

(昭和 62 年 5 月 日本造船学会春季講演会において講演)

破壊靱性に及ぼすひずみ速度の影響

正員 豊 貞 雅 宏* 正員 藤 井 英 輔**
 正員 野 原 和 宏*** 正員 川 口 喜 昭****
 正員 有 持 和 茂***** 正員 井 坂 和 実*****

The Effect of Strain Rate on Critical CTOD and J Integral

by Masahiro Toyosada, *Member* Eisuke Fujii, *Member*
 Kazuhiro Nohara, *Member* Yoshiaki Kawaguchi, *Member*
 Kazushige Arimochi, *Member* Kazumi Isaka, *Member*

Summary

It is well known that fracture toughness value is affected by strain rate. As for strain rate, the dependency of fracture toughness on fracture parameter rate has been usually studied. In the linear fracture mechanics, fracture parameter rate (dK/dt) is directly related to strain rate. However, in the non-linear fracture mechanics, the relation between fracture parameter rate ($d\delta/dt$, dJ/dt) and strain rate has not yet been made clear. Therefore, in the safety assessment of real structures, non-linear fracture parameter can not be applied in case of which the effect of the strain rate on the fracture toughness needs to be considered.

In this paper, fracture initiation point is assumed to be the tip of the intensely deformed non-linear zone defined by Rice, which is considered to show the maximum triaxial constraint. Then the strain rate at the supposed fracture initiation point is given in connection with remote strain rate which corresponds to the strain rate in non-cracked plate. By use of the newly defined strain rate, strain rate-temperature parameter is determined, which represents the effect of strain rate on fracture toughness. Compact tension tests and COD tests with different strain rate and temperature, as well as K_{Id} tests are carried out to verify above conception.

1 緒 言

鋼構造物に対する耐脆性破壊発生の評価はこれまで主として静的な破壊靱性試験で得られた破壊靱性値をもとに行なわれてきた。Table 1 は各種構造物に作用するひずみ速度を調査した結果であるが、各種構造物に作用するひずみ速度は静的破壊靱性試験で与えているひずみ速度より通常速い。特に今後開発されるであろう氷海商船や北極海向けリグなどでは冰山あるいは流氷との衝突などに遭遇することも考慮しなければならず、この場合ひずみ速度は静的な場合よりも 3～4 オーダ速くなっている。

る。

破壊靱性値はひずみ速度が速くなるほど低下することはこれまでの研究より明らかである。しかし氷海商船のような構造物に対し、従来原子炉材料に対して行われて

Table 1 Examples of strain rate acting on various steel structures

specimen	Item	An order of strain rate (S^{-1})
	Static fracture toughness test	$10^{-6} - 10^{-5}$
	Dynamic fracture toughness test (K_{Id} test)	10^{-1}
steel structure	Deck or Bottom of ship hull due to wave induced loading	10^{-4}
	Inner hull of ship due to sloshing or slamming	10^{-3}
	Offshore structure at the collision of a drift ice	10^{-2}
	Offshore structure at the collision of a supply vessel	10^{-2}
	Ice breaking vessel at the collision of an iceberg	10^{-1}
	Bridge	10^{-3}

* 九州大学工学部

** 船舶技術研究所材料加工部

*** (株)日立造船技術研究所

**** 住友金属工業(株)中央技術研究所・波崎研究センター

***** 住友金属工業(株)中央技術研究所

きたような動的試験 (K_{Id} 試験) による破壊靱性値を採用するということはあまりにも苛酷な要求となり経済性を損なってしまう恐れもある。したがって任意のひずみ速度に対応する破壊靱性値を推定する手法の確立が必要となる。

ところで動的問題では慣性力が作用するため、静的解析で得られる J 値はその物理的意味を失ない、これに変わって $\int$ 積分¹⁾や T^* 積分²⁾が提案されている。しかし動的な問題では、き裂先端近傍に近づくほどひずみ速度が速くなり、それに対応して降伏点も変化する。 $\int$ や T^* 積分にはこの効果は考慮されておらず、動的問題で $\int$ や T^* が真に破壊パラメータとなり得るのか否かは定かでない。また線形破壊パラメータ K 値は応力特異性が存在することにより定義された量であるが、動的問題でも静的な場合と同じ応力特異性を有するか否かは議論のあるところである。さらに高ひずみ速度下では塑性仕事による発熱の散逸が安全には行われないので温度上昇という問題もある。

そこでまず負荷速度を数種変え、しかも破断させないように落重試験機を使用して COD 試験片に負荷し、硬さ分布より塑性ひずみ分布を推定し、静的解を動的問題へ拡張できるか否かの検討を行なった。さらに負荷速度、試験温度を種々変えた CT 試験、COD 試験を実施した。さらに K_{Ic} 試験も実施し、破壊靱性値を求めた。そして静的～動的までの広範囲にわたるひずみ速度下での破壊靱性値 (J_c 値、 δ_c 値) の変化を、Strain rate-temperature parameter で整理できるか否かの実験的検討を行った。

2 破壞靱性試驗

2.1 供試材および実験方法

Table 2 および Table 3 に供試材の化学成分ならびに機械的性質を示す。本供試鋼は氷海船用として開発された降伏点 36 kgf/mm^2 級の HT-50 鋼 (TMCP 鋼) である。Fig. 1 には本研究で用いた試験片形状と、計画した荷重点変位速度条件を示す。a) の丸棒試験片は破壊靱性試験の基礎的のデータを得るためのもので、 $1/2t$ 部より圧延方向に採取した。b), c), d) の試験片は破壊靱性試験用に供したものであり、試験に先だって BS 5762³⁾ の規定に準じた条件で疲労予き裂を導入してある。b) の CT 試験片で mouth 部が通常のものとは異なるのは、荷重線上の端面に mouth COD 計測用の光学系変位計用のターゲットを貼付するためである⁴⁾。d) に示す試験片は K_{Ia} 試験用のもので、 $1/4t$ の位置より採取した。

これらの試験を種々の温度で実施した。丸棒引張試験、CT 試験、COD 試験は 20 トン/100 トン高速引張

Table 2 Chemical composition (plate thickness=75 mm)

Chemical composition (wt%)														Ceq	PCND
C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Nb	V	Ti	B	Sol. Al	N		
0.06	0.11	1.38	0.009	0.001	0.30	0.86	—	0.012	—	0.016	—	0.040	—	0.37	0.10

$$*) C_{eq} = C \cdot \frac{Mn}{6} + \frac{Cu + Ni}{15} + \frac{Cr + Mo + V}{5}$$

$$**] P_{cm} = C + \frac{Si}{50} + \frac{Mn + Cu + Cr}{20} + \frac{Ni}{60} + \frac{Mo}{15} + \frac{V}{10} + SB$$

Table 3 Mechanical properties

Thickness position	Direction	Tensile properties (Test piece NKU14A)				Charpy impact properties		
		Y.S. (kgf/mm ²)	T.S. (kgf/mm ²)	El (%)	R.A. (%)	Absorbed energy (kgf·m)		vTs (°C)
						-60°C	-80°C	
1/4 t	L	38.4	54.2	32.5	79	31.5	26.8	-105
	T	38.6	54.5	32.2	79	28.1	24.0	-105
1/2 t	L	37.5	53.9	32.8	80	27.7	18.1	-88
	T	37.7	53.9	32.7	80	23.1	19.5	-88

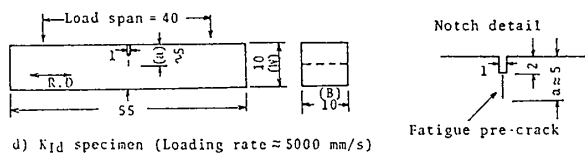
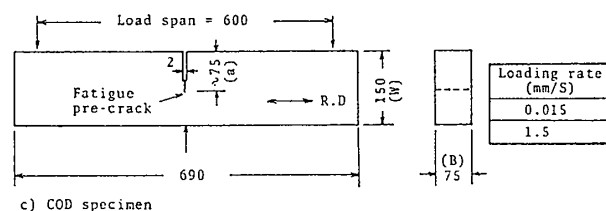
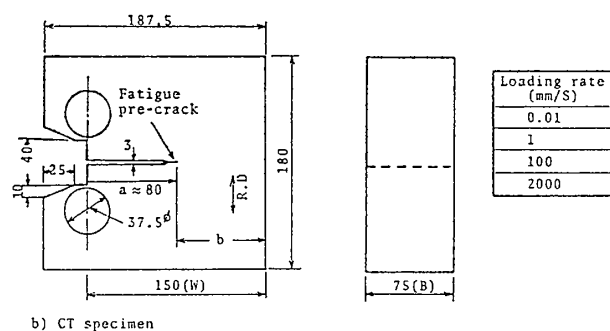
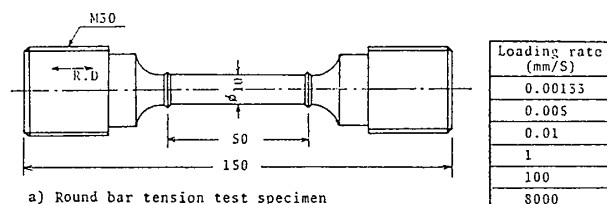


Fig.1 Specimen configurations and their load point deflection velocity

試験機（一部低速度のものは、負荷速度制御付 20 トン
 アムスラー引張試験機）を用いて、 K_{Id} 試験は 50 kgf·
 m の計装化シャルピー試験機を用いて行った。 K_{Id} 試
 験では通常行われているようにハンマーの振上げ角を一
 定としており、打撃初速度は約 5,000 mm/s であった。

2.2 実験結果

Fig. 2 に丸棒引張試験で得られた降伏点と温度の関係

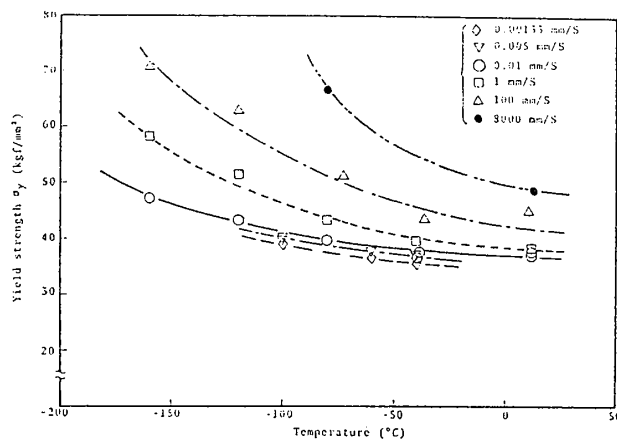


Fig. 2 Results of round bar tension tests with various strain rates

を示す。高速の 8,000 mm/s および 100 mm/s の降伏点は丸棒引張試験片の平行部に貼付したひずみゲージ出

力と G.L.=50mm 間の変位の関係より直接求めた。図にみるように低温になるほど、またクロスヘッド速度が速くなるほど降伏点は上昇している。Bennet ら⁵⁾は降伏点は次式で表わされる Strain rate-temperature parameter (R) で表わされることを活性化エネルギー論的立場より導出した。

$$R = T \ln(A/\dot{\epsilon}) \quad (1)$$

ただし、 A : 定数、 T : 温度(K)、 $\dot{\epsilon}$: ひずみ速度

R は静的試験における温度と等価な物理量とみなせるから、静的試験で成立する降伏点と温度の関係式において温度を R に置換すれば、降伏点をひずみ速度および温度の関数として与えることができると考えられる。すなわち

$$\sigma_y = B \exp(C/R) \quad (2)$$

ただし、 B, C : 定数

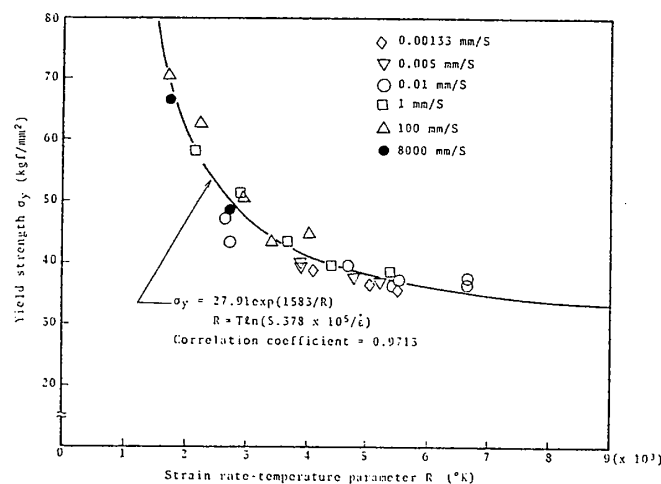


Fig. 3 Round bar tension test results with various temperatures and loading rates for EH-36 S steel

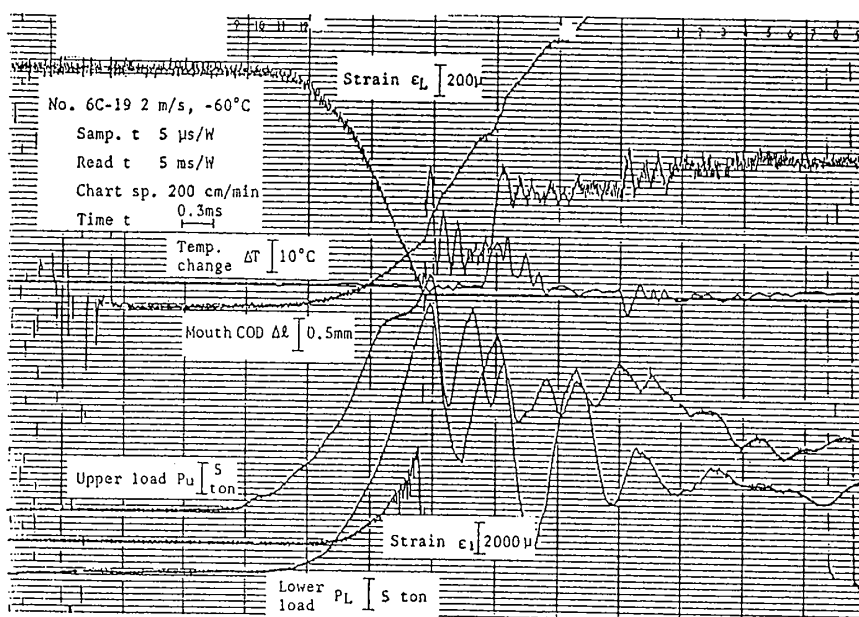
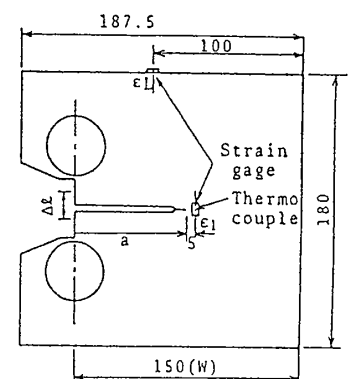


Fig. 4 An example of measuring results for loads, strains and temperature with high strain rate (specimen No. 6C-19)



Measuring points of strain and temperature

そこで各丸棒引張試験片の降伏点におけるひずみ速度を, $G.L.=50\text{mm}$ の伸び～時間曲線より求め, (1), (2) 式の定数を最小二乗法で求めた。その結果は

$$\left. \begin{aligned} A &= 5.378 \times 10^5 \\ B &= 27.91 \text{ (kgf/mm}^2\text{)} \\ C &= 1,583 \text{ (K)} \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

となった。上式の A 値を用いて各試験片の R 値を求め, 降伏点との関係で整理しなおしたのが Fig. 3 である。図中に示したように相関関数は 0.97 であり, 本鋼材の降伏点は (1), (2), (3) 式で十分精度よく表わされることがわかる。

Fig. 4 に荷重点変位速度 $2,000\text{mm/s}$ の高速で行った CT 試験の各種計測結果例を示す。このような高速下の試験では, 試験片の上下に配置した荷重伝達治具に作用する荷重 (P_L , P_u : 添字 L は下荷重, u は上荷重を表わす) が異なっている。また mouth COD は負荷直後を除いて破壊発生にいたるまではほぼ等速となっている。高速の場合上記のように上荷重と下荷重が異なるので, 試験片に作用する荷重推定にあたっては, 上・下荷重の時間変化をそのまま試験系パネモデル⁶⁾ にとりこんで求

めた。

Fig. 5 に CT 試験および COD 試験より得られた限界 CTOD 値を示す。ここで COD 試験における限界 CTOD 値は BS 5762³⁾ に従って求めた。ただし降伏点はここでは静的な値, すなわち $v=1\text{mm/s}$ の条件下で丸棒引張試験より得た値 (Fig. 3 参照) を用いた。一方 CT 試験では ASTM・E 399⁷⁾ による K 値

$$K = P\sqrt{a}f(a/W)/B \cdot W \quad (4)$$

ただし,

$$f(a/W) = 29.6 - 185.5(a/W) + 655.7(a/W)^2 - 1,017(a/W)^3 + 638.9(a/W)^4$$

P : 荷重

a, W, B : Fig. 1 参照

と BS 5762³⁾ による次式

$$\delta_c = K_c^2(1-\nu)/2\sigma_Y E + 0.4(W-a)V_P/(0.4W + 0.6a) \quad (5)$$

ただし, V_P : mouth COD の塑性分

σ_Y : 降伏点, E : ヤング率

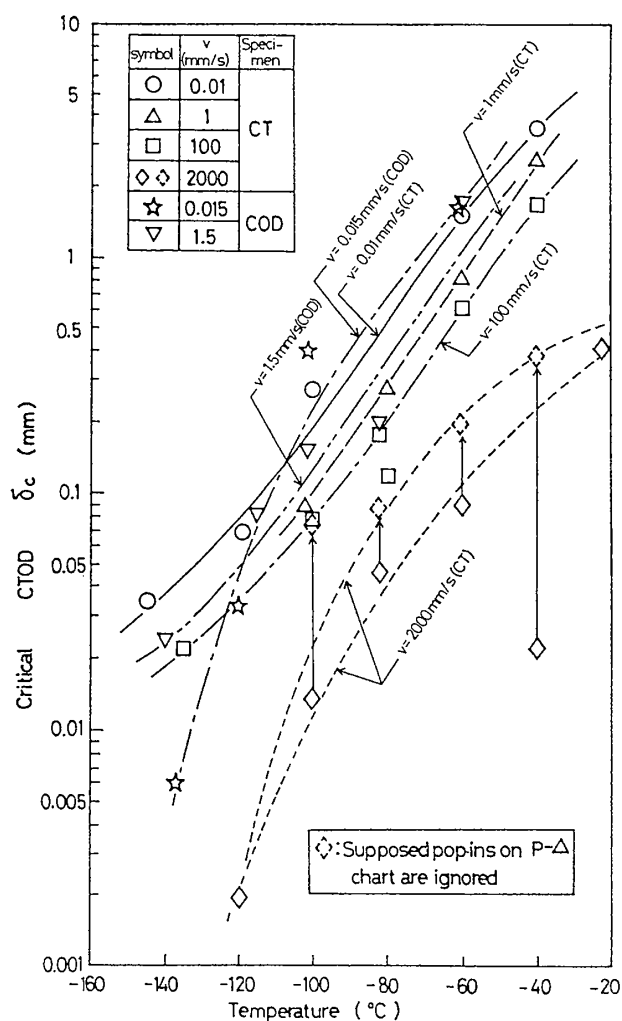


Fig. 5 Critical CTOD with various loading rate plotted against testing temperature

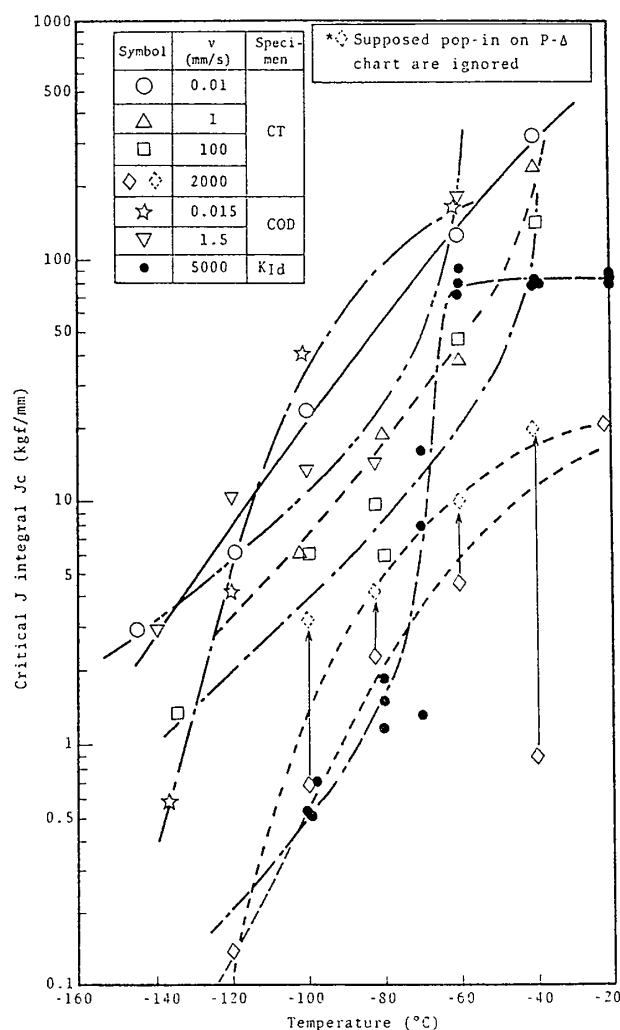


Fig. 6 Relation between J_c value and testing temperature for various dynamic loading tests

を組み合わせで求めた。降伏点は COD 試験と同様、静的条件下で得られたものを採用した。き裂長 a は COD, CT 試験の両者とも BS 5762 に従い, 1/4t, 1/2t, 3/4t のき裂長の平均値を使用した。Fig. 5 にみるように明らかに荷重点変位速度 v が速くなるほど, 限界 CTOD 値 (δ_c) は減少している。 $v=2,000\text{mm/s}$ においては pop-in らしき現象が荷重～変位チャート上に生じていたので, これも示したが, この速度になると特に δ_c 値の低下がはげしくなっている。

Fig. 6 には CT, COD および K_{Id} 試験で得られた J_c 値を示す。CT 試験片では J 値は Merkle & Corten の式⁸⁾, COD 試験, K_{Id} 試験の J 値は Rice の簡便式⁹⁾ を用いて求めた。 J_c 値も δ_c 値と同様, 荷重点変位速度が速くなるほど低下している。

なお $v=2,000\text{mm/s}$ の CT 試験で pop-in らしき現象は, 静的な場合に認められる荷重の低下は生じておらず, P - Δ (P : 荷重, Δ : 荷重点変位) 曲線上で勾配が急に変化し, その後一定の勾配をしばらく保つという現象であり, 高速のため荷重が低下しないとの考えのもとで pop-in 発生を予想したもので, 本当に pop-in がその時点で生じたのか否かは現時点では明らかでない。(破面上にはよく観察すると根拠らしきものがあるが, 特定するにいたっていない)。

3 各種速度下における塑性ひずみ分布の予備的調査

静的試験においては温度が破壊靱性値を変動させる最重要因子である。このことは同一材料においては降伏点と破壊靱性値との間に強い相関を有していることを意味する。一方降伏点は動的条件下では Fig. 3 に示したように strain rate-temperature parameter (R) により規定されるので, 動的条件下では R が破壊靱性値を規定する最重要パラメータであることが考えられる。

したがって 1 節の破壊靱性試験結果も R で整理すればまとまった結果になることが期待される。この場合 (1) 式のひずみ速度 ($\dot{\epsilon}$) としては破壊発生点近傍の値を採用すべきであろう。このためにはまず準静的および動的条件下におけるき裂先端近傍のひずみ分布を知らなければならない。

静的問題においては, き裂先端近傍に生じるひずみ分布は Hutchinson¹⁰⁾ および Rice, Rosengren¹¹⁾ が J 積分との関係で求めており, HRR 特異性を有することがよく知られている。Hutchinson¹⁰⁾ によると, き裂線上のき裂に垂直な方向のひずみ (ϵ) 分布は, $\epsilon/\epsilon_Y = (\bar{\sigma}/\sigma_Y)^n$ ($\bar{\epsilon}, \bar{\sigma}$: 相当ひずみ/応力, n : 加工硬化指数) にしたがう変形特性を有する材料の場合, 以下のように与えられる。

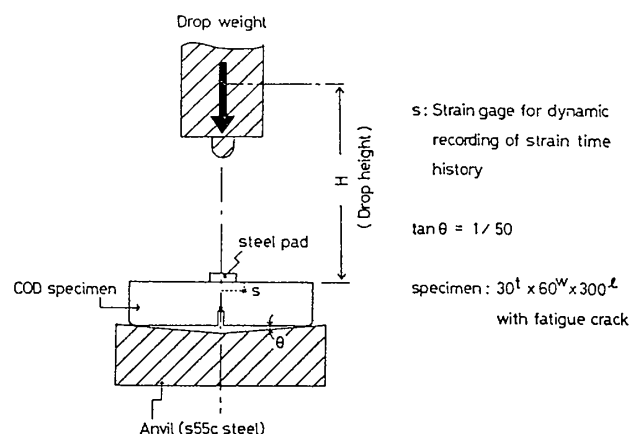


Fig. 7 Schematic figure of drop weight test

$$\epsilon = \epsilon_Y [J/\epsilon_Y \cdot \sigma_Y \cdot I \cdot r]^{n/(n+1)} \cdot \dot{\epsilon} \quad (6)$$

ただし, ϵ_Y : 降伏ひずみ ($=\sigma_Y/E$)

r : き裂先端からの距離

$I, \bar{\epsilon}$: 加工硬化指数 n の関数

準静的および動的条件下では厳密に言えば, き裂先端近傍ではひずみ速度が場所により異なり, それに対応して降伏点も場所により異なる。さらには塑性仕事による発熱が生じ, 熱の散逸も完全には行われないので, これによっても降伏点は変化する。これらの影響も考慮して, 動的条件下でき裂先端近傍のひずみ分布を解析的に求めることは現時点では不可能にちかい。

そこで Fig. 7 に模式的に示すように, 落重試験機を用いて, COD 試験片を Anvil で破断させないようにして, 室温で高速負荷を与え, き裂線上の硬さ分布を測定し, 丸棒引張試験より得られる塑性ひずみと硬さの較正曲線よりき裂先端近傍の塑性ひずみ分布を実験的に調査することにした。供試材料は 2 節で使用した材料と同じであるが, 荷重能力の関係から COD 試験片は 30mm に減厚してあり, 高速負荷を与える前に疲労予き裂を導入してある。さらに静的な場合と比較するため, 油圧サーボ試験機を用いて, 低速等速負荷を与えたものについても同様に硬さを測定した。これらの試験条件を Table 4

Table 4 Testing conditions for the measurement of plastic strain distribution

Mark	Weight (kg)	Drop height (m)	Loading speed (m/sec)	Mouth displacement Vg (z=0mm)
H *)	75	1.875	6.06***)	1.78
M *)	225	0.625	3.50***)	1.76
L **)	—	—	0.08×10^{-3}	1.74

*) Drop-weight testing machine

**) Static loading by oil-pressure tensile testing machine

***) Calculated speed

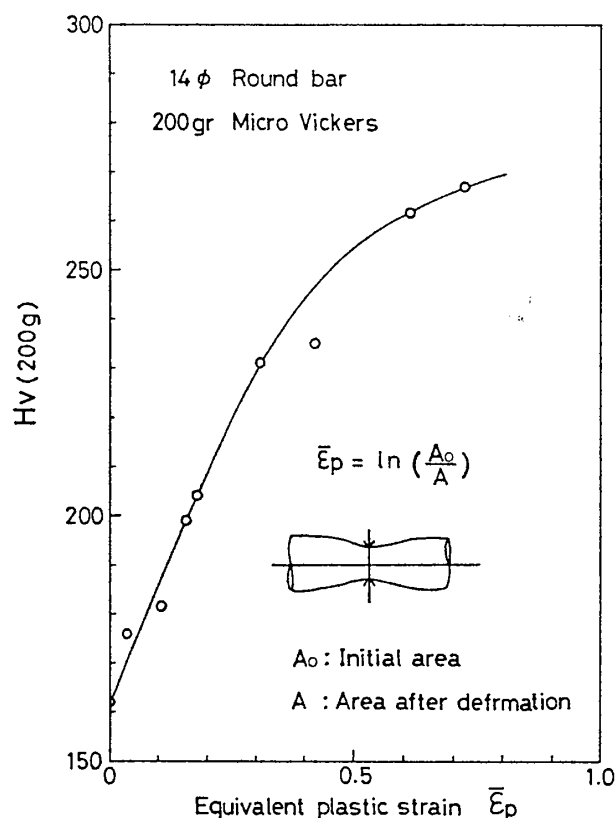


Fig. 8 Relation between equivalent plastic strain and Vicker's hardness number

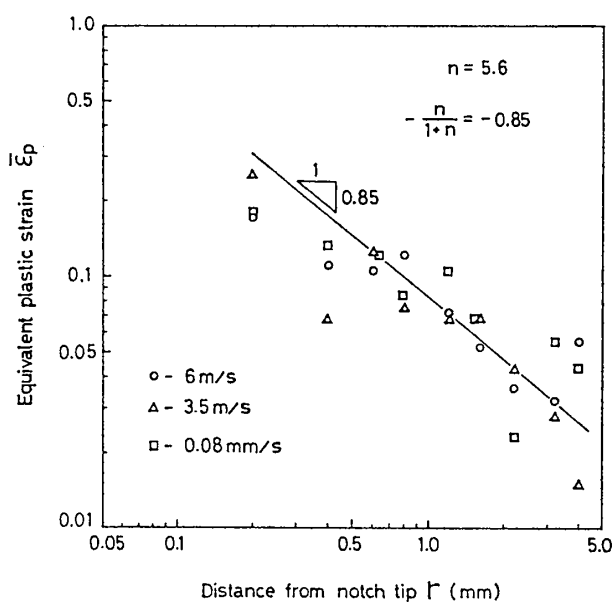


Fig. 9 Effect of dynamic loading speed on the distribution of plastic strain in the vicinity of crack tip along crack line

に示す。表に示すように mouth COD (塑性成分) はすべての条件でほぼ同一になるようにした。

Fig. 8 に 14mm ϕ の丸棒引張試験片を用いて調査した硬さと塑性ひずみの較正曲線を示す。COD 試験片のき裂線上の硬さ計測結果より本較正曲線を用いて推定した塑性ひずみ分布を Fig. 9 に示す。 n 値は σ_Y との間でよ

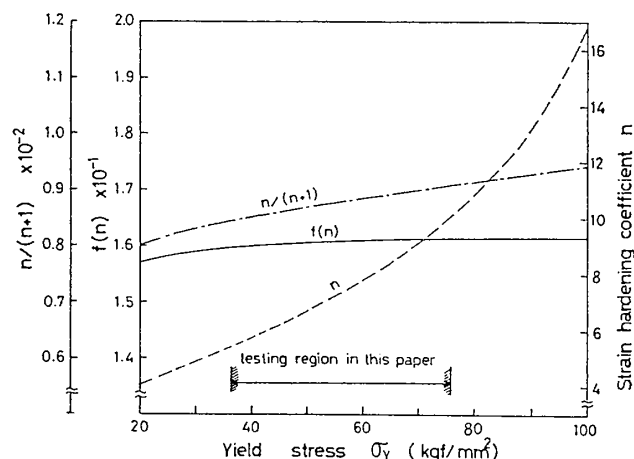


Fig. 10 n , $n/(n+1)$ and $f(n)$ values in the relation of yield stress

い相関が認められており、その関係は以下のように与えられる¹²⁾。

$$1/n = -0.001185\sigma_Y + 0.7552/\sqrt{\sigma_Y} + 0.1023 \quad (7)$$

ただし、 σ_Y : (kgf/mm² 表示)

そこで Table 3 の σ_Y 平均値より (7) 式で n 値を求め、図中に $-n/(n+1)$ の勾配 ((6) 式参照) の直線を示した。

Fig. 9 をみるとデータにはかなりのばらつきは存在するものの、高速負荷の場合の塑性ひずみ分布と、静的条件下におけるそれとは有意差は認められず、しかも近似的には動的条件下においても HRR 特異性を有していると思なしてもよいと考えられる。

Fig. 10 は (7) 式をもとに σ_Y と n 値および $(n/n+1)$ 値の関係を示したものであるが ($f(n)$ 値については後述)、 σ_Y が変化すると n 値はかなり変化するが、 $(n/n+1)$ 値はあまり大きな変化を示さないことがわかる。このことが Fig. 9 で動的な場合と静的な場合とで塑性ひずみ分布に有意な差を与えていない原因かもしれない。

いずれにしても本結果から、少なくとも 6m/s 程度の高速負荷までは、静的な解を動的な問題に近似的に拡張し得ることが期待される。

4 Strain rate-temperature parameter の導出

3 節において少なくとも $v=6\text{m/s}$ 程度の高速条件下まで、近似的に HRR 特異性が存在することが実験的に明らかとなった。き裂線上のひずみ分布は (6) 式で与えられるが、(6) 式はき裂が負荷により鈍化することは無視して求められたものである。

Rice, Johnson¹³⁾ はこの点に関して、Fig. 11 に示すようにき裂先端半径 $\delta/2$ (δ : CTOD) を有するき裂になると仮定してき裂の鈍化を考慮し、すべり線場理論より

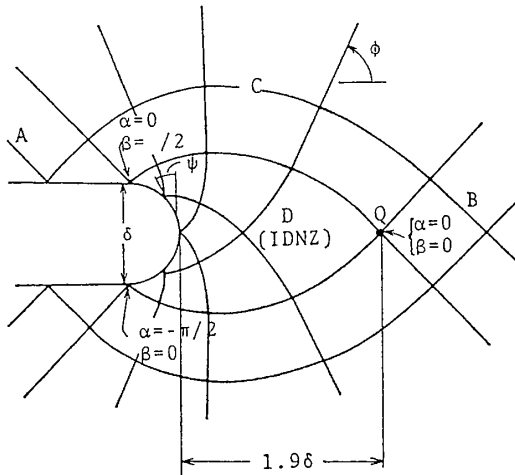


Fig. 11 Modification of slip line field in near tip region due to progressive blunting of crack tip with deformation

図に示すD領域の長さを対数ラセンすべり線場であることを利用して、 $(e^{\pi/2}-1) \cdot \delta/2 \approx 1.9\delta$ であることを示した。この領域はIDNZ (Intensely Deformed Nonlinear Zone) と定義され、この領域で破壊が生じるとしている¹⁴⁾。すべり線場理論より対数ラセンすべり線場 (D領域) では、切欠線上の切欠に垂直な方向の応力 σ_θ は、切欠先端から離れるにしたがって増加する。すべり線場理論では材料を剛塑性体と仮定しており、大きな塑性変形状態に対して適用できるものであるが、加工硬化材に対する有限要素法による弾塑性解析結果で HRR 特異性がD領域より外で成立するという事実¹⁵⁾と照合すると、実際の加工硬化材料では塑性域内の σ_θ の最大点はD領域の境界、すなわちQ点近傍になると考えられる。したがってQ点近傍が三軸拘束が最大となり、脆性破壊の発生点になるものと考えられる。植村¹⁶⁾ が Neuber 切欠丸棒試験で調べた脆性破壊発生点の移動現象は上述の考察を定性的に支持している。

そこで以下ではQ点が脆性破壊の発生点であると仮定して議論を進める。Shih, Hutchinson の研究結果¹⁷⁾に基づいて導かれた伊藤¹⁹⁾の式によると、加工硬化材料の J 積分と δ の関係は

$$J/\sigma_Y \cdot \epsilon_Y \cdot a = M(a/W, n) \cdot (\delta/2\pi a \epsilon_Y)^{n+1/n} \quad (8)$$

ただし、 W : 試験片幅

a : き裂長

$M : a/W$ および n の関数 (完全剛塑性体の場合 (8) 式は $J = \sigma_Y \delta$ となり、 M は一定値となる)。

さらに一様引張ひずみ ϵ_∞ を受ける貫通き裂に対して、 δ は¹⁷⁾、 $\epsilon_\infty \geq \epsilon_Y$ のとき

$$\delta = a[3.85(n-1)/\sqrt{n+4/n}] \epsilon_\infty \quad (9)$$

(6) 式において $r = 1.9\delta$ とおき、(8) 式を (6) 式

に代入すると、

$$\epsilon_Q = (\bar{\epsilon}/2\pi) \cdot (M/1.9I)^{n/n+1} \cdot (\delta/a)^{1/n+1} \quad (10)$$

ただし、 ϵ_Q : Q 点のき裂垂直方向ひずみ

(9) 式を (10) 式に代入すると

$$\epsilon_Q = f(n) \cdot \epsilon_\infty^{1/n+1} \quad (11)$$

ただし、 $f(n) = (\bar{\epsilon}/2\pi) \cdot (M/1.9I)^{n/n+1}$

$$\cdot [3.85(n-1)/\sqrt{n+4/n}]^{1/n+1}$$

この ϵ_∞ はき裂の存在によるひずみのみだれを受けていない場所におけるひずみであるから、き裂の存在を考慮しないで求まるき裂想定個所のひずみを表わしていることになり、通常設計で得られるひずみと同じ量を表わす。 $I, \bar{\epsilon}$ に関して Hutchinson¹⁰⁾ は関数近似できるだけの計算結果を示していないので、ここでは平面応力状態において求めた次式¹⁸⁾を使用する。

$$\left. \begin{aligned} I &= 5.1180/n - 3.3272/n^2 + 2.5034 \\ \bar{\epsilon} &= -0.21718/n - 0.41565/n^2 + 0.8202 \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

また M 値に関しては、 $a/W = 0$ に対して求められた結果¹⁹⁾を以下のように関数近似した。

$$M = 0.96212/n^2 + 1.1205/n + 5.6919 \quad (13)$$

そこで (7), (12), (13) 式を用いて (11) 式の $f(n)$ 値を降伏点との関数で求めてみた。その結果は Fig. 10 にすでに示したものであり、 σ_Y が変化してもほとんど一定の値となっていることがわかる。

ところで(11)式は静的条件下で解析的に得られる関係である。したがって時間項を含んでおらず、数学的には時間微分できない。しかしながら3節の実験結果 (Fig. 9) より少なくとも $v \leq 6,000 \text{ mm/s}$ の条件下では (11) 式が近似的に成立することが期待できる。しかも n 値として静的なものを採用してひずみ勾配が近似的に表わし得たということを考えると、(11) 式はある任意の時刻から微小時間経過した時点においても成立し、しかもその間 n 値は一定であると考えてよからう。このとき(11)式において時間的に変化するのは ϵ_Q および ϵ_∞ である。そこで (11) 式を上記の観点より時間微分すると

$$\dot{\epsilon}_Q = (1/n+1) \cdot f(n) \cdot \epsilon_\infty^{-n/n+1} \cdot \dot{\epsilon}_\infty \quad (14)$$

ただし、 $\dot{\epsilon}_Q$: Q 点のひずみ速度

$\dot{\epsilon}_\infty$: 公称ひずみ速度 (以後 $\dot{\epsilon}$ は時間微分を表わす)

Fig. 9 において、き裂先端近傍のひずみ勾配が静的平滑引張試験で得られた σ_Y に対応した n 値により近似的に表わされていた。破壊靱性試験においては静的といえどもある程度のひずみ速度を有しており、しかもき裂先端近傍になればなるほどひずみ速度は速くなる。したがって Fig. 9 において採用した n 値はき裂の存在による応力のみだれを受けない場における値ということになる。さらに n 値が少し変化しても Fig. 10 にみるようにき裂先端近傍のひずみ勾配を表わす指数 ($n/n+1$) 値はあま

り変化しないということを考えると, (14) 式の n 値としては $\dot{\epsilon}_\infty$ に対応するものを採用すれば良いということになる。

(14) 式を (1) 式に代入すると

$$R = T \ln [A \cdot (n+1) / f(n) \cdot \epsilon_\infty^{-n/n+1} \cdot \dot{\epsilon}_\infty] \quad (15)$$

(9) 式は $\epsilon_\infty \gg \epsilon_Y$ のとき成立する関係であり, $\epsilon_\infty \ll \epsilon_Y$ のときは線型破壊力学が成立するから, $\delta = \pi a \epsilon_\infty^2 / \epsilon_Y$ を用いて上記と同じ過程をたどることにより,

$$\dot{\epsilon}_Q = (\bar{\epsilon}/n+1) \cdot (M/1.9I)^{n/n+1} \cdot (\pi/\epsilon_Y)^{1/n+1} \cdot \epsilon_\infty^{1-n/1+n} \cdot \dot{\epsilon}_\infty \quad (16)$$

$$R = T \ln [(n+1) A / \bar{\epsilon} \cdot (M/1.9)^{n/n+1} \cdot (\pi/\epsilon_Y)^{1/n+1} \cdot \epsilon_\infty^{1-n/1+n} \cdot \dot{\epsilon}_\infty] \quad (17)$$

となる。

上記により無限板中にき裂が存在する場合, 破壊発生点と仮定した Q 点のひずみ速度を無限遠でのひずみ速度 $\dot{\epsilon}_\infty$ (き裂が存在しない場合の, 想定き裂場所におけるひずみ速度に対応する) で表わし, R を想定破壊発生点のものとする近似式が得られた。

つぎに COD 試験や CT 試験のような通常行われる破壊靱性試験における $\dot{\epsilon}_\infty$ を求める必要がある。破壊靱性試験では $P \sim A$ (A : 荷重点変位) 曲線より J 値が求まり, その時間的な変化より $\dot{J}$ が求まる。一様引張ひずみ ϵ_∞ が作用する貫通き裂の J 値と ϵ_∞ との関係式に, 破壊靱性試験で得られた $J, \dot{J}$ 値を代入すれば $\dot{\epsilon}_\infty$ を定義できる。すなわち一様引張ひずみ ϵ_∞ を受ける貫通き裂の J 値を, 佐藤²⁰⁾らの考え方に基いて, $\epsilon_\infty \gg \epsilon_Y$ のときについて求めると

$$J = \sigma_Y \cdot \epsilon_Y \cdot a [3.85(n-1)/\sqrt{n} + \pi/n] \cdot (\epsilon_\infty/\epsilon_Y)^{n+1/n} \quad (18)$$

$\epsilon_\infty \ll \epsilon_Y$ では, 線型破壊力学における関係より

$$J = G = K^2/E = \pi a \epsilon_\infty^2 \quad (19)$$

ただし, G : エネルギー解放率

(11) 式から (14) 式を得たと同様の仮定を使用することにより, (18) 式, (19) 式はそれぞれ

$\epsilon_\infty \gg \epsilon_Y$ のとき

$$\dot{J} = [n+1/n] \cdot [Ea]^{n/n+1} \cdot \epsilon_Y^{n-1/n+1} \cdot J^{1/n+1} \cdot [3.85(n-1)/\sqrt{n} + \pi/n]^{n/n+1} \cdot \dot{\epsilon}_\infty \quad (20)$$

$\epsilon_\infty \ll \epsilon_Y$ のとき

$$\dot{J} = 2\sqrt{\pi E a} \dot{\epsilon}_\infty \quad (21)$$

ここで, $J, \dot{J}$ は破壊靱性試験より得られる値である。すでに議論したように n 値は $\dot{\epsilon}_\infty$ に対応するものとする, $\dot{\epsilon}_\infty$ を (1) 式に代入して, (2), (3) 式より σ_Y を求め, (7) 式より n 値が求まる。したがって (1), (2), (3), (7) 式および (20) 式あるいは (21) 式を同時に満たす $\dot{\epsilon}_\infty$ 破壊発生時に対して求めれば, それが解となる。得られた $\dot{\epsilon}_\infty$ および n をもとに (15) 式あるいは (17) 式を計算すれば, 脆性破壊発生点と仮定した Q 点における Strain rate-temperature parameter (R) が求まる。

上記 $\dot{\epsilon}_\infty$ の定義は, き裂を含まない構造物中のき裂想定個所におけるひずみ速度と同一となるから, 上記の近似的な取扱いでひずみ速度が異なる場合の脆性破壊発生を論じることができれば, 設計で得られるひずみ速度をそのまま使用して, 構造物の安全性が論じ得ることになる。

5 破壊靱性試験結果の整理と考察

Table 5, Table 6 には 4 節で示した関係式を用いて CT 試験で得た諸量を示す。表中 $R_{T \rightarrow \infty}$ は $\dot{\epsilon}_\infty$ に対応する Strain rate-temperature parameter を表わしてい

Table 5 Summary of CT test results

v (mm/sec)	Specimen No.	T (°C)	a (mm)	Jc (kgf/mm)	$\dot{J}_c$ (kgf/mm·sec)	Vp (mm)	Kc (kgf mm ^{-3/2})	ϵ_∞	$\dot{\epsilon}_\infty$ (sec ⁻¹)	σ_Y (kgf/mm ²)	$R_{T \rightarrow \infty}$ (K) × 10 ³	n	δ_c (mm)	At initiation point			
														$\dot{\epsilon}_c$ (sec ⁻¹)	R (K) × 10 ³	ΔT (°C)	R_Y (K) × 10 ³
0.01	6C-03	-40	83.77	327.3	1.875 × 10 ⁻¹	13.34	711.1	9.86 × 10 ⁻³	4.76 × 10 ⁻⁶	36.45	5.929	5.43	3.51	5.85 × 10 ⁻⁶	5.882	—	—
	-21	-60	84.54	126.6	1.983 × 10 ⁻¹	5.28	670.1	4.28 × 10 ⁻³	5.67 × 10 ⁻⁶	37.45	5.384	5.51	1.51	1.41 × 10 ⁻⁵	5.190	—	—
	-06	-100	84.48	23.82	7.900 × 10 ⁻²	0.42	575.2	9.79 × 10 ⁻⁴	2.76 × 10 ⁻⁶	39.69	4.497	5.71	0.280	2.39 × 10 ⁻⁵	4.123	—	—
	-04	-119	83.03	6.30	6.239 × 10 ⁻²	0.03	349.7	1.07 × 10 ⁻³	5.31 × 10 ⁻⁶	41.87	3.903	5.90	0.0706	6.12 × 10 ⁻⁵	3.526	—	—
	-09	-145	84.27	2.95	4.549 × 10 ⁻²	0	270.5	7.28 × 10 ⁻⁴	5.62 × 10 ⁻⁶	45.52	3.236	6.23	0.0348	8.57 × 10 ⁻⁵	2.888	—	—
1	6C-24	-40	84.39	242.1	2.554 × 10	9.66	716.0	7.19 × 10 ⁻³	6.44 × 10 ⁻⁴	38.85	4.787	5.64	2.58	1.03 × 10 ⁻³	4.678	(94.3)	(6.572)
	-18	-60	84.48	38.01	1.765 × 10	2.58	609.6	1.45 × 10 ⁻³	5.71 × 10 ⁻⁴	39.99	4.401	5.74	0.812	3.55 × 10 ⁻³	4.012	(82.1)	(5.559)
	-14	-80	85.41	19.11	8.474 × 10 ⁰	0.47	555.2	1.84 × 10 ⁻³	4.08 × 10 ⁻⁴	41.25	4.053	5.85	0.271	3.21 × 10 ⁻³	3.655	(45.4)	(4.514)
	-01	-102	83.32	6.23	2.630 × 10 ⁰	0.04	388.9	1.06 × 10 ⁻³	2.25 × 10 ⁻⁴	42.85	3.693	5.99	0.0862	2.60 × 10 ⁻³	3.274	(13.2)	(3.526)
100	6C-13	-40	84.33	141.6	1.808 × 10 ³	5.55	716.9	4.20 × 10 ⁻³	4.59 × 10 ⁻²	42.37	3.792	5.95	1.581	1.15 × 10 ⁻¹	3.597	96.5	5.061
	-05	-60	84.63	46.89	1.455 × 10 ³	1.49	686.0	1.56 × 10 ⁻³	4.17 × 10 ⁻²	45.94	3.487	6.09	0.584	2.42 × 10 ⁻¹	3.113	72.3	4.169
	-11	-80	85.51	5.99	2.722 × 10 ²	0.09	418.7	1.03 × 10 ⁻³	2.34 × 10 ⁻²	45.28	3.271	6.22	0.105	2.78 × 10 ⁻¹	2.794	24.6	3.150
	-15	-82	82.82	9.69	3.299 × 10 ²	0.29	444.8	1.33 × 10 ⁻³	2.27 × 10 ⁻²	45.47	3.244	6.23	0.165	2.23 × 10 ⁻¹	2.807	53.4	3.591
	-12	-100	84.34	6.15	3.614 × 10 ²	0	385.2	1.05 × 10 ⁻³	3.09 × 10 ⁻²	48.32	2.884	6.51	0.0665	3.61 × 10 ⁻¹	2.459	0	2.459
2000*	-10	-135	84.02	1.31	8.122 × 10 ²	0	211.8	4.86 × 10 ⁻⁴	1.51 × 10 ⁻²	53.98	2.400	7.09	0.0180	3.15 × 10 ⁻¹	1.980	0	1.980
	6C-07	-22	85.24	20.66	2.228 × 10 ³	0.84	594.4	1.92 × 10 ⁻³	1.03 × 10 ⁻¹	41.96	3.380	5.91	0.378	7.88 × 10 ⁻¹	3.372	59.3	4.169
	-23	-40	84.69	0.896	4.330 × 10 ³	0	195.1	4.00 × 10 ⁻⁴	9.67 × 10 ⁻¹	46.65	3.082	6.34	0.0177	2.29 × 10 ¹	2.344	0	2.344
	-19	-60	83.86	4.599	6.396 × 10 ³	0	401.3	9.12 × 10 ⁻⁴	6.34 × 10 ⁻¹	48.11	2.908	6.49	0.0725	8.24 × 10 ⁰	2.361	0	2.361
	-17	-82	85.59	2.573	5.183 × 10 ³	0	292.6	6.48 × 10 ⁻⁴	7.08 × 10 ⁻¹	51.47	2.586	6.82	0.0360	1.19 × 10 ¹	2.047	0	2.047
	-02	-100	83.62	0.681	3.008 × 10 ³	0	159.9	5.51 × 10 ⁻⁴	7.76 × 10 ⁻¹	55.11	2.327	7.21	0.0101	2.08 × 10 ²	1.757	0	1.757
	-08	-120	84.89	0.140	8.640 × 10 ²	0	61.42	1.58 × 10 ⁻⁴	4.87 × 10 ⁻¹	58.71	2.128	7.62	0.0014	2.45 × 10 ²	1.530	0	1.530

* 1st supposed pop-in on P ~ Δ chart is considered to be a fracture initiation point.

Table 6 CT test results for $v=2,000\text{mm/s}$

v (mm/sec)	Specimen No.	T (°C)	a (mm)	Jc (kgf/mm)	Jc (kgf/mm·sec)	Vp (mm)	Kc (kgf·mm ^{-3/2})	E _∞	ε̇ _∞ (sec ⁻¹)	σ _y (kgf/mm ²)	R _{y-∞} (K)×10 ³	n	δ _c (mm)	At initiation point			
														ε̇ (sec ⁻¹)	R (K)×10 ³	ΔT (°C)	R _y (K)×10 ³
2000	6C-07	-22	55.24	20.66	2.228×10 ³	0.84	594.4	1.92×10 ⁻³	1.03×10 ⁻¹	41.96	5.380	5.91	0.378	7.88×10 ⁻¹	5.372	59.3	4.169
	-23	-40	84.69	20.20	2.257×10 ⁴	0.68	618.1	1.90×10 ⁻³	1.06×10 ⁰	46.82	3.060	6.36	0.537	8.06×10 ⁰	2.588	60.8	3.263
	-19	-60	83.86	9.917	1.130×10 ⁴	0.14	539.2	1.34×10 ⁻³	7.63×10 ⁻¹	48.47	2.868	6.52	0.164	7.47×10 ⁰	2.382	27.5	2.690
	-17	-82	85.59	4.265	1.571×10 ⁴	0.05	585.9	8.69×10 ⁻⁴	1.91×10 ⁰	54.02	2.397	7.09	0.0661	2.58×10 ¹	1.900	15.5	2.054
	-02	-100	83.62	3.267	1.328×10 ⁴	0.12	295.0	7.72×10 ⁻⁴	1.56×10 ⁰	57.20	2.206	7.44	0.0619	2.31×10 ¹	1.740	73.0	2.474
	-08	-120	84.89	0.140	8.640×10 ²	0	61.42	1.58×10 ⁻⁶	4.87×10 ⁻¹	58.71	2.128	7.62	0.0014	2.45×10 ²	1.530	0	1.530

** Supposed pop-ins on $P-\Delta$ chart are ignored and obvious load drop point is considered to be the first fracture generation.

Table 7 Summary of COD test results

v (mm/sec)	Specimen No.	T (°C)	a (mm)	Jc (kgf/mm)	Jc (kgf/mm·sec)	Vp (mm)	Kc (kgf·mm ^{-3/2})	E _∞	ε̇ _∞ (sec ⁻¹)	σ _y (kgf/mm ²)	R _{y-∞} (K)×10 ³	n	δ _c (mm)	At initiation point			
														ε̇ (sec ⁻¹)	R (K)×10 ³	ΔT (°C)	R _y (K)×10 ³
0.015	6L-15	-61	85.6	167.1	2.567×10 ⁻¹	5.81	718.2	5.34×10 ⁻³	6.94×10 ⁻⁶	37.59	5.315	5.53	1.634	1.43×10 ⁻⁵	5.162	—	—
	-17	-101	84.4	41.39	2.340×10 ⁻¹	0.96	590.2	1.54×10 ⁻³	7.43×10 ⁻⁶	40.33	4.301	5.76	0.414	4.37×10 ⁻⁵	3.996	—	—
	-06	-120	82.6	4.19	1.182×10 ⁻¹	0	254.0	8.77×10 ⁻⁴	1.24×10 ⁻⁵	42.58	3.748	5.97	0.0328	1.65×10 ⁻⁴	3.352	—	—
	-09	-137	84.0	0.58	6.450×10 ⁻²	0	110.8	3.24×10 ⁻⁴	1.80×10 ⁻⁵	45.22	3.235	6.21	0.00588	4.94×10 ⁻⁴	2.830	—	—
1.5	6L-12	-60	81.5	181.3	3.113×10 ¹	5.82	745.7	5.61×10 ⁻³	8.20×10 ⁻⁴	40.25	4.324	5.76	1.756	1.61×10 ⁻³	4.181	(91.2)	(5.970)
	-10	-82	83.2	14.51	1.125×10 ¹	0.20	505.8	1.65×10 ⁻³	6.30×10 ⁻⁴	41.76	3.928	5.89	0.181	5.40×10 ⁻³	3.518	(30.5)	(4.078)
	-11	-101	81.7	13.40	6.725×10 ⁰	0.12	479.2	1.58×10 ⁻³	3.96×10 ⁻⁴	43.23	3.617	6.03	0.145	3.46×10 ⁻³	3.244	(24.4)	(3.704)
	-14	-120	84.5	10.39	1.336×10 ¹	0	408.0	1.37×10 ⁻³	8.79×10 ⁻⁴	46.54	3.096	6.33	0.0775	8.47×10 ⁻³	2.749	(0)	(2.749)
	-07	-140	82.5	2.87	5.362×10 ⁰	0	223.0	7.27×10 ⁻⁴	6.79×10 ⁻⁴	49.89	2.735	6.66	0.0216	1.04×10 ⁻²	2.362	(0)	(2.362)

* Measuring point of mouth COD is 1 mm outward from specimen surface.

Table 8 Summary of K_{Id} test results

Specimen No.	T (°C)	a (mm)	Jc (kgf/mm)	Jc (kgf/mm·sec)	E _∞	ε̇ _∞ (sec ⁻¹)	σ _y (kg/mm ²)	R _{y-∞} (x10 ³)	n	At initiating point				*) (Jc) ^{*)} 7St (kgf/mm)
										ε̇ (sec ⁻¹)	R (K)×10 ³	ΔT (°C)	R _y (K)×10 ³	
HK4T-1	0	5.0	80.0	1.246×10 ⁵	2.48×10 ⁻¹	3.37×10 ¹	50.81	2.642	6.76	1.745×10 ¹	2.822	96.2	3.816	15.6
-2	0	4.9	94.1	1.296×10 ⁵	2.86×10 ⁻²	3.43×10 ¹	50.86	2.638	6.76	1.569×10 ¹	2.851	96.3	3.856	18.4
-3	0	5.0	92.0	1.274×10 ⁵	2.80×10 ⁻²	3.38×10 ¹	50.82	2.641	6.76	1.577×10 ¹	2.849	96.4	3.855	18.0
-4	-20	5.1	85.7	1.222×10 ⁵	2.53×10 ⁻²	3.16×10 ¹	53.05	2.465	6.99	1.587×10 ¹	2.639	98.4	3.665	16.1
-5	-20	5.0	80.0	1.258×10 ⁵	2.38×10 ⁻²	3.27×10 ¹	53.18	2.456	7.00	1.733×10 ¹	2.617	98.2	3.632	14.9
-6	-20	5.0	88.0	1.238×10 ⁵	2.59×10 ⁻²	3.19×10 ¹	53.08	2.462	6.99	1.569×10 ¹	2.642	98.5	3.671	16.5
-7	-40	5.0	80.0	1.266×10 ⁵	2.26×10 ⁻²	3.15×10 ¹	56.05	2.271	7.31	1.711×10 ¹	2.413	100.5	3.454	14.0
-8	-40	5.0	80.0	1.278×10 ⁵	2.26×10 ⁻¹	3.18×10 ¹	56.08	2.269	7.32	1.726×10 ¹	2.411	100.3	3.449	14.0
-9	-40	5.0	84.0	1.264×10 ⁵	2.36×10 ⁻²	3.13×10 ¹	56.02	2.272	7.31	1.635×10 ¹	2.423	100.4	3.468	14.8
-10	-60	5.0	72.0	1.250×10 ⁵	1.94×10 ⁻²	2.98×10 ¹	59.58	2.088	7.72	1.806×10 ¹	2.194	102.9	3.254	11.6
-11	-60	5.0	80.0	1.300×10 ⁵	2.12×10 ⁻²	3.06×10 ¹	59.70	2.082	7.73	1.711×10 ¹	2.205	103.1	3.273	12.9
-12	-60	5.0	92.0	1.314×10 ⁵	2.41×10 ⁻²	3.04×10 ¹	59.67	2.083	7.73	1.520×10 ¹	2.231	103.4	3.314	14.8
-13	-70	5.0	8.0	1.218×10 ⁵	4.93×10 ⁻³	3.75×10 ¹	63.04	1.942	8.15	1.292×10 ²	1.692	0	1.692	1.18
-14	-70	4.8	1.31	1.098×10 ⁵	3.87×10 ⁻³	4.30×10 ¹	63.79	1.915	8.25	1.782×10 ²	1.626	0	1.626	0.20
-15	-70	5.0	16.0	1.126×10 ⁵	4.88×10 ⁻³	3.06×10 ¹	61.97	1.984	8.01	6.203×10 ¹	1.840	93.3	2.686	2.44
-16	-80	5.0	1.15	9.66 ×10 ⁴	3.51×10 ⁻³	4.18×10 ¹	66.40	1.826	8.60	1.842×10 ²	1.540	0	1.540	0.15
-17	-80	5.0	1.48	1.098×10 ⁵	3.78×10 ⁻³	4.40×10 ¹	66.72	1.816	8.64	1.827×10 ²	1.542	0	1.542	0.20
-18	-80	5.0	1.82	1.218×10 ⁵	4.12×10 ⁻³	4.48×10 ¹	66.83	1.813	8.66	1.736×10 ²	1.551	0	1.551	0.24
-19	-100	4.9	0.53	6.76 ×10 ⁴	1.81×10 ⁻³	5.67×10 ¹	75.80	1.584	10.08	4.054×10 ²	1.244	0	1.244	0.06
-20	-100	4.9	0.51	6.66 ×10 ⁴	1.80×10 ⁻³	5.61×10 ¹	75.71	1.586	10.06	4.032×10 ²	1.245	0	1.245	0.05
-21	-100	5.1	0.69	7.26 ×10 ⁴	2.35×10 ⁻³	4.69×10 ¹	74.28	1.617	9.81	2.731×10 ²	1.312	0	1.312	0.07

*) Converted Jc value to full thickness by Kawano's eq.

る。すなわち (20), (21) 式より得た $\dot{\epsilon}_{\infty}$ を (1) 式の $\dot{\epsilon}$ に直接代入して求めた結果である。また限界 CTOD 値 (δ_c) は (5) 式を使用して求めたものであるが, Fig.5 に示した値とは異なり, $\dot{\epsilon}_{\infty}$ に対応した σ_y を用いて計算してある。さらに, ΔT , R_y は塑性仕事による発熱を考慮したものである (後述)。

$v=2,000\text{mm/s}$ の CT 試験ではすでに述べたように pop-in らしき現象が $P-\Delta$ 曲線上に認められたものがあるので, この最初の pop-in 様の値を用いて整理した結果を Table 5 に, この現象を無視して破断時におけるものを採用した結果を Table 6 に示した。

高荷重になるほど, き裂の鈍化が進みひずみ分布がゆるやかな勾配になるので, v —一定ではき裂から十分離れた位置のひずみ速度は速くなると考えられ, v —一定のシリーズごとに $\dot{\epsilon}_{\infty}$ の計算結果をみると概略この傾向が認められる。また v と $\dot{\epsilon}_{\infty}$ の関係をオーダ的にみると, 両者はかなり良い対応を示していることがわかる。

COD 試験について Table 5 と同様の整理をした結果を Table 7 に示す。 $\dot{\epsilon}_{\infty}$ の変化は CT 試験の場合と同様であることがわかる。

計装化シャルピー試験機による K_{Id} 試験結果について Table 5 と同様の整理をした結果を Table 8 に示す。!

最右欄の J_c 値は元厚のデータに換算した結果を示してある(後述)。 K_{Id} 試験の場合 mouth COD を計測するのが技術的に難しいので、ここでは計測しなかった。表にみるように K_{Id} 試験では、CT 試験、COD 試験とは逆に、荷重の増大すなわち試験温度が高くなるほど $\dot{\epsilon}_0$ は遅くなる傾向を示している。CT 試験および COD 試験で用いた高速引張試験機(一部アムスラー型引張試験機)では負荷の全工程にわたりアクチュエータにより試験機系にエネルギーが与えられるのに対し、計装化シャルピー試験機ではハンマーに位置エネルギーを与え、それを運動エネルギーに変えているだけであるから、負荷に伴ないハンマーに蓄えられたエネルギーが他から補充されることなしに消費されるだけである。そのため高荷重になるほど $\dot{\epsilon}_0$ が遅くなる傾向が表われたものと考えられる。いずれにしても K_{Id} 試験の $\dot{\epsilon}_0$ は $v=2,000$ mm/s の CT 試験での $\dot{\epsilon}_0$ より 2 オード速くなっており、 K_{Id} 試験は極めてひずみ速度の速い試験であることがわかる。

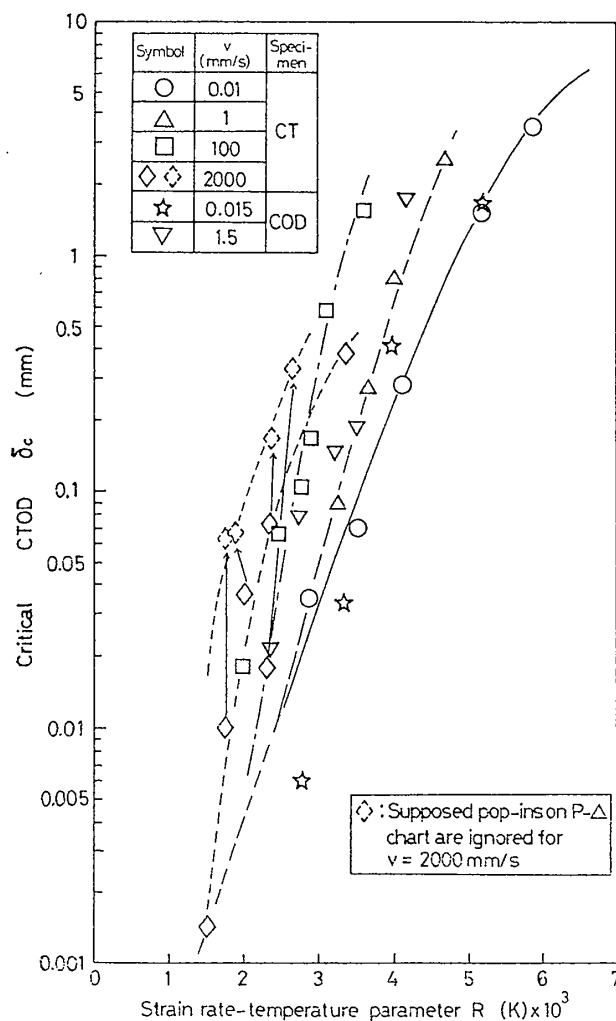


Fig. 12 CTOD value for various dynamic loading tests plotted against strain rate-temperature parameter

Fig. 12 に Q 点における Strain rate-temperature parameter R で整理した CT 試験および COD 試験より得られた限界 CTOD 値 (δ_c) を示す。Fig. 5 と比較すると明らかにデータのまとまりがよくなっていることがわかる。さらに R の小さいところでは負荷速度が変化しても、 R を指標としてみれば(同一 R では)、ほとんど有意差はなく同程度の δ_c 値を示しているようにみることができる。Fig. 5 では温度 T を指標としていたが、 T を指標としてみれば(同一温度では)、高速になるほど δ_c 値が小さくなっていった。これに反して Fig. 12 のように R を指標としてみれば(同一 R では)、高速になるほど δ_c 値は大きくなっており、しかも R が大きくなるほど、動的条件下における δ_c 値と静的条件下におけるそれとの差が大きくなる傾向がみられる。

Fig. 13 には、Fig. 12 と同様 R で整理した CT 試験、COD 試験および K_{Id} 試験によって得られた J_c 値の結果を示す。Fig. 6 では言及しなかったが、 K_{Id} 試験における $\dot{\epsilon}_0$ は非常に速く、 $v=2,000$ mm/s の CT 試験の

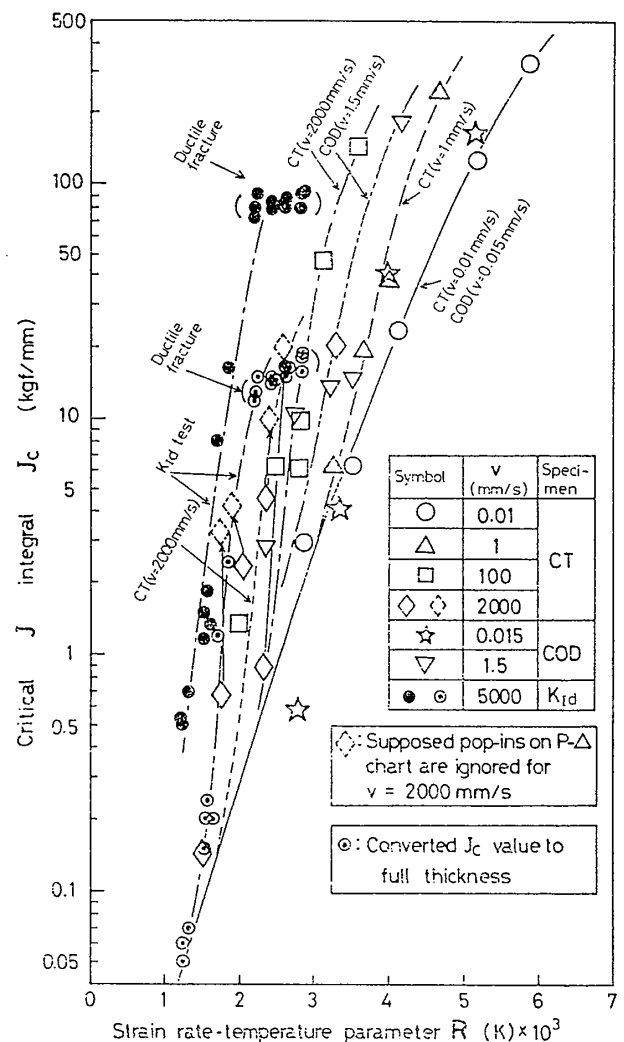


Fig. 13 J_c value for various dynamic loading tests plotted against strain rate-temperature parameter

それに比べても 2 オード速いにもかかわらず、 $v=2,000$ mm/s の CT 試験による J_c 値よりも、 K_{Ia} 試験による J_c 値の方が、温度を指標にとれば、どちらかといえば大きな値を示していた。これは K_{Ia} 試験片が 10mm 厚であるのに対し、CT 試験片が 75mm 厚であることによる板厚効果が原因である可能性がある。動的破壊靱性値に対する板厚効果を定量的に検討した例はみあたらないが、藤井らの報告⁴⁾によれば、動的な場合でも明瞭な板厚効果が認められ、その効果は静的な場合のそれにほぼ等しいとしている。そこで静的な δ_c 値に対して提案されている次式¹⁵⁾を用いて検討する。

$$(\delta_c)_B/(\delta_c)_I = (2/\sqrt{3})^{1+n/n} \cdot [1-\alpha-\alpha^2+(1-\beta) \cdot (1+\alpha)\{(1-\beta)(1+\alpha)/2-\alpha-1\}/2]^{1-n/2n} \cdot [1-\{(1-\beta)(1+\alpha)+2\alpha\}/4]/(1-\alpha)^{1/n} \quad (22)$$

ただし、

$$\beta = \begin{cases} 10.24/(B+5.24), & (B \geq 10 \text{ mm}) \\ 1-B^2/(20B+104.9), & (B < 10 \text{ mm}) \end{cases}$$

$$\alpha = 0.3$$

$(\delta_c)_B$: 板厚 B mm の場合の限界 CTOD 値

$(\delta_c)_I$: 平面ひずみ条件下での限界 CTOD 値

一方 J_c 値と δ_c 値との間には静的条件下で (8) 式の関係がある。したがって (22) 式と (8) 式より、

$$(J_c)_{B2}/(J_c)_{B1} = [F(n, \beta_2)/F(n, \beta_1)]^{1+n/n} \quad (23)$$

$$\text{ただし、} F(n, \beta_i) = (0.525 + 0.325\beta_i)[0.79 - 0.4225(1-\beta_i)^2]^{1-n/2n}, (i=1, 2)$$

$(J_c)_{B1}$: 板厚 B_1 mm の場合の J_c 値

そこで Fig. 13 では、 K_{Ia} 試験の J_c 値を (23) 式で元厚の 75 mm に換算した結果も示した (Table 8 の最右欄の値)。 δ_c 値に関して Fig. 12 で言及したことが J_c 値についてもいえる。さらに K_{Ia} 試験結果についても板厚補正した結果は CT 試験および COD 試験で得られた J_c 値と同じように小さい R の場合、ひずみ速度の遅い結果の延長線上にきているようにみれる。

上記のように R を破壊靱性値の指標としてみた場合、 δ_c 値も J_c 値も、低 R 側でほとんどひずみ速度による有意差が認められず、高 R 側になるにつれてひずみ速度が速くなるほど破壊靱性値が大きくなっている。これは負荷時にき裂先端近傍は塑性変形により発熱し、高速になるほど熱の散逸が生じない間に破壊にいたることによるものと解釈されよう。したがって高荷重になるほど、また高速負荷されるほどき裂先端近傍は温度上昇が大きくなると考えられる。

このことに関し藤井ら⁴⁾は、塑性仕事の大部分はき裂先端近傍で費やされ、温度上昇は CTOD と同程度の範囲内で生じると仮定して温度上昇 (ΔT) を求めている。すなわち

$$\Delta T = \lambda \cdot W_P \cdot \sigma_Y / c \rho V = \lambda \sigma_Y \delta_P / c \rho \delta_c \quad (24)$$

ただし、 $V = \delta_P^2 \cdot B$

$$\delta_P = 0.4(W-a)V_P / (0.4W + 0.6a)$$

$$\delta_c = (1-\nu^2)K_c^2 / 2E\sigma_Y + \delta_P$$

δ_P : CTOD の塑性分

W_P : 塑性仕事

c : 比熱 ($=0.11 \text{ cal/g} \cdot ^\circ\text{C}$)

ρ : 比重 ($=0.0078 \text{ g/mm}^3$)

λ : エネルギー換算係数 ($=0.002343 \text{ cal/kgf} \cdot \text{mm}$)

き裂先端近傍の温度上昇 (ΔT) を考慮すると (15) 式は、

$$R_T = (T + \Delta T) \cdot \ln[A \cdot (n+1)/f(n) \cdot \varepsilon_\infty^{-n/n+1} \cdot \dot{\varepsilon}_\infty] \quad (25)$$

(17) 式は

$$R_T = (T + \Delta T) \ln[(n+1)A/\tilde{\varepsilon} \cdot (M/1.9I)^{n/n+1} \cdot (\pi/\varepsilon_Y)^{1/n+1} \cdot \varepsilon_\infty^{1-n/1+n} \cdot \dot{\varepsilon}_\infty] \quad (26)$$

ただし、 R_T : 塑性仕事による温度上昇を考慮した場合の Strain rate-temperature parameter

Table 5~Table 8 には上記のようにして求めた ΔT および R_T もあわせて示してある。 $v=0.01 \text{ mm/s}$ の CT 試験、 $v=0.015 \text{ mm/s}$ の COD 試験は通常行われている静的試験のうちでも遅い部類に入り、この場合は熱の散逸は完全に行われていることが経験的にわかる。したがって $\Delta T=0$ となる。また $v=100 \text{ mm/s}$ および $v=2,000 \text{ mm/s}$ の CT 試験および $v=5,000 \text{ mm/s}$ の K_{Ia} 試験では負荷速度が非常に速いので熱伝導による冷却効果はほとんど無視できると仮定してもよいであろう。 $v=1 \text{ mm/s}$ の CT 試験および $v=1.5 \text{ mm/s}$ の COD 試験は中間的な負荷速度であり、上記両者の中間になると考えられるが、どちらかといえば静的試験に近いので、ここでは温度上昇は生じないものと仮定して、() 付で示した。

なお K_{Ia} 試験では mouth COD の計測を行っていないので、荷重点変位 Δ よりローテーション・ファクタを $1/3$ と仮定して、試験片の幾何学的関係より mouth COD を推定し、実測された $P-\Delta$ カーブを用いて mouth COD の塑性成分 V_P を求め、(24) 式より ΔT を求めた。

δ_c に対する Fig. 12 のデータを、上記のようにして求めた R_T を指標として整理しなおした結果が Fig. 14 である。 R_T を指標にとることにより δ_c 値は非常にまとまりのよい結果となっている。 $v=1 \text{ mm/s}$ の CT 試験、 $v=1.5 \text{ mm/s}$ の COD 試験についても ΔT が求めれば、さらにまとまりがよくなることが期待される。(Table 5, Table 7 の () 付の R_T 値と Fig. 14 の中間にデータが位置することが期待される。) また $v=2,000 \text{ mm/s}$ の

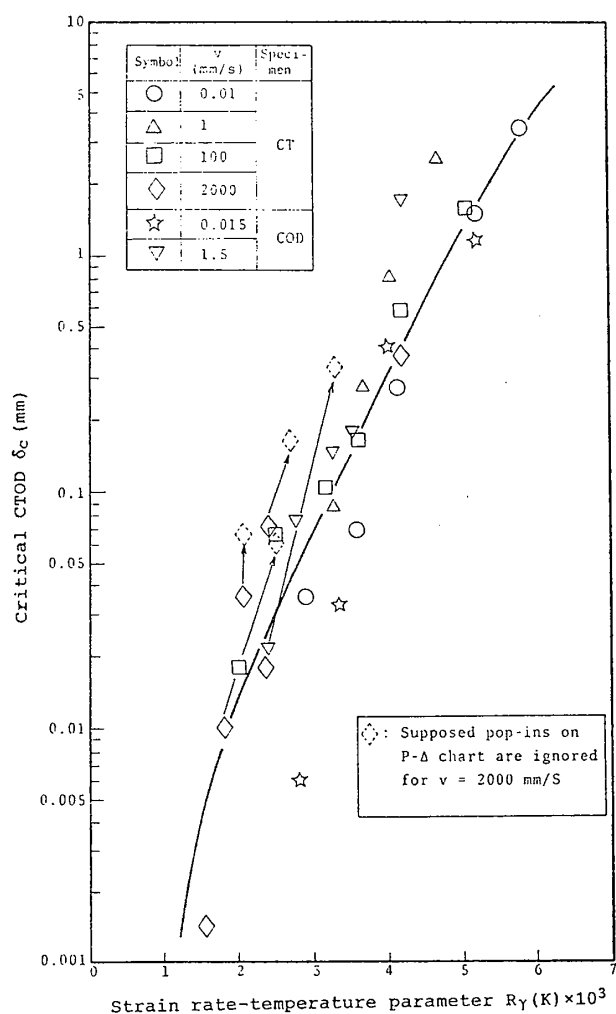


Fig. 14 Critical CTOD (δ_c) from CT and COD tests with various loading rates plotted against strain rate-temperature parameter considering temperature rise near crack tip due to plastic deformation

CT 試験片で pop-in が生じたか否かは現時点では確定できないが、pop-in が生じたと考えるとデータのばらつきは少なくなる。

Fig. 15 に R_T を指標として J_c 値を表示した結果を示す。ここで K_{Id} 試験による J_c 値は元厚のものに補正した結果を示してある。Fig. 13 と比較してわかるように、Fig. 14 と同様、 R_T を指標とすることによって、負荷速度の異なる場合の J_c 値を定量的に表現できていることがわかる。なお K_{Id} 試験の高温側のものは図中に示したように延性破壊したものであり、CT 試験、COD 試験の J_c 値範囲内に入っているようにみれるが、これより R_T が大きくなると当然元厚の試験で得られる J_c 値よりも小さくなると考えられるので、たまたま他のデータと一致したとみるべきであろう。

塑性仕事による発熱が大きく、温度上昇 ΔT が大きくなる高荷重・高速状態での取扱い ((24)~(26)式) は破壊発生点と仮定した Q 点に関して直接求めたものでな

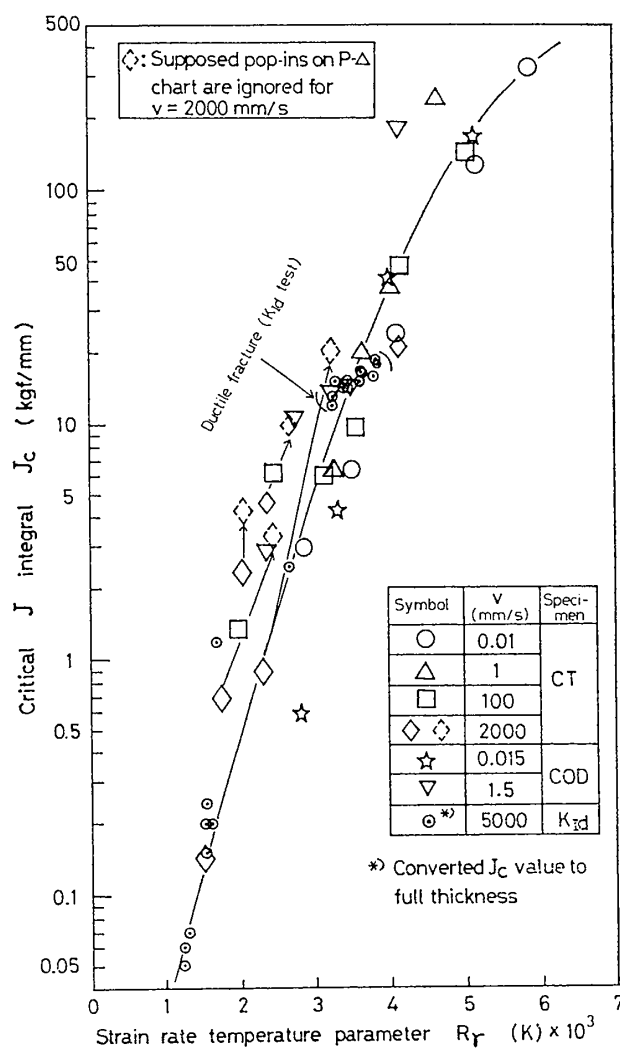


Fig. 15 J_c value for various dynamic loading tests plotted against strain rate-temperature parameter considering temperature rise near crack tip due to plastic deformation

く、さらに負荷速度の影響（すなわち熱伝導による冷却効果）を考慮したものでない、今後詳細に検討する必要がある。しかし温度上昇がほとんど生じていないと考えられる比較的低荷重で破壊した試験片の動的破壊靱性値が R を指標としてみるならば、非常に遅い負荷速度のもの（この場合温度上昇は考えなくてもよい）の破壊靱性値とはほぼ一致していること、および Fig. 14, Fig. 15 で ΔT の推定に少し問題はあるものの R_T で δ_c 値、 J_c 値がうまく整理されたことを考えると、少なくとも4節の取扱いは塑性仕事による発熱がほとんど生じなければ近似的に成立することが実験的に明らかとなったと考えてよからう。

δ_c 値と J_c 値との関係は一般的には (8) 式に示されているように n 値に関係するが、完全塑性体では静的条件下で

$$J_c = m \sigma_Y \delta_c \quad (27)$$

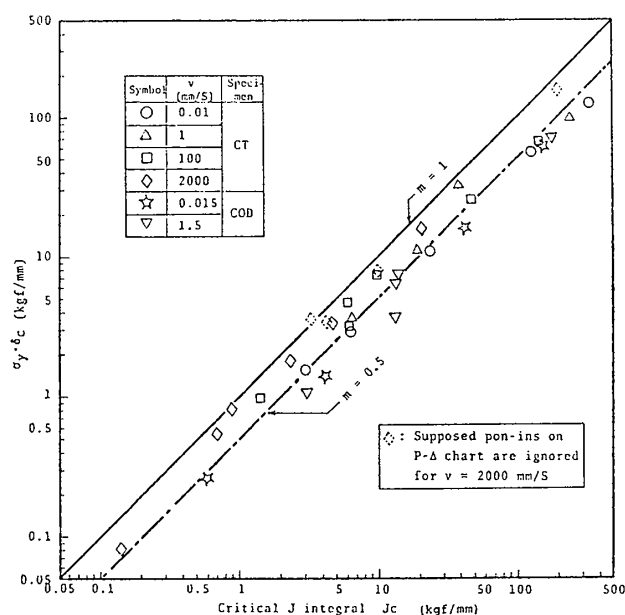


Fig.16 Relation between critical J integral (J_c) and critical CTOD (δ_c) under the condition of dynamic and static loading

ただし、 m ：定数

の関係が成立し、実際の材料でも実験的に成立していることがこれまでの研究で明らかにされている。これは Fig.10 に示したように $n/n+1$ 値が降伏点が多少変化してもほとんど変化しないためであるとも考えられる。動的な場合においても (27) 式の関係が成立するの否かを本実験で得られた結果より調べたのが Fig.16 である。図にみるように動的破壊靱性値間にも (27) 式がほぼ成立することがわかる。

6 結 論

ひずみ速度が破壊靱性値に及ぼす影響を調査するため種々の荷重点変位速度下で CT 試験、COD 試験および計装化シャルピー試験機を用いた K_{Ia} 試験を実施した。

これらの結果を定量的に評価するため、静的条件下における弾塑性状態での破壊力学的関係式を近似的に動的条件下へ拡張することを考え、破断しないようにして、COD 試験片に高速負荷を与えき裂線上の硬さ分布を測定して、塑性ひずみ分布を推定しその可能性をさぐった。

上記の知見をもとに脆性破壊発生点を最大の三軸拘束が生じると考えられる IDNZ 先端と仮定し、無限板中に作用する一様ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_\infty$ と、その破壊発生想定点におけるひずみ速度 $\dot{\epsilon}_q$ の関係を定式化するとともに、破壊靱性試験における $\dot{\epsilon}_\infty$ を求める手法を明らかにした。そして $\dot{\epsilon}_q$ をもとに Strain rate-temperature parameter (R) を求め、実験で得られた J_c 値、 δ_c 値を R によって整理できるか否かを検討した。得られた結

果を要約すれば以下のとおりである。

(1) 負荷速度が 6m/s 程度の場合、き裂線上の塑性ひずみ分布は、静的な場合のそれとほぼ等しく、いわゆる HRR 特異性を近似的には有していた。

(2) 設計で与えられるひずみ速度 (き裂の存在を無視して求められるき裂想定位置でのひずみ速度 $\dot{\epsilon}_q$) から、想定脆性破壊発生点におけるひずみ速度 $\dot{\epsilon}_q$ は (14) 式あるいは (16) 式で近似的に与えられる。

(3) $\dot{\epsilon}_q$ を用いた Strain rate-temperature parameter (R) を指標とすれば、塑性仕事によるき裂先端近傍の温度上昇がほとんどない状態 (静的な場合と、高速負荷では低応力破壊の場合) においては、 J_c 値あるいは δ_c 値のひずみ速度効果を静的な場合から動的な場合までを含めて統一的に評価できることが判明した。さらに K_{Ia} 試験も同一の手法によって評価でき、板厚効果を考慮すれば、CT 試験および COD 試験で得られる J_c 値と同じ J_c 値を、 R を指標とすれば与えていることが判明した。

(4) 塑性仕事によるき裂先端近傍の温度上昇を考慮した Strain rate-temperature parameter (R_f) を指標とすれば、動的～静的までを含めて、高 R_f 領域においても、ひずみ速度が破壊靱性に及ぼす効果を定量的に評価し得る可能性をみいだした。ただし塑性仕事における温度上昇の推定法についてはさらに詳細な検討を必要とする。

(5) 破壊靱性試験において、荷重～荷重点変位より得られる J 値、および J 値～時間曲線より得られる $\dot{J}$ 値を用いて、 $\dot{\epsilon}_\infty$ を定義できる。

(6) 静的条件下で認められている J_c 値と δ_c 値の関係は、動的条件下においてもそのまま成立していた。

なお本研究は氷海構造物用鋼板の開発を目的として、運輸省船舶技術研究所、日立造船(株)および住友金属工業(株)の3者で構成した氷海構造物共同研究会(略称 SHS 委員会：幹事、別所 清氏)の成果の一部である。また本論文に関し日本造船研究協会第 195 研究部会(部会長、町田進東京大学教授)で貴重な御意見をいただいた。特に町田教授には非常に有益な御示唆を賜わった。ここに関係諸氏に謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 岸本喜久雄, 青木 繁, 坂田 勝: き裂の進展挙動を記述するための破壊力学パラメータについて, 機械学会論文集, A-46, 410(1980), p.1049.
- 2) S.N.Atluri: Path-Independent Integrals in Finite Elasticity and Inelasticity, with Body Forces, Inertia, and Arbitrary Crack-Face Conditions, Eng. Fract. Mech., Vol.16, No.3 (1982), p.1982.

- 3) British Standards Institution, BS 5762 : Method for Crack Opening Displacement (COD) Testing (1979).
- 4) 藤井英輔, 大熊 勇, 川口喜昭, 塚本雅敏: 鋼材の動的破壊靱性特性における温度および歪速度の影響の検討, 日本造船学会論文集, Vol. 158 (1985), p. 619.
- 5) P. E. Bennet, G. M. Sinclair : Parameter Representation of Low-Temperature Yield Behavior of Body-Centered Cubic Transition Metals, ASME paper, 65-MET-11 (1965).
- 6) 藤井英輔, 豊貞雅宏: 高速破壊試験における作用荷重について, 日本造船学会材料・溶接委員会・材料分科会資料 1-676-86 (1986).
- 7) ASTM Designation E 399-83 : Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials, ASTM (1983).
- 8) J. E. Merkle, H. T. Corten : A J-Integral Analysis for the Compact Specimen Considering Axial Force as well as Bending Effects, Trans. ASME, Ser. J., Vol. 98, No. 4 (1974), p. 286.
- 9) J. R. Rice, P. C. Paris, J. G. Merkle : Further Results on J Integral Analysis and Estimates, ASTM STP 536 (1973), p. 231.
- 10) J. W. Hutchinson : Singular Behavior at the End of a Tensile Crack in a Hardening Material, J. Mech. Phys. Solids, Vol. 16 (1968), p. 13.
- 11) J. R. Rice, G. E. Rosengren : Plane Strain Deformation Near a Crack Tip in a Power law Hardening Material, J. Mech. Phys. Solids, Vol. 16 (1968), p. 1.
- 12) 豊貞雅宏, 萩原行人, 野原和宏, 大塚隆夫: 溶接継手の限界 CTOD とその板厚効果について, 日本造船学会論文集, Vol. 159 (1986), p. 345.
- 13) J. R. Rice, M. A. Johnson : The Role of Large Crack Tip Geometry Changes in Plane Strain Fracture to appear in Inelastic Behavior of Solids, Eds, M. F. Kanninen et al., McGraw-Hill (1970), p. 641.
- 14) J. W. Hutchinson : Fundamentals of the Phenomenological Theory of Nonlinear Fracture Mechanics, Trans. ASME, J. Appl. Mech., Vol. 50 (1983), p. 1042.
- 15) 河野俊一: 構造用鋼の大規模降伏下における脆性破壊靱性に及ぼす板厚効果に関する基礎的研究, 広島大学学位論文, Sep. (1984).
- 16) 植村益次: 金属の破断について(第2報), Neuber 切欠き軟鋼丸棒の引張破断試験と切欠きぜい性, 日本機械学会論文集 (第1部), Vol. 23, No. 127. (1957), p. 148.
- 17) C. F. Shih, J. W. Hutchinson : Fully Plastic Solutions and Large Scale Yielding Estimates for Plane Stress Crack Problems, Jour. of Eng. Materials and Technology, Trans. ASME, Oct. (1976), p. 289.
- 18) 豊貞雅宏: 鋼構造物に対する非線型破壊力学の応用, 第9回破壊力学とその応用に関する講習会, 日本材料学会関西支部, Oct. (1986), p. 135.
- 19) 伊藤義康: 切欠をもつ構造用鋼およびその溶接継手の全面降伏状態における不安定脆性破壊に関する研究, 大阪大学学位論文, Jan. (1979), p. 33.
- 20) K. Satoh, M. Toyoda : An Engineering Assessment of General Yielding Fracture Based on Strain Criteria, Proc. IIW Colloquium, Bratislava (1979).