

計装化シャルピー試験法による動的弾塑性
破壊靱性値の有効性小林 俊郎*・山本 勇*²・上村 正樹*³Validity of Dynamic Elastic-Plastic Fracture Toughness Values Measured
by Instrumented Precracked Charpy Test

Toshiro KOBAYASHI, Isamu YAMAMOTO and Masaki KAMIMURA

Synopsis:

In this paper, the validity of dynamic elastic-plastic fracture toughness J_d value by the developed evaluation system is studied on the steel for reactor pressure vessel. The effectiveness of the new system for the evaluation of the dynamic fracture toughness is also examined and proved on other kinds of materials such as aluminum alloy, Ti alloy, ductile cast iron and various steels.

Moreover, the simple formula for the calculation of the specimen compliance (C_s) under dynamic loading condition, which is necessary for the correction of the crack initiation energy when J_d is evaluated, is presented.

Elastic-plastic fracture toughness is generally affected by the specimen size. The valid condition for the specimen size under static loading condition is defined in ASTM E813-81. The valid condition for the specimen size determined under dynamic loading condition based on the same procedure appears severer than that of ASTM E813-81. However, it is clarified that the valid dynamic elastic-plastic fracture toughness (J_{Id}) is possible to obtain from small specimen such as the standard Charpy size one with the side grooves.

Key words: mechanical testing; dynamic elastic-plastic fracture toughness; instrumented Charpy test; specimen size; side grooves.

1. 緒 言

動的な靱性試験法として普及している計装化シャルピー試験において、筆者らは1本の予き裂付試験片の荷重-変位曲線の解析から、き裂進展開始点を検出するコンプライアンス変化率法およびき裂進展量を推定するキー・カーブ法の開発に成功し、動的破壊靱性の簡便迅速評価法として前報¹⁾²⁾までに報告してきた。本法は最近コンピューターによる処理を取り入れることにより、コンピューター援用計装化シャルピー衝撃試験システムつまりCAI (Computer Aided Instrumented Charpy Impact Testing System) システムとして実用化されるに至っている³⁾。本システムでは、き裂進展開始点の破壊に対する抵抗を表す弾塑性破壊靱性 J_d およびき裂進展抵抗パラメーター T_{mat} (Material tearing modulus) の評価

が即座に可能である。しかし、この破壊靱性評価システムの骨子が、まだ問題点が多く残されている弾塑性破壊力学に立脚しているためと計装化シャルピー試験という制約された条件内での試験のため、正確な破壊靱性を求める上で、いくつかの問題点が残されているのも事実である。

問題点の一つは、正確な荷重-変位曲線の測定条件である。しかし、この点については、すでに前報²⁾で次の結論を得ている。つまり、 $E_0 \geq 3E_t$ (E_0 : 付加エネルギー、 E_t : 全破断エネルギー) の負荷条件下で試験すれば、ハンマー減速による荷重-変位曲線の変化が無視でき、ほぼ正確な動的弾塑性破壊靱性値 (J_d) およびき裂進展抵抗パラメーター (T_{mat}) が得られるというものである。

本研究では、上記のコンプライアンス変化率法、キー・

昭和61年4月本会講演大会にて一部発表 昭和62年4月21日受付 (Received Apr. 21, 1987)

* 豊橋技術科学大学 工博 (Toyohashi University of Technology, 1-1 Hibarigaoka, Tempaku-cho Toyohashi 440)

*² 豊橋技術科学大学大学院 (現: 川崎製鉄(株)) (Graduate School, Toyohashi University of Technology, Now Kawasaki Steel Corp.)

*³ 豊橋技術科学大学大学院 (現: 川崎製鉄(株)) (Graduate School, Toyohashi University of Technology, Now Kawasaki Steel Corp.)

カーブ法を鋳鉄, 軽合金, 低合金鋼などの各種材料に適用し, 破壊靱性評価システムの有効性を検討した. さらに残された問題点である試験片のみに吸収されるエネルギーに関する補正方法と最も重要と考えられる試験片寸法に関する動的な平面歪み条件式の検討について, 特に後者については原子炉圧力容器鋼を用いて研究を進めた.

2. 実験方法

2.1 供試材

本研究に使用した供試材は, SS 41 鋼, HT 80 鋼および原子炉圧力容器用 ASTM A533 Grade B Cl 2 鋼である. 他に, 球状黒鉛鋳鉄 (DCI), 7075 Al 合金 T6 材および Ti-6Al-2Sn-4Zr-6Mo 合金も一部使用した.

2.2 各種材料におけるコンプライアンス変化率法およびキー・カーブ法の有効性の検討

両手法の有効性は, すでに, ASTM A533 Grade B Cl 2 鋼については確認されている¹⁾. そこで, 本研究では SS 41 鋼, HT 80 鋼, DCI, 7075 合金および Ti 合金の広範な材料について, これらの手法の有効性について検討した. なお, SS 41 鋼, HT 80 鋼については, 種々の強度レベルを得るために, 一部熱処理を施した. 各材料の機械的特性値を Table 1 に示す.

以上の材料についてコンプライアンス変化率法を適用して, き裂進展開始点を推定し, (1) 式の RICE の簡便式⁴⁾ により動的弾塑性破壊靱性値 J_d を求めた.

$$J_d = \frac{2E}{B(W-a_0)} \dots \dots \dots (1)$$

ここで, E はき裂進展開始点までの試験片の吸収エネルギー, B は試験片厚さ, W は試験片幅, a_0 は初期き裂長さである. 次に, キー・カーブ法を用いてき裂進展量 Δa を推定し, 一方最大荷重点以後の J 値は, GARWOOD ら⁵⁾ によるき裂進展を考慮した次式から算出した.

$$J_n = J_{n-1} \frac{W-a_n}{W-a_{n-1}} + \frac{2U_4}{B(W-a_{n-1})} \dots \dots \dots (2)$$

ここで, U_4 は変位 Δ_n, Δ_{n-1} と荷重-変位曲線で囲まれ

Table 1. Mechanical properties of test materials.

Material	Yield stress σ_y (MPa)	Tensile stress σ_B (MPa)	Young's modulus E (kN/m ²)
DCI	243.1	729.3	16.66×10^7
7075 Al	481.3	548.3	7.27×10^7
Ti-6246	885.9	989.8	9.73×10^7
SS 41	306.3	459.6	20.6×10^7
HT 80	769.8	821.2	20.6×10^7
SS 41*	368.5	522.8	20.6×10^7
HT 80*	843.3	1046.0	20.6×10^7

* Heat treated (850°C×30 min OQ 300°C×2 h)

た部分の面積である.

J_d 値および $J-R$ 曲線の複数試験法による実測には, 筆者らの開発したストップ・ブロック試験法⁶⁾ を用いた. き裂進展量は打撃後, SS 41 鋼, HT 80 鋼, DCI および Ti 合金については加熱着色処理を施し, また 7075 合金の場合には, 染色着色処理を施した後破壊させて破面を現出し工具顕微鏡を用いて日本機械学会基準 (JSME S 001 法) に準拠して測定した. 以上より, 動的な場合の $J-R$ 曲線の実測が可能である.

2.3 試験片コンプライアンス C_s の測定

試験片のみに吸収されるエネルギーを補正して求める従来法⁷⁾ に疑点があるため, 試験片コンプライアンス C_s の歪み速度依存性について実測した. 試験片 (SS 41 鋼) の切欠先端部横に半導体歪みゲージ (ゲージ長 2 mm, 共和ゲージ KSN-2-E3-11) を貼付し, 弾性負荷内で静的荷重を加え, 荷重-ゲージ出力曲線を記録した.

一方, 静的負荷条件下において, 無溝試験片および切欠付試験片の試験片自体のコンプライアンス C_s は理論的に以下の式で与えられる⁷⁾.

$$C_s EB = l^3 / 4 W^3 \times \{1 + 2.85 (W/l)^2 - 0.84 (W/l)^3\} \text{ (無溝)} \dots \dots \dots (3)$$

$$C_s EB = 2.0475 a (W-a) Y^2 \times l^2 / W^4 \text{ (切欠き)} \dots \dots \dots (4)$$

ここで, $Y = 1.93 - 3.07(a/W) + 14.53(a/W)^2 - 25.11(a/W)^3 + 25.8(a/W)^4$, E はヤング率, l は支点間距離である. これより, 記録した荷重-ゲージ出力曲線および (3), (4) 式より試験片の変位が求められる. 容量 490 J の計装化シャルピー試験機を用い, 各衝撃速度 (0.14~4.0 m/s) で無溝試験片および各切欠付試験片 ($a/W = 0.3 \sim 0.7$) を打撃し, ハンマー荷重-変位曲線および荷重-ゲージ出力曲線を記録した. ここで, ハンマー

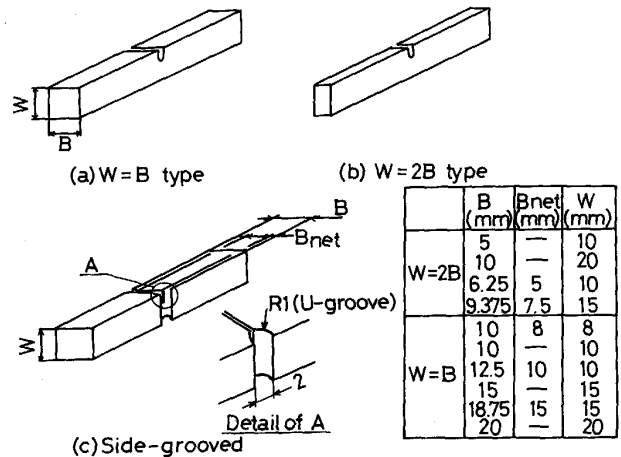


Fig. 1. Test specimen geometries.

荷重-変位曲線における変位はハンマー回転軸にポテンショメーターを装着して検出したもの⁷⁾であり、計測系全体(試験片と試験機)の変位であり、この曲線より全コンプライアンス C_t が求められる。また、 C_s は荷重-ゲージ出力曲線より求めた。

2.4 J_d 値に及ぼす試験片寸法の影響

Fig. 1 に示すような試験片厚さ (B) および試験片幅 (W) を種々変化させた疲労予き裂付試験片 (A533 B C1 2 鋼) を容量 490 J の計装化シャルピー試験機 (各寸法の試験片を打撃できるようにアンビル部分が改造してある) を用いて、持ち上げ角 140° (衝撃速度=5.1 m/s) から打撃し、荷重-変位曲線を記録した。なお、試験片形状は、従来の破壊靱性試験に用いられる $W=2B$ 型と通常シャルピー衝撃試験に用いられる $W=B$ 型の 2 種類を用意した。荷重-変位曲線に対し、コンプライアンス変化率法を適用してき裂進展開始点を推定し、(1)式により J_d 値も算出した。ただし、サイドグループ付試験片の場合、サイドグループを全体で 20% 付加し、試験片厚さとして正味厚さおよび ASTM の弾塑性破壊靱性試験基準 (ASTM E813 法) で推奨されている有効試験片厚さ $B_e (=B - (B - B_{net})^2 / B)$ を用いて解析した。

一方比較実験として、 $W=B$ 型試験片に直流電位差法を適用し、静的負荷条件下の破壊靱性値 J_c を求めた。

き裂進展抵抗パラメーターである T_{mat} は(5)式で定義される⁸⁾。

$$T_{mat} = \frac{E}{\sigma_{yd}^2} \frac{dJ}{da} \dots\dots\dots (5)$$

本研究では、キー・カーブ法により J - R 曲線を描き、その勾配から(5)式により T_{mat} を推定した。

3. 実験結果および考察

3.1 各種材料におけるコンプライアンス変化率法およびキー・カーブ法の有効性の検討

Table 2 は、本研究で用いた各種材料について、コンプライアンス変化率法、キー・カーブ法によつてそれぞれ動的 J_d 値、 T_{mat} 値 (き裂進展量 $\Delta a=1$ mm における代表値) を求め、複数試験法と比較して示したものである。ストップ・ブロック試験法の結果がばらつきやすく、コンプライアンス変化率法およびキー・カーブ法が単一試験片による簡便法であるということ を考慮すれば、ストップ・ブロック試験法と両手法から得られた動的弾塑性破壊靱性値 J_d および動的なき裂進展抵抗パラメーター T_{mat} は、いずれの材料においても良い一致を示しているといえる。これより本手法は、動的弾塑性破壊靱性の簡便迅速評価法としてその普及が大いに期待できる

Table 2. Dynamic fracture toughness J_d and material tearing modulus T_{mat} obtained from various methods.

Material	J_d (kJ/m)		T_{mat}	
	Comp**	Stop block	Key curve	Stop block
DCI	29.5	30.4	17.3	21.3
Ti-6246	96.0	98.5	2.6	2.7
7075 Al	8.79	11.1	0.53	0.56
SS 41	47.0	59.8	186.4	227.5
HT 80	135.2	166.6	152.6	124.9
SS 41**	57.0	40.0	448.0	485.5
HT 80**	119.0	109.8	115.8	113.8

* Heat treated (850°C×30 min OQ 300°C×2 h)

** Compliance changing rate method

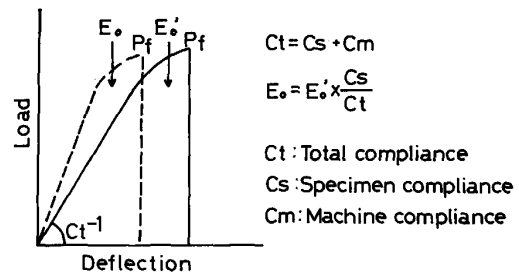


Fig. 2. Correction of energy until crack initiation by compliance method.

といえる。

3.2 試験片コンプライアンス C_s の測定と吸収エネルギー補正法

Fig. 2 の実線で示すような、計装化シャルピー試験の荷重-変位曲線の記録から得られる吸収エネルギー E_0' は、計測系全体に吸収されるエネルギーである。 J_d 値を算出するには、き裂発生点までに試験片のみに吸収されたエネルギー E_0 を求めることが必要である。いま、記録される荷重-変位曲線の初期弾性線の傾きの逆数としての全コンプライアンス C_t は、

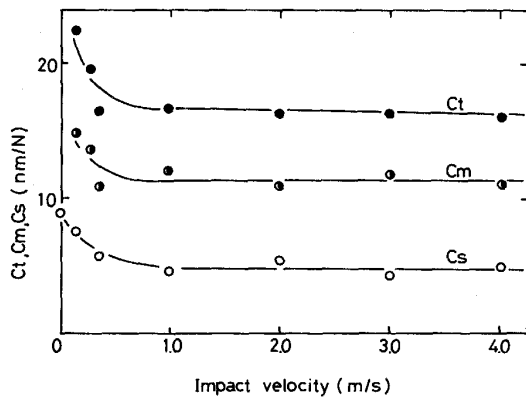
$$C_t = C_s + C_m \dots\dots\dots (6)$$

C_m : 試験機のコンプライアンス

で与えられる。これより、き裂発生点までに試験片自体に吸収されるエネルギー E_0 は、従来一般に次式により求められている⁷⁾。

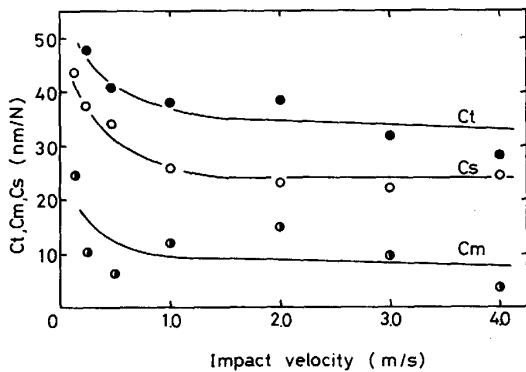
$$E_0 = E_0' \times C_s / C_t \dots\dots\dots (7)$$

この場合、 C_s/C_t 比を弾塑性域に拡張して用いることに問題が残るが、大きな誤差ではないと考えられている⁹⁾。むしろ問題となるのは(6)式に立脚した C_t の実測が弾性荷重範囲内の Low blow test で求められ、 C_s が(3)、(4)式のような静的負荷に基づく公式によつて点である。つまり、(6)式中の C_t および C_s の歪み速度依存性について正確に知るが必要と考えられる。



Unnotched specimen

Fig. 3. Relationship between impact velocity and compliances, C_t , C_m and C_s .



Notched specimen: $a/W=0.6$

Fig. 4. Relationship between impact velocity and compliances, C_t , C_m and C_s .

Fig. 3 は無溝試験片の各コンプライアンスの衝撃速度による変化を示したものである。ここで、 C_m は $C_m = C_t - C_s$ として求めた。各コンプライアンスとも、ある衝撃速度以上で一定値となっている。また、 $a/W=0.6$ の切欠付試験片についても、同様の解析を行った結果を Fig. 4 に示す。切欠付試験片でも同様の傾向が見られる。

上記の結果によると衝撃速度の増大に伴い、試験片が塑性拘束を受け、ある衝撃速度以上で飽和する傾向を示すようである。このため、試験片コンプライアンスはある一定速度以上で一定値を示す。また、試験片コンプライアンスの変化に付随して試験機のコンプライアンスが変化するため、 C_t は C_s と同様の傾向を示すことが理解される。

Fig. 5 は、各衝撃速度に対する C_s/C_t 比を示したものである。無溝試験片および切欠付試験片のいずれの場合も、 C_s/C_t 比は衝撃速度に依存せず、一定値を示している。このことより、(7)式中の C_s/C_t 比が、試験

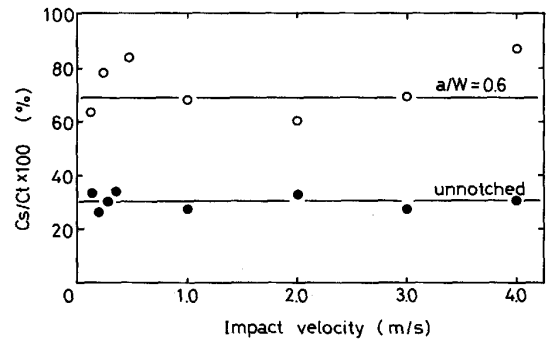
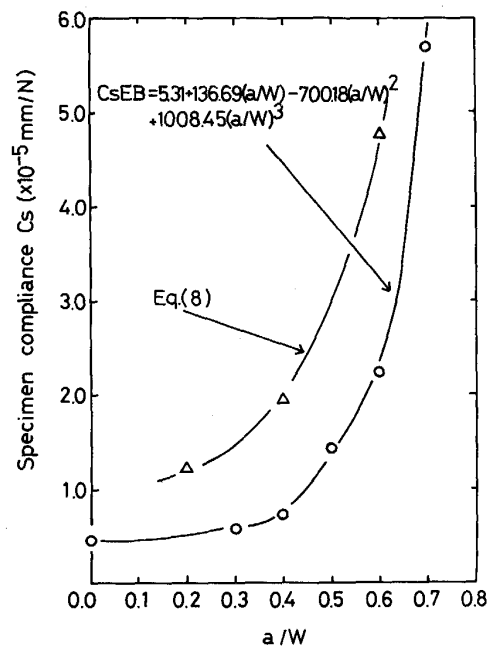


Fig. 5. Relationship between impact velocity and the ratio C_s/C_t .



Impact speed 3 m/s

Fig. 6. Change of specimen compliance with notch depth ratio, a/W .

片の材質と形状および試験機によつて一義的に決まることが推定される。なお、脆性材料(サーメット、PSZ)についても同様の結果を得ている。

一方、筆者らの一人は、すでに Low blow test (衝撃速度=0.14 m/s)における C_s の算出式(8)式を報告している⁷⁾。

$$C_s EB = 514(a/W)^2 - 213.2(a/W) + 42.84 \dots \dots \dots (8)$$

これより、前もつて Low blow test を行い、(8)式を用いて C_s/C_t 比を求めておけば、(7)式が利用可能となる。

Fig. 6 は、衝撃速度 3 m/s における試験片幅と切欠長さの比 (a/W) と C_s との関係(8)式の結果を添えて示したものである。破壊靱性試験で常用される a/W

=0.6 付近で、 C_s が急激に変化しており、試験を行う上で十分配慮が必要な点と思われる。この衝撃速度において(8)式は、 C_s を過大評価している。このため(8)式の使用は、極めて低速の Low blow test の範囲にとどめておくべきものと考えられる。また、この衝撃速度下(3 m/s)における a/W 比と C_s との関係は(9)式により近似的に与えることができる。

$$C_s EB = 5.31 + 136.69(a/W) - 700.18(a/W)^2 + 1008.45(a/W)^3 \dots\dots\dots (9)$$

(9)式は衝撃速度が 3 m/s の時のものではあるが、 C_s の値が衝撃速度約 1 m/s 以上で一定値を示すことを考慮すれば、広範囲の衝撃速度で適用可能と考えられる。これより、(9)式を用いれば、通常の計装化シャルピー試験の衝撃速度(3~5 m/s)の荷重-変位曲線の解析から直接 C_s/C_i 比が推定できることになり、有用性が大きいものといえる。

なお、前出の Table 2 中の上段三つの材料については(8)式、下段四つの鋼については(9)式に基づいて J_d 値を算定したものである。(8)式では(9)式に比べ、約 1 割程度 J_d 値を高目に算定する傾向を別に認めている。

3.3 動的弾塑性破壊靱性の有効性におよぼす試験片寸法の影響

Fig. 7 は、試験片厚さ (B) に対する J_d 値を示したものである。図中に示した J_d 値は、すべて ASTM E813 法の Valid 基準を満足しているにもかかわらず、試験片厚さとともに変化している。サイドグループを付加していない試験片(平滑試験片)について見ると、 $W=B$ 型の場合、 $B=15$ mm 以上で J_d 値は一定値(これをもって現時点では Valid な J_d 値と定義することとする)となっている。一方、 $W=2B$ 型の場合、試験片寸法の影響を受けやすく、本研究の範囲内では必ずしも一定の J_d 値を得るための試験片寸法を明らかにできなかった。

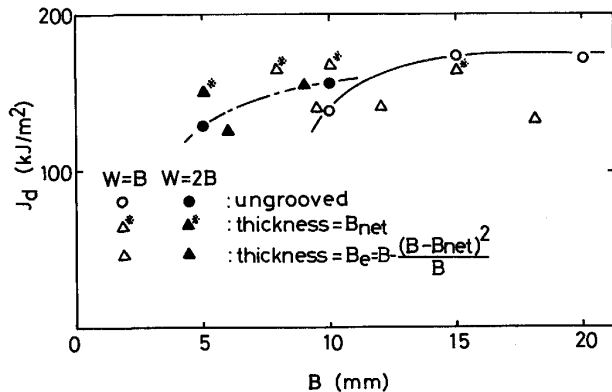


Fig. 7. Effect of specimen size on J_d value.

ところで、ASTM E813 法の試験片寸法に関する Valid 基準は(10)式で与えられている。

$$B \geq \alpha J_c / \sigma_y (\alpha = 25) \dots\dots\dots (10)$$

しかし、(10)式は静的負荷条件下における Valid 基準であり、計装化シャルピー試験のような動的負荷条件下でもそのまま適用できるとはいえない。

Fig. 8 は、 $W=B$ 型試験片における試験片厚さ (B) と J_d/σ_{yd} (σ_{yd} : 動的引張降伏応力) との関係をプロットしたものである。ここで σ_{yd} は、予き裂付試験片についての SERVER¹⁰⁾¹¹⁾ の推定式より算出した。

$$\sigma_{yd} = 2.85 P_y W / B (W - a_0)^2 \dots\dots\dots (11)$$

ここで、 P_y は動的曲げ降伏荷重である。Fig. 8 において、一定の J_d 値が得られる点つまり矢印の所と原点を結んだ直線の傾きの逆数を読むことにより、(10)式における α が求まる。その結果、係数 α は約 73.1 となり、動的負荷条件下の Valid 基準は(12)式ようになる。

$$B \geq 75 \frac{J_d}{\sigma_{yd}} \dots\dots\dots (12)$$

一方、Fig. 7 に示すように、サイドグループ付試験片

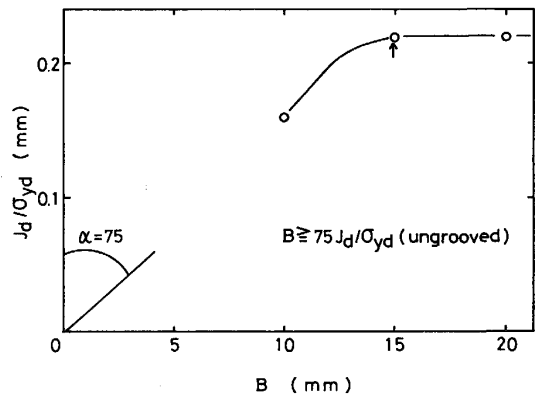


Fig. 8. Relationship between specimen thickness (B) and J_d/σ_{yd} .

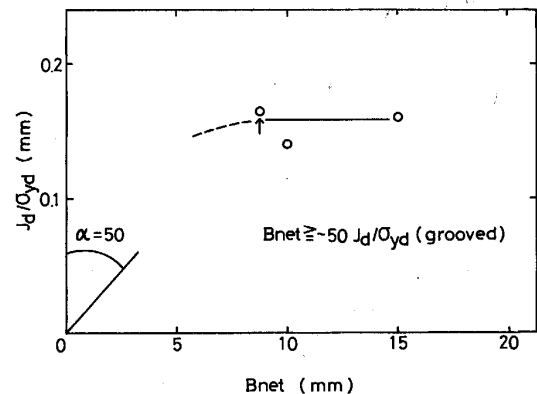


Fig. 9. Relationship between specimen thickness (B_{net}) and J_d/σ_{yd} .

について、有効試験片厚さ (B_e)¹²⁾ を用いて J_d を算出した場合、 J_d 値は Valid な J_d 値に比べ低い値を示した。次に正味試験片厚さ (B_{net}) を用いて J_d 値を算出すると、正味厚さが 8 mm の試験片においても Valid な J_d 値が得られている。また、Fig. 8 と同様に Fig. 9 は、サイドグループ付試験片における正味厚さと J_d/σ_{yd} との関係を示したものである。その結果、サイドグループ付試験片における動的負荷条件下の Valid 基準は(13)式のようになる。

$$B_{net} \geq \sim 50 \frac{J_d}{\sigma_{yd}} \dots\dots\dots (13)$$

B_{net} 8 mm 以下の試験片についてのデータが無いため、上式の下限の α 値は確定できないが、静的な場合 ($\alpha=25$) の(10)式に近い ($\alpha=50$ 以下) 条件となっている (なお B_e の場合もほぼ(13)式と同様の結果であった。ただし上述の理由で J_d 値自体の信頼性に疑点が残る)。以上より、標準サイズのシャルピー試験片にサイドグループを付加することで Valid な J_{Id} 値を得ることが可能という有用な結果を得た。

Fig. 10 は、 $W=B$ 型試験片についての静的負荷条件

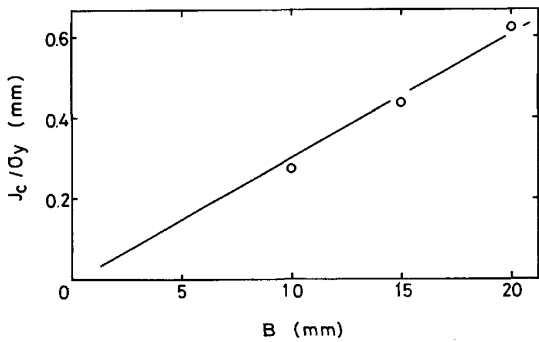


Fig. 10. Relationship between specimen thickness (B) and J_c/σ_y .

下での J_c/σ_y 値と試験片厚さ (B) との関係を示したものである。 J_c 値は、(10)式を満足しているにもかかわらず ($\alpha=33$)、試験片厚さの増加とともに増加しており、本研究の範囲内では Valid な J_c 値が得られる試験片寸法を明らかにすることはできなかった。少なくとも動的な場合よりも厳しい条件になることを示唆している。

ところで、Valid な J_{Ic} 値が得られる試験片寸法とは、臨界のプロセス・ゾーン・サイズ (ω_p) が得られる寸法であり、弾塑性破壊力学の観点に立てば、 $\omega_p \approx 2COD \approx J_{Ic}/\sigma_y$ 程度である¹³⁾。つまり(10)式は ω_p の 25 倍以上の板厚を要求していることになる。この点から考えると、動的条件下では σ_y が上昇するため、試験片寸法の条件は緩和されると予想され、事実 SHABITS ら¹⁴⁾ は K_{Ic} 試験の場合に 1/2.5 の寸法で良いと報告している。上述の結果を比較すると確かに動的な場合の (J_{Id}/σ_{yd}) は小さくなっている。しかし全体としては ASTM E813 法で規定される(10)式を上回る厳しい条件となっている。この原因については今後の検討に待つところも多いが、シャルピー試験片の形状、打撃点での変形等に起因しているものと予測される。

Fig. 11(a) に $W=B$ 型試験片の動的な T_{mat} とき裂進展量 Δa との関係を示す。前述した J_d 値と同様に T_{mat} に対しても試験片寸法およびサイドグループの影響が認められる。サイドグループの影響は顕著で、サイドグループを付加することにより、 T_{mat} はかなり小さくなっている。また、平滑試験片においては、試験片厚さが大きくなるにつれ T_{mat} が小さくなる一般的傾向を示している¹⁵⁾。しかし、サイドグループを付加した試験片では逆の傾向である。これは、 $W=B$ 型の場合塑性拘束が十分でなく、サイドグループ深さ率と試験片自体の正味厚さの間の相互作用に負うものと思われる。一方、Fig. 11(b) は、 $W=2B$ 型試験片の場合の T_{mat} と Δa の関係

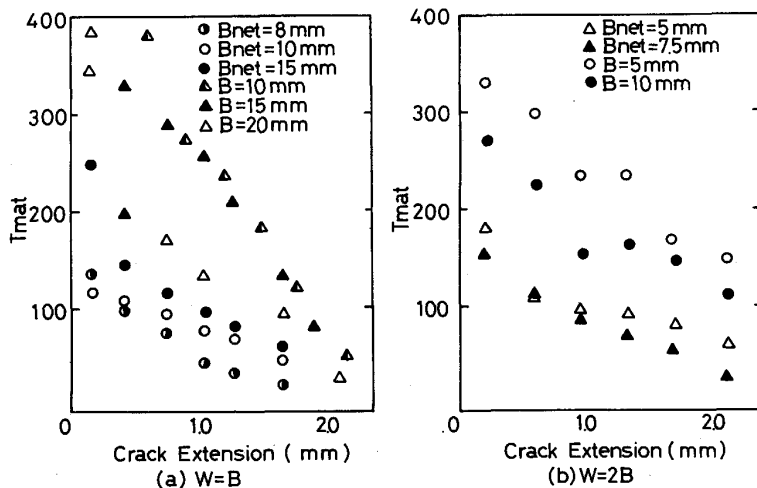


Fig. 11. Relationship between T_{mat} and crack extension.

を示したものである。この場合も、 $W=B$ 型試験片と同様にサイドグループを付加することで、 T_{mat} は小さくなっている。また、平滑試験片およびサイドグループ付試験片ともに、試験片が大きくなるにつれて T_{mat} は小さくなっている。ところで本実験で得られた T_{mat} の有効性について考えてみる。

PARIS¹⁶⁾によれば J 支配下き裂進展条件は、

$$\left. \begin{array}{l} \frac{dJ}{da} \gg \frac{J}{r} \\ \Delta a \ll R \end{array} \right\} \dots\dots\dots (14)$$

r : き裂先端よりの距離

R : き裂先端における比例負荷領域(HRR領域)の大きさ

で与えられる。この二つの条件は、成長き裂先端を特性づけるために J に関する単一の条件としてあらわすことができる。

$$\omega = \frac{b}{J} (dJ/da) \gg 1 \dots\dots\dots (15)$$

SHIH¹⁷⁾はCT試験片のような主として曲げ負荷を受ける試験片においては、 ω は $\omega=2.5$ まで小さくできることを報告している。ところで本実験におけるデータで $\omega=2.5$ となるき裂進展量は10mm厚試験片で約1mm前後である。また、機械学会規格JSME S001でも、 R 曲線の適用限界を1mmとしている点も考慮すると、Fig. 11において1mmを超える範囲のものについてはあくまでも参考値としておきたい。

4. 結 言

計装化シャルピー試験法を発展させた動的弾塑性破壊靱性評価システムにより得られる値の妥当性を中心に検討し、以下の結論を得た。

(1) 球状黒鉛鋳鉄, Al 7075 合金, Ti-6Al-2Sn-4Zr-6Mo 合金, SS 41 鋼および HT 80 鋼についても、コンプライアンス変化率法, キー・カーブ法を適用し有効な破壊靱性値, き裂伝播抵抗パラメーターが得られることを確認した。

(2) 試験片コンプライアンス C_s と全コンプライアンス C_t は衝撃速度の増加に伴い減少し、ある衝撃速度以上で一定値を示すのを認めた。しかし試験片のみに吸収されるエネルギーを補正する上で必要な C_s/C_t 比は衝撃速度に依存せず一定となる。破断時の荷重-変位曲線より直接この比を求める上で必要な衝撃荷重下での C_s を求める公式を提出した。

(3) 静的条件下に比べ、動的条件下ではより小型の試験片で Valid な J_{Id} 値が求められることがわかった。特

に、20%のサイドグループを付加した $W=B$ 型試験片では、正味厚さ8mmの標準シャルピー試験片で Valid な J_{Id} 値が求められた。

(4) しかしシャルピー型試験片における動的条件下での試験片寸法に関する Valid 基準を推定した結果、ASTM E813 法より厳しい次の条件式を得た。

$$B \geq 75 \frac{J_d}{\sigma_{yd}} \quad (\text{サイドグループなし})$$

$$B_{net} \geq \sim 50 \frac{J_d}{\sigma_{yd}} \quad (\text{サイドグループ付加})$$

(5) サイドグループ(全体で20%)を付加することにより T_{mat} はかなり小さくなる。平滑試験片の場合、試験片寸法の増加に伴い T_{mat} は減少したが、サイドグループを付加した試験片ではむしろ逆の傾向となった。これは正味板厚とグループ率間の塑性拘束に対する相互作用に負うものと思われる。

文 献

- 1) 小林俊郎, 山本 勇, 新家光雄: 鉄と鋼, 71 (1985), p. 1934
- 2) 小林俊郎, 山本 勇, 新家光雄: 鉄と鋼, 72 (1986), p. 2133
- 3) 小林俊郎, 白井宝一, 伊藤恒男: 金属, 57 (1987) 8, p. 39, 小林俊郎: 機械設計, 32 (1988) 1, p. 97
- 4) J. R. RICE, P. C. PARIS and J. G. MERKLE: ASTM STP 536 (1973), p. 231
- 5) S. J. GARWOOD, N. ROBINSON and G. E. TURNER: Int. J. Frac., 11 (1975), p. 528
- 6) 小林俊郎, 松原 等, 藤井 斎, 上田徹完: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 1839
- 7) 小林俊郎, 松原 等, 上田徹完: 鉄と鋼, 67 (1981), p. 2216
- 8) P. C. PARIS, H. TADA, A. ZAHOR and H. ERNST: ASTM STP 668 (1978), p. 5
- 9) W. L. SERVER, W. OLDFIELD and R. A. WULLAERT: Experimental and Statistical Requirements for Developing a Well-Defined K_{IR} Curve, Fracture Control Corp. Final Report of Research Project RP696-1 to the Electric Power Research Institute, EPRI NP-372, Palo Alto, California (1977年5月)
- 10) W. L. SERVER: ASTM STP 668 (1979), p. 493
- 11) 小林俊郎, 松原 等, 上田徹完: 鉄と鋼, 69 (1983), p. 1183
- 12) ASTM Standard E813-81 (1981), p. 822
- 13) J. R. RICE and M. A. JOHNSON: Inelastic Behavior of Solids (1970), p. 641 [McGraw-Hill]
- 14) W. O. SHABBS, W. H. PRYLE and E. T. WESSEL: WCAP (1969)
- 15) 武藤睦治, 坂本 勲, 野村敬一, 綾 健次: 日本機械学会論文集 (A編), 51 (1985), p. 2008
- 16) J. W. HUTCHINSON and P. C. PARIS: ASTM STP 668 (1979), p. 37
- 17) C. F. SHIH and V. KUMER: Estimation Technique for the Prediction of Elastic-Plastic Fracture of Structural Component of Nuclear System, RPI 1237-1, First Semi-annual Rep. for EPRI (1979)