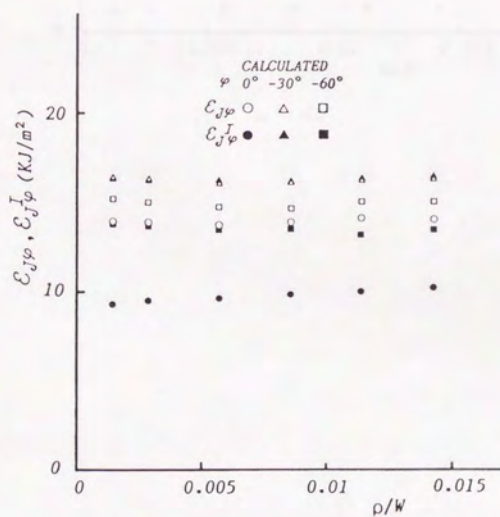
得ないわけであるが、 $-\varphi$ が大きい領域では $\mathcal{E}_{J\varphi}$ の値は零に近く、また4.2.1項に示したように、各変形モード寄与分の積分値の評価にあたっては積分径路上の一点の φ 面に対する対称点での関係諸量を求め、各変形モードに分離することが必要となるが、半円状切欠きの要素分割では特に $-\varphi$ が大きくなるほど φ 面に対して対称性を保存することが難しくなり、対称点における諸量を近似するときの誤差が大きくなることに起因する計算上の誤差によるものと思われる。円状切欠きでは、要素分割が φ 面に対し対称性を有した形で切られているためこのような傾向は現れていない。

(4) 弾塑性領域での解析結果および考察

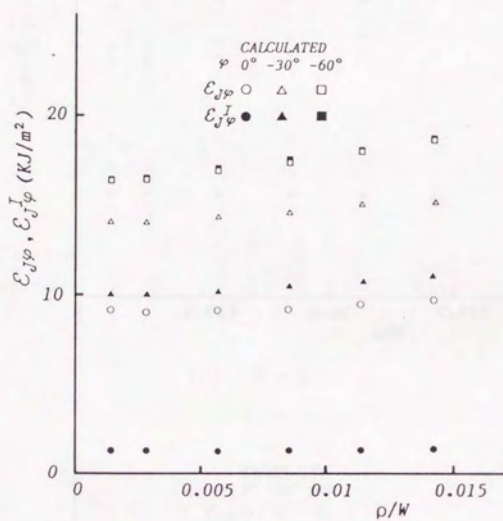
(比較的降伏領域が小さい場合)

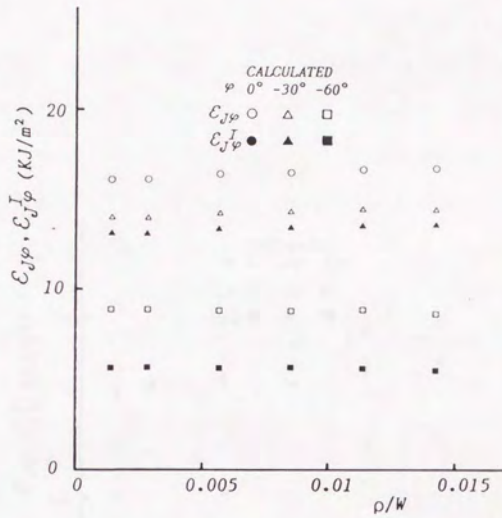
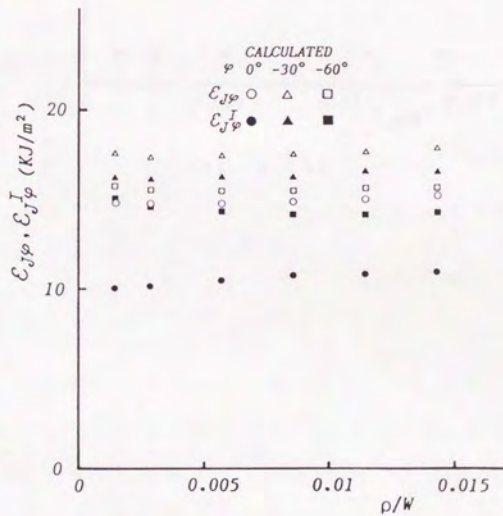
図4.5(a)試験片については、有限要素解析を弾塑性領域にまで拡張し、 $\mathcal{E}_{J\varphi}$ 、 $\mathcal{E}_{J\theta}$ 積分値を評価し、それらの値の ρ/W の関係の変化を調べた。解析は先の弾性計算の結果の検討より ρ の大きさとして円状切欠きでは $\rho/W=0.00143$ 、半円状切欠きでは $\rho/W=0.00571$ 程度取れば良いという目安があるので、これらの ρ に対する(我々が混合モード破壊のパラメータとなり得ると考えている) \mathcal{E}_{θ} が最大になる φ の方向における \mathcal{E}_{θ} の値($\mathcal{E}_{\theta \max}$)が想定材料2024-T3A1合金のき裂発生限界値[通常の J_{IC} 値($=0.0164\text{J}/\text{m}^2$)⁽¹¹⁾]に到達するまでとした。図4.17にこの解析で得られた降伏領域を示しているが降伏域の例($\alpha=30^\circ$)はあまり大きくない。図4.18、4.19には解析結果の例として、それぞれの切欠きの傾斜角 $\alpha=0^\circ, 30^\circ, 60^\circ$ のときの $\varphi=0^\circ, -30^\circ, -60^\circ$ に対する $\mathcal{E}_{J\varphi}$ 、 $\mathcal{E}_{J\theta}$ 積分値と ρ/W との関係が示してある。

これらの結果と先の弾性領域の結果(図4.14、4.15にまとめて示している)とを比較すると、円状切欠き、半円状切欠き

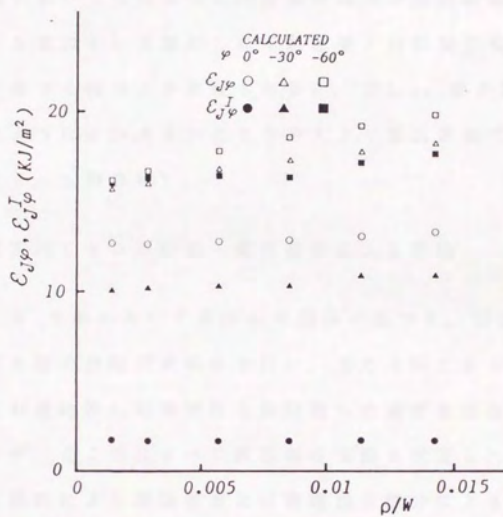
(a) $\alpha = 0^\circ$ (b) $\alpha = 30^\circ$ 図 4. 18 $\mathcal{E}_{J\varphi}, \mathcal{E}_{J\varphi}^I$ と ρ/W の関係

[図 4. 5 (a) 試験片・弾塑性領域・円状切欠き]

(c) $\alpha = 60^\circ$

(a) $\alpha = 0^\circ$ (b) $\alpha = 30^\circ$ 図 4. 19 $\mathcal{E}_{J\varphi}, \mathcal{E}_{J\varphi}^I$ と ρ/W の関係

[図 4. 5 (a) 試験片・弾塑性領域・半円状切欠き]

(c) $\alpha = 60^\circ$

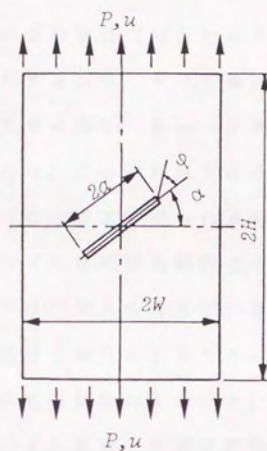
とも ε_{Jy} , ε_{Jy} 積分値と p/W の関係は弾塑性領域においても弾性領域での傾向とはほぼ同じ傾向を示しているといつてよいようである。すなわち、比較的降伏領域が小さい場合であるが、弾塑性領域においても弾性領域において現れるのと同程度の誤差が順次累積して行くようである。5章において高松らの実験結果と径路独立積分による ε_{Jy} 積分値に基づく結果とが比較されるが、 $\varepsilon_{Jy_{max}}$ 値が弾性領域での傾向と同じように α が大きいときやや大きく算出されていることが示される(5.5節参照)。

4.2.3 任意方向 CED の荷重-変位曲線による評価

ここでは、3.3節において導出した関係に基づき、引張りを受ける二次元傾斜き裂の有限要素解析を行い、任意方向 CED ε_p の評価を試みる。なお最終的には弾塑性き裂問題への適用を目指しているものではあるが、ここではすべて線形弾性挙動を想定した解析を行い、応力拡大係数による理論値および径路独立積分による値との比較を行って、荷重-変位曲線による ε_p の評価における留意点、さらに混合モードき裂問題における本評価法の果たし得る役割についての基本的検討を行う。

(1) 解析対象および解析方法

図4.20に示す傾斜角 α の中央き裂を有する試験片の上下面に一様応力が静的に作用する場合の有限要素解析を行った[この試験片は4.2.2項で用いた図4.5(b)の試験片と同じである]。この有限要素解析に基づいて荷重-変位曲線により ε_p を評価する場合、3.3節において述べた切欠きを囲む任意の領域の特別な場合として試験片全体を考えると、 ε_p は $\Delta a = 0$ およびある Δa を有する試験片に対する実際の荷重、荷重点変位(図4.20の P , u)の間の



$$W=175 \text{ mm}$$

$$H=350 \text{ mm}$$

$$\alpha=70 \text{ mm}$$

$$\text{THICKNESS: } B=1 \text{ mm}$$

図 4. 2 0 荷重 - 変位曲線に基づく ε_y 評価用の
解析対象

関係から求まる $\mathcal{E}_\varphi^{\Delta a} = -\Delta U / \Delta a$ を $\Delta a \rightarrow 0$ に向けて外そうすることにより評価できることとなり、ここではこの荷重-荷重点変位曲線による評価を行っている。解析は平面応力状態に対して行い、使用した切欠き形状は図 3. 16 (a) に示した半円状切欠きで $\rho / W = 0.00571$ および $\rho = 0$ の場合（以後特にき裂の場合と呼ぶ）である。ここで $\rho = 0$ に対する \mathcal{E}_φ は、その定義式 [3 章の式 (3.1)] に示すように有限な ρ に対する $\mathcal{E}_\varphi(\rho)$ を $\rho \rightarrow 0$ としたときの極限值として与えられるものであり、ここにおけるような $\rho = 0$ のき裂に対して有限要素解析を行うことにより得られるものではない（いまの場合 $\rho = 0$ のき裂であっても有限要素解析であるので、き裂端の応力等は有限でその意味では切欠きを考えているのと同じような状況にはなる）。しかし径路独立積分によるときとは異なり（4. 2. 2 項参照）、荷重-荷重点変位曲線によるときには、き裂端近傍の量を評価する必要はなく、また荷重-荷重点変位曲線にはき裂端近傍の多少の違いは余り影響しないことが予想されるので、要素分割が容易なき裂の場合に対する荷重-荷重点変位曲線より実用上十分な精度で \mathcal{E}_φ が評価できる可能性がある。ここにおけるき裂の解析はこのような観点から行うものであり、また $\rho / W = 0.00571$ は 4. 2. 2 項において示した径路独立積分による評価で用いた ρ の値を参考とし、 ρ をこの程度にとればその値が十分小さく、これによって得られる値は $\rho \rightarrow 0$ の極限值に十分近いものを評価できているであろうとの認識のもとに行うものである。したがって、以後の計算結果においては特に \mathcal{E}_φ と $\mathcal{E}_\varphi(\rho)$ の区別はせず、すべて \mathcal{E}_φ と表すものとする。要素としては三角形定ひずみ要素を用いており、要素数および節点数は、半円状切欠きの場合、直線切欠きで 1540 要素、834 節点、屈折切欠きで約 1380 要素、約 760 節点（屈折切欠きでは φ によって切欠き近傍の要素の形状が異なるため要素数、節点数は多少異なる）であり、

き裂の場合, 1630要素, 868節点である. 図4. 21, 4. 22に切欠き ($\varphi = 0^\circ, -45^\circ$) およびき裂 ($\varphi = 30^\circ$) の場合の要素分割の例を示している. 切欠きの場合, 屈折部に対応する部分 (図中の陰影部) を除くと屈折切欠きとなり, き裂の場合は屈折部に対応する節点 (図中二点鎖線をそえた部分) を解放することによって屈折き裂を作った. また切欠きでは, φ 方向の角度によって切欠き端近傍の要素分割状態が変化している. 材料定数は, ヤング率 $E = 205.8 \text{ GPa}$, ポアソン比 $\nu = 0.3$, き裂の傾斜角は $\alpha = 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 75^\circ$ の5種類とし, それぞれの α について φ は $\varphi = 0^\circ, -15^\circ, -30^\circ, -45^\circ, -60^\circ, -75^\circ$ の6種類に対して計算した.

本荷重-変位曲線に基づく方法ではき裂 (切欠き) を囲む任意の領域として試験片全体を取っているので, 必要な量は荷重および荷重点変位のみであることはさきに述べた. 有限要素解析に基づくとき荷重, 荷重点変位は節点荷重, 変位で求められるのでこれらの量を直接用いればよい. また, 荷重を与える面に内接する要素の σ_{ij} を用いて, 表面力を求めるのと同様に式(4.5)より評価できる. ここではこの二つの方法により \mathcal{E}_p を評価した.

(2) 屈折部の長さの検討

各 α , φ に対する \mathcal{E}_p は次のようにして求めている. 半円状切欠きの場合, 図4. 21に示すように要素分割は各 φ で屈折部の長さ Δa を $\Delta a / a = 0.0143$ 程度までとしており, Δa をあまり長く取っていないが, Δa を変化させたときの $\mathcal{E}_p^{\Delta a}$ の変化を調べると, $\Delta a / a = 0.0143$ 程度以下では $\mathcal{E}_p^{\Delta a}$ の計算値はほぼ一定値となったので, $\Delta a / a = 0.0143$ に対する値をもって \mathcal{E}_p とした. き裂の場合には, 図4. 23に Δa を変えたときの各 Δa に対して定まる $\mathcal{E}_p^{\Delta a}$ の変化の例を示しているが, 今回の計算の範囲においては, $\Delta a / a = 0.0$

Detail of A

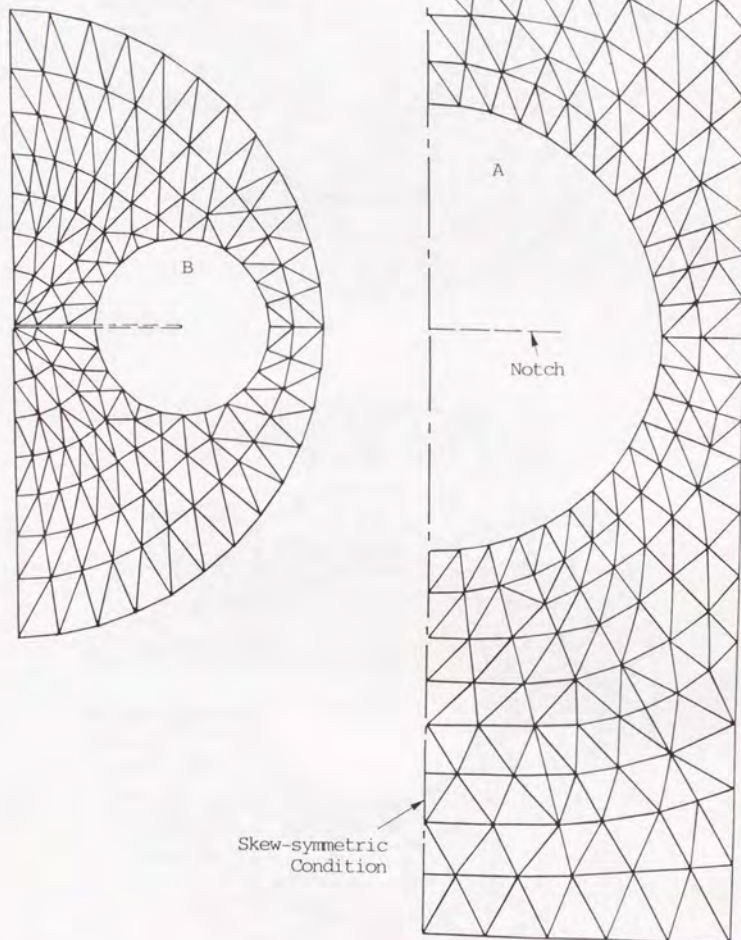
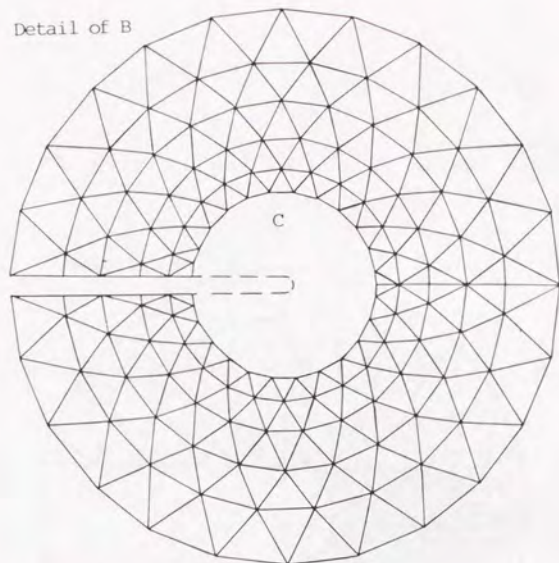
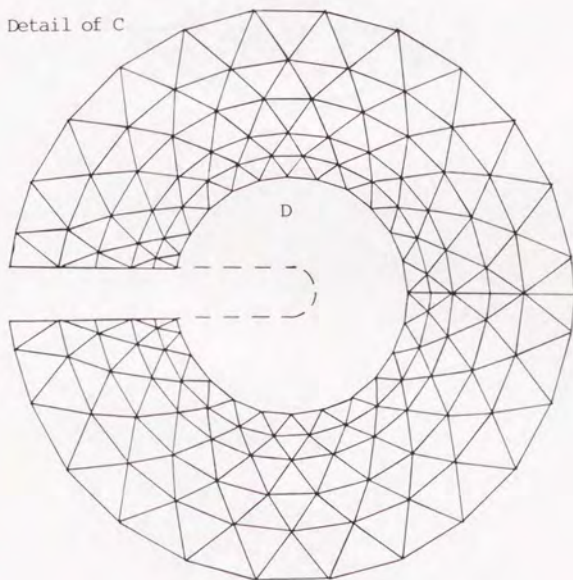


図 4. 2 1 荷重 - 変位曲線に基づく ε_p 評価用
要素分割例 (切欠きの場合)

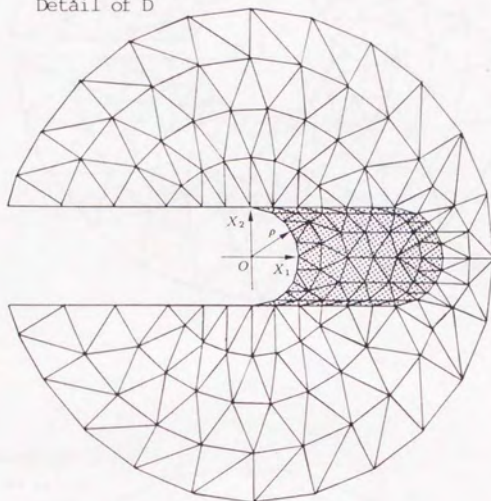
Detail of B



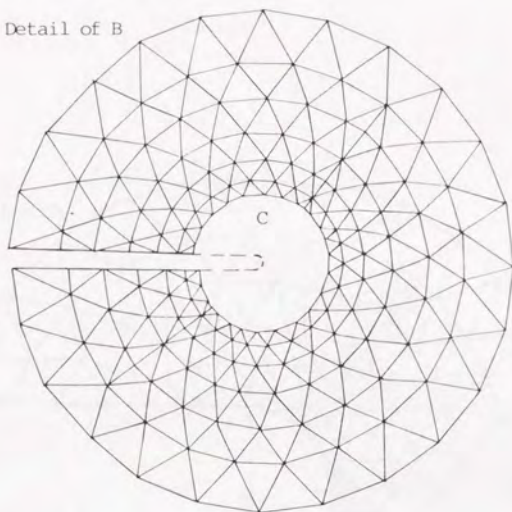
Detail of C



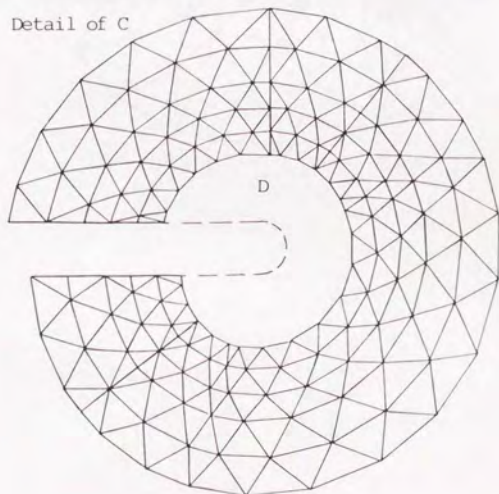
Detail of D



Detail of B

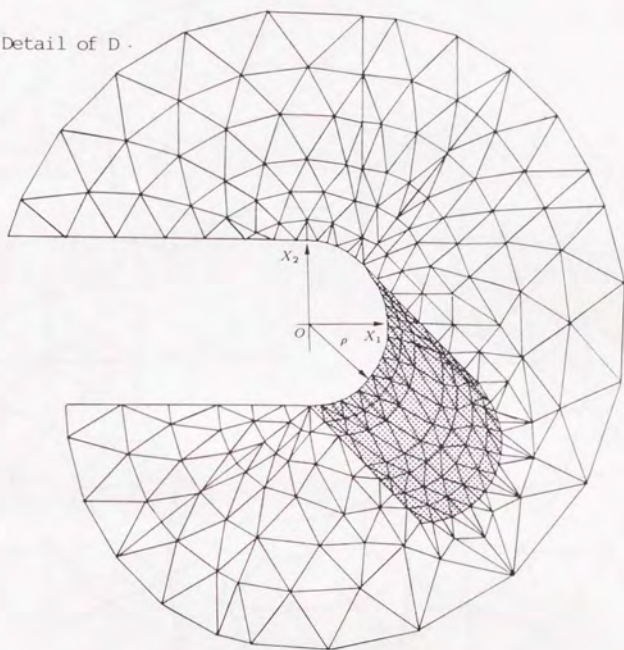


Detail of C



(b) $\varphi = -45^\circ$

Detail of D.



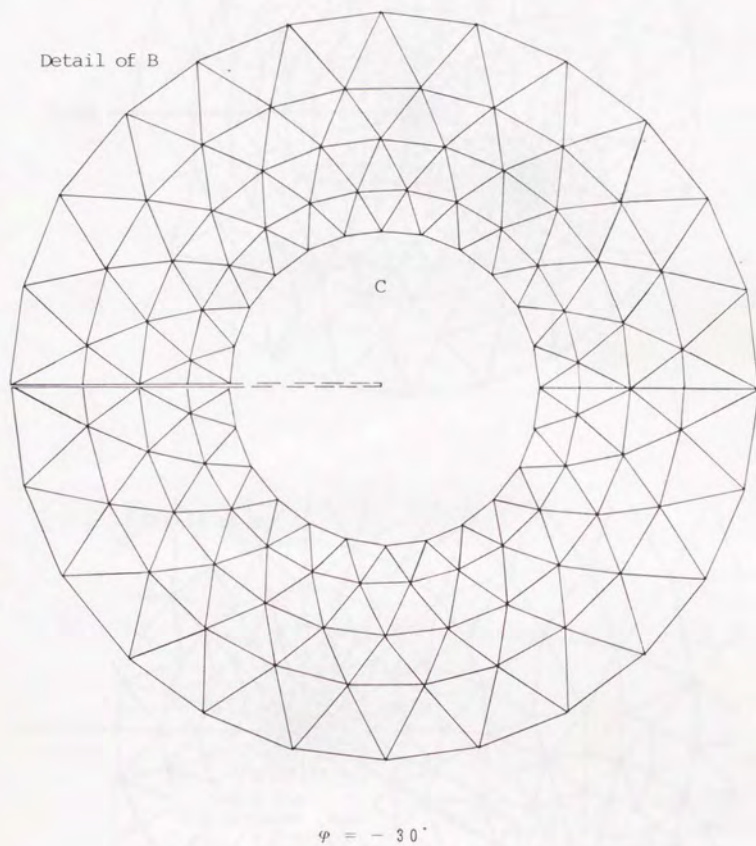
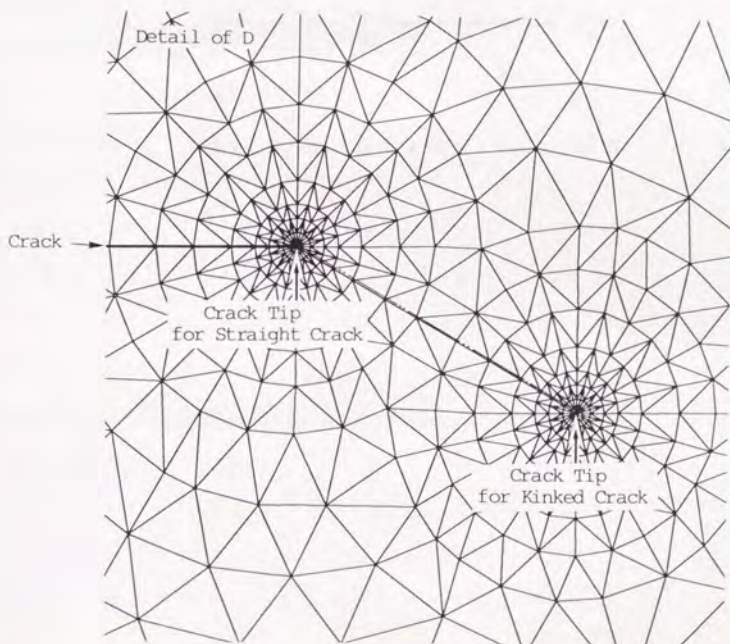
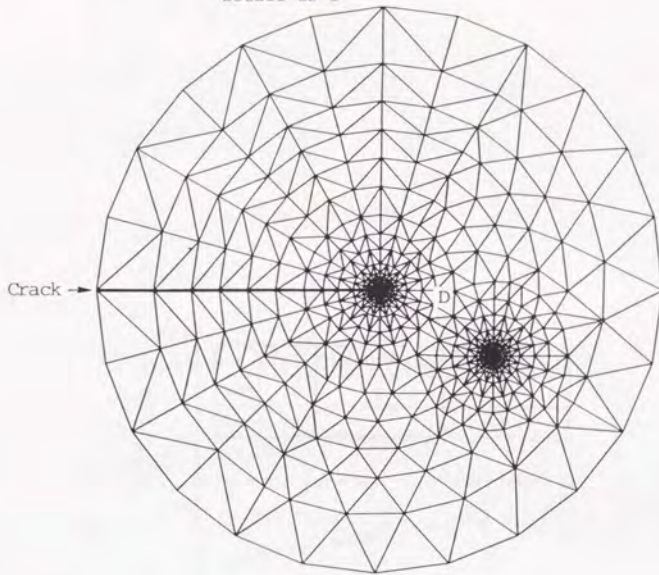


図 4. 2 2 荷重 - 変位曲線に基づく ε_φ 評価用
要素分割例 (き裂の場合)

Detail of C



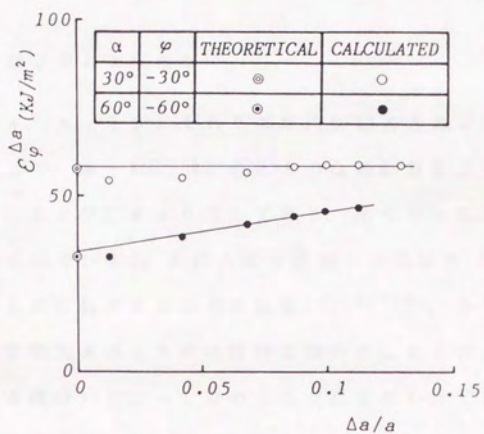


図 4. 2 3 $\epsilon_p^{\Delta a}$ と $\Delta a/a$ との関係

8~0.11程度をとった場合に対する結果を外そうするとき ε_p , ε_s と応力拡大係数の関係式(3.3節参照)に基づく理論値⁽⁴⁾⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾との比較において全般に妥当な値が推定できるので, このような外そうによって定めた. また図からもわかるように, 特に α が小さい場合 $\Delta a/a < 0.08$ に対するものを用いると低く見積り過ぎる傾向があった.

(3) 解析結果および考察

図4. 24, 4. 25にそれぞれ半円状切欠きおよびき裂の場合の解析例として, $\alpha = 30^\circ, 60^\circ$ のときの ε_p の計算値の φ による変化が白ぬきの○および□により示してある. 図中の実線および鎖線は, 先に求められている ε_p と応力拡大係数との関係式(3.3節参照)より求められた ε_p および ε_s の理論値⁽⁴⁾⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾, また図には先に行われた円状切欠きのときの径路独立積分 \mathcal{E}_{Jp} および \mathcal{E}_{Jp} 積分(ε_s を評価する積分)によって求められた値もあわせて示してある. これらの図より, 荷重-変位曲線によるとき半円状切欠きおよびき裂の両方とも, α が小さい領域では $-\varphi$ が大きくなると, ε_p の計算値は理論値よりやや小さく算出され, α が大きい領域では, 計算値と理論値は $-\varphi$ の全体にわたりかなり良好に一致する傾向があること, さらにその値は先の \mathcal{E}_{Jp} 積分による値と比較すると, $\varphi = 0^\circ$ から $\varepsilon_{p_{max}}$ となる φ 近傍までではほぼ同程度の精度で求まっているのがわかる. また切欠きに対する値とき裂に対する値はほぼ一致するが, 理論値と比較するとき裂によるものの方が(特に α が大きい場合には)より良い結果となっているようである. この荷重-荷重点変位の関係に基づく ε_p の評価の場合, 図4. 21に示したように切欠き形状を用いたときは φ ごとの要素分割が必要であり, また屈折部に相当する要素を除くという屈折切欠きとするための作業のわずらわ

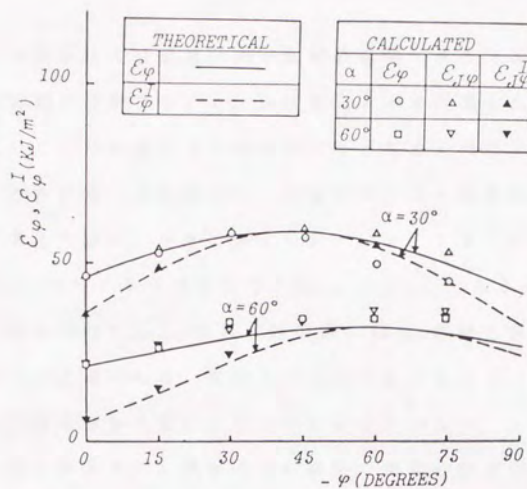


図 4. 2 4 ϵ_φ の計算値の φ による変化
(半円状切欠きの場合)

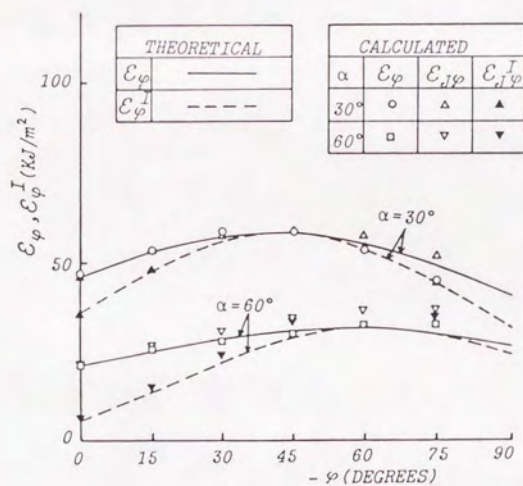


図 4. 2 5 ϵ_φ の計算値の φ による変化
(き裂の場合)

しさに比べ、き裂形状では要素分割が比較的容易であり（各 φ ごとの特別な要素分割が必要でない）、屈折き裂とする作業も比較的簡単であり、このことがき裂による評価が可能となる一つのメリットとなるものと思われる。また混合モード破壊では \mathcal{E}_φ の最大値 $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ が重要であると考えており、さきに示したが、図4. 24, 4. 25の関係から $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ に対する φ の値近傍で $\mathcal{E}_{\varphi_{max}} \approx \mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ であるので、今回の評価法で求められた $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ の値は近似的に $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ の値を評価していると考えてよいと思われる。なお半円状切欠きの場合は、 \mathcal{E}_φ の計算値は φ に対しなめらかに変化していないようであるが、これは（図4. 22に示したように）各 φ ごとに専用の要素分割を用意しているため、各 φ ごとの切欠き近傍での要素分割の形状、分割法が多少異なっていることによる荷重-荷重点変位曲線の細かな誤差の影響と思われる。

4.3 実験による任意方向CEDの評価

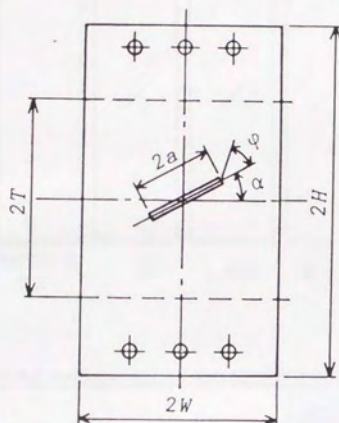
(荷重-変位曲線に基づく評価)

3.3節で導いた \mathcal{E}_φ と荷重-変位曲線との間の関係は、直線切欠きと屈折切欠きを有する試験片を用意すれば実験のみによって \mathcal{E}_φ が評価できる可能性を示している。ここでは、実験からの荷重-変位曲線による \mathcal{E}_φ の評価が可能かどうか、エポキシ樹脂を用いた弾性領域での引張実験により調べることにする。

4.3.1 実験対象および実験方法

実験に用いた材料は、アラルダイトCY230と硬化剤HY956を10:2.5の比率で加えた常温硬化型エポキシ樹脂で、試験片形状を図4.26に示す。き裂の傾斜角 α は $\alpha = 30^\circ, 60^\circ$ の二種類とし、 φ はき裂がほぼ進展すると予想される近傍の値を選び $\alpha = 30^\circ$ の時 $\varphi = -30^\circ$ 、 $\alpha = 60^\circ$ の時 $\varphi = -60^\circ$ とした。また屈折き裂の屈折部の長さ $\Delta a/a = 0.0625, 0.125, 0.25$ の3種類とした。

試験片は、同じ α の試験片については厚さ、材質等をそろえるため、はじめ必要な数、形状の複数のき裂を有する1枚の板として作製することとし、そこから所定の寸法の試験片に切り出した(図4.27参照)。さらに、試験片厚みをそろえるため試験片表面を削り、その後、残留応力除去のため 90°C で1時間熱処理を行った。き裂部は、厚さ 0.1mm の銅板を所定のき裂形状に加工し両端を鋭く尖らせたものを必要な数だけ作り、それらを水平なガラス板に垂直に立てた状態で、エポキシ樹脂の液を流し込み、常温で適当な硬化の後これらの銅板を抜き取ることにより作製している。き裂部作製の銅板き裂および作製された試験片の例($\alpha = 60^\circ$)を図4.28、4.29に示す。ここで銅板は、屈折き裂の屈折部分が曲率を有さ



$$H = 90 \text{ mm}, T = 50 \text{ mm}$$

$$W = 20 \text{ mm}$$

$$a = 8 \text{ mm}$$

$$\alpha = 30^\circ, 60^\circ$$

α	THICKNESS (mm)
30°	4.5
60°	3.7

図 4. 2 6 実験に用いた試験片形状

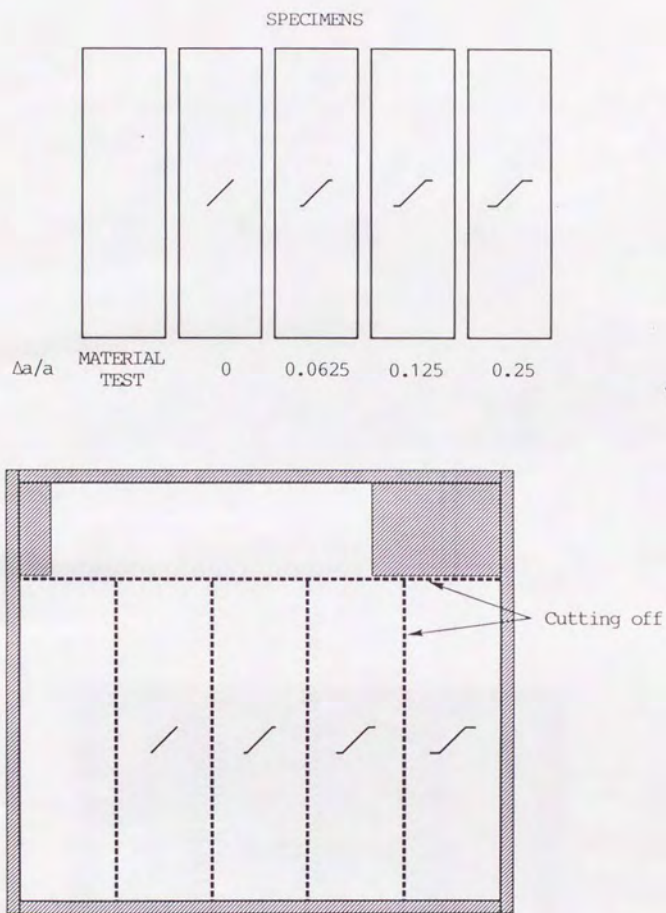
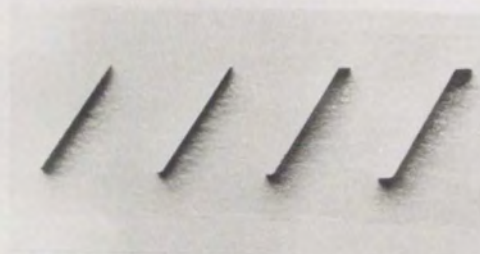
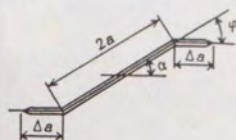


図 4. 2 7 エポキシ樹脂試験片作製過程



$\Delta a/a$ 0 0.0625 0.125 0.25

図 4. 2 8 き裂部作製用銅板 ($\alpha = 60^\circ$, $\varphi = -60^\circ$)

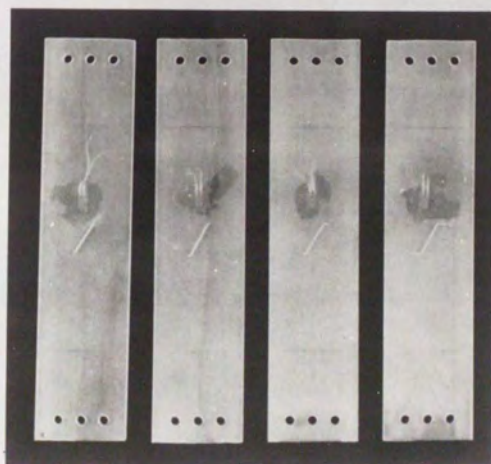


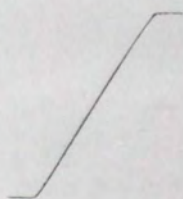
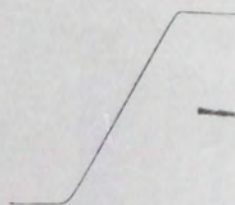
図 4. 2 9 エポキシ樹脂試験片 ($\alpha = 60^\circ$, $\varphi = -60^\circ$)

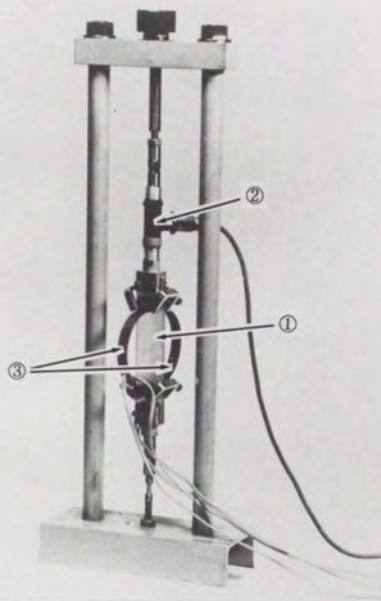
ないよう鋭く屈折するように作製し、完成した試験片のき裂を屈折き裂形状と見なせるように注意した。3.3.2項で説明したように屈折切欠きは図3.16(b)のような切欠き形状が必要であるが、実際上作製が不可能であること、また有限要素解析において切欠き先端曲率半径 $\rho = 0$ のき裂形状を用いたのと同様に、き裂(とみなせる形状)を作製すれば測定する荷重-荷重点変位曲線は図3.16(b)のような切欠き形状を用いたときとあまり変化はないと考えられることから本実験ではき裂形状を作製して用いている。図4.30に試験片のき裂部の拡大写真の例($\alpha = 60^\circ$)を示している。ききに述べたように屈折き裂の屈折部分になるべく曲率を有しないよう鋭く屈折するように作製しており、この写真よりはば屈折き裂と考えてよい形状となっていると思われる。

各 α の試験片の材料定数については、き裂試験片を切り出すための1枚の板からき裂試験片と同寸法でき裂を有しない平滑試験片を切り出し(図4.27参照)、その試験片により材料試験を行って求めた。得られた材料定数は、 $\alpha = 30^\circ$ ではヤング率 $E = 1.287\text{GPa}$ 、ポアソン比 $\nu = 0.390$ 、 $\alpha = 60^\circ$ ではヤング率 $E = 1.306\text{GPa}$ 、ポアソン比 $\nu = 0.388$ であった。

実験は手製の卓上引張試験機(容量1961N)を用い、荷重は容量1961Nのロードセルにより測定し、荷重点変位は、図4.26に鎖線で示す中央き裂の上下50mmを試験部とし、その区間の変位を荷重点変位として評点間距離100mm、測定範囲0~20%のバイ型変位計を用いて測定した。図4.31には、試験片を取り付けた実験状態を示している。負荷実験は破壊をさせない荷重範囲で行い、同一試験片で負荷実験を数回繰り返し荷重-変位曲線を求めた。

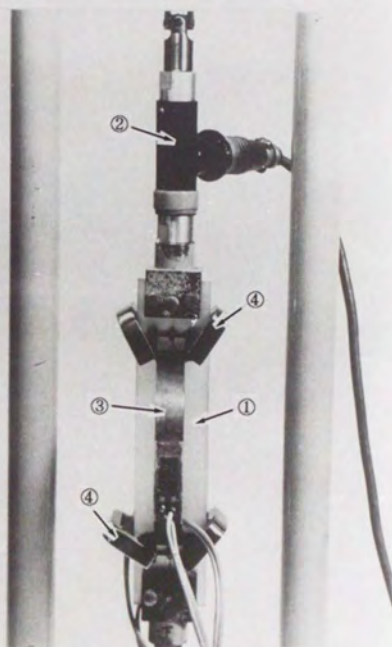
4.3.2 実験結果および考察

(a) $\Delta a / a = 0$ (b) $\Delta a / a = 0.0625$ (c) $\Delta a / a = 0.125$ (d) $\Delta a / a = 0.25$ 図 4. 30 試験片屈折き裂の例 ($\alpha = 60^\circ$, $\varphi = -60^\circ$)



(a) 全体

- ① 試験片
- ② ロードセル
- ③ 変位計
- ④ 変位計取り付け治具



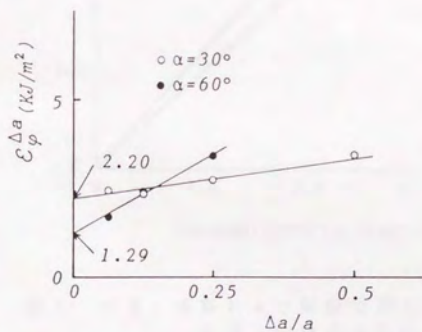
(b) 試験片取り付け部

図4. 3 2に実験により得られた $\varepsilon_p^{\Delta a}$ と $\Delta a/a$ の関係が示してある。このように $\varepsilon_p^{\Delta a}$ は $\Delta a/a$ が大きくなるにしたがってほぼ直線的に大きくなる傾向があるので、 ε_p は $\Delta a/a \rightarrow 0$ とするときの $\varepsilon_p^{\Delta a}$ の線形外そう値として求めた。その結果を表4. 3に示す。表には参考値として、 ε_p の応力拡大係数に基づく理論値、有限要素解析による ε_{FE} 積分値および荷重-荷重点変位曲線に基づく ε_p の値（き裂の場合）を共に示してある。有限要素解析では、図4. 2 6の試験区間(2 T)を解析対象とし、径路独立積分では、4. 2 節で示した結果から切欠き形状として円状切欠き($\rho/W=0.00114$)を用い、荷重-変位曲線に基づく方法では、き裂形状の要素を用い、 ε_p は $\Delta a/a$ との関係から同様の方法で求めた。使用した要素分割は円状切欠きに対して4. 2. 2項で使用した図4. 6を本実験の試験片の試験部寸法($a/W=0.4$, $T/W=1.25$)となるように修正したものであり(要素数、節点数は同じ)、切欠き近傍の要素分割の状態も同じである。荷重-変位曲線に基づく方法に用いたき裂形状に対する要素分割もやはり4. 2. 3項で使用したものを同様に修正したものである(図4. 2 2参照)。図4. 3 3には、直線き裂の場合の実験で得られた荷重-変位曲線と有限要素解析(径路独立積分および荷重-変位曲線に基づく方法)で得られたそれらを比較している。径路独立積分および荷重-変位曲線に基づく方法による結果は実験によるものよりやや小さく算出されるものの比較的良好にあっていことがわかる。有限要素解析におけるそれぞれの切欠き形状($\rho/W=0.00114$ の円状切欠きと $\rho=0$ のき裂形状)で要素分割に差があるため簡単に比較できないが、切欠き形状の違いによる荷重-変位曲線の差は小さいようである。

表4. 3の結果から、実験により求めた ε_p の値はどちらの α に対しても、理論値より小さめに出ているもののかなり精度良く(

表 4. 3 実験結果と各評価法による結果

α	\mathcal{E}_φ (kJ/m ²)			
	EXPERI- MENTAL	THEORE- TICAL	NUMERICAL	
			$\mathcal{E}_{j\varphi}$ INTEGRAL	LOAD- DISPLA- CEMENT CURVE
30°	2.20	2.29	2.41	2.35
60°	1.29	1.36	1.45	1.41

図 4. 3 2 $\mathcal{E}_\varphi^{\Delta a}$ と $\Delta a / a$ との関係

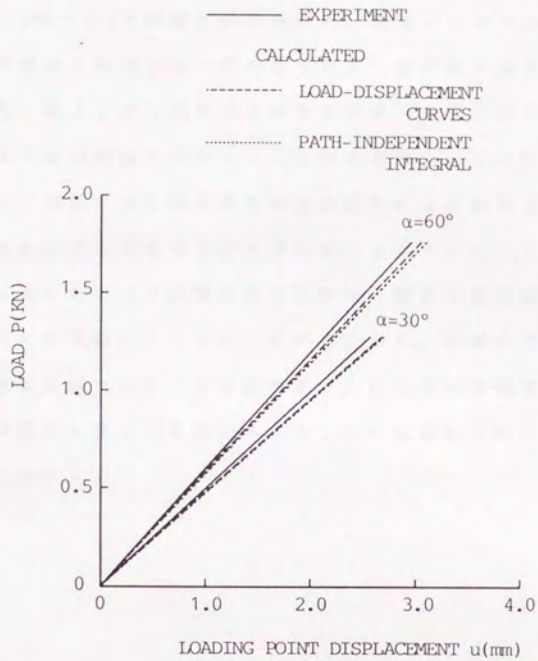


図 4. 3 3 実験および解析で得られた
荷重 - 荷重点変位曲線の比較

-4%程度の誤差) 求まっているのが分かる。また4.2.2項の図4.16の結果からも言えたことであるが、有限要素解析による、 ε_{JP} 積分値および荷重-荷重点変位曲線に基づく ε_p の値は理論値よりやや大きめ(+3%~+6%程度)に算出され、理論値と比べると荷重-荷重点変位曲線に基づく ε_p の値のほうがより精度良く求まっているのがわかる。以上より、実験的に求まる荷重-荷重点変位曲線より ε_p は実用上十分な精度で求めることができるといってよいようである。しかし、実験による場合は有限要素解析による場合と異なり、き裂の傾斜角 α が大きくなるとまた屈折部 Δa があまり小さいと、同一荷重レベルのもとでは直線き裂の試験片と屈折き裂の試験片の荷重点変位の差が現れにくくなることが考えられ、実験による場合には、 ε_p の精度を保つためには変位のより良い精度での測定および Δa の適切な設定必要となる場合があることに注意しなければならないことがわかる。

4.4 任意方向CEDの精度良い評価のための

各評価の方法の役割

\mathcal{E}_φ の評価法として、ここまでに径路独立積分、(有限要素解析あるいは実験に基づく)荷重-変位曲線に基づく評価についての基礎的検討を行った。ここでは \mathcal{E}_φ の評価における各方法の特徴をまとめ、破壊クライテリオンにおいて重要と考えられる $\mathcal{E}_\varphi^{\max}$ の値およびその値を取る φ の方向の精度良い推定法の検討、その推定法に対してそれらの方法の果たす役割(関係)について考察する。

荷重-変位曲線による \mathcal{E}_φ の評価法を \mathcal{E}_{JP} 積分による評価法と比較すると、荷重-変位曲線による評価は、その有限要素解析による \mathcal{E}_φ 評価では、要素分割が容易であるき裂モデルを利用できるという利点はあるが、 \mathcal{E}_φ の φ による変化を求めるためには各 φ 方向に対する屈折き裂の計算を行わねばならず、この点で一度の計算で各 φ 方向の評価が行える \mathcal{E}_{JP} 積分による評価法が有利であると思われる。またさらに径路独立積分によるときには $\mathcal{E}_\varphi^{\max}$ などの評価も同時に行えるといった利点もある。しかしながら、荷重-変位曲線に基づく評価法には、き裂が進展すると予想される方向(\mathcal{E}_φ が最大となる方向)近傍(モードI型の変形が支配的となるおよそ $\varphi = -\alpha$ の方向)で \mathcal{E}_φ をより精度良く評価できるという特長があり、さらに混合モードき裂の靱性評価にあたって最も大切になるのではないかと考えている。 $\mathcal{E}_\varphi^{\max}$ の値を $\mathcal{E}_\varphi^{\max} \approx \mathcal{E}_{\varphi^{\max}}$ として評価することができると考えられる。図4.34には、図4.5(b)試験片の $\mathcal{E}_{\varphi^{\max}}$ 、 $\mathcal{E}_\varphi^{\max}$ となる φ と α の関係を示している。図中実線および破線は、理論値に基づくそれぞれ $\mathcal{E}_{\varphi^{\max}}$ となる φ 方向および $\mathcal{E}_\varphi^{\max}$ となる φ 方向、一点鎖線は円状切欠きを用いた場合の \mathcal{E}_{JP} 積分値に基づく $\mathcal{E}_\varphi^{\max}$ となる φ 方向を示している。表4.4は、 $\alpha = 30^\circ, 60^\circ$ に対する、理論値および径路

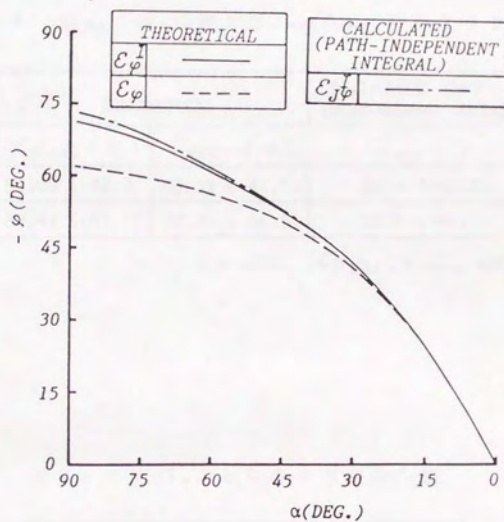


図 4. 3 4 $E_{\phi \max}$, $E_{\phi \max}^I$ とする ϕ と α の関係

表 4. 4 $\mathcal{E}_{\varphi \max}^I, \mathcal{E}_{\varphi \max}$ 値と $\mathcal{E}_{\varphi \max}^I, \mathcal{E}_{\varphi \max}$ 値となる φ 方向

α	THEORETICAL		CALCULATED (PATH-INDEPENDENT INTEGRAL)
	$\mathcal{E}_{\varphi \max}^I (\varphi)$	$\mathcal{E}_{\varphi \max} (\varphi)$	$\mathcal{E}_{\varphi \max}^I (\varphi)$
30°	58.60 (-42.2)	58.59 (-41.1)	59.4 (-42.8)
60°	32.40 (-61.1)	32.40 (-56.5)	38.0 (-61.5)

(φ : DEG. , $\mathcal{E}_{\varphi \max}^I, \mathcal{E}_{\varphi \max}$: J/m²)表 4. 5 $\mathcal{E}_{\varphi \max}$ となる φ 方向の \mathcal{E}_{φ} 値

α	THEORETICAL	CALCULATED (LOAD-DISPLACEMENT CURVE)
	$\mathcal{E}_{\varphi} (\varphi)$	$\mathcal{E}_{\varphi} (\varphi)$
30°	58.58 (-42.2)	58.5 (-42.8)
60°	32.30 (-61.1)	33.6 (-61.5)

(φ : DEG. , \mathcal{E}_{φ} : J/m²)

独立積分 (\mathcal{E}_{φ} , \mathcal{E}_{φ} 積分) に基づく $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$, $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ 値および $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$, $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ となる φ の値を示している. 表 4. 5 は理論値および荷重-変位曲線に基づく $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ となる φ に対する \mathcal{E}_{φ} 値を示している. 4. 2. 2 項に示したように, また図 4. 3 4, 表 4. 4 からわかるように, $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ となる φ の値は \mathcal{E}_{φ} 積分によって推定される $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ となる φ 方向の値と α の全領域にわたってよく一致している. $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ となる φ 方向と $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ となる φ 方向は, α が小さい領域では両者はほぼ一致し α が大きい領域で 7° 程度の差が現れるが, (7° 程度の差があっても) 理論値による $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ 値と $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ 値はほとんど差は無いといえる (図 4. 3 4, 表 4. 4 参照). さらに, 表 4. 4 より α が小さい領域では \mathcal{E}_{φ} 積分値による $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ の理論値とよくあうが, α が大きい領域では \mathcal{E}_{φ} 積分値による $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ 値は, 理論値より大きくなっており, また表 4. 5 より, $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ となる φ 方向の \mathcal{E}_{φ} 値については, 荷重-変位曲線による値は理論値によるものとかなり一致し (誤差 4 % 以下), かつ表 4. 4 に示す理論値による $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ と同程度に一致しているのがわかる. これらのことを考えると, 径路独立積分による方法と荷重-変位曲線による \mathcal{E}_{φ} の評価法は, より信頼できる結果を得るため相補い合う関係になっているといえることができ, 混合モード破壊クライテリアンにおいて重要であると考えられる $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ 値および $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ となる φ 方向の推定に関して, 径路独立積分および荷重-変位曲線に基づく評価法の数値計算の観点からの実際的な使い方としては,

(1) まず有限要素解析に基づく \mathcal{E}_{φ} 積分により $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ の方向を求める. もし可能であれば, 実際の破壊実験を行い, その結果からき裂の進展方向を求める.

(2) 求められた $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ の方向については荷重-変位曲線に基づく評価法によっても \mathcal{E}_{φ} を評価し, 径路独立積分による結果とあわせて $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ の値を決定する.

という方法が考えられる。

さらに 4. 3 節において示したように荷重-変位曲線による ε_p の評価法では、実際のき裂進展方向に対する屈折き裂試験片を用意すれば、実験のみによってき裂が進展する方向の ε_p (4.2 節の結果から同時に $\varepsilon_{p\max}$, $\dot{\varepsilon}_{p\max}$ であることが期待される) 値の評価ができるわけであり、さらなる検討が必要であるが (一般の弾塑性領域での ε_p の評価検討については 6 章において示す), 直進き裂の靱性評価における荷重-変位曲線による方法の果している役割を考えると き⁽¹²⁾, これが荷重-変位曲線に基づく方法の最大の利点となる可能性があると思われる。

4.5 結 言

本章では、前章において定義された混合モード破壊パラメータの有限要素解析に基づく評価の準備として、以下の事項に関する検討を行った。引張型荷重下の二次元傾斜き裂試験片の有限要素弾性解析を行い、前章で示した径路独立積分および荷重-変位曲線との関係に基づき \mathcal{E}_p 、 \mathcal{E}_b^* などを評価し、その結果と応力拡大係数から得られる理論値と比較して、有限要素解析に基づく \mathcal{E}_p などの評価についての基礎的事項の検討を行った。径路独立積分による評価では、さらに降伏領域が比較的小さい場合であるが弾塑性領域にまで解析を行い、弾塑性領域での評価についても検討した。荷重-変位曲線に基づく評価法では、実験によって得られた荷重-変位曲線からも \mathcal{E}_p は評価できる可能性があるので、エポキシ樹脂を用いた弾性範囲の引張実験により \mathcal{E}_p の評価を試み、 \mathcal{E}_p の実験的評価の可能性について検討した。以上の有限要素解析および実験による \mathcal{E}_p 、 \mathcal{E}_b^* の評価の特性（傾向）から、 \mathcal{E}_p の破壊クライテリオンで重要となると思われる \mathcal{E}_b^* の最大値、その値を取る φ の方向、 \mathcal{E}_b^* の限界値の推定に対して径路独立積分および荷重-変位曲線による評価法の果たす役割について検討した。得られた結果をまとめると以下の通りである。

(1) 径路独立積分による評価における使用切欠きの曲率半径 ρ の大きさは、円状切欠きの場合、 $\rho/W = 0.00143$ (W : 試験片幅)程度、半円状切欠きの場合、 $\rho/W = 0.005 \sim 0.01$ 程度が目安となる。

(2) 径路独立積分による \mathcal{E}_p 、 \mathcal{E}_b^* と φ の関係を見るとき、円状切欠きでは、傾斜角 α が小さいとき \mathcal{E}_{Jp} 、 \mathcal{E}_{Jp}^* 積分値は理論値とかなり良好に一致する。 α が大きい領域では \mathcal{E}_{Jp} 、 \mathcal{E}_{Jp}^* 積分値とも φ が大きくなると理論値よりやや大きく(10~15%程度)算出される。半円状切欠きでは、 α が大きい領域では \mathcal{E}_{Jp} 、 \mathcal{E}_{Jp}^* 積分値は比

較的理論値と一致しているが、 α が小さい領域では $\mathcal{E}_{J\varphi}$ 、 $\mathcal{E}_{J\varphi}$ 積分値は $-\varphi$ が大きくなると次第に小さく算出されるようになる。

(3) 径路独立積分による結果から $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ 、 $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ 値となる φ 方向を推定すると、円状切欠きでは α の全体にわたって良好に推定できるが、半円状切欠きでは $\mathcal{E}_{J\varphi}$ 、 $\mathcal{E}_{J\varphi}$ 積分値の φ に対する傾向がかなり異なることからその方向の推定は難しい。

(4) 有限要素解析に基づく荷重-変位曲線に基づく \mathcal{E}_{φ} 評価では、き裂形状を用いて評価した \mathcal{E}_{φ} 値は半円状切欠きを用いた場合に比べ精度よく評価でき、その値は理論値と α の全体にわたって良好に一致する。また $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ となる φ 方向近傍で $\mathcal{E}_{\varphi} \approx \mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ となる関係を考慮すると、荷重-変位曲線に基づく方法に基づく $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ となる φ 方向の \mathcal{E}_{φ} によって $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ 値を近似的に評価できる。

(5) エポキシ樹脂を用いた弾性範囲の実験により得られた荷重-変位曲線に基づいて評価した \mathcal{E}_{φ} 値は、理論値、有限要素解析に基づいて荷重-変位曲線により求めた \mathcal{E}_{φ} 値とよく一致し、 \mathcal{E}_{φ} 値は実験のみによって実用上十分な精度で評価が可能である。

(6) 混合モード破壊クライテリオンにおいて重要であると予想される $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ 値および $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ 値となる φ の方向の推定法としては、はじめに円状切欠きを用いた径路独立積分により $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ となる φ 方向を定め、その φ 方向を用いて荷重-変位曲線に基づく方法により \mathcal{E}_{φ} を評価し、この \mathcal{E}_{φ} で $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ を近似するという方法が考えられる。また実験による荷重-変位曲線に基づく評価法は、き裂進展方向に屈折部を有する試験片を用意すれば、材料固有の破壊限界値(破壊靱性値)評価の有効な方法となり得るものである。

4 章の参考文献

- (1) 渡辺勝彦, 日本機械学会論文集(A編), 47-416 (1981, 昭56-4), p. 406.
- (2) 渡辺勝彦, 生産研究, 36-6 (1984-6), p. 261.
- (3) 渡辺勝彦・倉繁 裕, 日本機械学会論文集(A編), 50-460 (1984, 昭57), p. 1983.
- (4) 渡辺勝彦・塩見 肇, 日本機械学会論文集(A編), 49-446 (1983, 昭58-10), p. 1277.
- (5) 山田嘉昭・横内康人, 有限要素法による弾塑性解析プログラミング E P I C IV解説, 培風館.
- (6) 高松 徹・市川昌弘, 日本機械学会論文集(A編), 53-486 (1987, 昭62), p. 246.
- (7) 高松 徹・市川昌弘, 日本機械学会論文集(A編), 50-453 (1983, 昭58), p. 959.
- (8) 白鳥正樹・三好俊郎・松下久雄, 数値破壊力学, 実教出版株式会社.
- (9) 北川英夫・結城良治, 日本機械学会論文集(第一部), 43-376 (1977, 昭52), p. 4354.
- (10) 国尾 武・中沢 一・林 邦彦・岡村弘之, 破壊力学実験法, 朝倉書店.
- (11) 高松 徹・市川昌弘, 日本機械学会論文集(A編), 51-461

(1985, HZ 60-1), p. 167.

(12) Begley, J. A. and Landes, J. D., ASTM STP, 514 (1972), p. 1.

第 5 章

任意方向 C E D に基づく混合
モードき裂のモード I 型破壊
クライテリオンの提案

(引張型荷重下での破壊実験
に基づく検討)

5.1 緒 言

前章では、任意方向 $CED\epsilon_y$ およびそのモード I 寄与分 ϵ_y^I を、それらと径路独立積分あるいは荷重-変位曲線との間に成り立つ関係に基づき有限要素弾性解析による評価を試み、また弾性範囲の実験から得られる荷重-変位曲線からの評価も試みて、き裂パラメータとしての ϵ_y 、 ϵ_y^I の実際的手法による評価可能性についての検討を行った。また、その結果に基づいて混合モードき裂の破壊を考えるにあつて重要となると考えられる ϵ_y 、 ϵ_y^I の最大値 $\epsilon_{y\max}$ 、 $\epsilon_{y\max}^I$ および $\epsilon_{y\max}$ 、 $\epsilon_{y\max}^I$ となる y 方向を実用上十分な精度で評価するための実際的な方法について検討を行った。

ところで 2 章において述べたように、これまでに提案された混合モードき裂の破壊クライテリオンとしては、脆性・擬脆性破壊を対象とするものとして $\sigma_{\theta\max}$ クライテリオン⁽¹⁾、 S_{\min} クライテリオン⁽²⁾、 G_{\max} クライテリオン⁽³⁾⁻⁽⁵⁾ 等があり、これらをクライテリオンとして破壊を評価するときその結果においていずれも大差がなく、実験結果にもほぼ合うものとなっていることが知られている。しかし弾塑性破壊を対象とするものについては、例えば J 積分に基づくものがいくつか提案されているが⁽⁷⁾⁻⁽⁹⁾、いずれも脆性・擬脆性破壊で有効とされたものとの対応がつかず物理的意味が不明確である上に、モード II 変形の割合が大きくなると適用ができなくなる、またき裂進展方向を決定できない、といった問題があり、未だ現象を十分に説明しうるクライテリオンは知られていない。

本章においては、はじめに混合モードき裂がモード I (開口) 型で破壊する場合の破壊クライテリオンとして、 ϵ_y^I のモード I 寄与分 ϵ_y^I の最大値 $\epsilon_{y\max}^I$ が材料に固有の限界値に達したとき $\epsilon_{y\max}^I$ の方向にき裂の進展が始まるとする $\epsilon_{y\max}^I$ クライテリオンを提案し、この

ϵ_{max}^* クライテリオンが従来の破壊クライテリオンにおける問題点を克服し、混合モード脆性・擬脆性破壊、弾塑性破壊の区別なく広範囲に有効なものとなることを示す。脆性破壊に対しては、 ϵ_{max}^* クライテリオンとこれまで提案されている他の破壊クライテリオンとの比較を通じ、さらに ϵ_{max}^* クライテリオンを引張型荷重下の二次元傾斜き裂の擬脆性破壊実験結果に適用して、その有効性を示す。弾塑性破壊に関しては、あらたに薄板傾斜き裂試験片の引張型荷重下での弾塑性破壊実験を行い、前章での成果を生かして有限要素解析による所要パラメータの評価を行って、 ϵ_{max}^* クライテリオンの有効性を検討する。この実験では試験片は全断面降伏を伴った状態で破壊している。また高松らの同様の薄板傾斜き裂試験片の弾塑性破壊実験⁽⁷⁾に対する有限要素解析も行い、 ϵ_{max}^* クライテリオンを適用して、その有効性を示す。高松らの実験は比較的小さい降伏領域を伴って破壊が開始している例である。これら弾塑性破壊に対する結果に加え、脆性・擬脆性破壊に対する検討結果を併せ考慮することにより、本 ϵ_{max}^* クライテリオンが完全脆性破壊から大きな塑性変形を伴っての破壊にまで一貫して有効な、統一的な混合モード破壊クライテリオンとなることを示す。

5.2 任意方向CEDを用いたモードI型破壊クライテリオン

(\mathcal{E}_p^{\max} クライテリオン) の提案

これについては4.2.2項において少しふれたが、任意方向CEDに基づくモードI型破壊クライテリオンとして、あらためて以下のように提案する。モードIき裂においては、 \mathcal{E}_p は $\varphi = 0^\circ$ (き裂の直進方向) でその最大値をとり、J積分 J_1 にはほぼ等しい (全ひずみ理論においては厳密に等しい) ⁽¹⁰⁾。したがって、 $J_1 \doteq \mathcal{E}_p^{\max} = \mathcal{E}_p^{\varphi=0^\circ} = (\mathcal{E}^I)_i \doteq (J_1)_i$ [\mathcal{E}_p^{\max} は \mathcal{E}_p の最大値、 $(\mathcal{E}^I)_i, (J_1)_i$ はき裂進展開始時の $\mathcal{E}_p^{\varphi=0^\circ}$ と J_1 の値] なる関係が成り立ち、モードIき裂の破壊クライテリオンとして広く受け入れられているJクライテリオンは、 \mathcal{E}_p の $\varphi = 0^\circ$ 方向の値 (\mathcal{E}_p^{\max} 値) がその限界値に達したとき、 \mathcal{E}_p^{\max} となる $\varphi = 0^\circ$ の方向にき裂は進展を開始するとするクライテリオンであると考えることができる。ここで提案するクライテリオンは、この事実をモードI (開口) 型で破壊が起こる場合の混合モード下き裂の破壊へ自然な形で拡張したものであり、

「破壊がモードI (開口) 型で起こる場合、 $\mathcal{E}_p^{\max} = (\mathcal{E}^I)_i$ が満たされたとき、 \mathcal{E}_p^{\max} となる φ 方向に起こる」

として与える。このクライテリオンを以後 \mathcal{E}_p^{\max} クライテリオンと呼ぶものとする。

本章では、二次元傾斜き裂の引張型荷重下での破壊を対象としてこの \mathcal{E}_p^{\max} クライテリオンの有効性を論じるが、本クライテリオンにおいて最も重要となるパラメータは \mathcal{E}_p の最大値 (\mathcal{E}_p^{\max}) および \mathcal{E}_p^{\max} となる φ 方向度である。次節以降においては、それらの値は、脆性・擬脆性破壊を考える場合には、3章において示した線形弾性体に対して定義された応力拡大係数と \mathcal{E}_p 、 \mathcal{E}_p^{\max} の関係式から直接的に

評価した結果に基づいて推定し、弾塑性破壊を考える場合には、有限要素解析を行い、径路独立積分および荷重-変位曲線を用いて評価された \mathcal{E}_φ 、 \mathcal{E}_φ^* に基づいて、主として4.4節に示した $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ 値および $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ となる φ 方向を精度良く評価する方法により推定している。

5.3 混合モード脆性・擬脆性破壊における有効性

ここでは前節において提案した \mathcal{E}_{\max}^I クライテリオンを引張型荷重下の二次元傾斜き裂の脆性・擬脆性破壊に適用し、さきに提案されている脆性破壊に対するクライテリオンとの比較および実験結果との比較を通じてその有効性を検討する。

5.3.1 他のクライテリオンとの比較

これまでに提案されている混合モードき裂の脆性破壊に対する破壊クライテリオンとしては、円周方向応力に注目する $\sigma_{\theta\max}$ クライテリオン⁽¹⁾、ひずみエネルギーに注目し破壊条件を与える S_{\min} クライテリオン⁽²⁾、き裂進展開始前後のエネルギー変化（エネルギー解放率）に注目した G_{\max} クライテリオン⁽³⁾⁻⁽⁶⁾等があり、いずれも注目するパラメータは線形弾性に対して定義される応力拡大係数と関係づけられる。ここでは図5.1に示す引張型荷重を受ける無限板中の傾斜き裂を対象として、これらのクライテリオンに従う場合と \mathcal{E}_{\max}^I クライテリオンに従う場合とを比較する。無限板中の傾斜き裂のモードI、モードIIの応力拡大係数 K_I 、 K_{II} としては、

$$\left. \begin{aligned} K_I &= \sigma\sqrt{\pi a}\sin^2(90^\circ - \alpha) \\ K_{II} &= \sigma\sqrt{\pi a}\sin(90^\circ - \alpha)\cos(90^\circ - \alpha) \end{aligned} \right\} \quad (5.1)$$

で求められるものを用い⁽¹¹⁾、ポアソン比は $\nu = 0.3$ として評価した。なお、 $\sigma_{\theta\max}$ クライテリオン、 S_{\min} クライテリオンは式(5.1)のき裂進展開始前の応力拡大係数により表されているが、 G_{\max} クライテリオンでは、き裂進展開始前の応力拡大係数と微小屈折き裂の応力拡大係数に関係づけられる二つの場合がある。ここではエネルギー解放率 G の評価に際し、影山らの無限小屈折き裂の応力拡大係数に

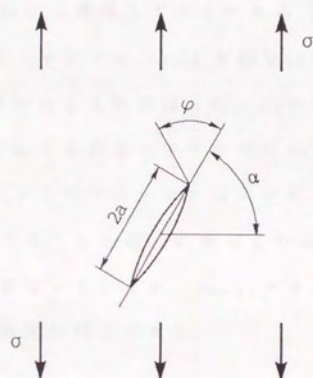


図 5. 1 無限板中の傾斜き裂

基づく評価式⁽³⁾を採用したが、この場合も無限小屈折き裂に対する応力拡大係数はき裂進展開始前の応力拡大係数により表されている。

図5. 2, 5. 3は、各クライテリオンによって定まる K_I , K_{II} の破壊限界曲線およびき裂進展開始方向 φ 、とき裂傾斜角 α の関係を示している。ここで図5. 2中の K_{IC} は $\alpha = 0^\circ$ の場合(K_I のみ生じる)の K_I によって表した破壊限界値であり、各クライテリオンにおける破壊限界値はこれから換算して定めてある(従って $K_I/K_{IC} = 1.0$ においては各クライテリオンによる結果は完全に一致する)。本 \mathcal{E}_{max} クライテリオンによる結果は、 K_I , K_{II} の破壊限界曲線では、 S_{min} クライテリオンによる結果とはやや傾向が異なるが、 $\sigma_{\theta max}$ クライテリオン、 G_{max} クライテリオンとは大差ないものとなっている。き裂進展方向については、 α の増大に伴ってやはり S_{min} クライテリオンとは多少傾向が異なっているが、 $\sigma_{\theta max}$ クライテリオン、 G_{max} クライテリオンとは傾向が同じである。

5.3.2 擬脆性破壊実験との比較

Erdogan-Sih, 塩見およびWilliams-Ewingはそれぞれプラスチックガラス材, エポキシ樹脂(ヤング率 $E = 3.03\text{GPa}$, ボアソン比 $\nu = 0.37$), PMMA材を用いて二次元傾斜き裂試験片の破壊実験を行い破壊時の K_I , K_{II} およびき裂進展方向を調べている⁽¹⁾⁽¹²⁾⁽¹³⁾。これらの実験で使用された試験片は $a/W \rightarrow 0$ ($2W$: 試験片幅)とみなせるものから $a/W = 0.5$ までのものを含んでいる。図5. 4, 5. 5は、 \mathcal{E}_{max} クライテリオンによる K_I , K_{II} で表した破壊限界曲線およびき裂進展開始方向 φ 、とき裂傾斜角 α の関係を実験結果と比較したものである。図中○は塩見による実験結果、●はErdogan-Sihによる実験結果、□はWilliams-Ewingによる実験結果である。図中の \mathcal{E}_{max} クライテリオンでは、ボアソン比は、塩見の実験のエポキシ樹

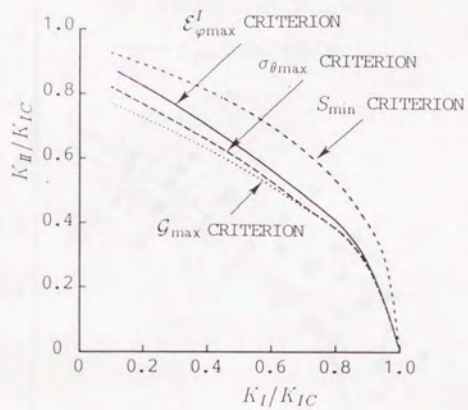


図 5. 2 破壊開始時の K_I と K_{II} の割合
(他のクライテリオンとの比較)

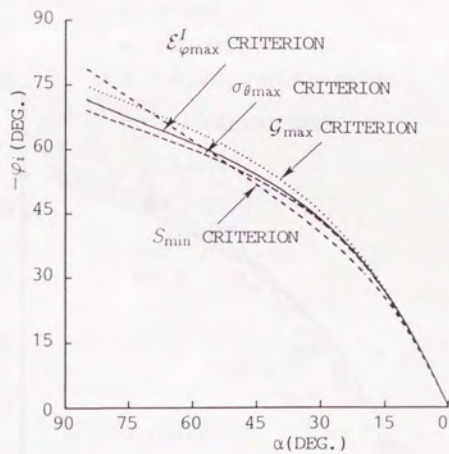


図 5. 3 き裂進展方向と α の関係
(他のクライテリオンとの比較)

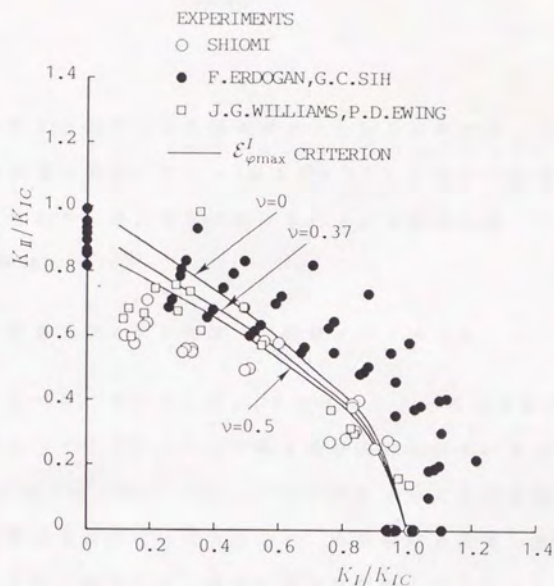


図 5. 4 破壊開始時の K_I と K_{II} の割合
(擬脆性破壊実験結果との比較)

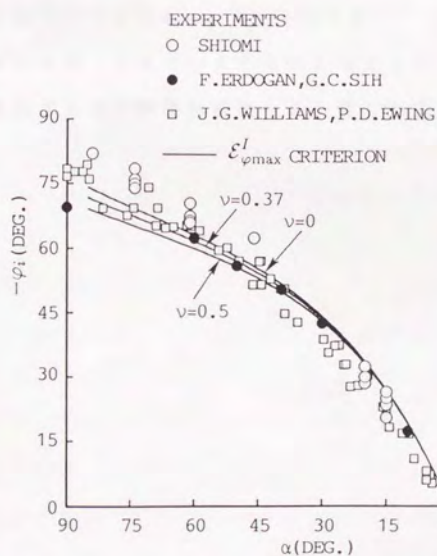


図 5. 5 き裂進展方向と α の関係
(擬脆性破壊実験結果との比較)

脂の値 $\nu = 0.37$ と他の二つ実験のポアソン比は不明であったので、平面ひずみ状態を仮定して $\nu = 0$ および 0.5 とした場合の結果を参考として示しており、当該問題に対する応力拡大係数の解⁽¹⁴⁾を介して $\mathcal{E}_{\theta_{\max}}$ は評価している。

5.3.3 任意方向 CED に基づく破壊クライテリオンの有効性

図5. 2 ~ 5. 5 より、 $\mathcal{E}_{\theta_{\max}}$ クライテリオンによるものは混合モード破壊クライテリオンとして最も受け入れられていると考えられる $\sigma_{\theta_{\max}}$ クライテリオン、 $G_{\theta_{\max}}$ クライテリオンによる結果とはほぼ一致し、実験結果はかなりばらつくが、その傾向とはほぼ一致していると考えてよいと思われる。実験結果は本質的にばらつくものであり、各クライテリオンによる結果の差は小さいので $\mathcal{E}_{\theta_{\max}}$ クライテリオンが他より優れているとはいえないが、脆性・擬脆性の混合モード破壊に対しては少なくとも $\sigma_{\theta_{\max}}$ クライテリオン、 $G_{\theta_{\max}}$ クライテリオンと同程度に有効であるといえるものと考えられる。 $\mathcal{E}_{\theta_{\max}}$ クライテリオンの優位性は次の弾塑性破壊への一貫した適用性において現れて来る。

5.4 大きい降伏領域を伴う混合モード弾塑性破壊での検討

(アルミニウム合金を用いた実験に基づく検討)

ここではアルミニウム 2024-T3 合金を用いて引張型荷重下の二次元傾斜き裂試験片の弾塑性破壊実験を行う。その結果に \mathcal{E}_{max} クライテリオンを適用し、 \mathcal{E}_{max} クライテリオンの有効性を検討する。

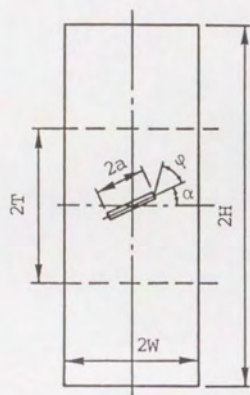
5.4.1 混合モード破壊実験

混合モード破壊実験として、引張型荷重下の薄板傾斜き裂試験片の弾塑性破壊実験を行った。供試材は A 2024-T3 合金であり、表 5.1 に化学成分を示す。試験片形状は図 5.6 に示している。板厚は 2 mm とした。試験片の作製にあたっては、まっすぐな傾斜角 α のき裂を作製し、かつ圧延方向が常に破壊実験の負荷方向と一致するようにするため次の手順によっている。すなわち、まず機械加工によるシェブロン形切欠きを有する中央き裂試験片を、疲労予き裂導入用繰返し荷重の方向（切欠きに直交する方向）と所定の α の角をなすように作製し、これを用いての疲労予き裂導入後、圧延方向が破壊実験における負荷方向と一致するよう最終試験片を切り出した（図 5.7 参照）。傾斜角 α は $\alpha = 0^\circ, 30^\circ, 60^\circ, 75^\circ$ とした。疲労予き裂試験片において $\alpha = 0^\circ, 30^\circ$ 用のものでは、チャック取り付け用穴が出来上りの試験片部にかかるため [例えば図 5.7 (a) の点線で示した穴]、その部分の穴はあけず疲労予き裂挿入には使用しなかった。 $\alpha = 60^\circ, 75^\circ$ 用の試験片ではそのようなことはなく、上下 12 個の穴全部使用した。き裂は図 5.8 に示すよう 12 mm 長のシェブロン形切欠きからき裂全長が 16 mm すなわち $a/W = 0.4$ となるように導入した。疲労予き裂挿入条件は、 $\alpha = 0^\circ$ 用の疲労予き裂試験片の幅 (120 mm) の一様応力を受ける平板の状態 で計算した $K_{I_{max}} =$

表 5 . 1 供試材 (A ㊦ 2024-T3) の 化 学 成 分

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Zr+Ti
%	%	%	%	%	%	%	%
0.11	0.19	4.54	9.58	1.47	0.02	0.08	0.04

OTHERS		OTHERS	
Ti	EACH	TOTAL	A ㊦
%	%	%	%
0.03	0.00	0.00	RE



$H=150\text{mm}$

$W=20\text{mm}$

$a=8\text{mm}$

$T=40\text{mm}$

$\alpha=0^\circ, 30^\circ, 60^\circ, 75^\circ$



試験片写真 ($\alpha = 30^\circ$)

図 5. 6 中央傾斜き裂試験片

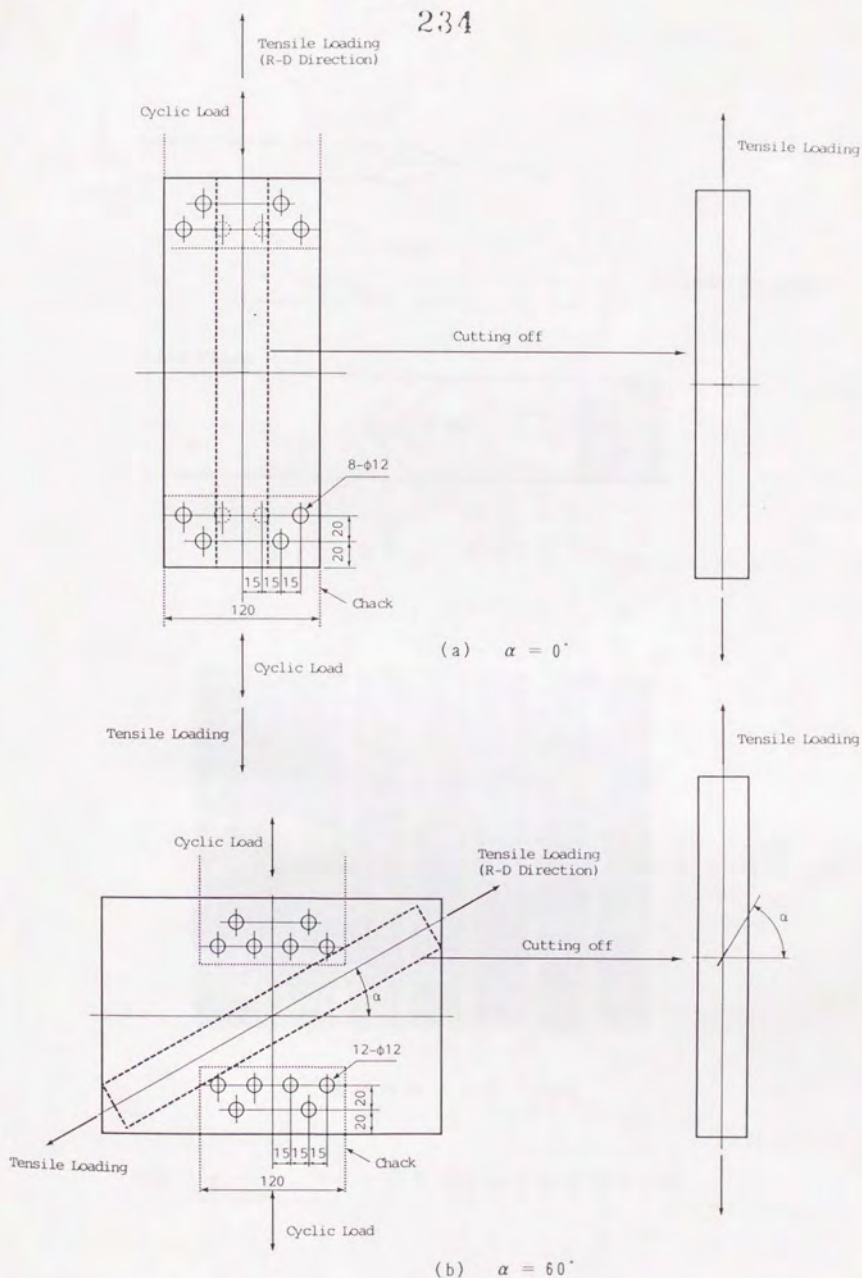
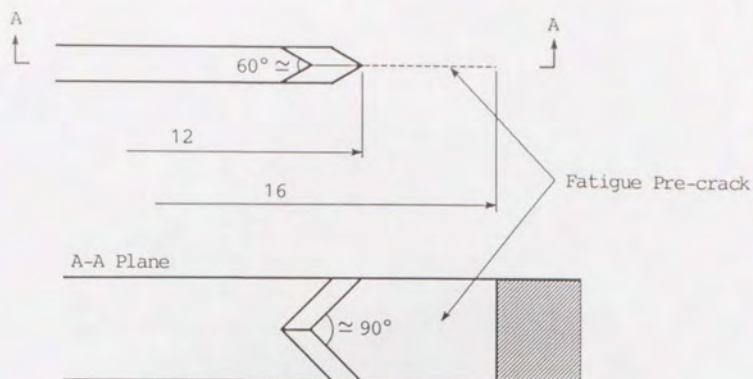
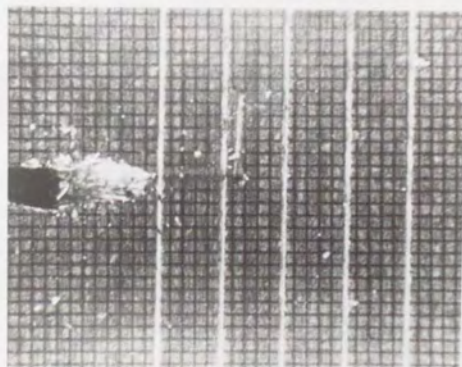


図 5. 7 疲労予き裂挿入用試験片と
中央傾斜き裂試験片作製過程



(a) シェブロン形切欠き



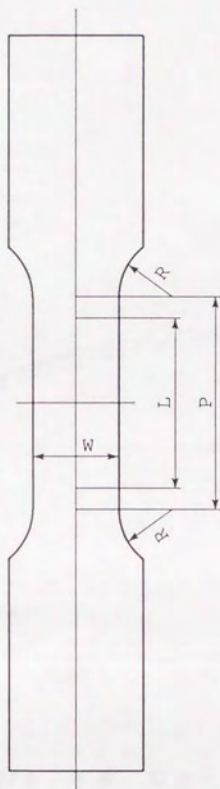
(b) 格子の様子とケガキ線

図 5. 8 シェブロン形切欠きとき裂近傍の状態

0.25KN/mm^{3/2}の繰返し荷重で始め、 $K_{I\max} = 0.20\text{KN/mm}^{3/2}$ で仕上げるようにした（他の α についてもこの $\alpha = 0^\circ$ の試験片で設定した荷重で疲労予き裂を挿入した）。応力比 R は $R = 0.2$ とした。他の α についてもこの $\alpha = 0^\circ$ の試験片で設定した荷重で疲労予き裂を挿入した。繰返し回数は、約 $7 \times 10^4 \sim 1.3 \times 10^5$ 程度であった（ α が小さいときの方が少ない）。また試験片のき裂部には、切欠き先端近傍の変形状態をわかりやすくするため0.2mm間隔の格子を焼き付け、さらに1mm間隔のケガキ線を入れた〔図5. 8(b)参照〕。

供試材の材料定数を求めるため、図5. 9に示す材料試験用の試験片を、引張軸方向が圧延方向と平行な(RD)方向と圧延方向と直角な(LT)方向で採取し、室温において材料試験を行い、機械的性質を調べた。引張速度は、破壊実験と同じ0.25mm/minおよび1.0mm/minとした。図5. 10に応力-ひずみ線図を示す。供試材に異方性はほとんどなく、また引張速度に関係なく機械的性質はほぼ一定であることがわかる。得られた材料定数は、ヤング率 $E = 69.78\text{GPa}$ 、ポアソン比 $\nu = 0.326$ 、降伏応力 $\sigma_{ys} = 378.3\text{MPa}$ 、引張強さ $\sigma_p = 489.1\text{MPa}$ 、伸び17%、ひずみ硬化式は $\bar{\sigma} = C(a + \bar{\epsilon}_p)^n$ において $C = 648.0\text{MPa}$ 、 $n = 0.117$ 、 $a = 0.01$ であった。

図5. 11に試験片を取り付けた実験装置を示している。変位については、図5. 6に示すように中央き裂の上下40mmを試験部とし、その変位を測定範囲0~+20mmの変位計（東京測器研究所製CDP-20）を使用して測定した。ただし、き裂部の観測ができるようにするため、図5. 11(b)に示すような変位計を試験片の左右に設置する治具を作製し、き裂部の前面をあけるようにした。き裂の進展開始点は、読み取り顕微鏡によってき裂を観察し決定した。また同時に顕微鏡写真も撮影し、き裂先端近傍の変化状態を記録し、この写真からき裂進展方向を測定した。破壊実験は負荷容量98KNのインス



評点距離 $L = 80\text{mm}$

幅 $W = 40\text{mm}$

平行部長さ $P = 100\text{mm}$

肩部の半径 $R = 30\text{mm}$

厚み 2mm

図 5. 9 材料試験用試験片

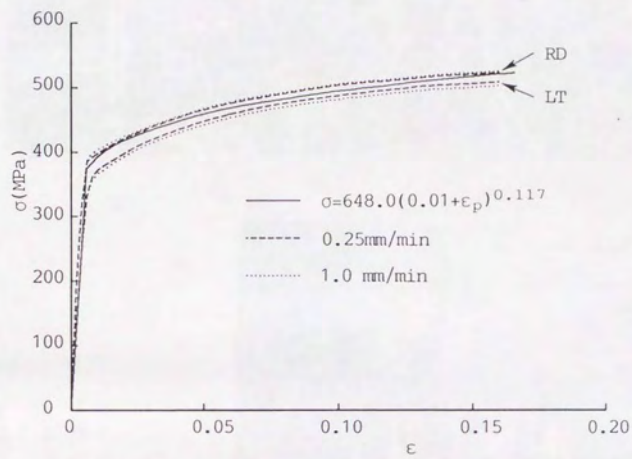
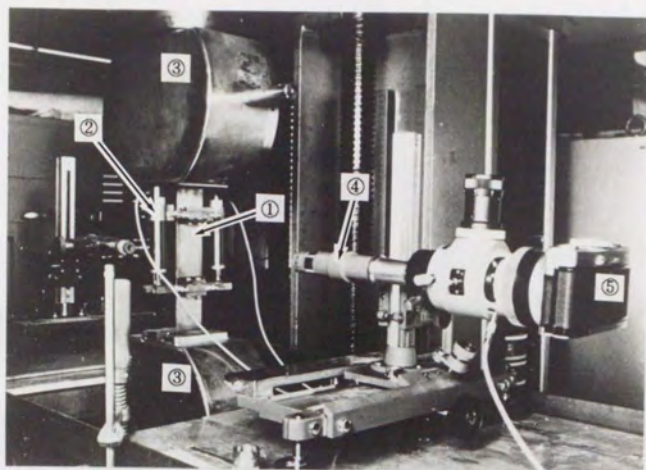
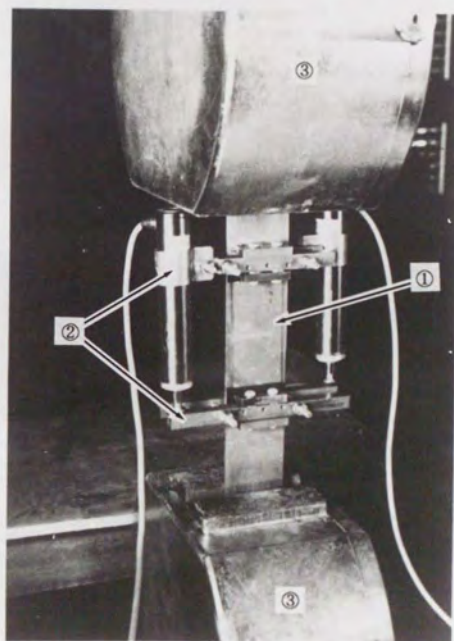


図 5. 10 応力 - ひずみ曲線



(a) 全体

- ① 試験片
- ② 変位計
- ③ 引張試験機
(チャック)
- ④ 読み取り顕微鏡
- ⑤ カメラ



(b) 試験片取り付け部

図 5. 1. 1 実験装置

トロン形引張試験機を用い、クロスヘッドの相対速度は約0.25mm/minとした。

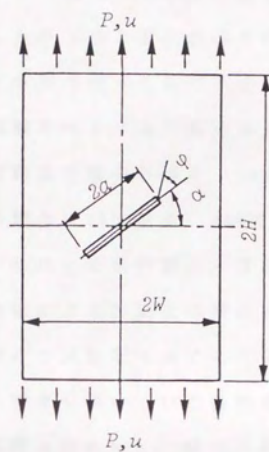
5.4.2 弾塑性領域での任意方向CEDの評価

(大きな降伏領域を伴う場合)

ここでは、き裂成長開始点までの実験に対応する弾塑性有限要素解析を行い、径路独立積分および荷重-変位曲線に基づく方法により \mathcal{E}_p 、 \mathcal{E}_δ を評価し、その結果に基づいてき裂進展開始時の \mathcal{E}_{max} を評価する。4章においては、弾性領域でそれぞれの評価法についての \mathcal{E}_p 、 \mathcal{E}_δ の評価精度および \mathcal{E}_{max} の精度良い評価法について検討を行ったが、ここでは弾性領域での検討事項を基礎とし、A#2024-T3合金の実験を対象として、塑性域に入ってからそれらの傾向の変化について調べ、さらに弾性域での \mathcal{E}_{max} 評価について検討を加える。

(1) 解析方法

本解析の対象としては図5.6に示した試験片に鎖線で示した試験区間をとり、図5.12に示すような試験片の上下面に一様応力が静的に作用するとして計算した。解析は平面応力状態を仮定し、要素としては三角形定ひずみ要素を用いている。切欠きの傾斜角 α は $\alpha = 0^\circ, 30^\circ, 60^\circ, 75^\circ$ とした。この有限要素解析結果に基づき径路独立積分により \mathcal{E}_p 、 \mathcal{E}_δ を、荷重-変位曲線に基づく評価法により \mathcal{E}_p を評価した。径路独立積分の場合、切欠き形状として円状切欠きおよび半円状切欠きを用い、切欠きの曲率半径 ρ は、4.2.2項の検討から、円状切欠きの場合 $\rho/W = 0.00114$ 、半円状切欠きの場合 $\rho/W = 0.00571$ とした。また \mathcal{E}_p 、 \mathcal{E}_δ を評価した φ として各 α に対し $\varphi = 0^\circ, -15^\circ, -30^\circ, -45^\circ, -60^\circ, -75^\circ$ の6種類とした。荷重-変位曲線に基づく方法では、弾性領域の検討からき裂($\rho = 0$)形状を



$$W = 20\text{mm}$$

$$H = 40\text{mm}$$

$$a = 8\text{mm}$$

图 5. 1 2 解析对象

用い、 ε_p は $0.08 < \Delta a / a < 0.11$ のときの値を $\Delta a \rightarrow 0$ に外そうして求めた(4.2.3項参照)。 ε_p を求める φ の方向は、ほぼ ε_p^{\max} なる φ 方向と一致させるようにした。また ε_p などの評価に加えJ積分に基づく破壊クライテリオンの適用のためJ積分も評価し、さらに石川らの方法⁽¹⁵⁾⁽¹⁶⁾にしたがってき裂の直進方向($\varphi = 0^\circ$ 方向)に対するモードI、モードII寄与分(それぞれ J_I 、 J_{II})への分離も行っている。解析は試験片の1/2の部分を対象としており、要素数および節点数は、径路独立積分の場合、1898要素、1034節点であり、荷重-変位曲線の場合、1608要素、868節点であった。それぞれの有限要素解析に用いられた要素分割は、径路独立積分の場合は図4.6、荷重-変位曲線による評価法の場合は図4.22に示したものを図5.6の試験片の試験部寸法にあうように外郭を修正したもので、き裂部近傍の要素分割については特に変化はない(それぞれの要素分割の図を参照されたい)。解析に用いた材料定数は、5.4.1項の材料試験より得られたものを用いた。

(2) 塑性域での ε_p 、 ε_p^{\max} と φ の関係

図5.13には、各 α に対する実験で得られた荷重-荷重点変位曲線と有限要素解析によって得られたそれとを比較している。有限要素解析によるものは、円状切欠き($\rho/W = 0.00114$)、半円状切欠き($\rho/W = 0.00571$)およびき裂($\rho = 0$)形状を用いたものがあるが、その差はほとんどなく図には半円状切欠きによるものを示している。この図より、全ての α で有限要素解析による荷重-変位曲線は実験のそれよりやや大きめ(約10%以内の誤差)に算出されているものの両者はほぼ一致していると考えてよいと思われる。図5.14には、き裂進展開始時の ε_{Jp} 、 ε_{Jp}^{\max} 積分値(ε_{Jp} 、 ε_{Jp}^{\max} はそれぞれ径路独立積分によって得られた ε_p 、 ε_p^{\max} の値)と φ の関係

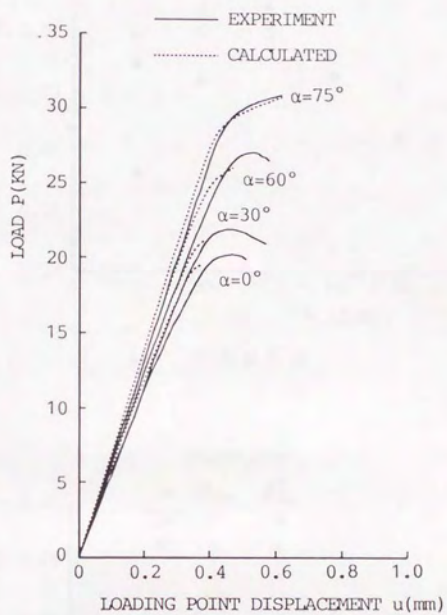
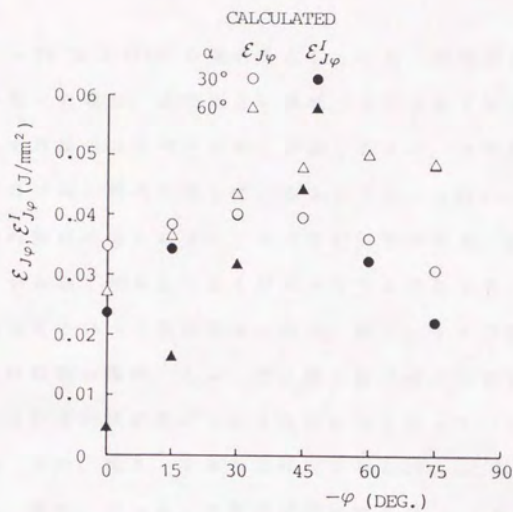
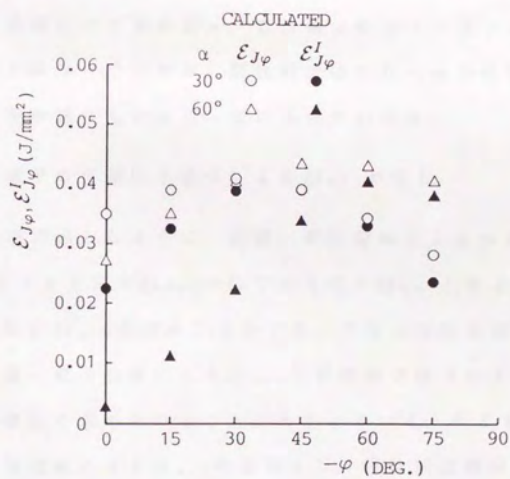


図5. 1.3 荷重-荷重点変位曲線の比較



(a) 円状切欠き



(b) 半円状切欠き

図 5. 14 き裂進展開始時の $\mathcal{E}_{J\varphi}$, $\mathcal{E}_{J\varphi}^I$ 積分値と φ の関係

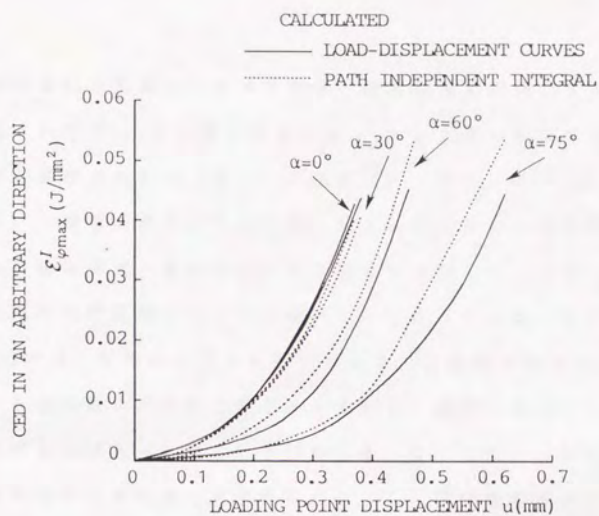
の例として $\alpha = 30^\circ$ および 60° の場合を示している。弾性領域の場合、円状切欠きを用いた場合、 α が大きい領域で φ が大きくなると $\mathcal{E}_{J\varphi}$ 、 $\mathcal{E}_{J\varphi}$ 積分値とも理論値よりやや大きく評価されるが、 φ に対する傾向は全体的にはほぼ同じ傾向を示しているようであり ($\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ となる φ の方向は比較的良好に得られる)、半円状切欠きの場合、 $\mathcal{E}_{J\varphi}$ 、 $\mathcal{E}_{J\varphi}$ 積分値とも φ が大きくなると小さく評価されるようになり、 φ に対する傾向も異なるといった傾向があったが、図 5. 14 の結果を見るとき裂進展開始時の場合、 $\mathcal{E}_{J\varphi}$ 、 $\mathcal{E}_{J\varphi}$ 積分値の φ に対する傾向は、円状切欠きおよび半円状切欠きで大きな差はなくなっていることがわかる。表 5. 2 は、図 5. 14 から推定される $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ となる φ の値を示している。表 5. 2 から、き裂進展開始時の $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ となる φ の値 ($\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ クライテリオンではき裂進展開始方向と推定される) は、ほぼ同じ値となっているのがわかる。このことから、弾性領域では半円状切欠きを用いたときの $\mathcal{E}_{J\varphi}$ 、 $\mathcal{E}_{J\varphi}$ 積分値の φ に対する分布の傾向は理論値と異なっていたが、塑性域ではそれらの分布は円状切欠きとあまり差の無いものになっているのがわかる。

(3) 塑性域での径路独立積分による $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ の変化

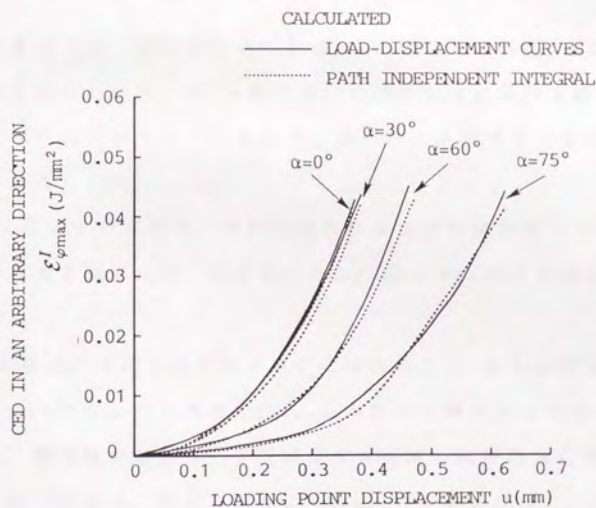
4. 2. 3 項で示したように、荷重-変位曲線による \mathcal{E}_{φ} の評価では、 $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ となる φ 方向で $\mathcal{E}_{\varphi_{max}} \approx \mathcal{E}_{\varphi}$ であるので $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ となる φ 方向の \mathcal{E}_{φ} により近似的に $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ を求めことができ、さらに弾性領域での検討から、この荷重-変位曲線による $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ は径路独立積分により評価される値より精度良く求められることがわかっている。そこで、ここでは荷重-変位曲線による $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ を基準とし、径路独立積分による $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ の塑性領域での評価精度について検討する。図 5. 15 (a)、(b) は、それぞれ荷重点変位に対する円状切欠きおよび半円状切欠きを用いて径路独立積分により求めた $\mathcal{E}_{\varphi_{max}}$ の値の変化を荷重-変位曲

表 5. 2 ε_{ϕ} 積分値に基づく $\varepsilon_{\phi \max}$ とする ϕ

α	SEMICIRCULAR NOTCH	CIRCULAR NOTCH
30°	36.4°	37.4°
60°	64.1°	64.4°



(a) 円状切欠き



(b) 半円状切欠き

図 5. 15 塑性領域での径路独立積分による
 $\mathcal{E}_{\phi_{max}}^I$ の変化

線による値の変化と比較したものである。弾性領域で円状切欠きを用いて評価された $\varepsilon_{J\phi}$, $\varepsilon_{J\phi}$ 積分値は, α , $-\phi$ が大きい領域で理論値より大きく算出されたが (4.2.2 項参照), 図 5. 15 (a) からわかるように, 荷重点変位が大きくなっても α が大きいとき径路独立積分による値は荷重-変位曲線による値より大きくなっており, 弾性領域の傾向は塑性域に入っても続いているようである。また図 5. 15 (b) では, 半円状切欠きを用いたとき, 径路独立積分による値は荷重-変位曲線による値と良くあっており, 荷重点変位に対する変化の傾向もほぼあっていることがわかる。このことから塑性領域では, 半円状切欠きを用いて求めた $\varepsilon_{J\phi}$, $\varepsilon_{J\phi}$ 積分値のみからも $\varepsilon_{\phi_{max}}$ は評価可能であることがわかる。

(4) 塑性域の $\varepsilon_{\phi_{max}}$ 値および $\varepsilon_{\phi_{max}}$ となる ϕ の方向の推定

以上の検討から, 塑性域における $\varepsilon_{\phi_{max}}$ の値および $\varepsilon_{\phi_{max}}$ となる ϕ の方向の推定としては, 4.4 節で示した弾性領域における推定法に加え, 半円状切欠きを用いた径路独立積分による結果が大きな役割を果たすと考えられ,

- ・ $\varepsilon_{\phi_{max}}$ となる ϕ の方向は, 半円状切欠きおよび円状切欠きを用いた場合の径路独立積分によって評価した ε_{ϕ} , ε_{ϕ} の ϕ に対する分布から評価できる。

- ・ $\varepsilon_{\phi_{max}}$ の値は, 半円状切欠きを用いた場合の $\varepsilon_{\phi_{max}}$ および荷重-変位曲線によって近似的に求めた $\varepsilon_{\phi_{max}}$ からかなり精度良く推定できる。ただし, 塑性域の場合は, 半円状切欠きを用いた径路独立積分による ε_{ϕ} , ε_{ϕ} のみから, かなり精度よく $\varepsilon_{\phi_{max}}$ の値および $\varepsilon_{\phi_{max}}$ となる ϕ の方向は評価できることが可能のようである。

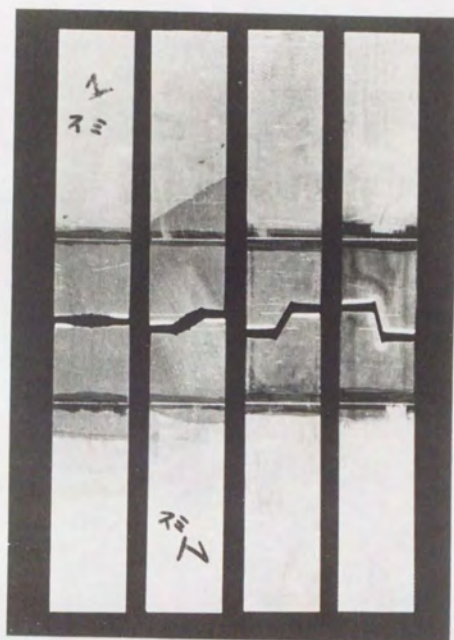
したがって以上の事実に基づいて本破壊実験に対する $\varepsilon_{\phi_{max}}$ の値および $\varepsilon_{\phi_{max}}$ となる ϕ の方向を評価し, 実験結果と比較した。

5.4.3 実験結果および ϕ_{max} クライテリオンの有効性の検討

(1) 破断面の観察

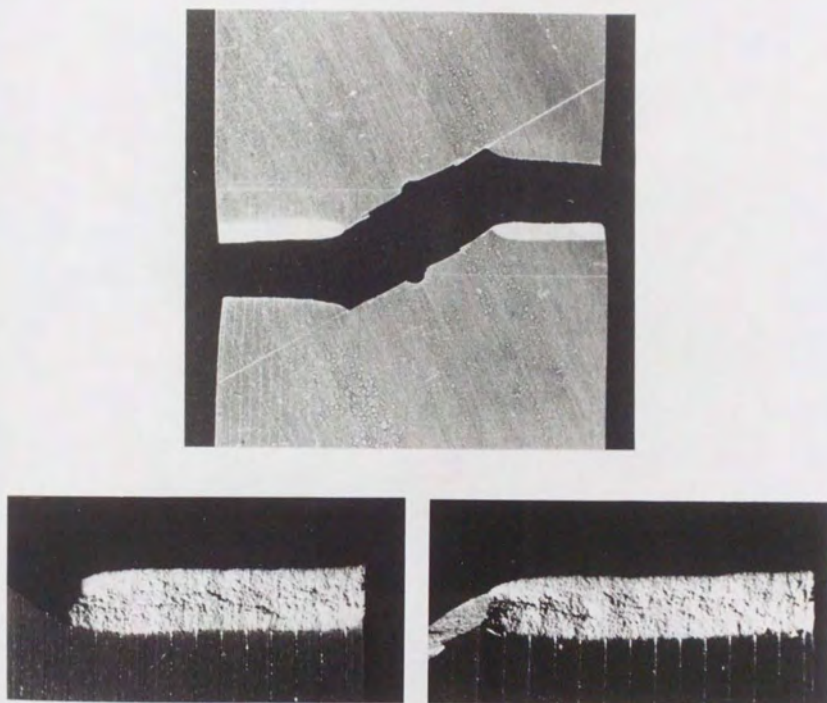
図5.16, 5.17は試験片の破断面の写真の例を示している。この図より、全ての α で試験片が薄いため、破面はき裂進展開始後すぐに真のき裂進展方向に対して傾斜した破面に移行しており、この傾斜破面形成のためき裂端においては、試験片の表面と裏面で観察されるき裂進展方向はちょうど上下逆方向に進展しているように見えることになる。このき裂端近傍の破面の状態から、真のき裂進展方向は試験片表面と裏面で観察されるき裂進展方向の平均ではぼ与えられることがわかる。図5.18には破断面の走査電子顕微鏡[X線マイクロアナライザJXA-733, 日本電子(株)製]写真(SEM写真)を示している。このうちき裂端近傍破面写真より、全ての α で、き裂進展開始直後は平面ひずみ型破壊に近い引裂きの破面が現れ、その後すぐにその部分はなくなり平面応力型破壊による傾斜破面に移行している様子がわかる。またき裂進展開始直後の引裂き型破壊の破面とその後移行した平面応力型破壊の破面状態をさらに拡大した写真では、き裂進展開始直後の引裂き型破壊の破面では等軸ディンプルが、平面応力型破壊の破面では板厚方向の傾斜面に沿ったせん断ディンプルが現れているのが確認できる。このき裂進展直後の破面の写真より、各 α でき裂進展開始直後の破面状態に変化はないようであり、全ての α ではほぼ同一なモードI(開口)型破壊が起こっていることがわかる。

なお実験で観察されたき裂進展の状態は、 α が 60° までは進展開始後約1~2mm程度安定成長し、その後不安定破壊に移行し破断した。 $\alpha = 75^\circ$ の場合は、1mm程度以下の安定成長の後に不安定破壊した。



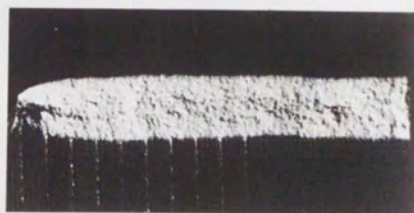
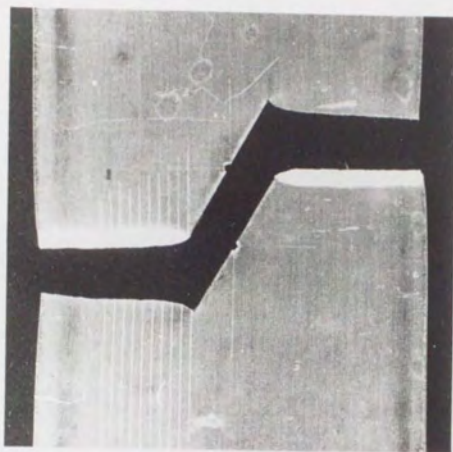
$\alpha = 0^\circ$ $\alpha = 30^\circ$ $\alpha = 60^\circ$ $\alpha = 75^\circ$

図 5. 16 試験片破断状態（全体）

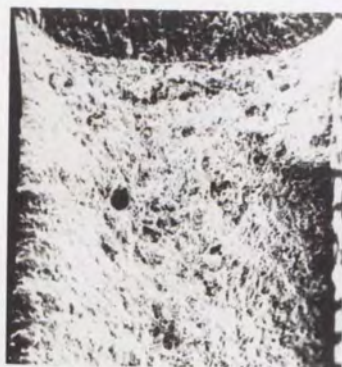
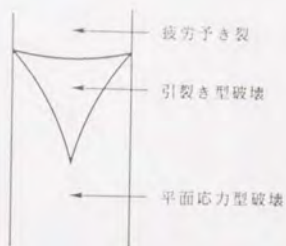


(a) $\alpha = 30^\circ$

図 5. 1 7 試験片破断状態 (破断部)

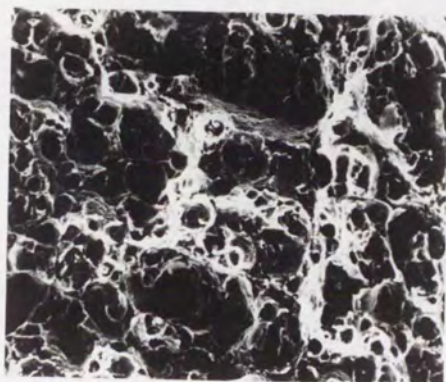


(b) $\alpha = 60^\circ$



き裂端近傍

1mm

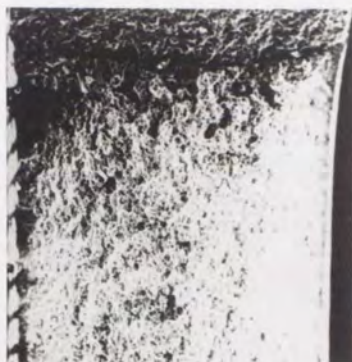
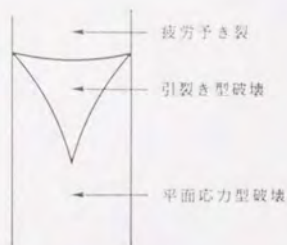
き裂進展開始直後
(引裂き型破壊)

100μm



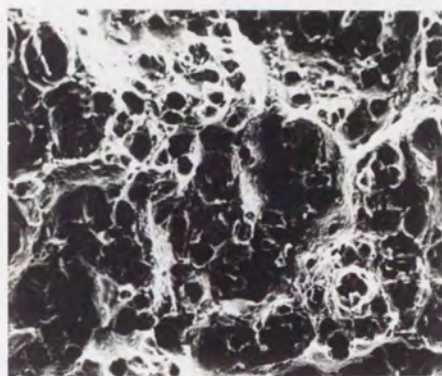
平面応力型破壊

(a) $\alpha = 0^\circ$



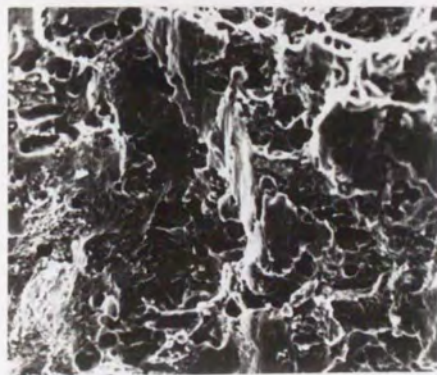
き裂端近傍

1mm



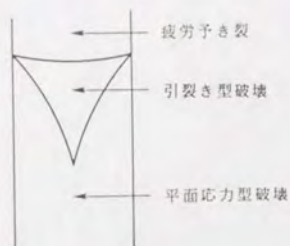
き裂進展開始直後
(引裂き型破壊)

100μm



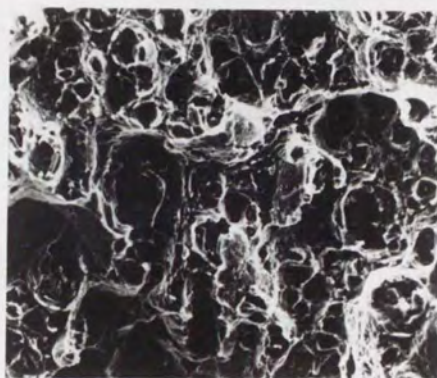
平面応力型破壊

〔b〕 $\alpha = 30^\circ$

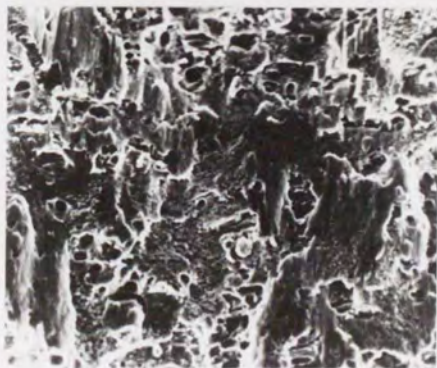


き裂端近傍

1 mm

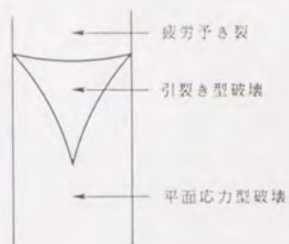
き裂進展開始直後
(引裂き型破壊)

100 μm



平面応力型破壊

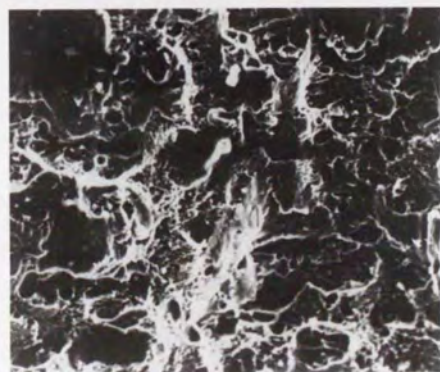
(c) $\alpha = 60^\circ$



き裂端近傍



き裂進展開始直後
(引裂き型破壊)



平面応力型破壊

(2) き裂進展開始時の $\mathcal{E}_{\theta \max}^I$

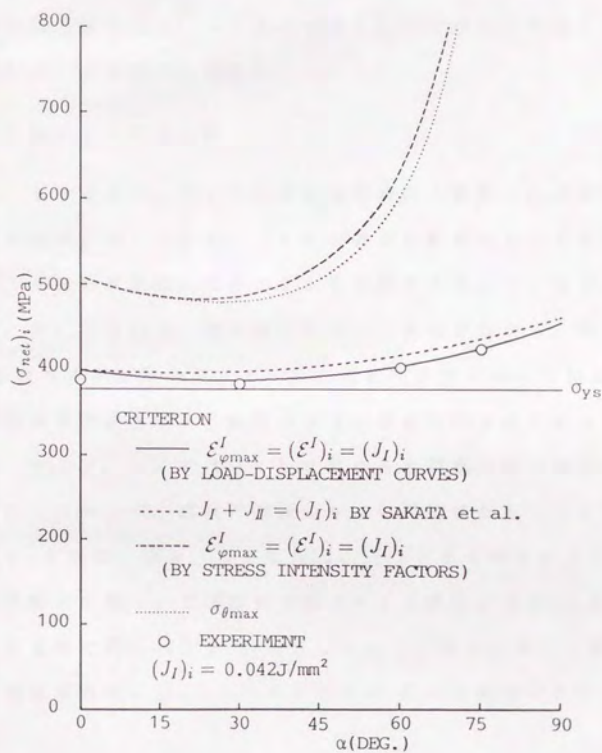
表5. 3に各 α に対するき裂成長開始点の変位の値(u)とそのときの $\mathcal{E}_{\theta \max}^I$ の値を示している. この表よりき裂進展開始時の $\mathcal{E}_{\theta \max}^I$ は傾斜角 α によらずほぼ一定値を取っていること, すなわち, 5. 2節で提案した $\mathcal{E}_{\theta \max}^I = (\mathcal{E}^I)_i$ で与えられる $\mathcal{E}_{\theta \max}^I$ クライテリオンが有効であることが分かる. 図5. 19に本実験により観測された安定き裂進展開始点の応力 $(\sigma_{net})_i$ とき裂傾斜角 α の関係が $(\mathcal{E}^I)_i [(J_I)_i] = 0.042 \text{ J/mm}^2$ としたときの $\mathcal{E}_{\theta \max}^I$ クライテリオンによるそれと比較してある. $(\sigma_{net})_i$ は負荷軸に垂直な断面における最小断面積に対する応力 $[(\sigma_{net})_i = P/(2W - 2a \cos \alpha)B]$, B : 板厚, P : 引張荷重]である. 図には, 坂田らの J 積分に基づいた弾塑性破壊に対する $J_I + J_{II} = (J_I)_i$ クライテリオン⁽⁸⁾の結果 $[(J_I)_i = 0.042 \text{ J/mm}^2]$ も示している. さらに, 脆性(擬脆性)破壊に対するクライテリオンを適用するとどうなるかという意味で, 破壊限界値 $(J_I)_i [(E^I)_i = 0.042 \text{ J/mm}^2]$ と応力拡大係数との間に

$$\left. \begin{aligned} (J_I)_i &= \frac{(K_I)_\alpha^2 + (K_{II})_\alpha^2}{E} \\ (K_I)_\alpha &= \sigma \sqrt{\pi a} \cdot F_I \\ (K_{II})_\alpha &= \sigma \sqrt{\pi a} \cdot F_{II}, \sigma = P/(2WB) \end{aligned} \right\} \quad (5.2)$$

の関係が成り立つとして得られる応力拡大係数 $(K_I)_\alpha, (K_{II})_\alpha$ からの $\sigma_{\theta \max}$ クライテリオン⁽¹⁾および $\mathcal{E}_{\theta \max}^I$ と線形弾性体に対して定義される応力拡大係数との関係式⁽¹⁴⁾より評価した $\mathcal{E}_{\theta \max}^I$ クライテリオンによる結果も示してある $[(K_I)_\alpha$ および $(K_{II})_\alpha$ はき裂傾斜角 α に対する K_I, K_{II} 値]. ただし, 形状係数 F_I, F_{II} は北川らの解析的に求めた値⁽¹⁷⁾を使用した. また, 参考として降伏応力 σ_{ys} も示してある. この図より, 実験結果は, $\mathcal{E}_{\theta \max}^I$ の精度よい評価法により求められた

表 5. 3 各 α に対する $\mathcal{E}_{\varphi \max}^I$ と $(u)_i$

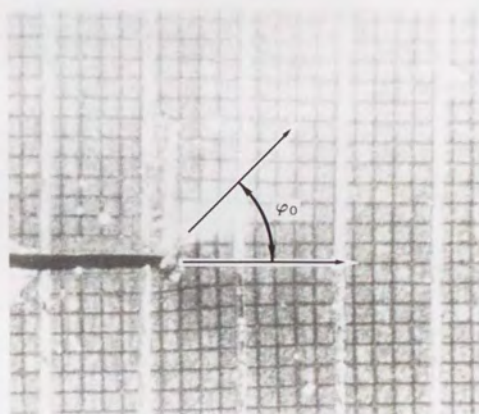
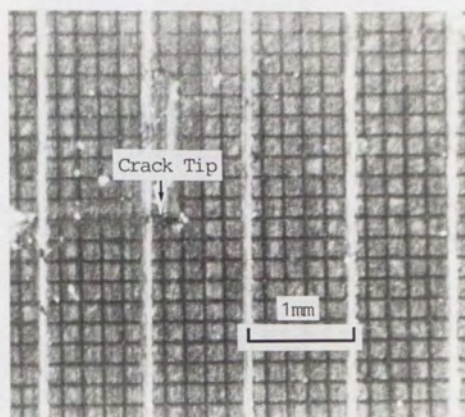
α (DEG.)	0	30	60	75
$\mathcal{E}_{\varphi \max}^I$ (J/mm ²)	0.042	0.042	0.045	0.044
$(u)_i$ (mm)	0.36	0.37	0.46	0.62

図 5. 19 $(\sigma_{\text{net}})_i$ と α の関係

\mathcal{E}_{max} (すなわち荷重-変位曲線に基づいた \mathcal{E}_{max}) を用いた \mathcal{E}_{max} クライテリオンによる結果に非常に良くあっていることが分かる。 $J_1 + J_2 = (J_1)$ 、クライテリオンも実験結果にかなり合っているが、やや大きめになっている。また脆性破壊に対するクライテリオンに従う場合は、実験結果よりもかなり大きい $(\sigma_{net})_1$ を予想することになっている。今回の実験における $(\sigma_{net})_1$ は α が小さいとき降伏応力とほぼ同じ値をとり、 α が大きくなるにしたがって大きくなる傾向があるが、その変化の割合は小さい。

(3) き裂進展方向の検討

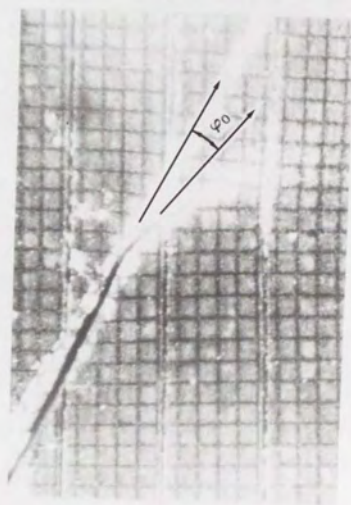
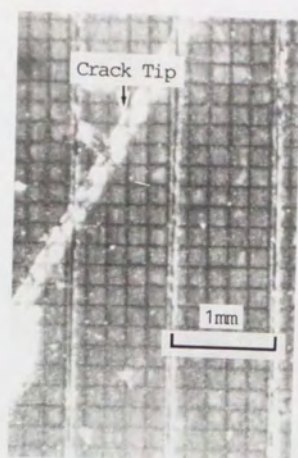
図5. 20は各 α に対するき裂進展開始時に撮影したき裂先端近傍の写真の例を示している。(1)の破面の観察において示されたように、き裂の進展開始と共にせん断型破壊に移行し、真のき裂進展方向に対して傾斜した面に移行している状態がわかる。特に $\alpha = 0^\circ$ の場合をみれば明らかなように、試験片表面において測定される見かけのき裂進展方向 φ_0 は真のき裂の進展方向を示すものにはならない。そこで、ここでは(1)におけるき裂端近傍の破面に基づく検討にしたがって、試験片両面の φ_0 の平均値をもってき裂の進展方向 φ_1 とした。図5. 21に、 \mathcal{E}_{max} クライテリオンによる φ_1 (有限要素解析に基づいて径路独立積分により評価した \mathcal{E}_{max} となる φ 方向)と実験で得られた φ_1 が比較してある。両者は良く一致しており、き裂進展方向も \mathcal{E}_{max} クライテリオンにより説明できることがわかる。



き裂進展開始時

(a) $\alpha = 0^\circ$

図5. 20 試験片表面で観察されるき裂進展方向



き裂進展開始時

(b) $\alpha = 60^\circ$

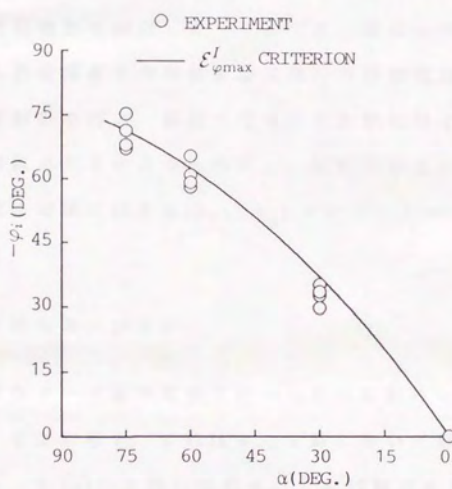


図 5. 2.1 き裂進展開始方向の実験結果と
 $\epsilon_{\varphi_{\max}}^I$ クライテリオンによるものとの比較

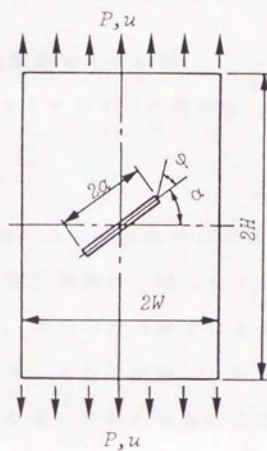
5.5 比較的小さい降伏領域を伴う混合モード弾塑性破壊

での検討（高松らの実験に基づく検討）

5.3節においては、脆性・擬脆性破壊における \mathcal{E}_{max}^I クライテリオンの有効性が示され、前節では混合モード破壊実験に基づいて、ほぼ全断面降伏状態で混合モード弾塑性破壊が起こる場合の \mathcal{E}_{max}^I クライテリオンの有効性を検討した。ここでは、高松らの引張型荷重下のアルミウム合金薄板中央傾斜き裂試験片の弾塑性破壊実験⁽⁵⁾に対する有限要素解析を行い、前節で行われた実験に対するき裂進展開始時の降伏領域の大きさとの比較から、比較的小さい降伏領域を伴う場合の弾塑性破壊に対する \mathcal{E}_{max}^I クライテリオンの有効性について検討を加える。

5.5.1 解析対象および方法

高松らの混合モード破壊実験で用いられた試験片にあわせた解析対象を図5.22に示す。これは4.2節において解析に用いられたもの〔図4.5(a)〕と同じであり、この試験片に対する有限要素解析を行い、 \mathcal{E}_p 、 \mathcal{E}_b^I を評価した。 \mathcal{E}_p 、 \mathcal{E}_b^I の評価は、円状切欠き（ $\rho/W=0.00143$ ）を用いた径路独立積分とき裂（ $\rho=0$ ）形状を用いた荷重-変位曲線に基づく方法により行った。有限要素解析に用いた要素分割は、径路独立積分の場合は図4.6と同じものを用い、荷重-変位曲線に基づく方法では図4.22に示したものを試験片寸法にあわせるよう外郭を修正したものを用いた。試験片材料（アルミウム合金2024-T3）の材料定数は、ヤング率 $E=70.61\text{GPa}$ 、ポアソン比 $\nu=0.325$ 、降伏応力 $\sigma_{ys}=377.3\text{MPa}$ 、ひずみ硬化式は $\bar{\sigma}=C(a+\bar{\epsilon}_p)^n$ において $C=1039.5\text{MPa}$ 、 $n=0.31$ 、 $a=0.038$ ⁽¹⁸⁾である。 \mathcal{E}_b^I の最大値 \mathcal{E}_{max}^I および \mathcal{E}_{max}^I となる φ 方向の評価については、5.4節の



$$\begin{aligned} W &= 35 \text{ mm} \\ H &= 100 \text{ mm} \\ a &= 17.5 \text{ mm} \end{aligned}$$

図 5. 2 2 解析対象
(高松らの実験に用いられた試験片)

弾塑性域の \mathcal{E}_p などの評価検討に基づく、半円状切欠きを用いた径路独立積分のみにより \mathcal{E}_{max} および \mathcal{E}_{max} となる φ 方向を評価できる可能性があるが、ここでは本来の4.4節に示した推定法に基づいて求めた。また前節と同様に、J積分も評価し、モードI、II寄与分(それぞれ J_I 、 J_{II})に分離する計算も行っている。

5.5.2 解析結果と実験結果との比較

(\mathcal{E}_{max} クライテリオンの有効性)

(1) 降伏領域の比較

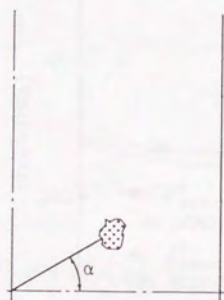
図5.23(a),(b)は、それぞれ高松らの実験および5.4節で行われた実験に対応する解析結果から得られた降伏領域を比較したものである。この図より、高松らの実験ではき裂進展開始時の降伏域はあまり小さくなく、5.4節の実験では降伏域がほぼ全断面降伏に至っていることが分かる。すなわち高松らの実験は、今回の実験に比べ降伏域が小さいところでき裂が進展している場合に相当することがわかる。

(2) き裂進展開始時の限界応力の検討

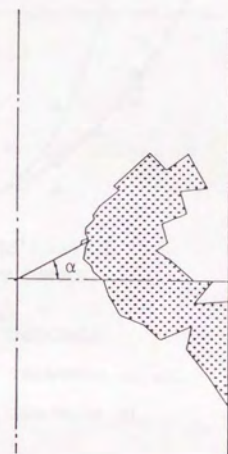
図5.24は、 \mathcal{E}_{max} クライテリオンに基づく安定き裂発生時点での応力 $(\sigma_{net})_i$ とき裂傾斜角 α の関係と実験結果を比較したものである。 \mathcal{E}_{max} クライテリオンの適用の際のき裂進展開始の限界値 $(\mathcal{E}^*)_i$ は $(\mathcal{E}^*)_i = (J_I)_i = 0.0164 \text{ J/mm}^2$ であり、有限要素解析では \mathcal{E}_{max} 値が $(\mathcal{E}^*)_i$ に達するまでの解析を行い、 $(\sigma_{net})_i$ を求めている。図には、坂田らにより提案されている $J_I + J_{II} = (J_I)_i$ クライテリオン⁽⁸⁾および高松らによる $J_I + cJ_{II} = (J_I)_i$ クライテリオン⁽⁷⁾ [$c = (J_I)_i / (J_{II})_i$, $(J_I)_i$, $(J_{II})_i$ はそれぞれ単独のモードI, II荷重下での安定き裂発生限界値]に従って求めた



Yielding region



(a) 高松らの実験



(b) 5.4節の実験

図5.23 試験片の降伏領域の比較 ($\alpha = 30^\circ$)

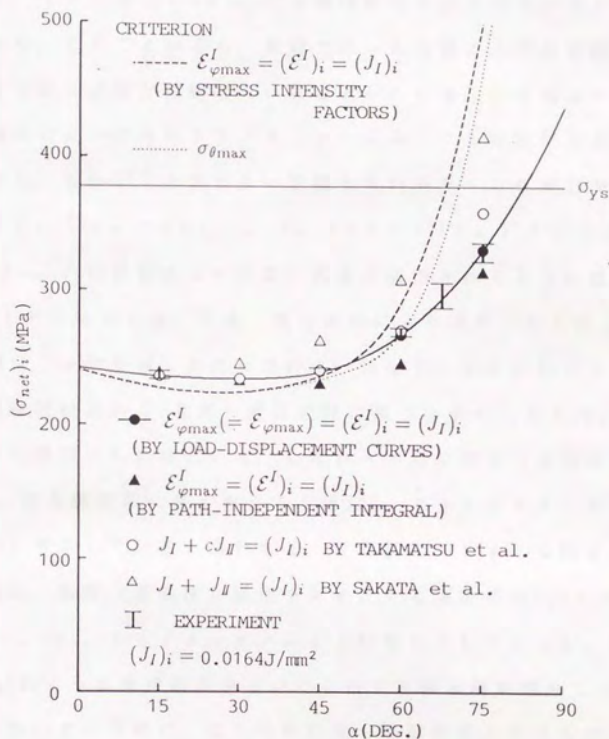


図 5. 2 4 $(\sigma_{net})_i$ と α の関係

$(\sigma_{net})_i$ の結果も示してある。ここで $(J_I)_i$, $(J_{II})_i$ は市川らの実験により $(J_I)_i = 0.0164 \text{ J/mm}^{2(1.9)}$, $(J_{II})_i = 0.0105 \text{ J/mm}^{2(1.9)}$ である。図5. 24において $(\sigma_{net})_i$ は降伏応力 σ_{ys} よりも小さい値をとっており、このことから、前節で行った実験のき裂進展開始点よりかなり前に進展が開始していることがわかる。この図より α が小さい領域ではいずれのクライテリオンによっても実験値と良くあうと言える。しかし、 α が大きい領域すなわちモードII変形が大きくなると $J_I + J_{II} = (J_I)_i$, $J_I + cJ_{II} = (J_I)_i$ 、クライテリオンでは $(\sigma_{net})_i$ は実験値より次第に大きく算出されるようになる。 \mathcal{E}_{max}^I クライテリオンでは、荷重-変位曲線により求められた \mathcal{E}_{max}^I を用いた場合、 α の全域にわたり良好に一致しているのがわかる。

4. 4節の検討結果から、荷重-変位曲線に基づき求められた \mathcal{E}_{max}^I 値は精度よく評価された値といえ、したがってこの荷重-変位曲線による \mathcal{E}_{max}^I が実験結果に良くあうことは \mathcal{E}_{max}^I クライテリオンが有効であることを示していると思われる。また図5. 24には図5. 19と同様に、脆性（擬脆性）破壊を対象とする場合の $\sigma_{\theta_{max}}$ クライテリオン⁽¹⁾、 \mathcal{E}_{max}^I クライテリオンによる結果も示してあるが、図5. 23(a)のように降伏域が小さいところでき裂進展が開始しているため、 α が小さい領域で、これらの結果も実験結果と合うものとなっている。ところで図5. 24には、円状切欠きを用いた径路独立積分により得られた \mathcal{E}_{max}^I に基づいた \mathcal{E}_{max}^I クライテリオンの結果も示しているが、この場合は α が大きくなると実験値より小さく算出されていることがわかる。これは α が大きい領域で円状切欠きを用いた径路独立積分による \mathcal{E}_{max}^I が本来得られるべき \mathcal{E}_{max}^I より大きく評価されていることの影響であり、このような評価傾向は弾性範囲での傾向と同じである。

(3) き裂進展方向の検討

図5. 25には、高松らの実験におけるき裂進展方向の実験結果 φ_i と ε_{\max} クライテリオンに基づく ε_{\max} となる φ 方向の結果を比較してある。この図より両者は比較的良好に一致しており、比較的降伏領域の小さい弾塑性破壊においても、き裂進展方向は ε_{\max} クライテリオンによってき裂進展方向は推定できることがわかる。

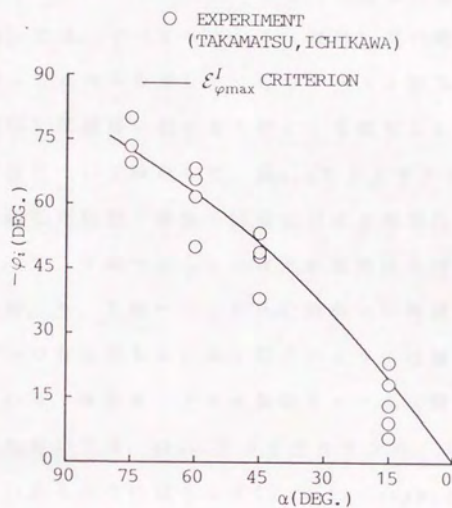


図 5. 25 き裂進展開始方向の実験結果と
 $\epsilon^I_{\varphi_{\max}}$ クライテリオンによるものとの比較

5.6 混合モードき裂のモード I 型破壊クライテリオン

(\mathcal{E}_{max}^I クライテリオン) の有効性

本章で取り扱った混合モードき裂の破壊（引張型荷重下の二次元傾斜き裂の破壊）では、すべてモード I（開口）型の破壊が起っており、したがってこれらを通じて、 \mathcal{E}_φ のモード I 寄与分に基づき、モード I（開口）型破壊に対するものとして提案した \mathcal{E}_{max}^I クライテリオンの適用性について検討した。 \mathcal{E}_{max}^I クライテリオンの有効性は、5.3 節で示した脆性・擬脆性破壊に対する有効性および弾塑性破壊における、5.4 節で示したほぼ全断面降伏を伴う混合モード破壊への有効性、5.5 節で示した比較的小さい降伏領域を伴う混合モード破壊への有効性をまとめて以下のように結論づけることができる。すなわち、混合モード下き裂がモード I（開口）型で破壊が起こる限りにおいては、 \mathcal{E}_{max}^I クライテリオンは、完全脆性破壊から図 5.19 に見るようにほとんど $(\sigma_{net})_i = \text{const}$ と見なせるような大規模降伏を伴った破壊にまで一貫して適用できるクライテリオンとなる。

ここで、5.4 節で行った実験も高松らの実験も試験片材料は A12024-T3 合金であるが、き裂進展開始点などかなり異なっている。5.4 節の実験では、引張速度は 0.25 mm/min であり、高松らの実験では 1 mm/min であるが、図 5.10 に示したように引張速度による材料の機械的性質の変化はほとんどないと考えられる。ところで、5.4 節の本研究における実験の材料定数（ヤング率 $E = 69.78 \text{ GPa}$ 、ポアソン比 $\nu = 0.326$ 、降伏応力 $\sigma_{ys} = 378.3 \text{ MPa}$ 、硬化式の係数は $C = 648.0 \text{ MPa}$ 、 $n = 0.117$ 、 $a = 0.01$ ）と高松らの供試材のそれら（ヤング率 $E = 70.61 \text{ GPa}$ 、ポアソン比 $\nu = 0.325$ 、降伏応力 $\sigma_{ys} = 377.3 \text{ MPa}$ 、硬化式の係数は $C = 1039.5 \text{ MPa}$ 、 $n = 0.31$ 、 $a = 0.038$ ）とを比較すると、

ヤング率，ポアソン比，降伏応力はあまり変わらないが，ひずみ硬化式はかなり異なっているのがわかり，き裂進展開始点などがかなり異なる原因は，主としてこの供試材の塑性域での性質の違いによるものと考えられる。

図5. 19においては $J_I + J_{II} = (J_I)$ ，クライテリオンも，図5. 24においては α が小さいところで $J_I + cJ_{II} = (J_I)$ ，クライテリオンもかなり実験結果にあっているように見えるが，これらのクライテリオンは δp_{max} クライテリオンのように完全脆性破壊から大規模降伏を伴っての破壊にまで一貫して用いられるようなものではなく，またき裂の進展方向を評価できず，クライテリオンとしての物理的意味は明らかでないことを付記しておく。

5.7 結 言

本章では、引張型荷重下の二次元傾斜き裂の破壊実験を行い、モードⅠ（開口）型破壊に対する \mathcal{E}_p^{\max} クライテリオンの有効性を弾性破壊から大きい降伏領域を伴う弾塑性破壊までの広範囲で検討した。得られた成果は次のようにまとめられる。

（１） モードⅠ（開口）型破壊に対する \mathcal{E}_p^{\max} クライテリオンを提案した。

（２） これまでに提案されている脆性破壊に対する破壊クライテリオンとの比較および引張型荷重を受ける二次元傾斜き裂試験片の擬脆性破壊の実験結果との比較から、脆性・擬脆性破壊に対する \mathcal{E}_p^{\max} クライテリオンの有効性を示した。

（３） 弾塑性破壊に関しては、はじめにアルミニウム合金を用いた薄板中央傾斜き裂試験片の引張型荷重下の破壊実験を行い、ほぼ全断面降伏状態で起こっているその実験結果に \mathcal{E}_p^{\max} クライテリオンを適用し、その有効性を示した。次に高松らによって行われた同様の破壊実験に \mathcal{E}_p^{\max} クライテリオンを適用し、比較的小さい降伏領域を伴う弾塑性破壊における \mathcal{E}_p^{\max} クライテリオンの有効性を示した。

（４） （２）および（３）で示された事項より、 \mathcal{E}_p^{\max} クライテリオンは、完全脆性破壊から大きな降伏領域を伴う弾塑性破壊まで一貫して有効な、モードⅠ（開口）型破壊に対する統一的クライテリオンであるといえる。

5 章の参考文献

- (1) F.ERDOGAN and G.C. SIH, Trans. ASME, Ser.D, 85-4(1963),
p.519.
- (2) G.C. SIH, Eng. Frac. Mech., Vol.5(1973), p.365.
- (3) 影山和郎・岡村弘之, 日本機械学会論文集(A編), 48-430
(1982, 昭57-6), p.783.
- (4) NUISMER, R.J., Int. Jour. Fract., Vol.11-2 (1975-4),
p.245.
- (5) Hussain, M.A., Pu, S.L. and Underwood, J., ASTM STP 560,
P.2.
- (6) ZHAO YISHU, Eng. Frac. Mech., Vol.26, No.4 (1987),
p.533.
- (7) 高松 徹・市川昌弘, 日本機械学会論文集(A編), 53-486
(1987, 昭62-2), p.246.
- (8) 坂田 勝・青木 繁・岸本喜久雄・滝沢正和・筑後 浩,
日本機械学会論文集(A編), 51-469 (1985, 昭60-9), p.2129.
- (9) B.COTTERELL, E.LEE and Y.W.MAI, Int. Jour. Frac., 20
(1982), p.243.
- (10) 渡辺勝彦, 日本機械学会論文集(A編), 48-433 (1982, 昭57
-9), p.1226.
- (11) 例えば 石田 誠, 破壊力学と材料強度講座-2 き裂の弾性解

折と応力拡大係数, 培風館.

- (12) J.G.WILLIAMS AND P.D. EWING, *Int. Jour. Frac. Mech.*,
Vol. 8, No. 4 (1972), p. 441.
- (13) 塩見 肇, 混合モードき裂の破壊のクライテリオンに関する研究, 東京大学修士論文, (昭和56年2月).
- (14) 渡辺勝彦・塩見 肇, 日本機械学会論文集(A編), 49-446
(1983, 昭58-10), p. 1277.
- (15) 石川晴雄, 日本機械学会論文集(A編), 46-401 (1980, 昭55-1), p. 67.
- (16) 北川英夫・岡村弘之・石川晴雄, 日本機械学会講演論文集,
No. 793-1 (1979-3), p. 64.
- (17) 北川英夫・結城良治, 日本機械学会論文集(第一部), 43-376
(1977, 昭52), p. 4354.
- (18) 市川昌弘・高松 徹, 日本機械学会論文集(A編), 50-453
(1984, 昭59-5), p. 959.
- (19) 高松 徹・市川昌弘, 日本機械学会論文集(A編), 51-461
(1985, 昭60-1), p. 167.

第 6 章

実験からの荷重－変位曲線のみに
基づく混合モード下モード I 型
破壊抵抗値評価の可能性

(弾塑性領域での検討)

6.1 緒 言

前章において、任意方向 $CED\mathcal{E}_\varphi$ のモード I 寄与分 \mathcal{E}_φ^I の最大値 $\mathcal{E}_{\varphi\max}^I$ を破壊パラメータとした混合モードき裂の破壊クライテリオン ($\mathcal{E}_{\varphi\max}^I$ クライテリオン) が脆性破壊から弾塑性破壊まで一貫して有効な統一的破壊クライテリオンとなり得ることを示した。そしてパラメータとしての \mathcal{E}_φ , \mathcal{E}_φ^I などの評価法として、3章において導いた径路独立積分あるいは荷重-変位曲線との関係に基づく方法を試み、それらが実際の \mathcal{E}_φ , \mathcal{E}_φ^I などを評価する方法となることを示してきた。ところで荷重-変位曲線に基づく \mathcal{E}_φ の評価の場合、3.3節において示したように、その基礎となる関係式をみると、実験によって得られる荷重-変位曲線からその評価ができる可能性があり、4.3節においては、試験片がほぼ線形挙動を示す範囲では実用上十分な精度でそれが可能であることが示された。荷重-変位曲線に基づく評価法で評価できるのは \mathcal{E}_φ の値であり、破壊パラメータである $\mathcal{E}_{\varphi\max}^I$ を直接的には評価できないが、4.2節、5.4節において示された \mathcal{E}_φ , \mathcal{E}_φ^I と φ の関係によると、 $\mathcal{E}_{\varphi\max}^I$ となる φ 方向では $\mathcal{E}_{\varphi\max}^I \approx \mathcal{E}_\varphi$ となる関係が成り立ち、 $\mathcal{E}_{\varphi\max}^I$ をとる φ 方向に対して荷重-変位曲線により評価される \mathcal{E}_φ によって $\mathcal{E}_{\varphi\max}^I$ は近似的に評価できる。したがって、この実験による \mathcal{E}_φ 評価が一般の弾塑性領域においても可能であるならば、 $\mathcal{E}_{\varphi\max}^I$ (すなわち \mathcal{E}_φ) の破壊限界値 (破壊抵抗値) の実際的评价において極めて有効な手段となると考えられる。

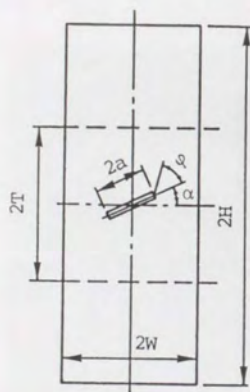
本章においては、この実験で求まる荷重-変位曲線のみに基づく \mathcal{E}_φ の評価法の弾塑性破壊の領域における適用性を検討し、その混合モード下モード I 型破壊抵抗値評価法としての有効性を実証する。具体的には、はじめに二次元傾斜中央き裂試験片のき裂としてまっすぐな傾斜切欠き状き裂と、結果として \mathcal{E}_φ を通じて $\mathcal{E}_{\varphi\max}^I$ が評価され

ることとなるようにき裂がほぼ進展すると考えられる方向に屈折部を有する屈折切欠き状き裂を持つ試験片の実験によって得られる荷重-変位曲線から \mathcal{E}_p （すなわち $\mathcal{E}_{p\max}$ ）を評価する。実験に使用する材料としては、5章において用いたA#2024-T3合金とA#2024-T3合金よりもさらに大きな変形を伴って破壊すると考えられる高靱性材料SM50Aとした。この実験により評価した結果と有限要素解析により求められた $\mathcal{E}_{p\max}$ とを比較し、 $\mathcal{E}_{p\max}$ 評価法としての可能性について検討を行うが、有限要素解析に基づく $\mathcal{E}_{p\max}$ としては、A#2024-T3合金の場合は5章において評価した値を使用し、SM50Aの場合はあらたに有限要素解析を行い、経路独立積分、荷重-変位曲線に基づく方法により評価したものをを用いた。最後に、この実験によって評価した $\mathcal{E}_{p\max}$ を5章において行った破壊実験の結果に適用し、 $\mathcal{E}_{p\max}$ クライテリオンの混合モード弾塑性破壊クライテリオンとしての有効性を考慮すると、実験により評価したき裂進展開始時の \mathcal{E}_p は、 $\mathcal{E}_{p\max}$ クライテリオンにおける $\mathcal{E}_{p\max}$ の破壊限界値（破壊抵抗値）の意味を持ち得ること、したがって実験による \mathcal{E}_p 評価法はその破壊抵抗値の実際的评价において一つの有効な手法となり得ることを示す。

6.2 屈折き裂試験片

3章において示したように、 \mathcal{E}_φ の定義〔式(3.1)～(3.3)〕に際して、いったん $\mathcal{E}_\varphi(\rho)$ が有限の曲率半径 ρ を有する切欠きの先端において定義され、 \mathcal{E}_φ はその $\mathcal{E}_\varphi(\rho)$ の $\rho \rightarrow 0$ の極限として定義されている。この \mathcal{E}_φ は4章において検討したように、曲率半径 ρ がある程度以上小さければ $\mathcal{E}_\varphi(\rho)$ はほとんど一定になり、したがって実質的には十分小さな ρ に対する $\mathcal{E}_\varphi(\rho)$ をもって \mathcal{E}_φ と見なすことができる。そしてこのことは、疲労予き裂の入った試験片を用いなくても切欠き状き裂試験片を用意すれば \mathcal{E}_φ が評価できることを示しており、荷重-変位曲線による \mathcal{E}_φ の実験的評価を現実的なものに行っていると言える。実験に使用される試験片のき裂部(直線状傾斜き裂およびその先端部に種々の長さの屈折部を持った屈折き裂)は放電加工により作製する。試験片形状を図6.1に示す。試験片は5章で使用したものとき裂(切欠き)部を除いて同じである。供試材はA#2024-T3合金および高靱性材料SM50Aである。試験片のき裂部は放電加工によって試験片中央部にワイヤカット加工で作製している。き裂の先端は曲率半径 ρ が約0.1mmの切欠きである。放電加工によって作製された切欠きの例を図6.2に示す。切欠き傾斜角 α は $\alpha = 0^\circ, 30^\circ, 60^\circ, 75^\circ$ とし、き裂長さは $a/W = 0.4$ である。屈折切欠きの方向 φ は、5章で行ったA#2024-T3合金の疲労予き裂入り二次元傾斜き裂試験片の破壊実験で得られたき裂進展方向近傍をとり、 $\varphi = -\alpha$ ($\alpha = 0^\circ, 30^\circ, 60^\circ, 75^\circ$)とした。屈折部の長さは、 $\Delta a/a = 0.125, 0.250, 0.375$ の3種類としたが、A#2024-T3合金試験片の $\alpha = 75^\circ$ の場合のみ $\Delta a/a = 0.0625, 0.125, 0.1875, 0.250$ の4種類とした。板厚はA#2024-T3合金では2mm、SM50Aでは3mmである。

SM50Aでは、疲労予き裂試験片も作製した。表6.1にはSM50A



$H=150\text{mm}$
 $W=20\text{mm}$
 $a=8\text{mm}$
 $T=40\text{mm}$

$\alpha = 0^\circ, 30^\circ, 60^\circ, 75^\circ$

$\Delta a/a$	0	0.125	0.25	0.375
--------------	---	-------	------	-------

(a)

(b) 試験片写真 ($\alpha = 60^\circ$)



図 6. 1 試験片形状

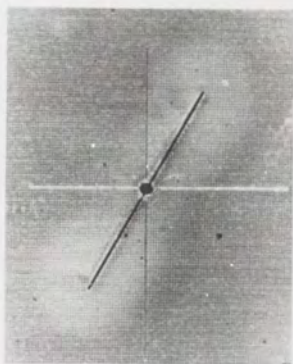
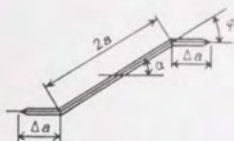
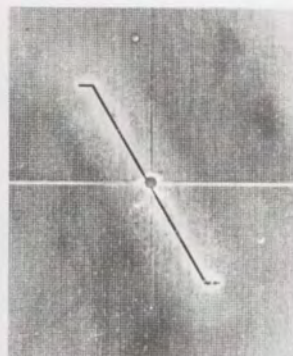
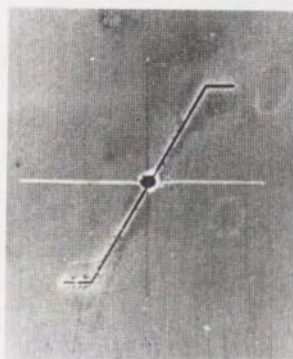
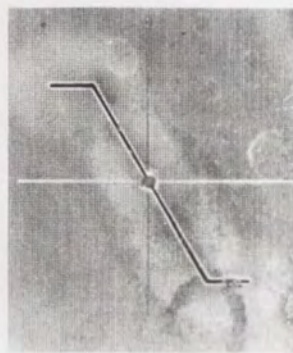

 $\Delta a / a = 0$

 $\Delta a / a = 0.125$

 $\Delta a / a = 0.25$

 $\Delta a / a = 0.375$

図 6. 2 放電加工による屈折切欠き ($\alpha = 60^\circ$)

表 6. 1 S M 5 0 A の 化 学 成 分

C	Si	Mn	P	S
%	%	%	%	%
0.11	0.18	1.04	0.013	0.009

の化学成分を示している。SM50Aの疲労予き裂試験片においても、出来上がった傾斜き裂試験片の負荷方向が常に圧延方向と一致するようにA#2024-T3合金試験片の場合と同様の方法で行った(5.4節参照)。すなわち、中央にシェブロン形切欠きを有する疲労予き裂挿入用試験片を疲労予き裂導入用繰り返し荷重方向と圧延方向が α の角度をなすように作製し、所定の長さまで疲労予き裂を挿入後、所定の試験片形状に切り出すことによって作製した。図6.3にSM50Aで使用した中央にシェブロン形切欠きを有する疲労予き裂挿入用試験片を示している。疲労予き裂挿入条件は、 $\alpha = 0^\circ$ 用試験片の一樣引張応力を受ける幅 $W = 60\text{ mm}$ の平板で計算して、 $K_{I\max} = 0.65\text{ KN/mm}^{3/2}$ の繰り返し荷重で始め、 $K_{I\max} = 0.60\text{ KN/mm}^{3/2}$ で仕上げるようにした。応力比 R は $R = 0.2$ とし、繰り返し回数は $7 \times 10^4 \sim 1.3 \times 10^4$ 回程度であった。ここでSM50Aにおいても、5章のA#2024-T3合金の場合において使用した繰り返し荷重軸に対して対称な試験片を使用したいわけであるが、A#2024-T3合金のような試験片を用いると、 α が大きいきとき $\alpha = 0^\circ$ の試験片で計算した疲労予き裂挿入条件では疲労予き裂が入らず、またA#2024-T3合金の場合の試験片の幅で上記の疲労予き裂挿入条件を満足するよう計算した繰り返し荷重は、疲労予き裂を挿入するために使用する疲労試験機の容量(49 KN)を越えるため、図6.3のような試験片を使用している。 $\alpha = 0^\circ$ では疲労予き裂はまっすぐ入るが、 $\alpha = 30^\circ, 60^\circ, 75^\circ$ では、繰り返し荷重軸に対する非対称性のためシェブロン形切欠きの方向から多少屈折した方向に伸びている(屈折の角度は $\alpha = 30^\circ, 75^\circ$ で約 5° 以内、 $\alpha = 60^\circ$ で約 10° 以内であった)。この屈折による荷重-荷重点変位曲線および ϵ_p の評価などに対する影響については付録IIを参照されたい。このようにSM50A試験片では疲労予き裂の屈折を含んでいるが、これら疲労予き裂試験片の結果は荷重-荷重点変位曲線の確認とき

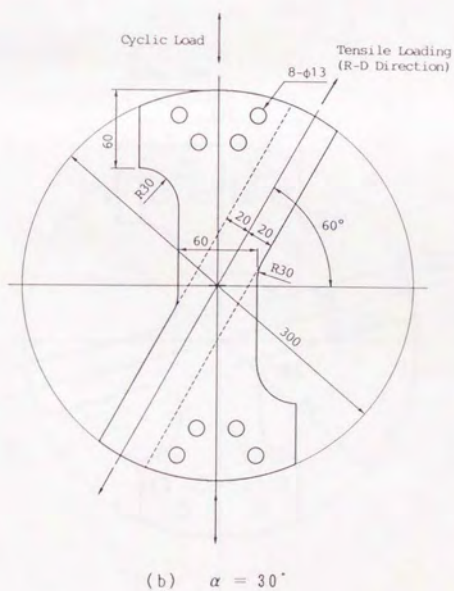
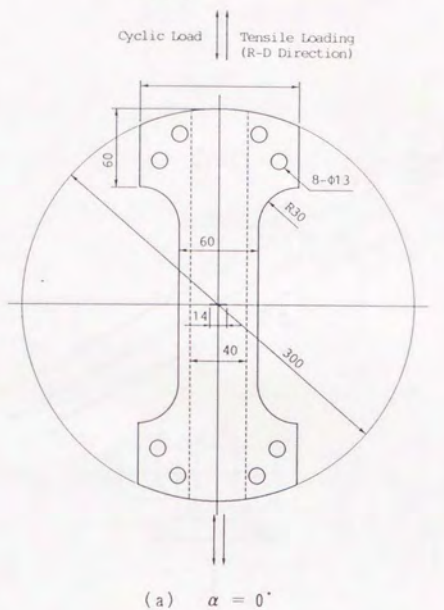


図 6. 3 疲労予き裂挿入用試験片 (S M 5 0 A 用)

裂進展方向の推定の際の参考にした。

SM50Aの供試材の材料定数を求めるため、A#2024-T3合金で用いたのと同様の材料試験用試験片（図5.9参照）を、引張り軸方向が圧延方向と平行な（RD）方向と圧延方向と直角な（LT）方向で採取し、室温において材料試験を行い、機械的性質を調べた。引張り速度は破壊実験と同じ $0.25\text{mm}/\text{min}$ とした。図6.4に応力-ひずみ線図を示す。供試材に異方性はほとんどなく、機械的性質はほぼ一定であることがわかる。得られた材料定数は、ヤング率 $E=195\text{GPa}$ 、ポアソン比 $\nu=0.263$ 、降伏応力 $\sigma_{ys}=431.8\text{MPa}$ 、引張強さ $\sigma_B=541.1\text{MPa}$ 、伸び 21% 、ひずみ硬化式は $\bar{\sigma}=C(a+\bar{\epsilon}_p)^n$ において $C=668.3\text{MPa}$ 、 $n=0.0896$ 、 $a=0.007$ であった。

切欠き伏き裂試験片および疲労予き裂試験片のき裂部には、A#2024-T3合金の疲労予き裂試験片において行ったと同様に、切欠き先端近傍の変形状態をわかりやすくするため 0.2mm 間隔の格子を焼き付け、さらに 1mm 間隔のケガキ線を入れている〔図5.8(b)参照〕。

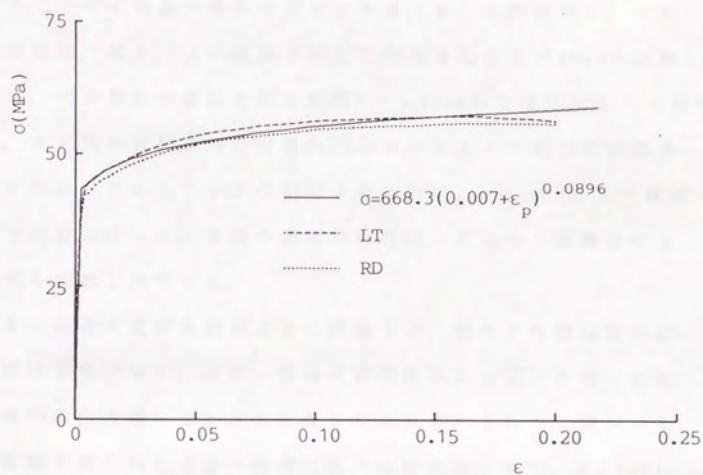


図 6. 4 応力-ひずみ曲線 (SM50A)

6.3 実験方法

本実験では、荷重-変位曲線に基づく評価において用いられる切欠きを囲む任意の領域として試験片全体を考え、 ε_p は荷重-荷重点変位曲線によって評価した。実験方法、実験装置については基本的にアルミニウム合金の場合と同じである（5.4節参照）。すなわち、変位は、図6.1に鎖線で示した中央き裂の上下40mmを試験区間とし、その部分の変位を測定範囲0～+20mmの変位計によって測定した。また負荷実験は負荷容量98kNのインストロン形引張試験機を用いて行い、クロスヘッドの相対速度は約0.25mm/minとして破壊するまで実験を行った。き裂の進展開始点は、読み取り顕微鏡によってき裂を観察し決定した。

荷重-荷重点変位曲線による ε_p 評価では、切欠き先端近傍の諸量の評価は必要でなく、荷重-荷重点変位曲線には切欠き端（き裂端）近傍の多少の違いはあまり影響しないと考えられる。図6.5には本実験で得られた荷重-荷重点変位曲線の例として、A#2024-T3合金試験片 $\alpha = 30^\circ$ およびSM50A試験片 $\alpha = 0^\circ, 60^\circ$ の $\rho = 0.1\text{mm}$ の切欠き状直線き裂試験片と疲労予き裂を挿入した試験片のそれらを示し、両者を比較してある。この図より切欠き状き裂試験片と疲労予き裂試験片の荷重-荷重点変位曲線の差は、試験片ごとのばらつきの範囲内であり、ほとんど一致していると考えてよい（この傾向は他の α においても同じであった）。ここでSM50Aの $\alpha = 30^\circ, 60^\circ, 75^\circ$ 試験片では疲労予き裂の屈折による影響があるが、荷重-変位曲線についてはその差はあまり小さくなく（付録II参照）、切欠き状き裂試験片の試験片ごとのばらつきを考えると比較の対象としては十分と思われる。このことから $\rho = 0.1\text{mm}$ 程度の切欠き状き裂を用いれば、疲労予き裂のものとはほぼ同じ荷重-荷重点変位曲線が得られ、

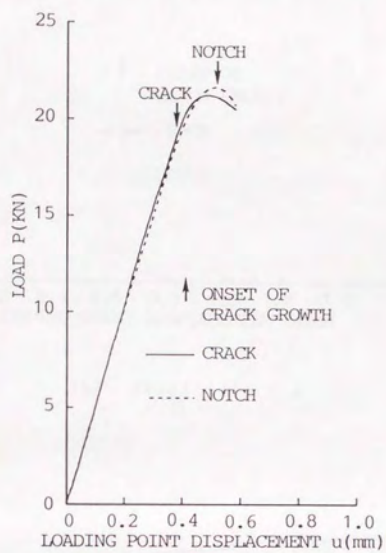
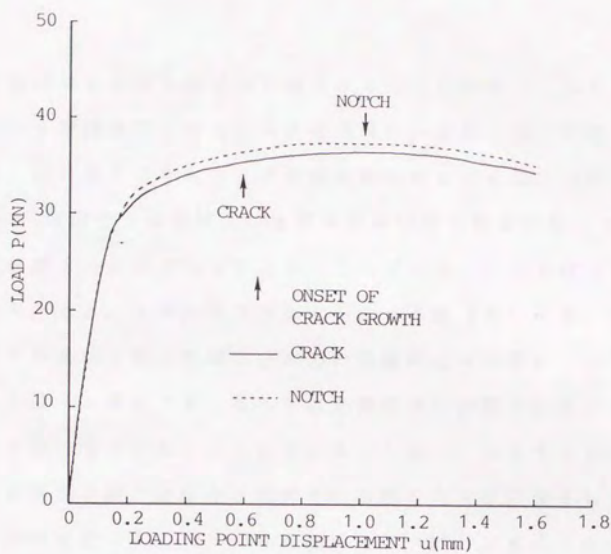
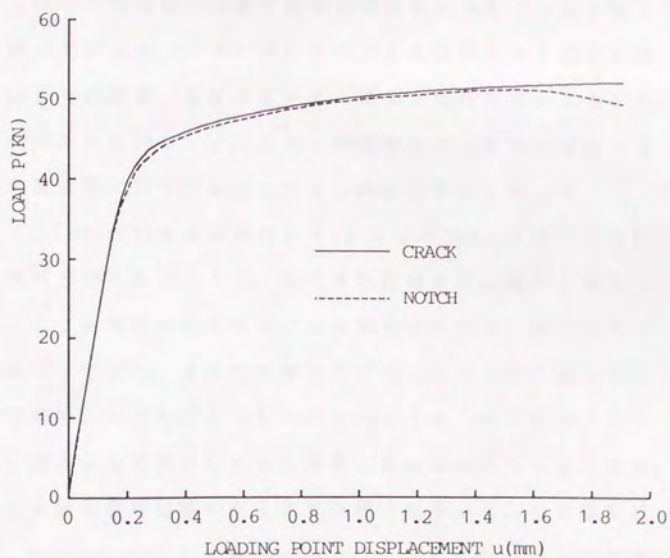
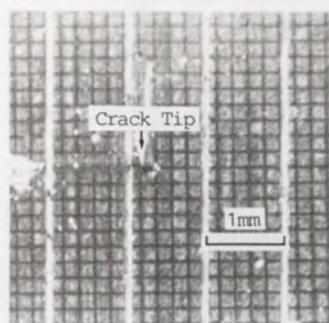
(a) A 2024-T3 ($\alpha = 30^\circ$)

図 6. 5 切欠き状き裂試験片とき裂状き裂試験片
の荷重－荷重点変位曲線

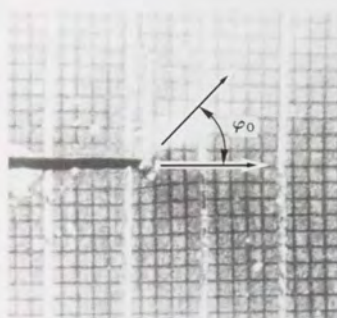
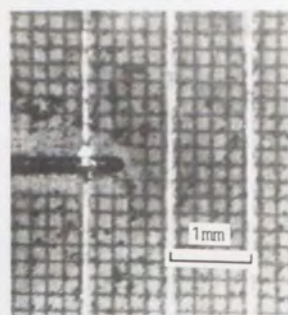
(b) SM50A ($\alpha = 0^\circ$)(c) SM50A ($\alpha = 60^\circ$)

それから評価される \mathcal{E}_p もほぼ同じ値となることがわかる。図6. 6には疲労予き裂試験片と切欠き状き裂試験片のき裂近傍の状態を示している。図にはそれぞれのき裂進展開始時のものと切欠き状き裂試験片では、疲労予き裂試験片のき裂進展開始時の荷重点変位でのき裂近傍の状態もあわせて示してある。この図より、切欠き状き裂の変形状態をみると、 α が大きい場合に面内せん断（モードII）型変形において特徴的な切欠き端で日本刀の先端のような変形⁽¹⁾⁽²⁾が起きていることが確認でき、またき裂先端近傍の変形を比較すると切欠き状き裂の方が大きいように見える。しかし、疲労予き裂のき裂に直角な方向の開口変位 δ と切欠き状き裂の切欠き直径を引いた実質的な開口変位（ $\delta_n - 2\rho$ ）を比較すると、同じ荷重点変位においてはほぼ同じ値となっており、同一の荷重点変位ではき裂近傍の変形状態は疲労予き裂と切欠き状き裂で大きな変化はないようである。これらのことから、き裂進展開始時の変位は切欠き状き裂と疲労予き裂で異なるが、少なくとも疲労予き裂試験片のき裂進展開始時の変位までの荷重、荷重点変位にはあまり変化がないことがわかる。き裂の進展に関しては、どちらの試験片でもき裂進展開始後のき裂進展方向に対して傾斜したせん断面に移行している。

ここでA#2024-T3合金試験片 $\alpha = 30^\circ$ およびSM50A試験片 $\alpha = 0^\circ$ の結果を見れば明らかなように、切欠き状直線き裂試験片と疲労予き裂を挿入した試験片の両者におけるき裂進展開始点（図中矢印で示す）は異なっており、き裂の破壊抵抗評価にあたっては疲労予き裂のものを使用しなければならないことがわかる。すなわち、ここでは切欠き状き裂試験片で得られた荷重-変位曲線のうち疲労予き裂試験片のき裂進展開始時の変位までの部分を用いて \mathcal{E}_p の評価を行っている。A#2024-T3合金試験片の場合は、5章で行った疲労予き裂試験片の実験により得られた各 α に対するき裂進展開始時の変位



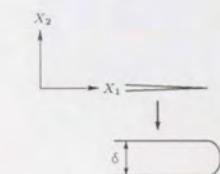
$$u = 0$$



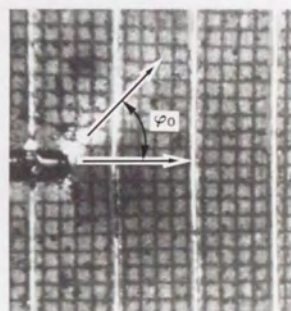
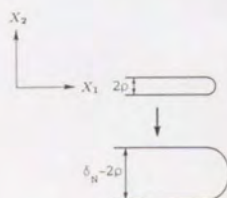
$$u \div 0.36 \text{ mm}$$



き裂



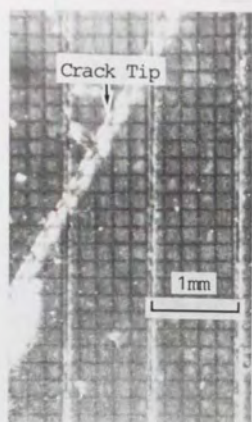
$$u \div 0.5 \text{ mm}$$



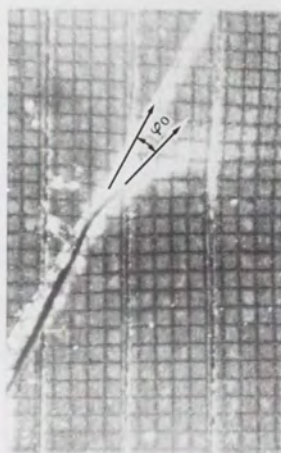
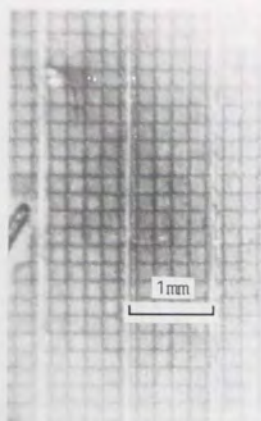
切欠き

(a) A # 2024-T3 ($\alpha = 0^\circ$)

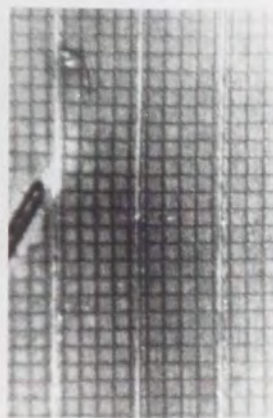
図 6. 6 き裂端近傍の変形状態



$$u = 0$$



$$u \div 0.46 \text{ mm}$$



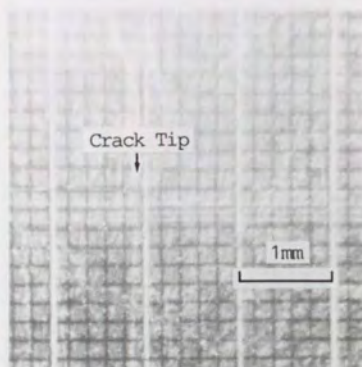
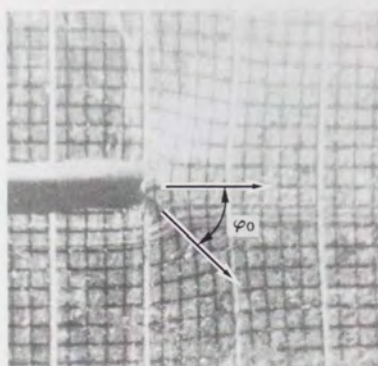
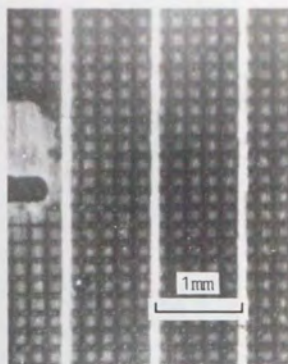
き裂

$$u \div 0.55 \text{ mm}$$

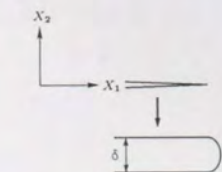
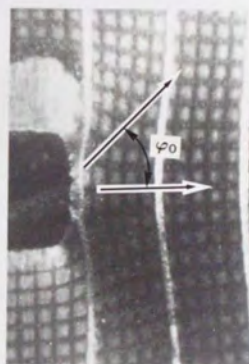
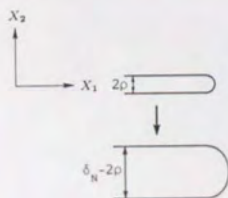


(b) A / 2024-T3 ($\alpha = 60^\circ$)

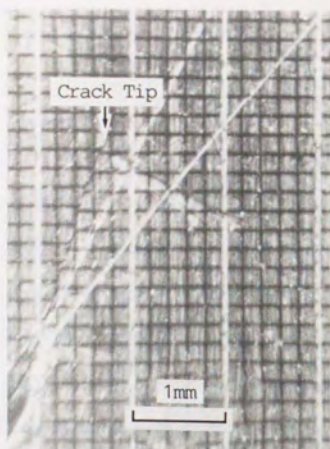
切欠き

 $u = 0$  $u \div 0.58$ 

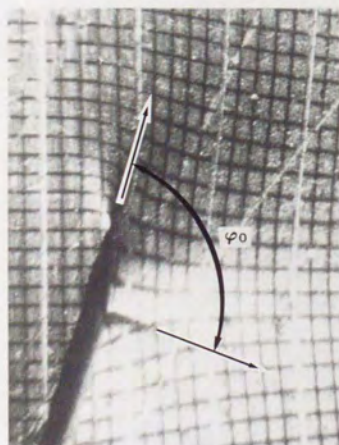
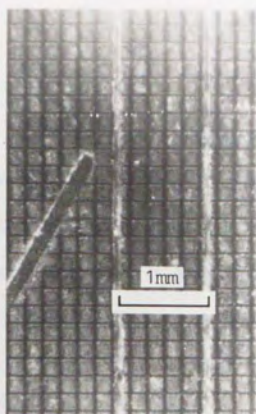
き裂

 $u \div 1.0$ 

切欠き



$$u \div 0$$

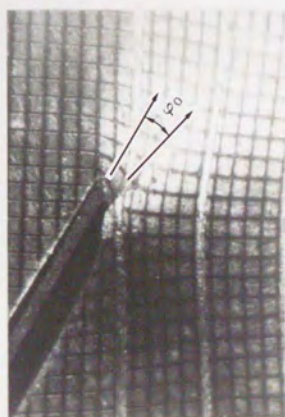


$$u \div 0.82$$



き裂

$$u \div 1.3$$



(d) SM50A ($\alpha = 60^\circ$)

切欠き

が使用でき、それらの値を用いた。SM50Aの $\alpha = 30^\circ, 60^\circ, 75^\circ$ 試験片の場合は、疲労予き裂にシェブロン形切欠き方向からの屈折があり、疲労予き裂試験片の破壊実験で得られたき裂進展開始時の変位が正確に測定されていない可能性があるので、 $\alpha = 0^\circ$ 試験片のき裂進展開始時の変位で評価された ε_p の値とほぼ一致するまでの荷重点変位を用いた〔このためSM50Aの $\alpha = 60^\circ$ 試験片に対する図6.5(c)にはき裂進展開始時の変位を示していない〕。