

(昭和54年11月 日本造船学会秋季講演会において講演)

不安定破壊開始条件としての J_c - δ_c 基準と 破壊靱性評価手法

正員 豊田 政 男* 正員 伊藤 義 康**
正員 佐藤 邦 彦*

Applicability of J_c - δ_c Criterion to Unstable Brittle Fracture with Particular
Reference to Fracture Toughness Testing

by Masao Toyoda, *Member* Yoshiyasu Itoh, *Member*
Kunihiko Satoh, *Member*

Summary

Study has been carried out to clarify the applicable range of COD and J_c -criteria which have been proposed as useful criteria in the fracture of non-linear characteristic materials. At first, evaluation methods of COD and J -integral and the applicable range of these methods were made clear; in particular, simplified formulas for estimating J -integral of a shallow notched specimen were newly established. Both COD- and J - values estimated by a proper procedure dominate the distribution of the equivalent plastic strain in the vicinity of the blunting tip of a notch; however, they can no longer control the nominal stress σ_{\perp} which is related to the initiation of cleavage crack. Therefore, the critical δ_c - and J_c - values depend essentially upon the plastic constraint in the vicinity of notch tip. J_c - δ_c criterion has been newly proposed as a useful criterion for unstable brittle fracture. Using J_c - δ_c criterion, it could be expected that fracture toughness testing for estimating plane strain fracture toughness becomes more easy.

1 緒 言

鋼構造物の製作にとって不安定破壊を防止することは主要な課題の一つであり、そのような観点から船舶、圧力容器、橋梁などの各種構造物に関連して破壊抵抗を高める手段の選択が試みられている。そこでは、不安定破壊開始条件に何を認ぶかが大きな課題であり、これまでも多くの検討がなされて、比較的高強度材料には線形弾性破壊力学の適用性が示され、また低強度材料をも対象として、COD 仮設や J_c -基準が提案されてきた。破壊開始に先立ち弾・塑性挙動を示す低強度亀裂材を対象とすると、これら COD 仮設、 J_c -基準ともに破壊開始条件としての意義や指標性について十分な検討がなされているとはいえない。また破壊条件の適用性を検討するにあたって、従来はしばしば破壊条件における、a) 破壊代表パラメータの指標性の問題と、b) 限界値の算出手法上の問題、を区別することなく議論されている場

合も多く、その混同のために、本来の意義とは関係のない検討がなされてしまっていることもある。

そこで、本報告では、不安定破壊開始に注目して、COD、 J -積分の定義や算出手法の明確化とその指標性について検討を加え、破壊限界値 δ_c 、 J_c に及ぼす諸因子の影響に関する考察から、それぞれの破壊条件の適用範囲を明らかにして、工学的破壊靱性評価手法への適用性の検討を行なう。さらに破壊開始条件として2パラメータ基準としての J_c - δ_c 基準なるものを考え、塑性破壊靱性値の評価への応用の可能性についても考察を加える。

2 COD、 J -値の指標性

2.1 COD、 J -値の定義と算出

COD は DBCS 亀裂模型における亀裂先端での仮想的変位として当初は定義されてきた。その後、破面観察との関連から、亀裂先端の塑性変形によって新しく形成されるストレッチゾーン深さと対応させ、塑性変形量を目安としての意義づけなども行なわれている。著者らは COD について前報¹⁾で亀裂先端の高ひずみ発生領域の境

* 大阪大学工学部

** 大阪大学大学院 (現在、東芝(株)重電技術研究所)

界間変位として定義し、そのように定義された COD は亀裂先端から離れた位置でクリップゲージなどで測定される測定 COD を切欠曲げ試験片では Wells の式²⁾によって先端に換算する手法ではほぼ算出できる。また切欠引張試験片では、従来の Dugdale 亀裂模型による換算手法によって本報で定義する COD をほぼ算出できる。

一方、 J -積分は、非線形弾性材料あるいは全ひずみ理論に基づく塑性材料では、 J 値は系のポテンシャルエネルギーの変化率（二次元問題）として定義が明確であるが³⁾、弾塑性材料ではエネルギー条件としての明確性をもった定義はなく、単純に J -積分式が適用されているに過ぎない。これまでに実験的に J を求める手法として、切欠材の荷重・変位曲線を用いて簡便に求める式が種々提案されている^{4)~8)}。それらはいずれも十分に深い切欠をもち、変形がネット断面に集中する場合の J (J_d と表わす) がほとんどである。著者らは、Fig. 1 に示すような切欠材において Rice⁴⁾ と同じように、荷重点変位 u を

$$u = u_{no\ crack} + u_{crack} \quad (1)$$

に分け、Table 1 に示すような仮定のもとに浅い切欠に対する J (ここでは J_s と表わす) も含めた簡便評価法を導いた。Table 2 はさらに非線形弾性材料に対して、刻々の荷重と変位から求められる簡便式を、Table 3 には、弾塑性材料に対して、変位を弾性成分と塑性成分に分離し、表中の仮定のもとに導かれる簡便評価式をまとめて示してある。

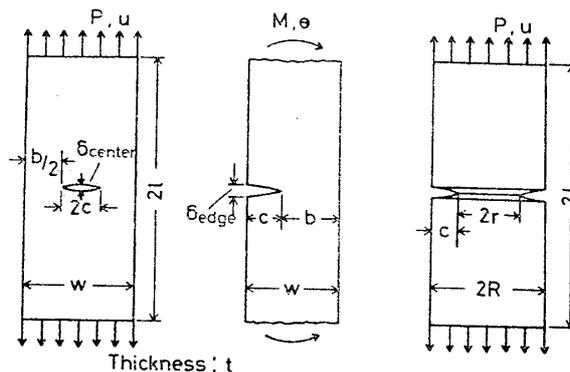


Fig. 1

従来の提案式については切欠深さの適用範囲が必ずしも明確でないが、著者らが J_d, J_s の適用範囲について $\bar{\sigma} = \sigma_0 (\bar{\epsilon} / \epsilon_0)^n$ ($\bar{\sigma}, \bar{\epsilon}$: 相当応力・ひずみ, σ_0, ϵ_0 : 定数, n : ひずみ硬化指数)

なる n 乗硬化則をもつ材料の全ひずみ理論解析によって検討した結果を切欠引張平板について Fig. 2 に示してある。このように適用範囲は n 値の影響も受けるが、通常の $n=0.2$ 程度の鋼材では、 J_d は $2C/W > 0.5$ で、 J_s は $2C/W < 0.25$ の範囲で適用がほぼ可能である。また弾塑性材料に対する J 算定簡便式の精度を有限要素法に基づく J の計算値 (J -積分の単純適用値) に対して比較したものが Fig. 3 である。弾塑性材料に単純適用した J の値を求めるのに適当な簡便式が図より判断される。

しかし、上記の J の簡便式は、いずれも切欠材の荷重

Table 1 Summary of J -estimating formulas of notched specimens

		Assumption	J estimating formulas
Tensile notched specimen	Deep notch	$u_{crack} = b f(P/bt)$	$J_d = \frac{1}{bt} \int_0^{u_{crack}} P du_{crack} - P u_{crack}$ (Rice)
	Shallow notch	$u_{crack} = C \frac{C}{W} f'(P/Wt)$	$J_s = \frac{1}{Ct} \int_0^P u_{crack} dP$ (Authors)
Bending notched specimen	Deep notch	$\theta_{crack} = g(M/b^2t)$	$J_d = \frac{2}{bt} \int_0^{\theta_{crack}} M d\theta_{crack}$ $(J_d = \frac{2}{bt} \int_0^{u_{crack}} P du_{crack})$ (Rice)
	Shallow notch	$\theta_{crack} = (\frac{C}{W})^2 g'(M/W^2t)$	$J_s = \frac{2}{Ct} \int_0^M \theta_{crack} dM$ $(J_s = \frac{2}{Ct} \int_0^P u_{crack} dP)$ (Authors)
Round bar with circumferential notch	Deep notch	$u_{crack} = r h(P/r^2)$	$J_d = \frac{1}{2\pi r^2} \int_0^{u_{crack}} P du_{crack} - P u_{crack}$ (Rice)
	Shallow notch	$u_{crack} = C \frac{C}{2R} h(P/R^2r)$	$J_s = \frac{1}{2\pi r C} \int_0^P u_{crack} dP$ (Authors)

Table 2 Single point J -estimating formulas for non-linear elastic notched material

		The single point J estimating formulas	
Tensile notched specimen	Deep notch	$J_d = \frac{1-n}{1+n} \sigma_N U_{crack} \quad J_d = \frac{1-n}{1+n} \sigma_N \delta_{center}$ ($\bar{\sigma}_{ji}$)	
	Shallow notch	$J_s = \frac{n}{1+n} \frac{b}{c} \sigma_N U_{crack} F(C/W)$ (Authors)	
Bending notched specimen	Deep notch	$J_d = \frac{2}{1+n} \frac{M}{bt} \theta_{crack} \quad J_d = \frac{2}{1+n} \frac{P}{Dt} U_{crack}$ ($\bar{\sigma}_{ji}$)	
	Shallow notch	$J_s = \frac{n}{1+n} \frac{M}{ct} \theta_{crack} G(C/W) \quad J_s = \frac{n}{1+n} \frac{P}{ct} U_{crack} G'(C/W)$ (Authors)	
Round bar with circumferential notch	Deep notch	$J_d = \frac{2-n}{2+2n} \sigma_N U_{crack}$ ($\bar{\sigma}_{ji}$)	
	Shallow notch	$J_s = \frac{n}{1+n} \frac{P}{2\pi r c} U_{crack} H(C/R)$ (Authors)	

Table 3 Summary of simplified formulas of J -value for elasto-plastic material

		Assumption	J estimating formulas
Tensile notched specimen	Deep notch	$U_{crack} = b f(P/bt)$	$J_d = G + \frac{2}{bt} \int_0^u P du - \frac{1}{2} Pu$ (Rice) P-U $J_d = G + \frac{2}{bt} \int_0^{\delta_{center}} P d\delta_{center} - \frac{1}{2} P\delta_{center}$ P- δ_{center}
	Shallow notch	$U_{crack} = C \frac{C}{W} f'(P/Wt)$	(General yielding) (Full yielding) $J_s = \frac{1}{ct} \int_0^P U_{crack} dP \quad J_s = \frac{1}{ct} \int_0^P U dP - \frac{1}{2} P U_{e.no crack}$ (Authors) P-U
Bending notched specimen	Deep notch	$\theta_{p.crack} = g(M/bt^2)$	$J_d = G + \frac{2}{Dt} \int_0^{\theta} M d\theta - \frac{1}{2} M\theta_{e.}$ $(J_d = G + \frac{2}{Dt} \int_0^u P du - \frac{1}{2} P U_{e.})$ P-U $(J_d = G + \frac{2}{Dt} \int_0^{\delta_{edge}} P d\delta_{edge} - \frac{1}{2} P\delta_{e.edge})$ (Authors) P- δ_{edge}
	Shallow notch	$\theta_{crack} = (\frac{C}{W})^2 g'(M/Wt^2)$	(General yielding) (Full yielding) $J_s = \frac{2}{ct} \int_0^M \theta_{crack} dM \quad J_s = \frac{2}{ct} \int_0^M \theta dM - \frac{1}{2} M\theta_{e.no crack}$ $(J_s = \frac{2}{ct} \int_0^P U_{crack} dP) \quad (J_s = \frac{2}{ct} \int_0^P U dP - \frac{1}{2} P U_{e.no crack})$ (Authors) P-U
Round bar with circumferential notch	Deep notch	$U_{p.crack} = r h(P/R^2)$	$J_d = G + \frac{1}{2\pi r^2} \int_0^P U dU - \frac{1}{2} P U_{e.}$ (Authors) P-U
	Shallow notch	$U_{crack} = C \frac{C}{2R} h'(P/R^2)$	(General yielding) (Full yielding) $J_s = \frac{1}{2\pi r C} \int_0^P U_{crack} dP \quad J_s = \frac{1}{2\pi r C} \int_0^P U dP - \frac{1}{2} P U_{e.no crack}$ (Authors) P-U

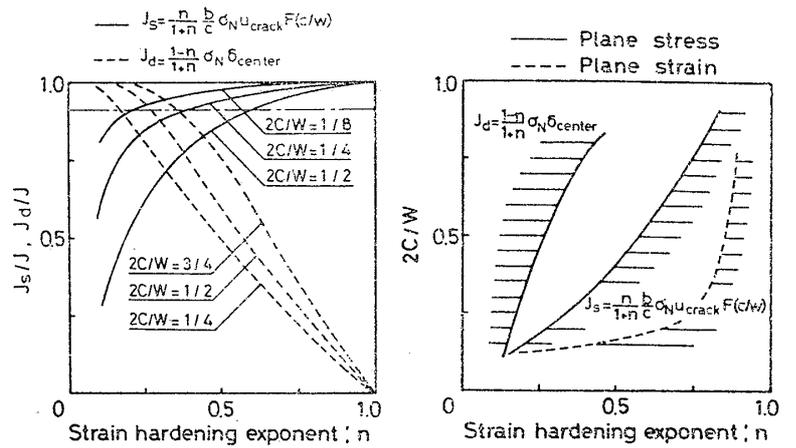
-変位曲線を基にしているが、工学的には破壊時の荷重や変位のみから J 値の推定のできることが望ましい。

Sumpter ら⁸⁾、萩原ら⁹⁾は、深い切欠をもつ三点曲げについてこのような主旨から簡便式を提案している。いま弾塑性材料においても Table 2 に示すような非線形弾性体についての仮定が成り立つとすると、 J の最簡便式 J_d^c, J_s^c が Table 4 のように導ける。これらの式は荷重-変位曲線下の面積を求めるなどの手間を省けたより簡便な工学的手法であるといえる。Fig. 4 にこれら簡便式 J_d^c, J_s^c の精度を示してあり、全変形範囲において、著者らが導いた簡便式は従来法と同じ程度に精度よく推定できる式であることがわかる。

2.2 COD, J -値の指標性

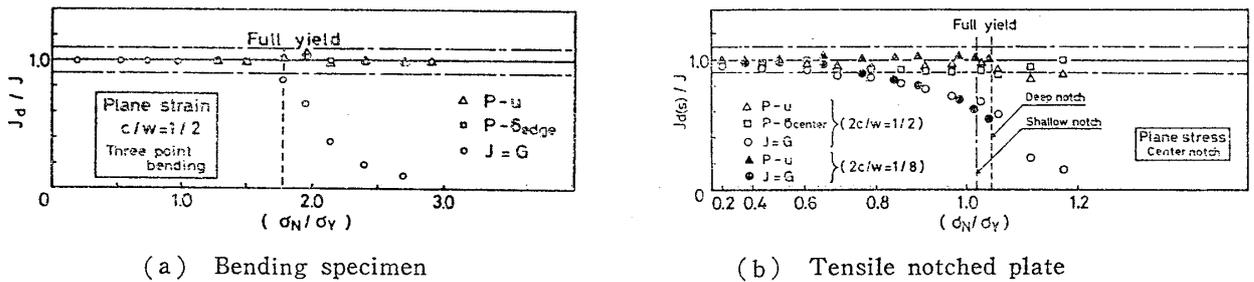
前項のように定義され算出された COD, J -値の破壊パラメータとしての指標性について次に考える。

Rice ら⁹⁾ が迂り線場理論から、COD, δ は鈍化亀裂



(a) Accuracy (b) Applicable range
Fig. 2 Accuracy of simplified formulas J_s, J_d and applicable range of each formula in non-linear material according to pure power hardening law

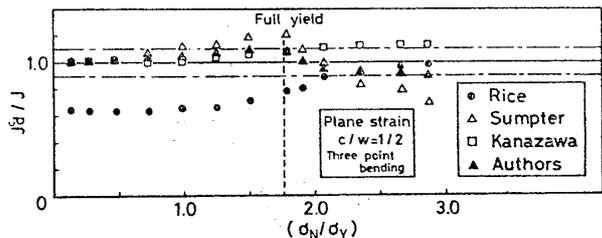
先端近傍のひずみ分布を支配する量であることを示している。Fig. 5 は著者らが硬さ分布から求めた¹⁰⁾鈍化切欠先端近傍の切欠線上の相当塑性ひずみ分布を示したもの



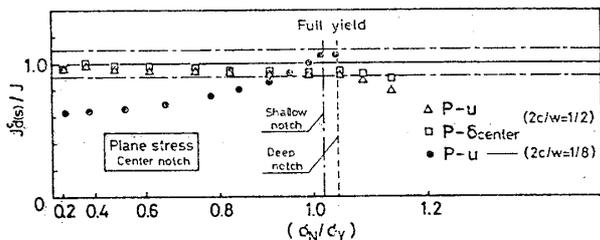
(a) Bending specimen (b) Tensile notched plate
Fig. 3 Accuracy of various simplified formulas of J -value in elasto-plastic material

Table 4 Summary of the most simplified single point J -estimating formulas for elasto-plastic material

	Assumption	J estimating formulas
Authors	$U_{p.crack} \propto P^{1/n}$	(Tensile notched specimen) $J_d^c = G + \frac{1-n}{1+n} \sigma_N (U - U_e)$ (P-u), $J_d^c = G + \frac{1-n}{1+n} \sigma_N (\delta_{center} - \delta_{e.center})$ (P- δ_{center})
	$U_{p.crack} \propto \epsilon_o$	(Bending notched specimen) $J_d^c = G + \frac{2}{1+n} \frac{P}{bt} (U - U_e)$, $J_d^c = G + \frac{2}{1+n} \frac{P}{bt} \frac{W}{C+D} (\delta_{edge} - \delta_{e.edge})$
		(Round notched bar) $J_d^c = G + \frac{2-n}{2+2n} \frac{P}{\pi r^3} (U - U_e)$
	$U_{crack} \propto P^{1/n}$	(Tensile notched specimen) (Bending notched specimen:)
	$U_{crack} \propto \epsilon_o$	$J_s^c = \frac{n}{1+n} \frac{b}{c} \sigma_N U_{crack} F(C/W)$, $J_s^c = \frac{n}{1+n} \frac{P}{Ct} U_{crack} G'(C/W)$
Rice	$U_{crack} = g(P/bt)$	$J_d^c = \frac{2}{bt} \int_0^{U_{crack}} P dU_{crack}$ (Bending notched specimen)
Kanazawa	$U_{crack} = sf(C/W)$ $g(P/bt)$ S; Bending span	$J_d^c = \alpha \frac{P U_{crack}}{W} - (\frac{\alpha}{W} - \frac{2}{b}) \int_0^{U_{crack}} P dU_{crack}$ (Bending notched specimen) $\alpha = 2.2$ at $c/w=1/2$
Sumpter		$J_d^c = G + \frac{2PL}{bt} [\frac{W}{C+D}] (\delta_{edge} - \delta_{e.edge})$ (Bending notched specimen) PL; Net yield load
Hagiwara Mimura		$J_d^c = G + \frac{2(P+P_y)}{3bt} [\frac{W}{C+D}] (\delta_{edge} - \delta_{e.edge})$ (Bending notched specimen) P_y : Yield load



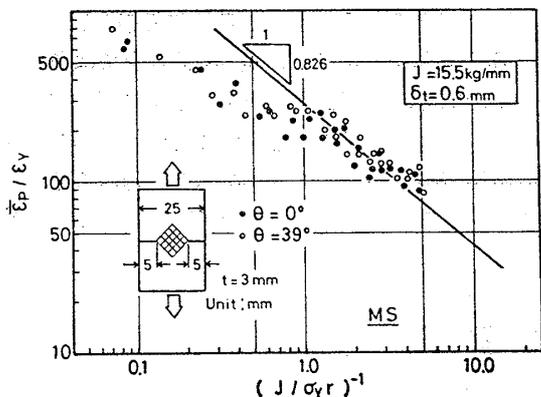
(a) Three point bending specimen



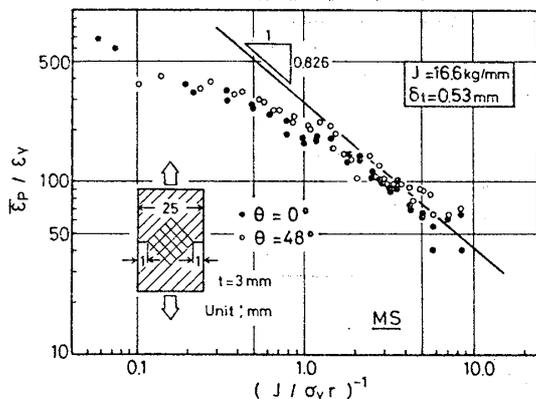
(b) Center-notched specimen

Fig. 4 Accuracy of various most simplified formulas J_d^c, J_s^c (c.f. Table 4) for elas-to-plastic material.

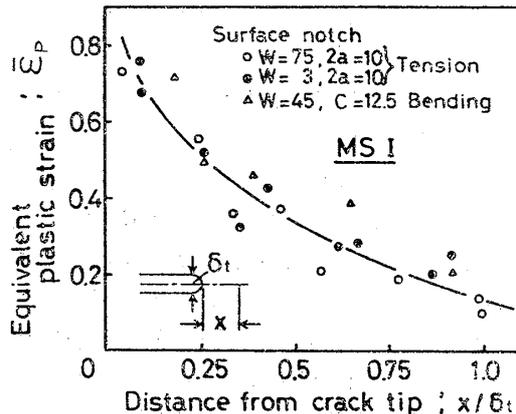
で、横軸は亀裂先端からの距離 r を COD で除してある。このように COD は切欠先端近傍の塑性ひずみ分布を規定する量であり、安定延性亀裂発生のような塑性ひずみ



(a) Thin plate with deep notch



(b) Thin plate with shallow notch



(c) Thick plate with deep notch

Fig. 6 Equivalent plastic strain distribution in the vicinity of notch tip and plastic singularity of elastoplastic notched specimen

Fig. 5 Equivalent plastic strain distribution in the vicinity of the tip of blunting notch

が問題となるものには δ は有効なパラメータといえよう。

一方、全ひずみ理論によると、亀裂先端近傍のひずみ成分 ϵ_{ij} は

$$\epsilon_{ij} \propto (J/\sigma_Y r)^{1/1+n} \quad (2)$$

なることが Hutchinson ら¹¹⁾ によって求められている。Fig. 6 は同様に硬さから求めた相当塑性ひずみ分布を $(J/\sigma_Y r)^{-1}$ に対して示したもので、多少のばらつきはあるが、ひずみ分布は、切欠長さ・負荷段階に関係なくほぼ一本の曲線で表わされ、ごく近傍を除いて、(2) 式で示される特異性 (本供試材の n 値は 0.21) をもっていることがわかる。ただし、板厚の差は塑性拘束を変化させるので特異性は変わらないが、その大きさが変わる。このように J は δ と同様に、切欠先端近傍の塑性ひずみ分布とその大きさをほぼ規定する量であることがわかる。

以上のように安定延性亀裂成長以前において、COD, J とともに切欠先端の塑性ひずみをほぼ規定する量であるため、へき開亀裂の発生限界としての δ_c, J_c の値は切欠先端近傍の塑性拘束 (多軸応力度) の影響を受け、板厚

や切欠先鋭度が変わると当然限界値も変化し、また場合によっては、切欠長さ（深さ）の影響さえも受けることになる。

変形がさらに大きくなって安定延性亀裂の成長を伴って後に不安定破壊に遷移する場合には、COD, J ともには明確な意味はなく、その指標性も不明確であるが、前報¹⁾で述べたように、初期先端の COD に対して COD 仮設を単純に適用した場合には、塑性拘束係数と CTOA (Crack Tip Opening Angle) が限界値 δ_c を決める因子となり、引張試験片で、塑性拘束係数が大きく変化しない全面降伏域の破壊に対しては、工学的見地から COD 仮設を用いるのも一つの方法である。

3 J_c - δ_c 基準と諸因子の影響

前項で考察したように、 J_c, δ_c はそれぞれ単独では、すべての場合について材料定数となるような指標性がなく、延性亀裂の発生・成長を伴わない脆性破壊においてさえ、 J_c, δ_c は諸因子の影響を受ける。そこで、ここでは J や COD の指標性を考慮して、切欠から直接的にへき開脆性破壊が発生する場合の破壊開始条件について考察する。へき開亀裂の発生は切欠に垂直な巨視的垂直応力 σ_{\perp} がある値に達すれば生ずるとするへき開垂直応力一定説なる考え方はある程度妥当性のあるものといえる。もし、へき開破壊の開始が、この亀裂発生に支配されるとすれば、この σ_{\perp} を支配する力学的条件を明らかにすることが必要となる。前述のように J, δ ともに単独では σ_{\perp} を規定する値とはならない。

いま、Fig. 7 に示すような Barenblatt 型亀裂モデルについて J 積分を積分路 Γ に沿って実行すると、よく

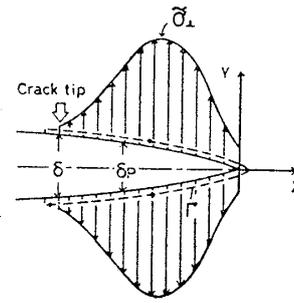


Fig. 7 Barenblatt type crack model

知られているように

$$J = \int_0^{\delta} \bar{\sigma}_{\perp} d\delta_p \quad (3)$$

となり、切欠先端近傍の $\bar{\sigma}_{\perp}$ の平均的な値を σ_{\perp} とすると、

$$\sigma_{\perp} = J/g(\delta) \quad (4)$$

のような形に表わされることが予想され、 σ_{\perp} の値は J と δ の二つの値によって規定される可能性を示唆している。すなわち、このような仮定が正しければ、へき開破壊開始時の J_c, δ_c を J_c - δ_c 曲線として整理すれば、諸因子の影響を受けずに一つの曲線となることが期待される。

Fig. 8 は、軟鋼材の板厚が異なる試験片から求めた J_c, δ_c 値から、 J_c - δ_c 曲線を求めた一例であり、いまこの J_c - δ_c 曲線上のある変形段階の切欠先端近傍の σ_{\perp} 分布を FEM 解析で求めると、 J_c - δ_c 曲線上では多軸度が異なる平面応力、平面ひずみの場合ともに切欠先端のごく近傍の σ_{\perp} はほぼ同じ値を示すことが得られており、へき開破壊開始条件として J_c - σ_c 基準が適用できる可能性がうかがえる。Fig. 9 は、他の実験結果¹³⁾で得られた

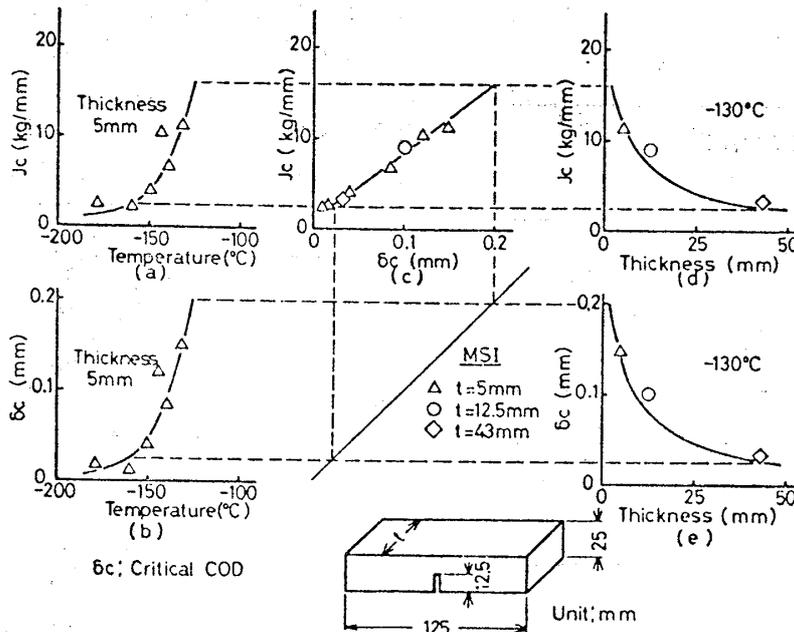


Fig. 8 J_c - δ_c curve obtained by results of various fracture toughness tests in which specimen thickness is different

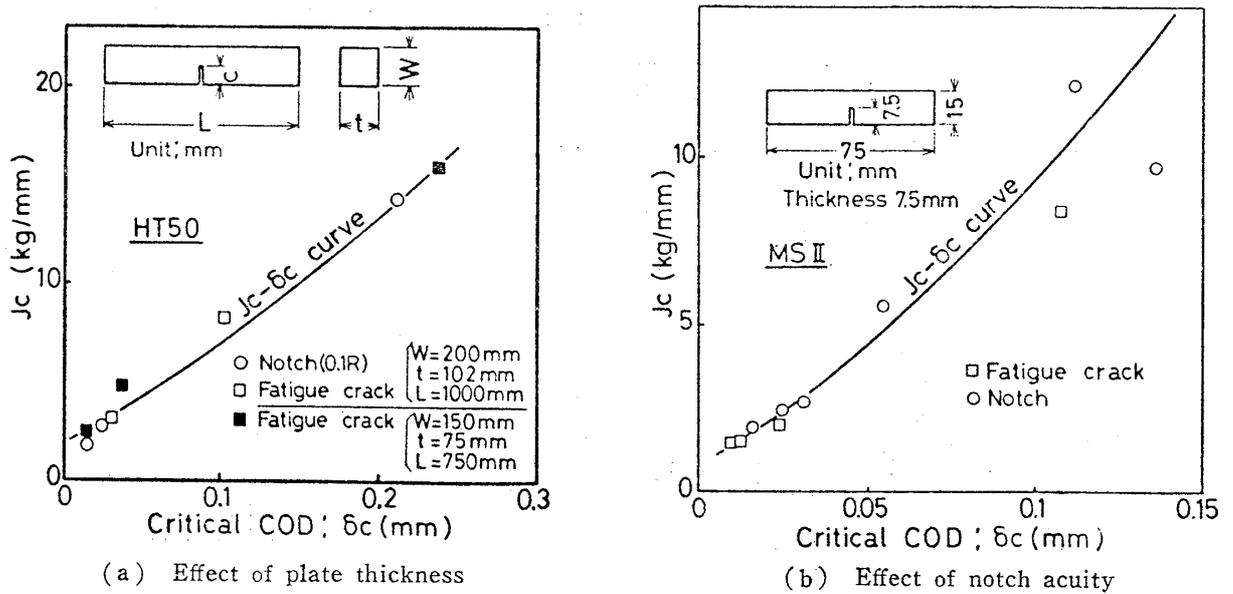


Fig.9 Effect of various factors on $J_c-\delta_c$ curve

$J_c-\delta_c$ 曲線の代表例であり、温度、板厚や切欠先鋭度が異なっても $J_c-\delta_c$ 曲線はほぼ同一となっている。

ごく小さい範囲
この範囲では

4 $J_c-\delta_c$ 基準の破壊靱性評価への応用

$J_c-\delta_c$ 基準によって破壊靱性を求めるには、Fig. 10 (a) に示すように求めようとする寸法・形状の切欠材の $J-\delta$ 関係を知り、それと $J_c-\delta_c$ 曲線との交点によって破壊開始靱性が求められる。図中の曲線 (c) のように比較的高温になると、切欠から延性亀裂の発生がみられるが、このような場合には従来のように $\delta=\delta_i$ が開始条件となる。切欠材の $J-\delta$ 関係は Fig. 10 (b) に定性図を示すように大きく3段階に分けることができる。

i) Small scale yielding I (切欠先端の塑性域が

$$J = m\sigma_Y\delta \quad (5)$$

と表わされ、 m の値は諸因子の影響をほとんど受けず、本 FEM 解析によれば、約 1.8 程度の値である。

ii) Small scale yielding II (Full yield 以前の範囲)

この場合には

$$J = m'\sigma_Y\delta \quad (6)$$

と表わされ、 m' は試験片寸法・形状、負荷様式、塑性拘束などの影響を受け、また本来 δ の関数となる複雑なものである。本 FEM 解析や実験によると、3点曲げ切欠材では $m'=1.2\sim 1.8$ 程度の範囲にある。

iii) Full yield (ネット断面全面降伏) 後

n 乗硬化則をもつ非線形材料に対する全ひずみ理論解析によると、 $J \propto \delta^{1+n}$ なる関係がみとめられ¹⁾、したがって、この範囲では

$$J - J_Y = \alpha\sigma_Y(\delta - \delta_Y)^{1+n} \quad (7)$$

J_Y, δ_Y は Full yield 時の J, δ の値

と表わされる。ここで、 α は試験片寸法・形状、負荷様式、塑性拘束、ひずみ硬化指数などの影響を受ける定数である。Fig. 11 にこの範囲での $J-\delta$ 関係の FEM 計算例を示す。計算と実験の結果によると、 $C/W=1/2$ の切欠曲げ試験片の場合 α の値は 1.9~3.3 の範囲内にある。また切欠先鋭度は m, m' にはほとんど影響しないが、 α の

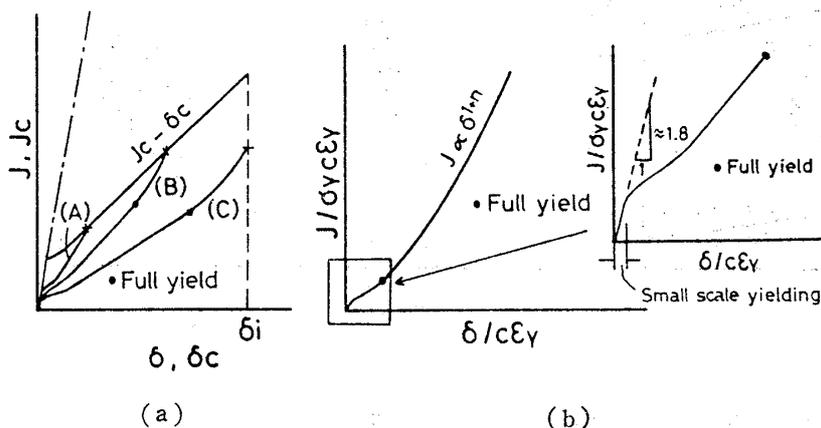


Fig. 10 Method for determining fracture toughness based on $J_c-\delta_c$ criterion and schematic diagram of $J-\delta$ relation

- Curve (A) : Lower temperature, thick plate
- Curve (C) : Higher temperature, fracture with fibrous crack
- δ_i : Critical COD when fibrous crack initiation occurs

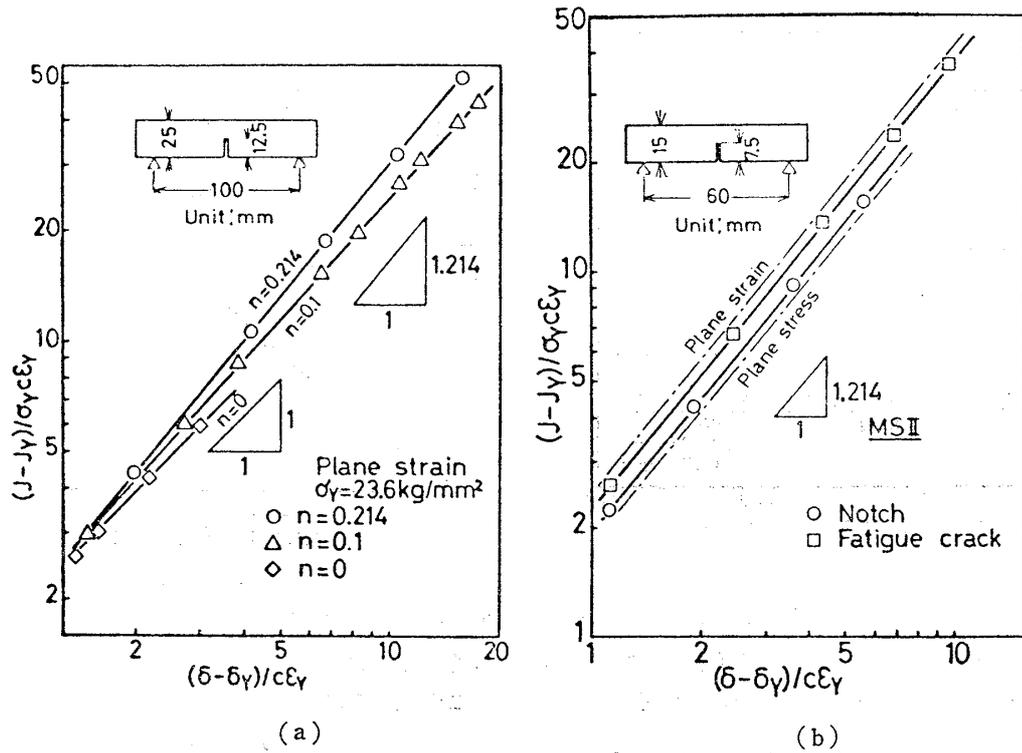


Fig. 11 J vs. δ relation of bending notched specimen deformed beyond full yield

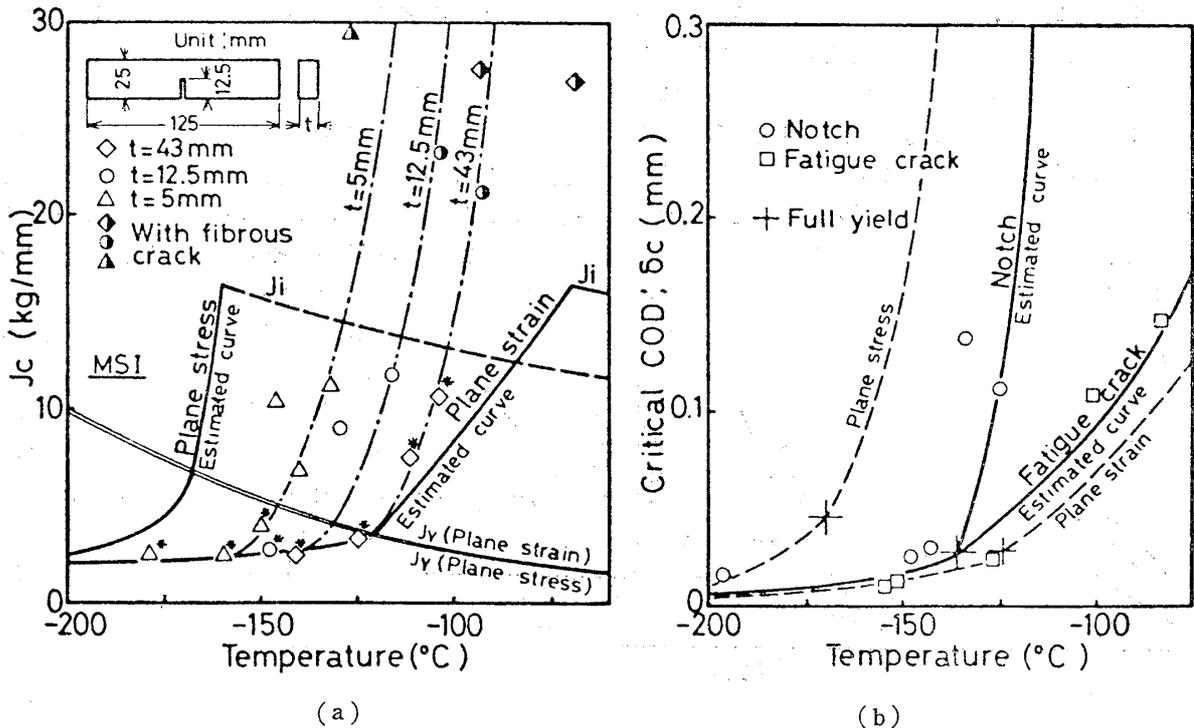


Fig. 12 Fracture toughness estimated using J_c - δ_c criterion

値には影響するようである。

このように J - δ 関係は (5)~(7) 式によって表わすことができ、FEM などの解析手法あるいは同じ寸法の室温における J - δ 関係を求める実験によってあらかじめ J - δ 関係を求めておけば、小型試験片で試験温度を変化させて求めた J_c - δ_c 曲線を用いることによって求

めたい寸法の J_c , δ_c 値を決定することが可能であり、Fig. 12 に本実験の場合について算定した例を示してあり、当然ながら推定靱性曲線は実験値とよい一致を示している。

いま、このような手法を用いれば、小型の試験片による破壊靱性試験結果を用いて $J = m\sigma_Y\delta$ ($m \approx 1.8$) なる変

形関係を示す small scale yielding I 状態 (平面ひずみ) での J_c として定義される J_{IC} を求められる可能性がうかがえ, また δ_i = 一定とおけば各温度での J_i が求められる。なお, Begley ら¹²⁾の提案している J_{IC} 規準

$$t \leq (25 \sim 50) (J_{IC} / \sigma_Y) \quad (8)$$

を満足する J_c の値 (Fig. 12 (a) の * 印を付けた実験値) でも必ずしも本報の定義のような平面ひずみ靱性 J_{IC} と等しくはならず, (8) 式の必要板厚は過少に見ているといえる。なお, J_c - δ_c 基準で求まる J_{IC} や δ_i から求まる J_i の実用的意義については, さらに検討する必要がある。

5 結 論

(1) 切欠先端近傍の高ひずみ発生領域の境界間変位として定義される COD は, 実験的には Dugdale 型亀裂模型によって換算する手法で求められ, その値は亀裂先端近傍の相当塑性ひずみ分布と大きさを規定する。

(2) 浅い切欠をもつ場合の J の簡便評価式 J_s を新たに導き, 従来の深い切欠に対する簡便式 J_a とともに適用範囲の検討を行なった。さらにより簡便な J 算定評価式 J_s^0, J_s^c を新たに提案した。適用範囲内の簡便式によって得られた J 値は, COD と同様に亀裂先端近傍の相当塑性ひずみ分布と大きさを規定する。

(3) COD 仮設, J_c -基準における破壊限界値 δ_c, J_c は本質的に塑性拘束の影響を受けるものであるが, J_c - δ_c 曲線は諸因子の影響をほとんど受けず, J_c - δ_c 曲線上では切欠近傍の垂直応力 σ_{\perp} がほぼ一定となり, J_c - δ_c 基準がへき開破壊開始条件となり得る可能性を示した。

本研究の解析, 実験には山口裕治君 (当時, 大阪大学大学院), 田中清貴君 (大阪大学大学院) の協力を得た。

ここに記して謝意を表す。

参 考 文 献

- 1) 豊田, 伊藤, 佐藤: 構造用鋼材とその溶接部の全面降伏後不安定破壊開始と破断延性, 日本造船学会論文集, 145 (1979).
- 2) British Standards Institution, DD 19 (1972).
- 3) Rice, J.R.: A Path Independent Integral and the Approximated Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks, J. App. Mech., 35 (1968), 379.
- 4) Rice, J.R., P. C. Paris, J. G. Merkle: Some Further Results of J -integral Analysis and Estimates, ASTM-STP, 536 (1973), 231.
- 5) 大路, 久保, 小倉: 全断面塑性における J 積分の簡便式とそれのクリープき裂問題への応用, 日本機械学会論文集, 44-382 (1978), 1831.
- 6) 金沢, 町田, 金田, 小野塚: J 積分による破壊基準について, 日本造船学会論文集, 138 (1975), 480.
- 7) Sumpter, J. D. G., C. E. Turner: Method for Laboratory Determination of J_{IC} , ASTM-STP, 601 (1976), 3.
- 8) 萩原, 三村: 弾塑性破壊力学による破壊靱性に及ぼす板厚効果, 鉄と鋼, 65 (1979), 226.
- 9) Rice, J.R., M.A. Johnson: Inelastic Behavior of Solids (ed. Kanninen et al.) McGraw Hill.
- 10) 佐藤, 豊田, 武藤: 高張力鋼を用いた安定延性き裂ならびに伝ば過程の観察, 日本造船学会論文集, 144 (1978), 303.
- 11) Hutchinson, J. W.: Singular Behavior at the End of a Tensile Crack in a Hardening Material, J. Mech. Phys. Solids, 16 (1968), 13.
- 12) Begley, J.A., J.D. Landers, W.K. Wilson: An Estimation Model for the Application of the J -Integral, ASTM-STP, 560 (1974), 155.
- 13) 日本溶接協会鉄鋼部会, FTC 委員会提出資料.