

論文

計装化シャルピー試験法による動的弾塑性
破壊靱性特性値の評価

© 1985 ISIJ

小林 俊郎*・山本 勇*²・新家 光雄*Evaluation of Dynamic Fracture Toughness Parameters
by Instrumented Charpy Test

Toshiro KOBAYASHI, Isamu YAMAMOTO and Mitsuo NIINOMI

Synopsis :

This paper presents methods to determine two fracture mechanics parameters using load-deflection curve obtained from instrumented Charpy test. Two fracture mechanics parameters are dynamic fracture toughness (J_d) and material tearing modulus (T_{mat}). J_d is fracture resistance at crack initiation and it is necessary to detect the crack initiation point on the load-deflection curve for measurement of this value. On the other hand, T_{mat} is a parameter to characterize a stable crack growth and it is necessary for this to estimate an amount of crack extension.

In this study, it is attempted, for the measurement of J_d , to detect the crack initiation point by calculating the compliance change rate from a load-deflection curve. Next, $J-\Delta a$ curve is estimated by using a key curve method and T_{mat} is determined from its slope. In addition, T_{mat} is evaluated by combining KAISER's rebound compliance with PARIS-HUTCHINSON's T_{app} equation. The above results are compared with the ones of stop block test (which is a multiple specimens technique), and are discussed about those validity; a rather good agreement is ascertained.

1. 緒 言

金属材料の靱性を端的に知る上で、シャルピー試験法は有用ではあるが、破壊力学的手法が普及した現在このような観点からの意味付けが行われることが大切である。計装化シャルピー試験法はこの点で、十分動的破壊靱性試験法として普及しうる可能性を残しているが¹⁾、まだ十分にその可能性が検討されているとはいえず、特に弾塑性破壊力学的解析はこれからの課題といえる。このため本報告では本法によつて、工業的に簡便に動的破壊靱性値を測定する方法について、最近の破壊力学的手法を導入して検討することを目的とした。

ところで、低、中強度鋼の破壊靱性を評価するのに弾塑性破壊靱性 J_{IC} が一般に使われるが、これはき裂発生時の破壊に対する抵抗を表すものである。最近では、き裂の伝播過程（延性安定破壊から延性不安定破壊への移行）を究明し、き裂進展抵抗を定量的に評価しておくことも必要とされている。このような背景から PARIS ら²⁾により、テアリング・モジュラス概念が導入され、き裂進展抵抗パラメーターとして T_{mat} が用いら

れるようになった。前述の J_{IC} 、 T_{mat} を求めるには J_{IC} の場合にはき裂発生点の検出、 T_{mat} の場合にはき裂進展量の測定あるいは推定がそれぞれ必要である。そこで本研究では、計装化シャルピー試験により得られる単一試験片の荷重-変位曲線からコンプライアンス変化率を計測することにより動的き裂発生点を検出し、動的破壊靱性 J_d を求めることを試みた。次いで、キー・カーブ法³⁾により、前述の荷重-変位曲線からき裂進展量 Δa を推定して $J-\Delta a$ 曲線を描き、その曲線の傾きから T_{mat} を求めた。あわせて、PARIS-HUTCHINSON ら⁴⁾の3点曲げ試験片の T_{app} 式および KAISER ら⁵⁾の rebound compliance を用いることにより T_{mat} を算出した。

以上の単一試験片の荷重-変位曲線から得た J_d 、 T_{mat} をストップ・ブロック試験法⁶⁾により得られた結果と比較し、計装化シャルピー試験への適用性について以下に考察した。

2. 実験方法

2.1 供試材

本研究に供した鋼板は、原子炉圧力容器用 ASTM

昭和 60 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 60 年 4 月 8 日受付 (Received Apr. 8, 1985)

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

*2 豊橋技術科学大学大学院 (Graduate School, Toyohashi University of Technology)

Table 1. Chemical composition of material (wt%). (ASTM A533-B Steel)

C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Mo
0.18	0.30	1.50	0.004	0.002	0.02	0.67	0.57

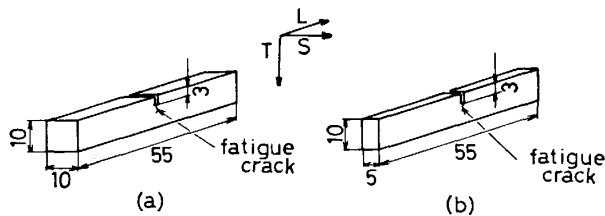


Fig. 1. Test specimen geometries (mm).

A533 Grade B, Cl 1 鋼板 (板厚 134 mm) である。化学分析値を Table 1 に示す。試験片はすべて長手方向が圧延方向に、切り欠きが板厚方向になるように、鋼板の 1/4 板厚レベルより採取した。

2.2 動的破壊靱性 J_d の測定

2.2.1 ストップ・ブロック試験法

容量 490 J の計装化シャルピー試験機のアンビル部分にストップ・ブロックを装着し、Fig. 1 に示す試験片を打撃し、荷重-変位曲線を記録した。Fig. 1(a) の試験片の場合、持ち上げ角 60° (衝撃速度: 2.72 m/s) で、Fig. 1(b) の試験片は持ち上げ角 40° (衝撃速度: 1.86 m/s) である。このストップ・ブロックの支点となるブロックを交換することにより、試験片の最大変位量は 0 ~ 10 mm の間で任意に設定でき、種々のき裂進展量を得ることができる。これより、動的な場合の J - Δa 曲線の測定が可能である。 J 積分値は、(1) 式の RICE の簡便式により算出した。

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

ここで、 E : 荷重-変位曲線下の面積、 B : 試験片厚さ、 W : 試験片幅、 a_0 : 初き裂長さである。

打撃後試験片に加熱着色 ($300^\circ\text{C} \times 30 \text{ min}$) を施した後、液体窒素に浸漬してから脆性破壊させて破面を現出した。その後、工具顕微鏡を用いて疲労予き裂長さおよびき裂進展量を測定した。測定方法および疲労予き裂の付加は、ASTM E813 に準拠して行つた。動的破壊靱性 J_d は、静的な破壊靱性試験法と同様に、鈍化直線 (本実験では SZW 法によりこれを求めた⁷⁾) と R 曲線の交点の J 値とした。

2.2.2 コンプライアンス変化率法

容量 490 J の計装化シャルピー試験機を用いて、Fig. 1 に示す試験片を持ち上げ角 140° から打撃し、荷重-変位曲線を記録した。

従来、予き裂の進展開始点の検出には、電位差法、除荷コンプライアンス法、AE 法等が利用されているが、本実験におけるような動的試験においては、いずれの方法にも適用上の問題が大きい。コンプライアンス変化率法は、TSENG ら⁸⁾によつて Al 合金について試みられているが、荷重-変位曲線から後述の(2)式で定義されるコンプライアンス変化率を計算するものであり、動的試験に適用して成功すれば、その有用性は大きい。

本実験に使用した計装化シャルピー試験機は、マイクロコンピューターを用いることにより、荷重、変位データの記憶、衝撃荷重に重畳する振動波の消去、降伏荷重値と最大荷重値の読み取り、荷重-変位曲線からのエネルギーの分析および計算が可能となつている⁹⁾。しかしさらに、コンプライアンス変化率計算等の荷重-変位曲線の解析を正確かつ迅速に行うために、計装化シャルピー試験機に装着したマイクロコンピューターからビットシリアル方式のインターフェイスを介してパーソナルコンピューターに荷重、変位そして移動平均修正⁹⁾を施した荷重を転送できるように計装化した。

コンプライアンス変化率は(2)式で定義される。

$$\frac{\Delta C}{C} = \frac{C - C_{el}}{C_{el}} \dots \dots \dots (2)$$

ここで、 $\Delta C/C$: コンプライアンス変化率、 C : 荷重-変位曲線上の任意点のコンプライアンス (変位/荷重)、 C_{el} : 初期線形弾性コンプライアンスである。ただし、これについては測定の便宜上、降伏荷重 P_Y とその時の変位間に直線関係を仮定した値を用いている。この $\Delta C/C$ を記憶した荷重-変位曲線についてコンピューターから求めて変位に対してプロットし、 $\Delta C/C$ が 0 から増加し始めた後、最初に大きく変化する点をき裂発生点変位として検出しようというものである。これより J_d は(1)式により算出可能となる。

2.3 き裂進展量とき裂進展抵抗の評価

2.3.1 キー・カーブ法によるき裂進展量の予測

Fig. 1 に示す疲労予き裂付試験片および Fig. 1 のサブサイズで鈍い切り欠きを持つ (両試験片共特に断わらない限り切り欠き深さ比 $a/W=0.6$) 試験片を、容量 490 J の計装化シャルピー試験機を用いて持ち上げ角 140° から打撃し、荷重-変位曲線を記録した。そして記録した荷重-変位曲線に対してキー・カーブ解析を行い、き裂進展量を算定した。キー・カーブ法は³⁾、き裂が進展している場合の荷重-変位曲線と鈍い切欠試験片でき裂進展が起こっていない場合のそれを比較すると、同一の a/W 比の時は両者が交切するという仮定を用いるものである。本研究では、キー・カーブとして(3)式を仮定

した。

$$\frac{PW}{b_0^2} = k \left(\frac{\Delta_{pl}}{W} \right)^n \dots\dots\dots (3)$$

ここで、 P ：荷重、 Δ_{pl} ：塑性変形変位、 b_0 ：初期リガメント幅 ($W - a_0$)、 k, n ：定数である。つまり荷重-変位関係を試験片寸法に対し標準化し、指数硬化則を適用して近似するものである。(3)式が成立する範囲をき裂進展が余り見られない最大荷重点変位までとして、サブサイズ試験片の荷重-変位曲線から曲線近似法により n, k を求めた。具体的には、(3)式の両辺を対数にとつて図を描き、その図を最小 2 乗法により 1 次直線近似をし、傾きと y 切片を求めた。傾きが n で y 切片が k である。また(3)式が成立する範囲を 2.2.2 で記述したコンプライアンス変化率法により検出したき裂発生日変位までに変え、疲労予き裂付試験片の荷重-変位曲線からも同様に n, k を求めた。

ところで、 b_0 に Δa のき裂が進展した場合を考えると、(3)式を変形した(4)式が導かれる。

$$\Delta a = W - \left\{ \left(\frac{PW^{n+1}}{k \Delta_{pl}^n} \right)^{1/2} + a_0 \right\} \dots\dots\dots (4)$$

これより、疲労予き裂付試験片の荷重-変位曲線上の任意の変位に対してき裂進展量 Δa を算定し、変位とき裂進展量との関係を求めた。ただし変位は、コンプライアンス補正を施すことにより試験片自体の真の変位に修正したものである⁹⁾。

一方、 J 積分値を(1)式で計算し、単一試験片の荷重-変位曲線から $J-\Delta a$ 曲線を得た。

2.3.2 き裂進展抵抗テアリング・モジュラス (T_{mat}) の評価

材料の示すテアリング・モジュラス T_{mat} (material T) は(5)式で定義される²⁾。

$$T_{mat} = \frac{E}{\sigma_0^2} \frac{dJ}{da} \dots\dots\dots (5)$$

ここで、 E ：ヤング率、 σ_0 ：流動応力 (引張強さと降伏強さとの相加平均；本実験では動的な値を動的曲げ荷重値より推定した¹⁰⁾)、 dJ/da ： $J-\Delta a$ 曲線の勾配である。本研究では、 dJ/da としてキー・カーブ法により得られた $J-\Delta a$ 曲線の勾配を使い T_{mat} を算出した。また比較のために、ストップ・ブロック試験法により得た $J-\Delta a$ 曲線の勾配からも T_{mat} を算出した。

ところで RICE らは、3 点曲げ試験片に対して、荷重と変位の関係が与えられている場合の J 積分算出式を(6)式のように与えている¹¹⁾。

$$J = \frac{2}{Bb} \int_0^{\Delta_c} Pd\Delta_c \dots\dots\dots (6)$$

ここで、 b ：リガメント幅、 Δ_c ：き裂成分のみによる

変位である。(6)式をもとに HUTCHINSON らは負荷系の作用による T_{app} (applied T) を(7)式のように導出している⁴⁾。

$$T_{app} = \frac{4P^2 E}{\sigma_0^2 b^2 B} \left\{ \frac{C}{1 + C(\partial P / \partial \Delta_c)_a} \right\} - \frac{J E}{\sigma_0^2 b} \dots (7)$$

ここで、 J ： J 積分値、 C ：無溝試験片の弾性コンプライアンス C_{nc} と試験機コンプライアンス C_{ext} との和である。 C_{nc} は(8)式で与えられる。

$$C_{nc} = \frac{1}{4E} \cdot \frac{S^3}{W^3} \left\{ 1 + \frac{12(W)^2}{5(S)} (1 + \nu) \right\} \dots\dots\dots (8)$$

ここで、 S ：支点間距離、 ν ：ポアソン比である。

一方、KAISER らは、 C_{ext} の代わりに荷重-変位曲線の荷重降下部分の勾配の逆数 (rebound compliance C_r) を用いて(7)式を計算すると、 T_{app} が従来得られている T_{mat} とよく一致するということを報告している⁵⁾。また ERNST ら³⁾もこれと同様のことを解析的に導いている。すなわち、この部分の傾きはその時用いた負荷系のばね定数に対し、材料のもつ破壊抵抗が釣り合う形で反映しているものと考えられる。また、(7)式で $(\partial P / \partial \Delta_c)_a$ は(9)式により与えられる。

$$\left(\frac{\partial P}{\partial \Delta_c} \right)_a = \frac{nP}{\Delta_{pl} + nPC(a)}$$

$$C(a) = \frac{2S^2}{E'W^2} \left[-19.37 \frac{a}{W} + 8.72 \left(\frac{a}{W} \right)^2 - 6.10 \left(\frac{a}{W} \right)^3 + 2.98 \left(\frac{a}{W} \right)^4 - 0.82 \left(\frac{a}{W} \right)^5 + 13.54 \ln \left(1 + 2 \frac{a}{W} \right) - 2.26 \ln \left(1 - \frac{a}{W} \right) - 10.39 \frac{a/W}{1 + 2a/W} - 0.57 \frac{a/W}{1 - a/W} + 0.49 \frac{a/W(2 - a/W)}{(1 - a/W)^2} \right] \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 $E' = E / (1 - \nu^2)$ ：平面歪み、 $E' = E$ ：平面応力であり、本研究では、 $\nu \approx 0.3$ として平面歪み状態を仮定した。

そこで本研究では、(7)式および最大荷重点近傍の C_r を用いて T_{mat} を計算し、前述の方法により算出される T_{mat} と比較した。ただし、(7)式を計算するうえで、リガメント幅 b はキー・カーブ法による(4)式から推定し、 J 値は(1)式の RICE の簡便式を用いて計算した。

3. 実験結果および考察

3.1 動的破壊靱性 J_d について

ストップ・ブロック試験法により得た、 J_d を得るための小規模き裂進展量の $J-\Delta a$ 曲線を Fig. 2 に示す。

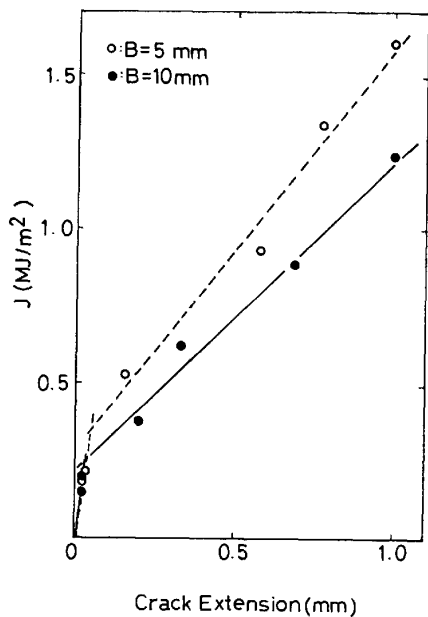


Fig. 2. J - Δa curves obtained from stop block test.

Table 2. J_d values obtained from stop block test and compliance change rate method.

	thickness B (mm)	J_d (kJ/m ²)	$25 \cdot J_d / \sigma_0$ (mm)
Stop block test	5	336.1	11.0
	10	253.8	8.5
Compliance change rate method	5	279.3	9.3
	10	239.1	8.0

Fig. 2 から得られた J_d 値を Table 2 に示す. (10)式より J_d の valid 性を判定した結果, いずれも invalid であつた.

$$B, a_0, (W - a_0) \geq 25 \frac{J}{\sigma_0} \dots\dots\dots (10)$$

このため, ここで得られた値は必ずしも平面歪み条件下での値 J_{Ia} ではない. 平面歪み下での J_{Ia} を得るには, サイドグループの付加, 試験片寸法の増加 (Table 2 参照) が必要と思われ, 現在別に検討中である. Fig. 2 から J_d 値および J - Δa 曲線の傾きに板厚依存性が認められ, 両者とも 5 mm 厚試験片の方が大きく現れた.

次に, 変位に対して (2) 式で定義されるコンプライアンス変化率をプロットした図を Figs. 3, 4 に示す. Fig. 3 は厚さ 10 mm の試験片のもので, Fig. 4 は厚さ 5 mm の試験片のものである. この方法によるき裂進展開始点はストップ・ブロック試験法によるものとほぼ一致した. なお, $\Delta C/C$ が立ち上がり始める点は, (2) 式における C_{el} の定義から, 降伏荷重点に対応する変位に相当する. 得られた J_d 値を Table 2 に示す. いずれ

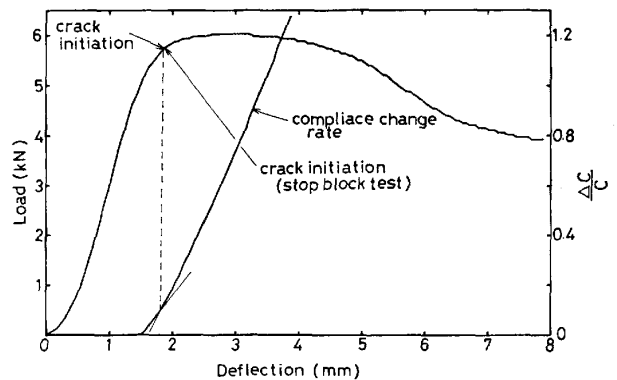


Fig. 3. Curves of load-deflection and compliance change rate-deflection ($B=10$ mm).

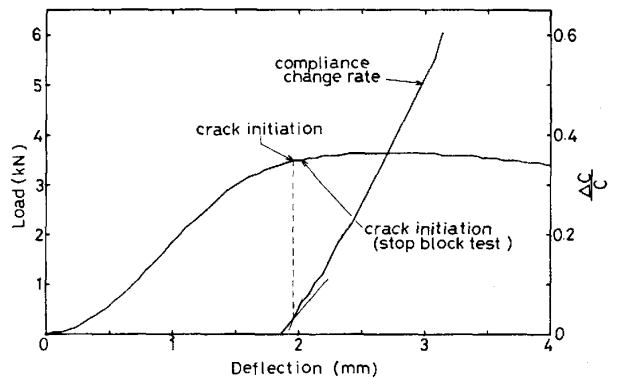


Fig. 4. Curves of load-deflection and compliance change rate-deflection ($B=5$ mm).

Table 3. n, k values obtained from fitting for load-deflection curves.

	thickness B (mm)	n	k	work hardening exponent	
sub-size specimen	5	0.075	209.0	0.060	
	10	$a/W=0.6$	0.063		407.5
		$a/W=0.8$	0.079		683.8
fatigue cracked specimen	5	0.076	183.1		
	10	0.048	374.1		

の J_d 値もストップ・ブロック試験法により得られた J_d 値よりやや小さ目であるがほぼ一致した. これよりコンプライアンス変化率法は, 簡便に計装化シャルピー試験法に適用して, 動き裂進展開始点を求められる可能性があることが認められた. 他の金属材料でも有用性を確認している¹²⁾.

3.2 き裂進展量とき裂進展抵抗の評価について

3.2.1 き裂進展量の予測

Table 3 にサブサイズ試験片を打撃し記録した荷重-変位曲線の塑性変形範囲を曲線近似することにより, また疲労予き裂付試験片の荷重-変位曲線の塑性変形範囲について同様にして求めた n, k の値を示す. また同一

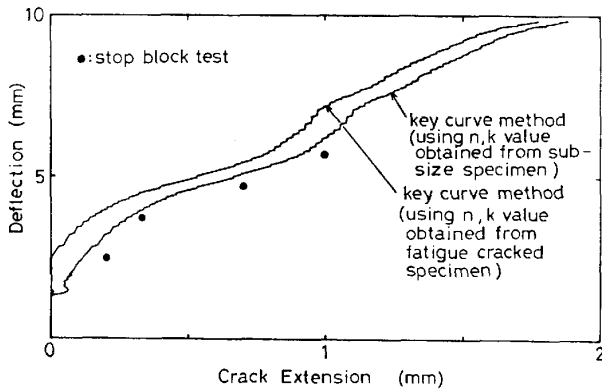


Fig. 5. Relationships between crack extension and deflection ($B=10$ mm).

供試材の静的引張試験から求めた加工硬化指数も Table 3 中に示す¹⁰⁾。サブサイズ試験片について曲線近似して得た n の値は、KAISER ら⁹⁾が述べているように加工硬化指数とほぼ一致している。次に、 n 、 k の値を使つて (4) 式から求めた変位とき裂進展量との関係を 10 mm 厚さの試験片の場合について Fig. 5 に示す。サブサイズ試験片の n 、 k を使つて求めた変位とき裂進展量との関係の方が、ストップ・ブロック試験法により測定された変位とき裂進展量との関係に近い。同様の関係は 5 mm 厚さの試験片の場合にも認められた。従つて以後の解析には、サブサイズ試験片の荷重-変位曲線を曲線近似して得られた n 、 k の値を使用する。なおサブ・サイズ試験片の方が初期の目的に反しき裂進展が起りやすいような結果となつているが、切欠形状等の異なる試験片の曲線近似により n 、 k を求め、(4) 式より Δa を推定する本法の精度的な限界によるのかも知れない。詳細は更に今後検討したく考えている。

また、疲労予き裂付試験片の荷重-変位曲線から曲線近似して求めた n の方がより実際の破壊靱性試験片の挙動を厳密に反映しているものと考えられるが、本供試材のようにき裂進展開始が早い場合には、疲労予き裂付試験片では塑性変形の範囲が小さく、測定精度上塑性変形能を表すには不十分である。しかし、状況によつて 1 本の疲労予き裂付試験片から、全情報を知る必要がある場合もあり、そのような時は本試験片から求めた値を用いても、後述のデータ等からみて大体の推定は可能であると考えられる。

3.2.2 J - Δa 曲線の比較

ストップ・ブロック試験法により測定した J - Δa 曲線とキー・カーブ法により算出した J - Δa 曲線を Fig. 6 に示す。両試験片とも、二つの方法により求めた J - Δa 曲線はほぼ一致している。従つて (3) 式のキー・カーブおよび n の値はほぼ妥当なものであると言える。

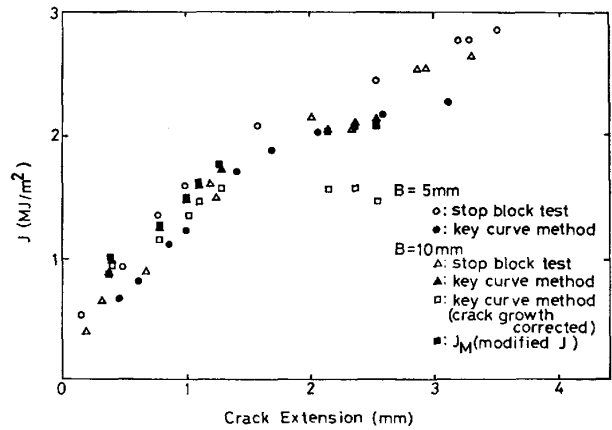


Fig. 6. J - Δa curves obtained from various method.

本研究のように、延性き裂の進展開始に主眼を置くのではなく、延性き裂進展自体を問題として J - Δa 曲線を測定する場合には、 J 値算出の際にき裂進展に対する配慮が必要である。そこで、キー・カーブ法により算出した J - Δa 曲線の J 値を、一般に用いられている GARWOOD ら¹³⁾によつて提案された 3 点曲げ試験片のき裂進展を考慮した J 値算出式 (11) を用いて修正した。

$$J_n = J_{n-1} \frac{W - a_n}{W - a_{n-1}} + \frac{2U_4}{B(W - a_{n-1})} \dots\dots\dots (11)$$

ここで、 U_4 : 変位 Δa_n 、 Δa_{n-1} と荷重-変位曲線で囲まれた部分の面積である。結果をやはり Fig. 6 中 (図中 □印) に示す。Fig. 6 からき裂進展量が大いところでは、補正を行わないストップ・ブロック試験法およびキー・カーブ法とも J 値をかなり過大に評価していることになる。つまり、補正を行つた場合、約 1 mm くらいのき裂進展後急速に J 値の低下を示しており、後出の T_{mat} の低下 (Fig. 9 参照) と対応している。いま PARIS ら⁴⁾によれば、 J 支配下き裂進展条件は (12) 式で表すことができるといわれる。

$$\left. \begin{aligned} \Delta a \ll R_H \\ \omega = \frac{b}{J} \frac{dJ}{da} \gg 1 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (12)$$

ここで、 R_H : き裂先端における比例負荷領域の大きさである。SHIH-KUMER ら¹⁴⁾は CT 試験片のような主として曲げ荷重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 10 mm 厚試験片の場合、 $\omega = 2.5$ なるき裂進展量は 0.7 mm~1.1 mm の間で、上述の現象と対応している。このため、これを越えた範囲での J 、 T_{mat} 等の値は参考値として現在の所考えておくべきであろう。また Fig. 6 中の ■印は、最近 ERNST¹⁵⁾によつて提案された修正 J 積分値である。修正 J 積分値 J_M

は(13)式で定義される.

$$J_M = J - \int_{a_0}^a \frac{\partial J_{pl}}{\partial a} \Big|_{\delta_{pl}} da \dots\dots\dots (13)$$

ここで、 J_{pl} ：全歪み理論下の J の塑性部分である。この修正 J 積分値を使うことにより(12)式の J 支配下き裂進展条件は、初期リガメント幅 b_0 の 30% のき裂進展量まで拡張されることが報告されている¹⁵⁾。GARWOOD の補正に比べ、 J 値が大きき裂進展下で低下を示さず、注目に値する。しかし詳細は今後の検討課題としたい。

3.2.3 き裂進展抵抗・テアリング・モジュラス (T_{mat}) の比較

計装化シャルピー試験の荷重-変位曲線から(7)式を使って T_{mat} を算出するうえで問題となることは C_r の評価である。本供試材のように比較的高じん性の場合、試験片が破断されるまでに時間がかかり、かつハンマー減速の程度が大きい。それゆえ、例えば荷重-変位曲線の荷重降下部分には、ハンマーロードセル内を伝

播・反射した応力波がゆるやかに干渉し、正しい勾配を与えない恐れもある。従つて、KAISER ら⁵⁾のように荷重降下部分について単純に多項式近似を行い、 C_r を求めたのでは C_r の誤つた評価を導く恐れがある。そこで本研究では、下限値側を推定するという趣旨で最大荷重点近傍の荷重降下部分の最も急傾斜部分の勾配の逆数を C_r とし、 C_r が一定とみなせる変位の範囲に対してのみ(7)式を使って T_{mat} を算出した。Figs. 7, 8 に計装化シャルピー試験により得た疲労予き裂付試験片の荷重-変位曲線と T_{mat} の関係を示す。最大荷重点直後では延性き裂進展に対して直線的な荷重-変位関係が保たれており、この時の C_r より求められる T_{mat} はストップ・ブロック試験法より求められるものとほぼ等しい値を与えており、しかも下限値側になつている。

いま、ストップ・ブロック試験法、キー・カーブ法および GARWOOD のき裂進展補正を施したキー・カーブ法の $J-\Delta a$ 曲線の勾配から求めた T_{mat} および(7)式を使って C_r から計算した T_{mat} を Δa に対してプロ

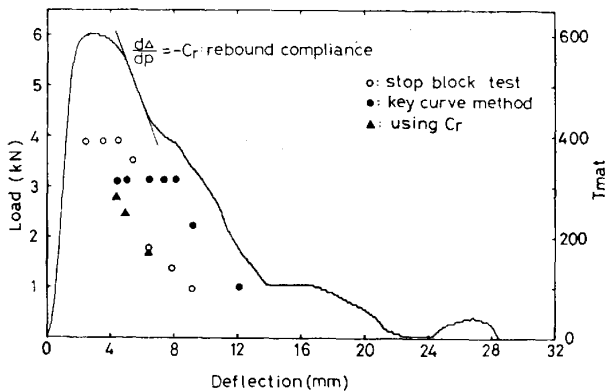


Fig. 7. Curves of load-deflection and T_{mat} -deflection ($B=10$ mm).

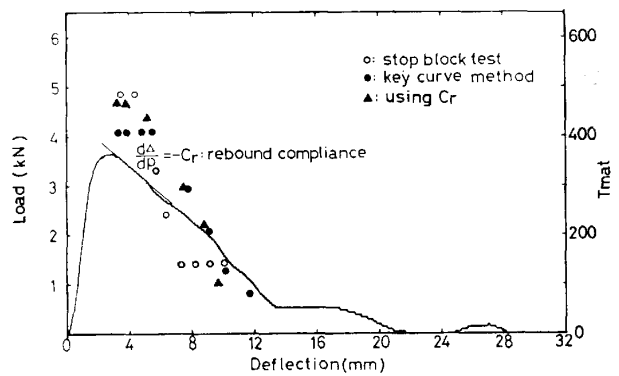


Fig. 8. Curves of load-deflection and T_{mat} -deflection ($B=5$ mm).

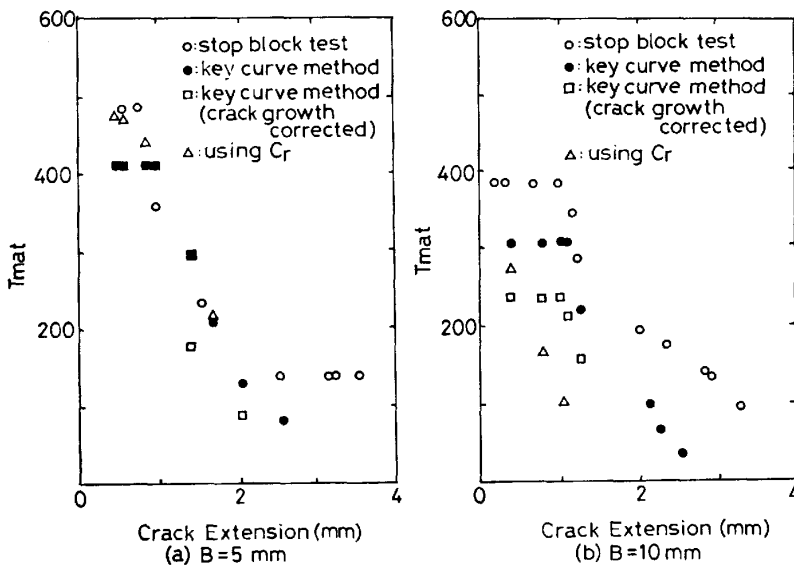


Fig. 9. T_{mat} -crack extension curves evaluated from various method.

ットした図を Fig. 9 に示す。いずれの手法により求めた T_{mat} と厚さ 5 mm の試験片の方が大きく、板厚依存性が認められる。また Δa が 1 mm を越えると T_{mat} の著しい低下が認められるが、この点については求められる値の信憑性もあり、前述したように今後さらに検討が必要であろう。

4. 結 論

原子炉圧力容器用 A533B 鋼を対象に、最近の弾塑性破壊力学的手法を導入して計装化シャルピー試験を行い、次のような結論を得た。

1) コンプライアンス変化率を求めることにより、ほぼ正確に、動的き裂進展開始点が推定でき、これから動的破壊靱性 J_d 値が求められることを示した。

2) キー・カーブ法により、単一試験片の動的な荷重-変位曲線からほぼ妥当なき裂進展量が予測でき、 J - Δa 曲線および動的き裂進展抵抗パラメーター T_{mat} を得ることができることを示した。

3) 以上は疲労予き裂付シャルピー型試験片を用い、計装化衝撃試験を行えば、動的な破壊に関する発生ならびに伝播特性値が簡便に推定できることを示しており、有用性が大きいと考える。

最後に供試材を御提供いただいた新日本製鉄(株)に対し深甚なる謝意を表する次第です。

文 献

- 1) 小林俊郎: 鉄と鋼, 71 (1985), p. 654
- 2) P. C. PARIS, H. TADA, A. ZAHOR and H. ERNST: ASTM STP 668 (1979), p. 5
- 3) H. ERNST, P. C. PARIS, M. ROSSOW and J. W. HUTCHINSON: ASTM STP 677 (1979), p. 581
- 4) J. W. HUTCHINSON and P. C. PARIS: ASTM STP 668 (1979), p. 37
- 5) S. KAISER and A. J. CARLSSON: ASTM STP 803 (1983), p. 1158
- 6) 小林俊郎, 松原 等, 藤井 斎, 上田倅完: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 165
- 7) J. D. LANDES and J. A. BEGLEY: ASTM STP 560 (1979), p. 170
- 8) M. K. TSENG and H. L. MARCUS: Eng. Fract. Mech., 16 (1982), p. 895
- 9) 小林俊郎, 松原 等, 上田倅完: 鉄と鋼, 67 (1981), p. 144
- 10) 小林俊郎, 松原 等, 上田倅完: 鉄と鋼, 69 (1983), p. 97
- 11) J. R. RICE, P. C. PARIS and J. G. MERKLE: ASTM STP 536 (1973), p. 231
- 12) 小林俊郎, 新家光雄, 安達 真: 昭和 60 年度春季軽金属学会講演予稿集, (1985), p. 93
- 13) S. J. GARWOOD, S. J. GARWOOD N. ROBINSON and C. E. TURNER: Int. J. Frac., 11 (1975), p. 528
- 14) C. F. SHIH and V. KUMER: Estimation Technique for the Prediction of Elastic-Plastic Fracture of Structural Components of Nuclear Systems, RPI 1237-1, First Semiannual Rep. for EPRI, G. E. (1979)
- 15) H. A. ERNST: ASTM STP 803 (1983), I-191