

UDC 669.14.018.298/.41:
620.172.251.1:
539.42

航空宇宙技術研究所報告

TECHNICAL REPORT OF NATIONAL AEROSPACE LABORATORY

TR-484

構造用鋼S20Cおよび低温用鋼KT50Q
薄板き裂材の破壊挙動について

浜口泰正

1977年1月

航空宇宙技術研究所
NATIONAL AEROSPACE LABORATORY

構造用鋼S20Cおよび低温用鋼KT50Q 薄板き裂材の破壊挙動について*

浜 口 泰 正**

Fracture Characteristics of Cracked Thin Sheet of S20C Mild Steel and KT50Q Low Temperature Structural Steel

By Yasumasa HAMAGUCHI

ABSTRACT

Fracture characteristics, such as ductile-brittle transition temperature, fracture toughness K_{IC} and J value, for fatigue cracked thin sheet specimens of S20C mild steel and KT50Q low temperature structural steel were investigated by static tensile tests within the range from room temperature to the temperature of liquid nitrogen (-196°C). The following results were obtained.

- (1) The ductile-brittle transition temperature of the tested specimen ($a/w = 0.5$, where a is the initial crack length and w is the width of the specimen) was approximately -100°C for S20C and -170°C for KT50Q.
- (2) Fracture toughness K_{IC} , i. e., the critical value of the stress intensity factor was obtained at a lower temperature than that of ductile-brittle transition. K_{IC} for S20C was from 100 to 160 $\text{kg}\cdot\text{mm}^{-3/2}$, which decreased as the temperature was lowered. K_{IC} for KT50Q was from 190 to 260 $\text{kg}\cdot\text{mm}^{-3/2}$.
- (3) The J -integral has been proposed as the engineering fracture criterion for elastic-plastic behavior in metals. The J -integral concept was applied to the S20C test results. For the central cracked specimens, the J value at the inflection point of the P - δ curve (load vs. displacement relation), which seemed to be the slow crack initiation point, was almost constant regardless of a/w value. For the single edge cracked specimens, it was almost constant for $a/w < 0.5$. Moreover, it was shown that the J -integral can be simply evaluated from one P - δ curve for a series of crack toughness specimens having a central crack.

1. まえがき

低温における構造用材料の破壊現象を明らかにすることは極めて重要であり、現在までに多くの研究ならびに調査が行なわれている。しかしき裂材に対する破壊挙動に関しては、近時破壊力学の発展にともないこの方面の研究は急速な進展をみつつあるにもかかわらず、いまだ

未解決の問題がすくなくない。

本研究は、一般によく使用されている構造用鋼S20Cおよび低温用鋼KT50Q材の薄板き裂試験片を用いて、室温から -196°C （液体窒素温度）までの温度域における引張試験を行ない、次の事項について考察を行なったものである。

- (1) き裂材（切欠き比 $a/w = 0.5$ ）の延性-脆性遷移温度について。
- (2) 遷移温度以下での破壊、いわゆる低応力脆性破壊

* 昭和51年10月1日 受付

** 機体第二部

のクライテリオンとして用いられている破壊じん性値 (K_{Ic}) について。

(3) 遷移温度以上での破壊、いわゆる塑性変形をともなう場合の破壊のパラメータとして提案されている J -積分をとりあげ、 J -積分の算出法および破壊基準としての可能性を実験的に検討し、さらに J -値の簡単な算出法を提案する。

2. 実験方法

2.1 試験片

供試材料 S20C および KT50Q 材の化学成分および機械的性質 (室温) を表 1 に示す。試験片の形状を図 1 に示す。おのおのの材料について図 1(c) に示すように中央き裂材と片側き裂材を用いた。き裂部は、機械加工により 0.5mm 幅の切欠きを設け、これに繰返し荷重を加えて、所定の寸法まで疲れき裂を入れたものである。

2.2 実験装置

図 2 に実験装置と測定系の概略を示す。引張り試験はインストロン型引張試験機を用いた。低温ふんい気は「噴射かくはん式極低温試験装置」により得た。この装置による冷却は液体窒素噴射式とし、噴射された液体窒素をファンによりかくはんして極低温ふんい気を得るものである。温度は試験片表面に取り付けた熱電対により測定した。表示温度はき裂先端付近の温度とした。

荷重-変位 ($P-\delta$) 線図を求めめるために、試験機のロードセルから荷重 P を検出し、また抵抗線歪ゲージを用いた変位計を試験片に取り付けて変位量 δ を検出し、これらを $x-y$ レコーダに接続して $P-\delta$ 線図を求めた。

3. 実験結果

3.1 S20C き裂材 ($a/w = 0.5$) の延性-脆性遷移温度

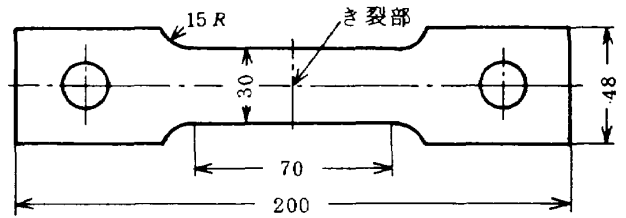
図 3 に S20C き裂材 (切欠き比 $a/w = 0.5$) における

表 1 供試材の化学成分 (w/o) および機械的性質 (室温)

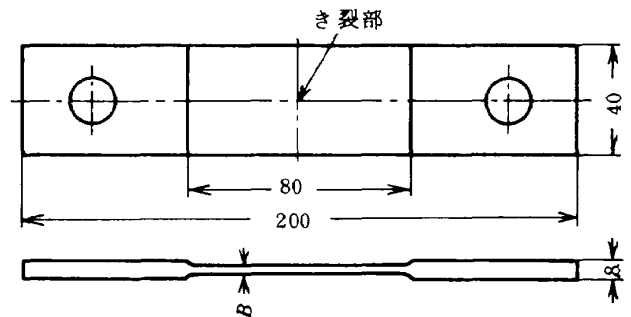
材質	C	S _i	M _n	P	S
S20C	0.22	0.21	0.41	0.02	0.01
KT50Q	0.14	0.35	1.50	0.04	0.04
材質	引張強さ σ_B kg/mm ²	下降伏応力 σ_y kg/mm ²	伸び %	ヤング率 E kg/mm ²	
S20C	55.3	52.2	6	2.1×10^4	
KT50Q	53.0	44.2	38	2.1×10^4	

破壊応力の温度依存性を示す。なお破壊応力 σ_F は破壊荷重を実断面積で除した値である。

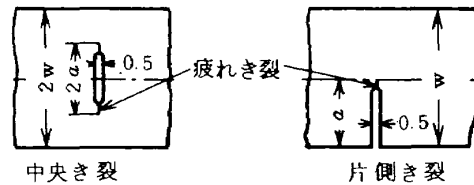
この図から、中央き裂材および片側き裂材の破壊応力 σ_F はほぼ -100°C まで温度の低下にもなって強くなっ



a) S20C 試験片形状 $B=1.6$



b) KT50Q 試験片形状 $B=2, 4$



c) き裂部詳細

図 1 試験片の形状 (単位 mm)

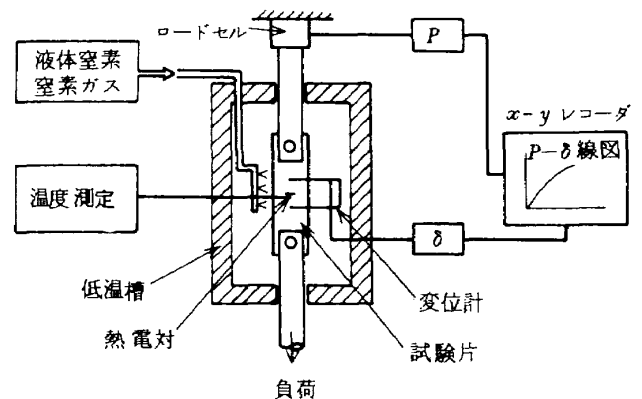


図 2 試験装置と測定系の概略

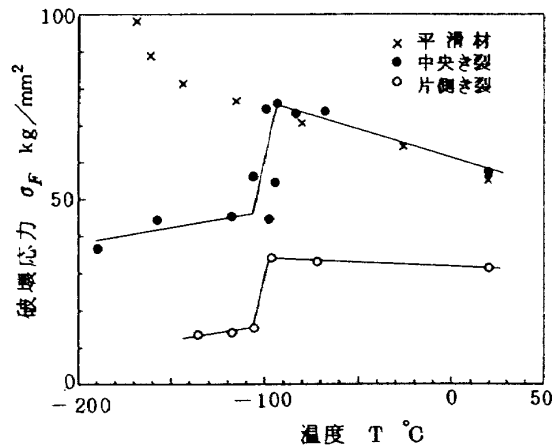


図3 S20Cき裂材 ($a/w=0.5$) の破壊応力の温度依存性

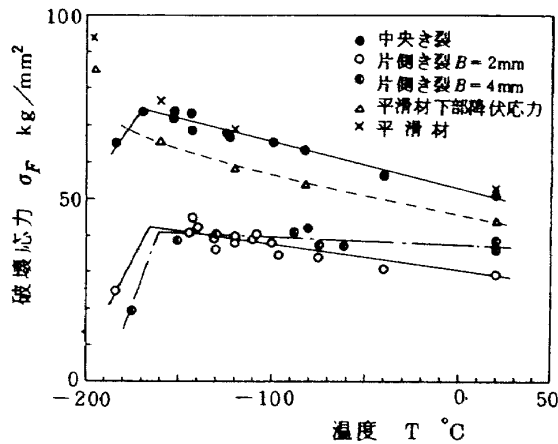


図4 KT50Qき裂材 ($a/w=0.5$) の破壊応力の温度依存性

ている。また、 -100°C 以下の温度では低応力脆性破壊が起っていることがわかる。これらのことからS20Cき裂材 ($a/w=0.5$) の延性-脆性遷移温度は -100°C 前後であると推定される。

3.2 KT50Qき裂材 ($a/w=0.5$) の延性-脆性遷移温度

図4にKT50Qき裂材 ($a/w=0.5$) における破壊応力 σ_F の温度依存性を示す。

この図から、中央き裂材および片側き裂材の破壊応力 σ_F はほぼ -170°C まで温度の低下にもなって強くなっている。また、 -170°C 以下の温度では低応力脆性破壊が起っていることがわかる。一方、平滑材を用いて求めた降伏強さは温度の低下にもなって強くなっている。これらのことから、KT50Qき裂材 ($a/w=0.5$) の延性-脆性遷移温度は -170°C 前後であると推定される。

3.3 破壊じん性値 (K_c)

さて、遷移温度以下での破壊は、降伏応力より低い応

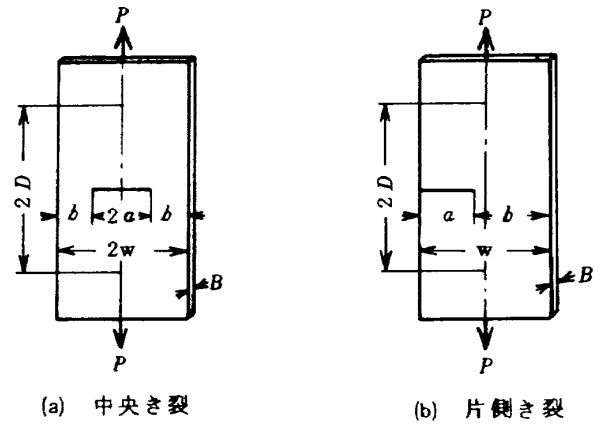


図5 き裂試験片の諸元

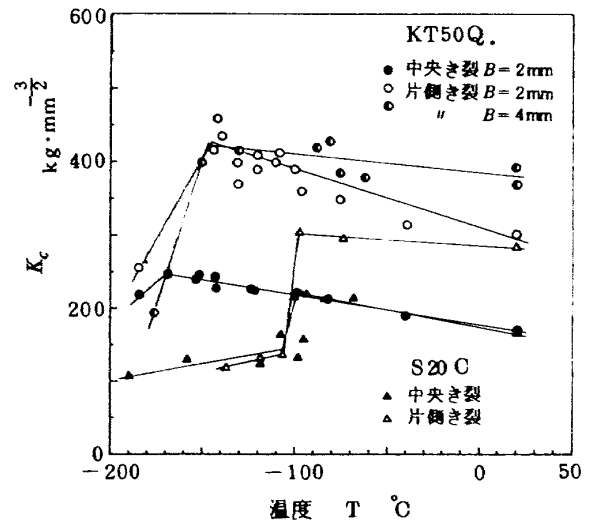


図6 K_c 値の温度依存性

力で脆性破壊するので、低応力脆性破壊と呼ばれている。この低応力脆性破壊のクライテリオンとしては、一般に破壊じん性値 (K_c 値) が用いられている。この K_c 値を実験結果から求めてみる。

(1) 中央き裂材の場合 { 図5(a)参照 }

中央き裂材の K 値の算出式として次式を用いる。

$$K = \sigma \sqrt{\pi a} F\left(\frac{a}{w}\right) \quad (1)$$

ここで

$$\sigma = \frac{P}{2wB} \quad (\text{gross stress})$$

$$F\left(\frac{a}{w}\right) = \sqrt{\sec \frac{\pi a}{2w}} \quad (\text{有限幅補正係数})^{1)}$$

a, w, P, B は図5(a)の定義にしたがう。

(2) 片側き裂材の場合 { 図5(b)参照 }

試験方法は図1に示したようにピン荷重負荷である。ピン荷重・片側き裂材の K 値は Gross と Srawley²⁾ によ

り次のように与えられている。

$$K = \frac{P}{B} \sqrt{\frac{1}{w} \left\{ 7.59 \left(\frac{a}{w} \right) - 32 \left(\frac{a}{w} \right)^2 + 177 \left(\frac{a}{w} \right)^3 \right\}} \quad (2)$$

ここで、 P, B, w, a は図 5(b) の定義にしたがう。

さて、破壊じん性値 (K_c 値) は荷重 P を破壊荷重 P_F にとると算出できる。(1), (2) 式を用いて求めた K_c 値の温度依存性を図 6 に示す。ただし、図 6 には遷移温度以上の温度域で求めた擬 K_c 値も示した。この図から、S20C 材では試験片形状によって K_c 値は余り変化のないことがわかる。さらに K_c 値は温度の低下にもなって低くなる傾向を示している。一方、KT50Q 材の K_c 値は板厚や試験片形状によって異なっている。また、KT50Q 材の K_c 値は S20C 材と比較すると 2 倍程度の値である。

3.4 J-積分

脆性破壊および小規模降伏下での破壊のクライテリオンとしては線形破壊力学を適用した破壊じん性 (K_c) 値が用いられている。これに対応するものとして、遷移温度以上での破壊にはき裂先端にかなりの塑性変形がともなり、このように塑性変形がき裂先端に生じた後、不安定き裂の伝播が生じるき裂材の破壊の基準として、COD 概念および Rice³⁾ の提案した J -積分がある。 J -積分はき裂成長にもなって生じるエネルギー変化を取り扱ったもので、定量的な取り扱いが可能であり、有効な破壊の基準となる。

まず破壊の基準としての J -積分を検討するまえに、与えられた条件のもとでのき裂の J -積分を算出する必要がある。 J -積分を求めるには Path Independent Contour Integral の定義に従って求める方法、あるいは Potential Energy の Decrease Rate の定義から求める方法がある。まずこれらについて簡単に述べる。

算出法として、Rice⁴⁾ により提唱された 1 本の荷重-変位 ($P-\delta$) 曲線から J -積分を求める方法、および Bucci⁵⁾ らの提案した塑性補正を行なった線形弾性破壊力学から J 値を推定する方法があり、これらについてはそれぞれ付録 2 および 3 に記述する。さらに、著者の導びいた J 値の近似的算出法について説明する。

3.4.1 Path Independent Contour Integral として

の J -積分の定義と算出法

均質な線形または非線形弾性体の平面変形問題を考える。微小歪理論によるものとして、体積力は作用しないものとする。図 7 に示すように、切欠きまたはき裂面が x 軸に平行で、切欠きまたはき裂面には表面力が作用しない場合を考える。いま、切欠きまたはき裂面の一方の側から始まり、他方の面で終る任意の曲線 Γ に沿り次の

ような線積分を考える。

$$J = \int_{\Gamma} (W dy - \mathbf{T} \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial x} ds) \quad (3)$$

ここで

$$W = W(\epsilon_{ij}) = W(\epsilon) = \int_0^{\epsilon} \sigma_{ij} d\epsilon_{ij} \quad (4)$$

Γ : き裂先端まわりの任意の積分径路

\mathbf{T} : Γ に沿った外向き法線 n_j により定まる

traction vector (Γ 上の応力ベクトル) で

次のように定義される。

$$T_i = \sigma_{ij} n_j$$

\mathbf{u} : 変位ベクトル

ds : Γ 上の線素

積分は反時計まわりに取るものとして、この積分径路によらず一定であることが証明されている。この積分を J -積分と呼んでいる。この積分は積分径路としてき裂先端をさけてとることができるので、特に塑性域の大きさが大きくなり、あるいは全断面降伏の状態となった場合、き裂試験片の応力-歪の数值解析法によって J -積分を求めることができる。この方法と有限要素法を用いて J 値を求めた例¹⁰⁾がある。

3.4.2 Potential Energy の Decrease Rate としての J -積分の定義と算出法

図 8 で示すように、き裂長さ a が微小長さ da だけ延びて $a+da$ となった時の Potential Energy の変化量

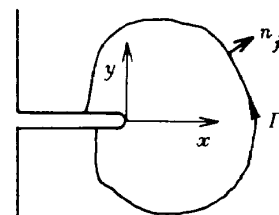


図 7 J -積分における積分径路

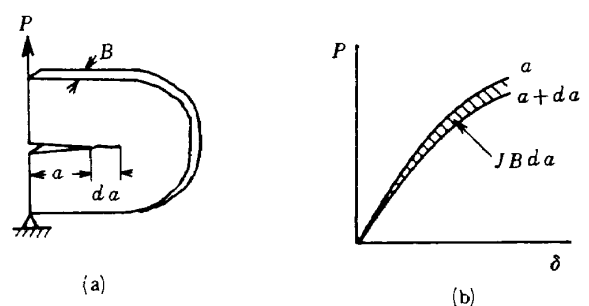


図 8 J 積分の図的概念

から、 J 値は次式で表わされる。

$$J = -\frac{\partial(U/B)}{\partial a} \quad (5)$$

ここで U/B は単位厚さに基準化したPotential Energyで次のように定義される。

$$U/B = \iint_A W dx dy - \int_{ct} \mathbf{T} \mathbf{u} ds \quad (6)$$

W : 歪エネルギー密度
 ct : \mathbf{T} の存在する領域
 B : 板厚

(5)式で定義した J は(3)式の線形積分で示すものと等しい。さらに(5)式は、荷重 P と荷重点変位 δ を用いて、次のように表わすことができる。(図9参照)

$$J = \int_0^P \left(\frac{\partial \delta}{\partial a}\right)_p dp \quad (\text{荷重一定}) \quad (7)$$

$$J = \int_0^\delta -\left(\frac{\partial P}{\partial a}\right)_\delta d\delta \quad (\text{変位一定}) \quad (8)$$

さて、この場合の J 値の算出法は、何らかの方法でき裂長さ a のみが異なり他の境界条件が同一であるき裂体について、荷重と荷重点変位(P - δ 線図)を求め、図式微分を行なって求める方法がある。この図式微分による

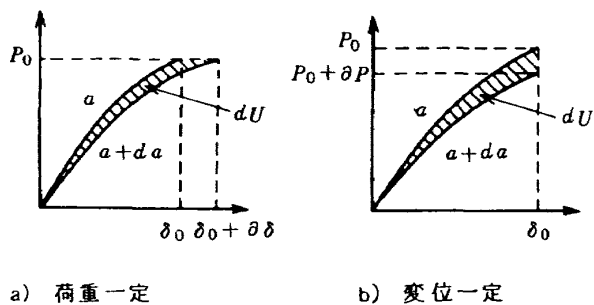


図9 J積分の解釈

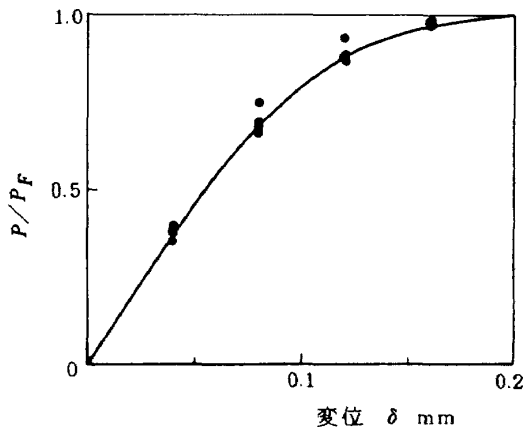


図10 $P/P_F - \delta$ 線図(S20C中央き裂材)

方法を付録1で説明する。Landes⁶⁾⁷⁾らがこの方法から J 値を求めている。

3.4.3 一本の $P/P_F - \delta$ 曲線を多項式で近似して J 値を算出する方法。(著者の提案)

J -積分の定義に基づいて J 値を有限要素法や図式微分により求めることは簡単なことではない。それ故にRice⁴⁾およびBucci⁵⁾らがそれぞれ簡単な J 値の算出法(付録2および3参照)を提案している。そこで著者も1つのき裂試験片から求めた $P - \delta$ 線を用いて簡単に妥当な J 値を求める方法を提案する。

中央き裂材において、その破壊荷重 P_F はMcClintock⁸⁾の導いた極限荷重解から推定できる。また異なったき裂長さを持った試験片から求めた $P - \delta$ 線図の荷重項 P を破壊荷重 P_F で除した値で表わすと、図10に示すようにき裂長さの相違に影響されず一本の曲線で代表できる。著者はこれらに着目して、中央き裂材の J 値を近似する方法を導いた。

McClintock⁸⁾の極限荷重解は次式で表わされる。

$$P_L = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_B B (2w - 2a) \quad (9)$$

ここで、 P_L は極限荷重、 σ_B は引張強さ、 B, w, a は図5(a)に定義する。

図11には実験から求めた破壊荷重および(9)式から求めた極限荷重の推定値と切欠き比 a/w の関係を示す。この図から、極限荷重解は破壊荷重の傾向をよく表わしていることがわかり、破壊荷重はき裂残余幅 $2b$ の関数であると考えられる。そこで(9)式の $(2/\sqrt{3})\sigma_B$ を定数 C で表わすと(9)式は次のようになる。

$$P_L = C \cdot 2b \div P_F \quad (10)$$

一方、図10で示す $P/P_F - \delta$ 曲線は次の多項式で近似

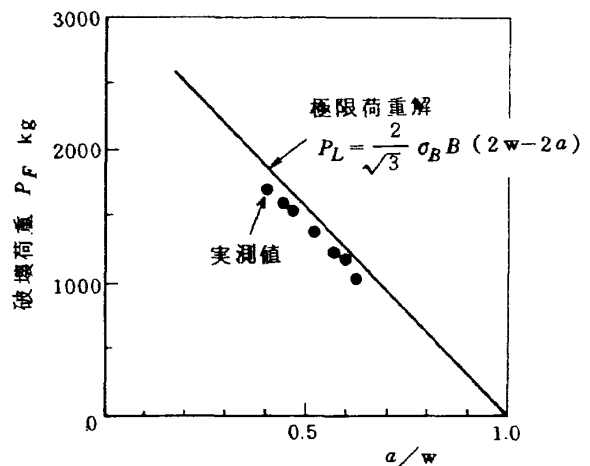


図11 破壊荷重と a/w の関係(S20C中央き裂材)

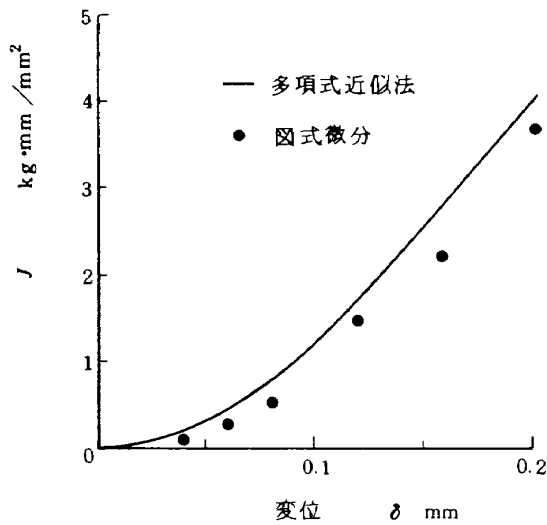


図 12 中央き裂材 (2a=14.28 mm) の J 値

できる。

$$\begin{aligned} \delta &= A_0 + A_1 \frac{P}{P_F} + A_2 \left(\frac{P}{P_F}\right)^2 + \dots + A_n \left(\frac{P}{P_F}\right)^n \\ &= A_0 + A_1 \frac{P}{C \cdot 2b} + A_2 \left(\frac{P}{C \cdot 2b}\right)^2 + \dots + A_n \left(\frac{P}{C \cdot 2b}\right)^n \end{aligned} \quad (1)$$

(1)式は次のようになり

$$\begin{aligned} \frac{\partial \delta}{\partial b} &= -\frac{1}{b} \left\{ A_1 \frac{P}{C \cdot 2b} + 2A_2 \left(\frac{P}{C \cdot 2b}\right)^2 + \dots \right. \\ &\quad \left. + n A_n \left(\frac{P}{C \cdot 2b}\right)^n \right\} \\ &= -\frac{1}{b} \left\{ A_1 \frac{P}{P_F} + 2A_2 \left(\frac{P}{P_F}\right)^2 + \dots \right. \\ &\quad \left. + n A_n \left(\frac{P}{P_F}\right)^n \right\} \end{aligned} \quad (2)$$

(2)式を(7)式に代入することによって J 値を求めることができる。つまり

$$\begin{aligned} J &= \int_0^P \left(\frac{\partial \delta}{\partial a}\right) dP \\ &= \int_0^P \left[\frac{1}{b} \left\{ A_1 \frac{P}{P_F} + 2A_2 \left(\frac{P}{P_F}\right)^2 + \dots \right. \right. \\ &\quad \left. \left. + n A_n \left(\frac{P}{P_F}\right)^n \right\} \right] dP \\ &= \frac{P}{b} \left\{ \frac{1}{2} A_1 \frac{P}{P_F} + \frac{2}{3} A_2 \left(\frac{P}{P_F}\right)^2 + \dots \right. \\ &\quad \left. + \frac{n}{n+1} A_n \left(\frac{P}{P_F}\right)^n \right\} \end{aligned} \quad (3)$$

ただし、(3)式で得られる J 値は単位板厚において算出

したものである。それゆえ、中央き裂材の J 値は(3)式から求めた値を板厚 B とき裂の数 (中央き裂材の場合は 2) で除した値である。図12にき裂長さ 2a=14.28 mm (a/w=0.47) の場合について、この方法から求めた J 値および図式微分から求めた J 値を示す。

3.5 破壊のパラメータとしての J 値の検討

ここでは S20C 材を用い室温で行なった引張試験結果をもとに、図式微分 (付録 1 参照) を用いて J 値を算出した。これを破壊のパラメータとして検討する。

(1) 中央き裂材

図13に異なったき裂長さを持った試験片より求めた荷重-変位 (P-δ) 線図を示す。図14は図13から求めた擬 Potential Energy を単位厚さに基準化した値 U/B と、き裂長さ 2a の関係を示す。図15は図14の曲線の勾配量から求めた J 値を δ の関数で示したものである。ただし中央き裂材であるからき裂先端が 2ヶ所ある。それゆえに J 値は、図14で描いた曲線の勾配量の 1/2 とした。図15に描いた J-δ 関係は、き裂長さ 2a=18.89, 15.87 および 13.35 mm の 3つの場合であるが、これらは他のき裂長さの J-δ 関係を代表している。

ところで、Landes⁷⁾らは厚板試験片を用いて、このき裂発生点での J 値を J_{IC} 値として求めている。しかしながら、本実験で用いた S20C 薄板材の室温での破壊は延性破壊であるから J_{IC} 値を求めることはできない。そこで、荷重 P と塑性変位量 δ_p の関係を図16に示す座標上 (縦座標は P, 横座標は log δ_p) で表わすと変曲点がみられた。この変曲点は、高松⁹⁾が KT50Q 材において指摘した stretch zone 発生点 (slow crack 発生点) に対応するものとみなせる。このことから、この変曲点での変位量に対応する J 値を J_s 値と称し、破壊基準として求めてみる。

さて、図13および図15の矢印の点に変曲点変位量である。図17は J_s 値と切欠き比 a/w の関係を示したものである。この図から、slow crack の発生時点と考えられる P-δ 線図の変曲点変位での J 値つまり J_s 値は、き裂長さに依存せずほぼ一定の値を取ることがわかる。これは J_s 値を破壊基準として用いてもよいことを示唆している。

ところで、写真1は S20C 材の変曲点付近での破面状態を示す。これは、き裂試験片を予想される変曲点荷重まで負荷して、その後繰返し荷重によって破断させた破面である。写真中央部の破面状態の異なっている場所が stretch zone と推定される。

(2) 片側き裂材

前述の中央き裂材と同じように、片側き裂材の J_s 値

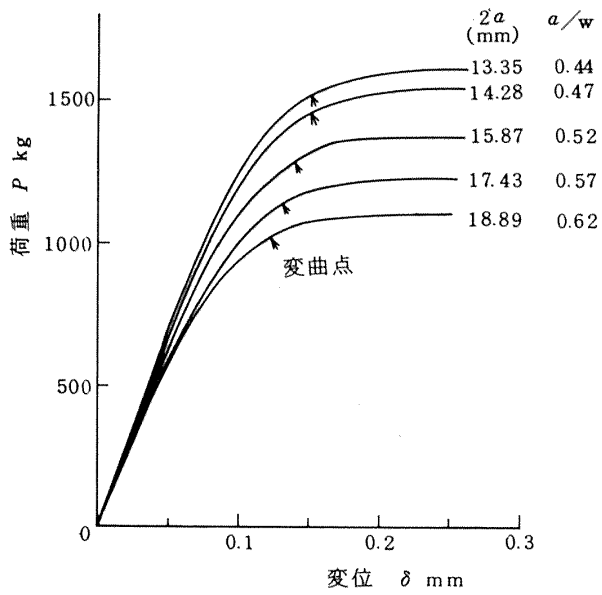


図13 P-δ線図(中央き裂)

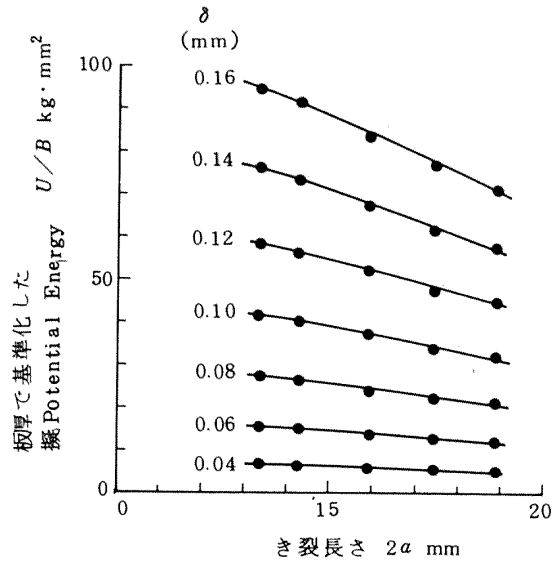


図14 Potential Energy とき裂長さ $2a$ の関係(中央き裂)

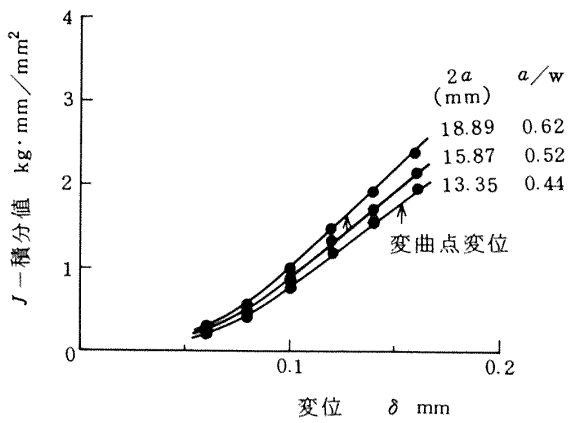


図15 変位とJ-積分値の関係(中央き裂)

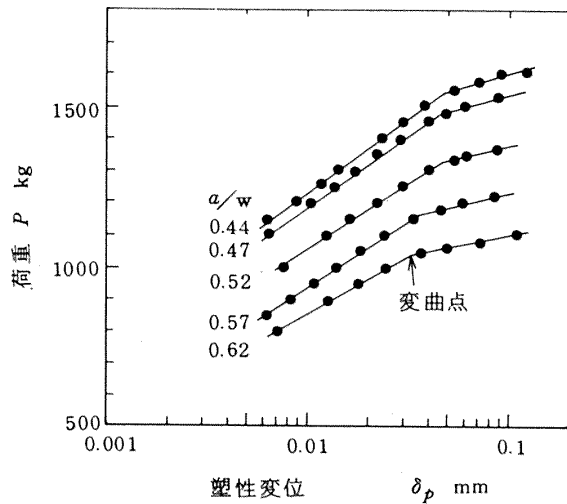


図16 P-log δ_p 線図(中央き裂)

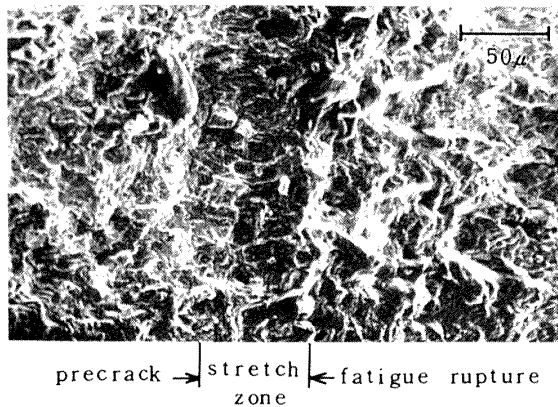


写真1 変曲点の破面

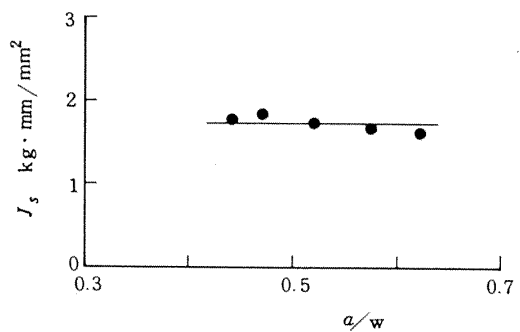


図17 $J_s - a/w$ 関係(中央き裂)

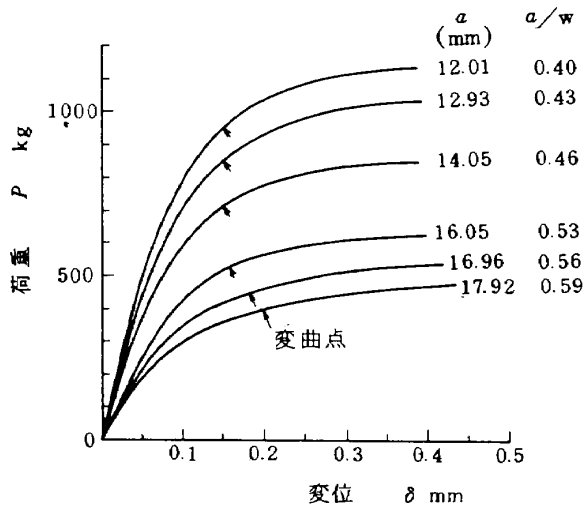


図18 P-δ線図(片側き裂)

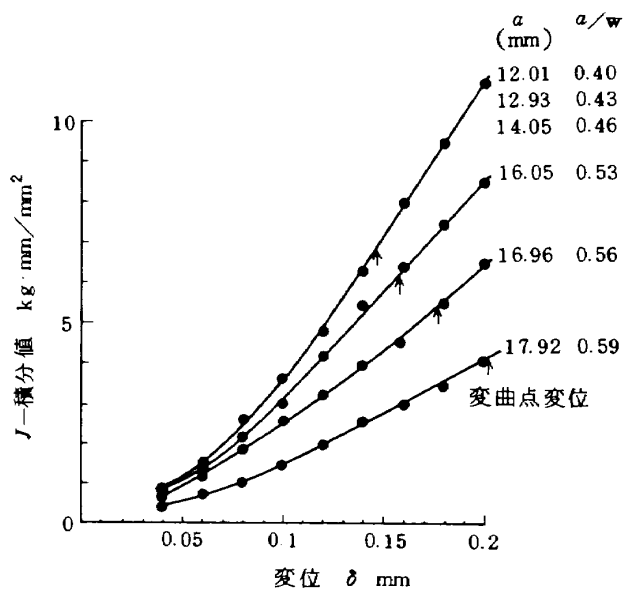


図21 変位とJ-積分値の関係(片側き裂)

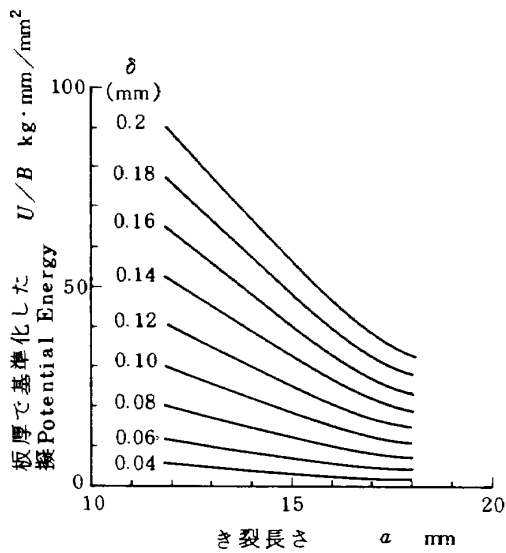


図19 Potential Energyとき裂長さaの関係(片側き裂)

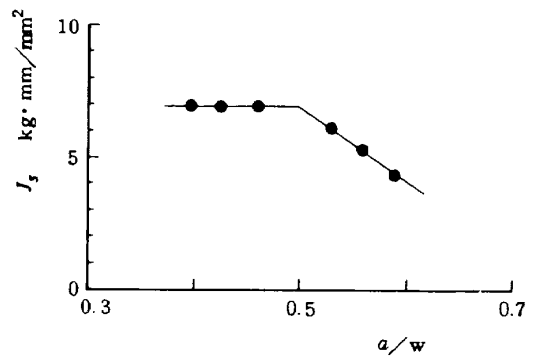


図22 J_s-a/w関係(片側き裂)

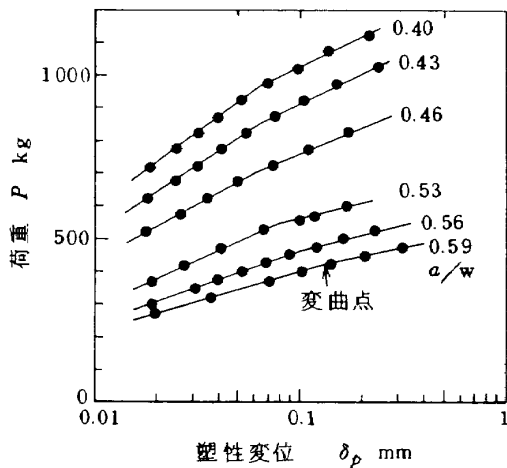


図20 P-log δ_p線図(片側き裂)

を関式微分を用いて求める。図18はP-δ線図、図19は単位厚さに基準化した擬Potential Energy U/Bとき裂長さaの関係ならびに図20はP-log δ_p線図を示す。

さらに、図21および図22には、J値と変位δの関係およびJ_s値と切欠き比a/wの関係を示す。これらの図から、a/wが0.5以下では同じJ値およびJ_s値となることがわかる。一方、a/wが0.5以上では、J値の傾向に変化が生じ、J_s値は低下の傾向にある。この原因のひとつとして、a/wが大きくなるとピン荷重形式のために試験片に曲げモーメントが作用してくるためと考えられる。

3.6 J値算出法の比較

J値を算出する方法は、関式微分から求める方法、Riceらの提唱した式を用いて1本のP-δ線図から算出する方法(付録2参照)、塑性補正した線形破壊力学

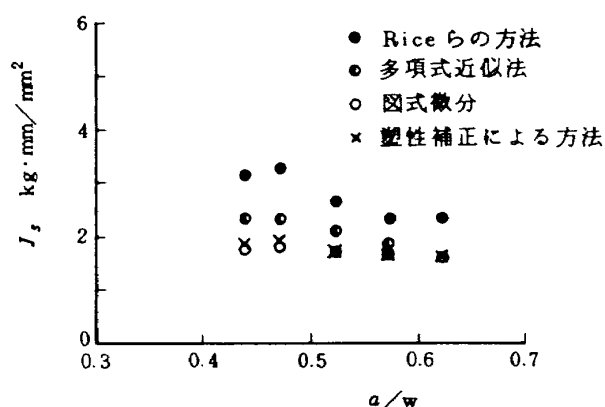


図23 各方法で求めた J_I 値 (中央き裂材)

を用いて近似する方法(付録3参照), 著者が導びいた一本の $P/P_F - \delta$ 曲線を多項式近似して算出する方法などがある。これらの4種の方法から求めたS20C中央き裂材の J_I 値を図23に示す。

図23から, 図式微分による方法と補正した線形破壊力学を用いる方法はよく一致することがわかる。図式微分による J 値の算出法は実測値による算出法であることから, 塑性補正した線形破壊力学により J 値を算出する方法が簡単で妥当な方法であると判断できる。また, 一本の $P - \delta$ 曲線から算出した J_I 値は, き裂長さの深い場合において, 他の方法の値と近似することがわかる。さらに, 著者の導びいた方法から求めた J_I 値も妥当であることがわかる。

4. むすび

構造用鋼S20Cおよび低温用鋼KT50Q薄板き裂材について破壊挙動に関する実験および考察を行ない, 次の結論を得た。

(1) S20C薄板き裂材 ($a/w=0.5$) の延性-脆性遷移温度はほぼ -100°C である。また, KT50Q薄板き裂材 ($a/w=0.5$) の延性-脆性遷移温度はほぼ -170°C である。

(2) S20C材の破壊じん性値 (K_I 値) は $100 \sim 160 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$ ($-100^{\circ}\text{C} \sim -196^{\circ}\text{C}$) であり, これは温度の低下に伴って低くなる傾向がある。KT50Q材の K_I 値は $190 \sim 260 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$ ($-160^{\circ}\text{C} \sim -196^{\circ}\text{C}$) である。したがって, S20CとKT50Qの低温域での破壊じん性値を比較すると後者は前者の2倍程度であると推定される。

(3) 塑性変形をともなうき裂材の破壊のパラメータとして J 値が提案されている。この J 値をS20C材について検討を行ない, $P - \delta$ 曲線の変曲点つまり slow crack の発生点と考えられる点での J 値 (J_I 値) を求めた。こ

の J_I 値は, 中央き裂材の場合, き裂長さによらずほぼ一定値を取り, 片側き裂材の場合 a/w が0.5以下では一定値をとった。

(4) J 値を算出する方法として, (a) 図式微分による方法, (b) 補正した線形破壊力学を用いる方法, (c) Riceらの提案式を用いる方法などがある。これらをS20C中央き裂材において比較した結果, (a)と(b)はよい一致を示した。このことから, 補正した線形破壊力学により J 値を算出する方法が簡単で妥当な方法であると判断できる。

(5) 中央き裂材の場合, 破壊荷重 P_F は極限荷重解から推定できて, き裂長さの関数である。また, 異なったき裂長さをもった試験片から求めた $P - \delta$ 関数の荷重項 P を破壊荷重 P_F で除した関係すなわち $P/P_F - \delta$ 関係で示すと, き裂長さの相違による影響を受けずに一本の $P/P_F - \delta$ 曲線で代表することができる。これらのことから, 一本の $P/P_F - \delta$ 曲線を多項式で表わし, 簡単に妥当な J 値を得ることができる。ただしこの方法に関しては, 今後試験片形状, 寸法などを変えた場合の有効性を検討する必要がある。

この研究は科学技術庁の国内留学制度による国内留学生として, 電気通信大学機械工学科・田中研究室にて行なったものである。御指導をいただきました田中栄教授秋田敏講師および御協力をいただきました高松徹氏ならびに御助言をいただきました本所・下河利行技官に厚く感謝いたします。

参考文献

- 1) H. Tada; The Stress Analysis of Cracks Handbook, (1973), Del Research Corporation.
- 2) B. Gross and J. E. Srawley; Stress-Intensity Factors for Single-Edge-Notch Specimens in Bending or Combined Bending and Tension by Boundary Collocation of a Stress Function, U.S. NASA TND 2603, (1965).
- 3) J. R. Rice; A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks, J. Appl. Mech., Vol. 35 (1968), pp. 379~386.
- 4) J. R. Rice, P. C. Paris and J. G. Merkle; Some Further Results of J-Integral Analysis and Estimates, ASTM STP 536 (1973), pp. 231~245.
- 5) R. J. Bucci, P. C. Paris, J. D. Landes and J. R. Rice; J-Integral Estimation Procedures, ASTM STP 514 (1972), pp. 40~69.
- 6) J. A. Begley and J. D. Landes; The J-Integral as a Fracture Criterion, ASTM STP 514 (1972),

- pp. 1~23.
- 7) J. D. Landes and J. A. Begley; The Effect of Specimen Geometry on J_{IC} , ASTM STP 514 (1972), pp. 24~39.
 - 8) F. A. McClintock; On Notch Sensitivity, Welding Journal, Vol. 40, No. 5 (1961), pp. 202s~208s.
 - 9) 高松徹; 50K高張力鋼切欠き材の引張破壊に関する研究, 電気通信大学修士論文 (1976)
 - 10) H. Miyamoto, T. Miyoshi; Study on J_{IC} Fracture Criterion, J. Faculty of Engrg., Univ. Tokyo, Vol. XXXII, No. 4 (1974), pp. 645~653.

付録1 図式微分による J 値の算出法^{5), 6), 7)}

荷重-変位 ($P-\delta$) 線図から δ の関数としての J 値を算出する方法を説明する。図24(a)にき裂長さ a のみが異なった試験片から求めた荷重-変位 ($P-\delta$) 線図を示す。ここで、変位 δ と $P-\delta$ 曲線下でかこまれた面積をこの変位での擬 Potential Energy とみなす。図24(b)はある変位での擬 Potential Energy を試験片の板厚 B で基準化した値 (U/B) とき裂長さ a の関係を示す。

さて、(5)式で表わしたように、 J 値は近接したき裂長

さを持った試験片の $P-\delta$ 曲線間の面積で表わされる。このことから図24(b)に示す変位 δ についての U/B と a の関係を表わす曲線の勾配量の負数が J 値となる。図24(c)はあるき裂長さ a についての J と δ の関係を表わしたものである。この図を用いることにより、不安定破壊を始めるとみなされる変位量を求めて、これに対応する J 値を求めると、この J 値が破壊のパラメータとして取り扱える。

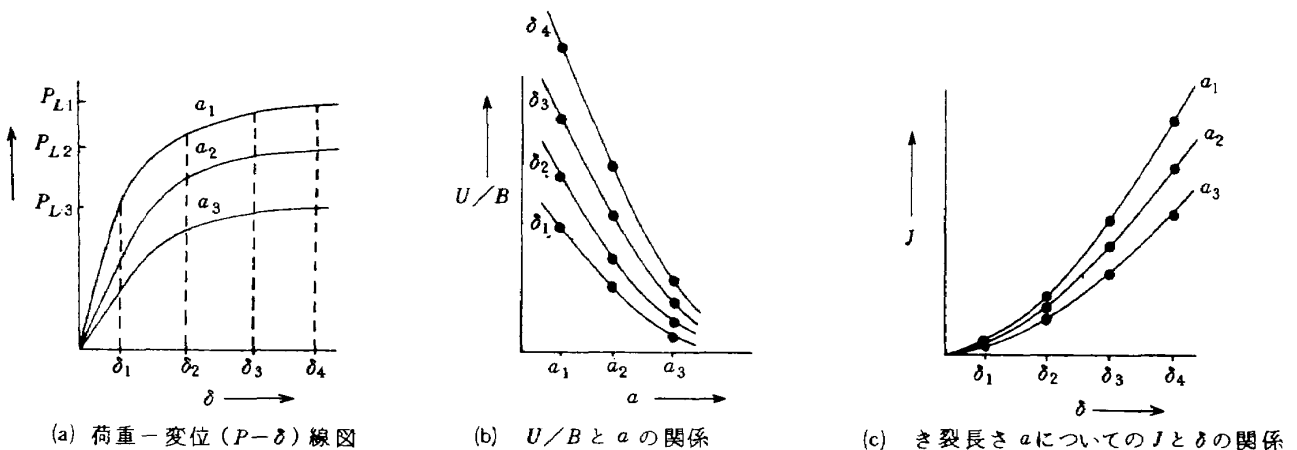


図24 $P-\delta$ 線図から J と δ の関係を図的に求める方法

付録2 一本の荷重-変位線図をもとにしてJ値を算出する方法

Rice⁴⁾らは一本の荷重-変位(P-δ)線図からJ値を推定する方法を提案した。まず、図25に示すようにP-δ線図の変位量δを弾性変形による変位δ_eと塑性変形による変位δ_pに分ける。つまり

$$\delta = \delta_e + \delta_p \quad (14)$$

ここで、塑性変位δ_pがもつばき裂断面部分のみに集中すると考えてよい程度にき裂が深い場合、δ_pを次式のように仮定する。

$$\delta_p = b \cdot f \left(\frac{P}{b} \right) \quad (15)$$

ここでbはき裂部の残余幅

Jを定義した(7)式と(14)式をもちいると

$$\begin{aligned} J &= \int_0^P \left(\frac{\partial \delta}{\partial a} \right) dP = \int_0^P \left(-\frac{\partial \delta}{\partial b} \right) dP \\ &= J_e + \int_0^P \left(-\frac{\partial \delta_p}{\partial b} \right) dP \end{aligned} \quad (16)$$

ここで、J_eは線形弾性域でのJ値であり、次の式で表わされる。

$$J_e = g = \frac{K^2}{E} \quad (\text{平面応力}) \quad (17)$$

$$= \frac{1-\mu^2}{E} K^2 \quad (\text{平面歪}) \quad (18)$$

Kは応力拡大係数、Eはヤング率、μはポアソン比。(15)式を微分すると次のようになり

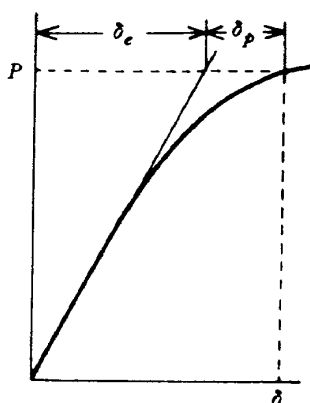


図25 P-δ線図

$$-\frac{\partial \delta_p}{\partial b} = \frac{P}{b} \cdot f \left(\frac{P}{b} \right) - f \left(\frac{P}{b} \right) \quad (19)$$

この(19)式を(16)式に代入して部分積分を行なうことにより

$$J = g + \frac{1}{b} \left(2 \int_0^{\delta_p} P d\delta_p - P \delta_p \right) \quad (20)$$

を得る。(20)式を用いれば一本のP-δ線図からJ値が推定できる。

付録3 補正した線形弾性破壊力学と 性極限荷重解を用いてJ値を算出する方法

Bucci⁵⁾らは、き裂先端の塑性域の長さτ_pを用いて塑性域補正した線形弾性破壊力学と塑性極限荷重解を用いてJ値を推定している。

まず、完全弾性体(域)の場合のJ値は前述した(17)、(18)式から算出できる。

一方、P-δ線図が非線形で表わされる弾-塑性体(域)の場合は、き裂長さaでのき裂先端塑性域の長さτ_pを線形弾性破壊力学理論から求め、aとτ_pの和を有効き裂長さa_{eff}とする。

つまり

$$a_{eff} = a + \tau_p \quad (21)$$

$$\tau_p = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K}{\sigma_y} \right)^2 \quad (\text{平面応力}) \quad (22)$$

$$\tau_p = \frac{1}{6\pi} \left(\frac{K}{\sigma_y} \right)^2 \quad (\text{平面歪}) \quad (23)$$

ここで K = σ√πa F(a/w) ; 応力拡大係数
σ_y ; 降伏応力

上式を用い、まず有効き裂長さa_{eff}でのK値を求め、このK値を(17)、(18)式に代入してJ値を求める。このJ値がき裂長さaに対応する弾-塑性域での塑性補正したJ値である。

さらに、完全塑性体(域)の場合のJ値は次式で求める。

$$J = -\frac{\delta}{B} \frac{\partial P_L}{\partial(\alpha a)}$$

ここで、αはき裂先端の数、P_Lは極限荷重

上に述べた関係を用いればP-δ線図の全領域でのJ値を近似することができる。

航空宇宙技術研究所報告484号

昭和52年1月発行

発行所 航空宇宙技術研究所
東京都調布市深大寺町1880
電話武蔵野三鷹(0422)47-5911(大代表)〒182
印刷所 株式会社 共 進
東京都杉並区久我山4-1-7(羽田ビル)
