



# 破壊靱性評価の問題点と計装化シャルピー試験の役割

© 1985 ISIJ

小林 俊 郎\*

## Problems on Fracture Toughness Evaluation and Role of Instrumented Charpy Test

Toshiro KOBAYASHI

### 1. はじめに

破壊の研究は、機器・構造物の安全性を保証するため、ならびにこれら構成材料の強化という観点から極めて重要であり、1920年にGRIFFITHの理論、1950年代におけるIRWINによる線型破壊力学によつて破壊力学の基礎が作られた。現在この手法は設計技術者、材料技術者にとつて不可欠のものとなつている。一方今世紀初頭CHARPYによつて開発されたシャルピー衝撃試験法は、その簡便さと過去における豊富なデータの蓄積等の理由で広く普及した。しかし破壊力学の急速な進展により、その測定値の意味が不明確であるという理由で、この10~20年の間に靱性評価における主役の立場が入れ替わつた印象を受ける。

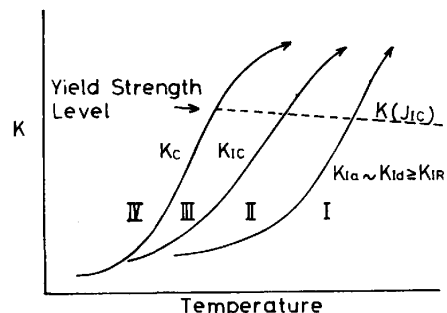
破壊力学的な方法がほぼ普及した現在、今なお現場を中心に愛用されているシャルピー試験法の意義を再確認する意味で本稿をまとめてみた。最近Int. J. Fracture誌にCHARPY<sup>1)</sup>の初期の論文が再掲載されているのも、同様の趣旨によるものかと思う。

### 2. 破壊靱性評価とシャルピー衝撃試験

破壊靱性評価は最初高強度鋼の不安定破壊の問題に適応され成功したが<sup>2)</sup>、その後高靱性を有する材料にも拡大適用されるようになり、多くの問題を包含するようになった。通常破壊の問題は延性・脆性を問わず、破壊の発生、不安定伝播開始、伝播停止という現象に着目して解析される。破壊の発生は、 $K_{Ic}$ 試験では初き裂の2%の進展で便宜的に定義されるが、脆性材料ではこのとき裂発生=伝播開始と考えられ、伝播停止もまず認められないことが多い。一方延性材料では、JSME(日本機械学会)S001で定義する $K_{In}$ (ほぼ $K_{Ic}$ に対応)で破壊が発生後安定成長し、続いて伝播開始(R曲線上の不安定破壊点 $K_c$ または $J_c$ 点)が起こる。条件によつてこの不安定破壊は停止( $K_{Ia}$ )する。

いま延性材料の各 $K$ 値と温度の関係の概略を、Fig. 1に示した。どの $K$ 値を設計や材質判定基準に採るかという問題を提起している。領域II、IIIでは、最悪の状態を想定した場合、 $K_c$ 、 $K_{Ic}$ レベル以下でも破壊の発生は起こる場合があり、この時不安定破壊は停止できないと予測される。原子炉のような高度安全性を要求するものでは、万が一破壊が発生しても、伝播停止が起こるように、 $K_{Ia} \sim K_{Id}$ (動的破壊靱性値)の下限値を予測した $K_{IR}$ を安全設計の尺度としている<sup>3)</sup>。このようなことから、 $K_{Id}$ 測定法の確立が望まれる。逆に過剰に安全側の設計を行わなくてもよい場合は、 $K_{Ic}$ または安全度によつては $K_c$ (あるいは $J_R$ 曲線上の不安定破壊点 $J_c$ )を尺度とする設計が考えられる。

ところで、一般に靱性の温度による変化は、切り欠きの鋭さ・長さ、歪み速度、試験片寸法によつて左右される。破壊靱性は、切り欠きの鋭さ(=疲労き裂)、試験片寸法に関し規定し靱性を定量化した点に意義がある。シャルピー試験では、切り欠き、試験片寸法の定義が特に物理的な根拠によつていない欠点がある。Fig. 2はRITCHIEら<sup>4)</sup>により室温での見かけの動的な $K_c$ (以下



I : Safe region on unstable fracture.  
 II : Prevention region of unstable fracture initiation.  
 III : Control region of unstable fracture initiation.  
 IV : Unstable fracture region.

Fig. 1. Schematic illustration on the relation between various  $K$  values and temperature.

昭和 59 年 11 月 21 日受付 (Received Nov. 21, 1984) (依頼解説)

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

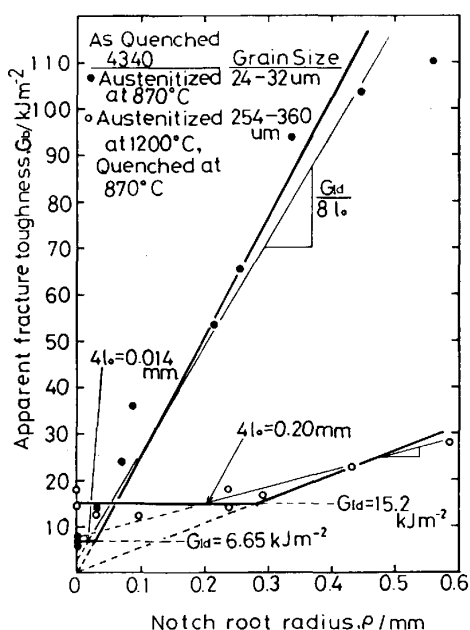


Fig. 2. Effect of notch root radius on the apparent fracture toughness value.

$K_b$  と略記) 値が、切欠先端半径  $\rho$  によつて変化する状況を見かけの  $G_c$  (以下  $G_b$  と略記) 値に換算して示したものである。一般にある  $\rho$  ( $\rho_0$ ) 以上で、 $G_b$  は  $\rho$  に比例して上昇する。シャルピーV切欠試験での衝撃値は、この途上のある一定 ( $\rho=0.25$  mm) 半径での靱性を反映していると考えられる。

TETELMAN ら<sup>5)</sup>は、このような  $\rho$  による変化を材料の限界へき開応力  $\sigma_f$ 、引張降伏応力  $\sigma_y$  と関連づけ、

$$K_b = 2.89\sigma_y \{ \exp(\sigma_f/\sigma_y - 1) \}^{1/2} \rho^{1/2} \dots \dots \dots (1)$$

のように示している。 $\rho_0$  は上式で  $K_{Ic}$  を与える限界の  $\rho = \rho_0$  として定義される。この  $\rho_0$  は、き裂先端での最大引張応力  $\sigma_{yy}^{max}$  が  $\sigma_f$  を越えている特性距離に対応し、結晶粒径の数倍のオーダーであるとしている。一方最近 WILLIAMS<sup>6)</sup> は  $\rho \approx 0$  のだ円状き裂先端では、応力の特異性は認められないが、次のような関係が成立することを示している。

$$K_b = K_c \frac{(1 + \rho/2l_0)^{3/2}}{(1 + \rho/l_0)} \dots \dots \dots (2)$$

これを簡単な近似で  $G_c$  の場合で示すと、

$$G_b/G_c \approx \frac{1}{2} + \rho/8l_0 \dots \dots \dots (3)$$

となる。つまり曲率半径  $\rho$  をもつ切り欠き材の見かけの  $G_b$  値は、 $1/2G_c$  を切片とし傾き  $G_c/8l_0$  を持つ直線で近似できることと、 $\rho_0 = 4l_0$  なる関係が推定される。Fig. 2 では、RITCHIE らの結果 (太線) に対し、(3) 式による細線の方が実際のデータをよく反映しているようである。

ところで傾きより求められる  $l_0$  は、870°C オーステ

ナイト ( $\gamma$ ) 化材で  $3.5 \mu\text{m}$ 、1200°C  $\gamma$  化材で  $50 \mu\text{m}$  と推定され、前  $\gamma$  粒径よりかなり小さい。き裂先端塑性域の半径  $R_c$  と  $\rho_0$  が対応するという報告もあるが<sup>7)</sup>、いまこの時の  $R_c$  を動的条件下で推定してみると前者で  $16.3 \mu\text{m}$ 、後者で  $47 \mu\text{m}$  となり、必ずしも対応を認めにくい。HAHN<sup>8)</sup> は最近  $\rho_0$  のような特性距離は、低温での  $K_{Ic}$  試験では炭化物の分散距離に関連したものになっている。一方シャルピーV切欠試験では、切欠先端での応力付加が起こる体積量 (V切り欠きでは、き裂の場合の20倍に達する) が異なるため、包含される粒子のサイズが広範囲にわたり、サイズによつて破壊の確率が異なることから、結局最大炭化物粒子寸法が破壊を規定すると述べている。このような破壊機構の差が、 $K_{Ic}$  値とシャルピー値で靱性が逆転する (Fig. 2 参照) 原因だとしている。き裂材の特性距離も、結局破壊確率の高い大粒子が包含される限界体積量に対応するものと推定される。

(2), (3) 式が鈍化したき裂の場合にも当てはまること、一部高分子材料で報告されている<sup>9)</sup>。一方 PANDEY<sup>7)</sup> は鈍化き裂の曲率半径  $\rho_b$  ( $\sim 1/2$  COD) と  $\rho_0$  の関係を調べ、 $\rho_0 = 26\rho_b$  の関係を報告しており一致していない。いずれにしても、このような  $l_0$  あるいは  $\rho_0$  とマイクロ組織との対応や物理的意味については、シャルピー試験の意義を明確化してゆく上で今後取り組むべき重要課題であると考えられる。

一方破壊靱性試験にも多くの問題がある。 $K_{Ic}$  試験に比べ試験寸法の制約を大幅に緩和した  $J_{Ic}$  試験では、すべり線場の違いによつて  $J_{Ic}$  値が試験片形状、荷重方式で大きく変化することが報告されている<sup>9)</sup>。さらに Fig. 1 に示したように、延性き裂の進展で規定される  $J_{Ic}$  から換算で求めた  $K(J_{Ic})$  は、高温側では過小、低温側では過大な評価を与えるという大きな問題を残している。また応力履歴<sup>10)</sup> や過負荷による疲労き裂の挿入<sup>11)</sup> が、その後の破壊靱性値に大きく影響する現象も報告されている。き裂が鈍化した状態、球状の欠陥、あるいは構造物中の応力集中部等からの破壊の発生を考える時、シャルピーV切欠試験からえられる情報がより正確に破壊特性を反映している場合もあると考えられる。さらに Fig. 2 の結果をみると、 $K_{Ic}$  値からは 1200°C  $\gamma$  化材の優位性しか判定できず、むしろ経験上シャルピー値の方が正しい判定を与えている。このようなことは Ti 合金でも認められている<sup>12)</sup>。靱性評価に関し、今後さらに検討すべき点を示唆しているように思われる。

### 3. 計装化シャルピー試験の位置付けと発展

計装化シャルピー試験については、破断時の荷重-時間あるいは荷重-変位曲線を記録する方法として、すでに光学的方法が1920年代より試みられている。この方法の詳細については、すでに筆者の解説<sup>13)</sup>もあるので詳

Table 1. Estimates of nominal engineering strain rate  $\dot{\epsilon}$ , displacement rate  $\dot{J}$ , and also  $\dot{K}$ .

Parent structure or specimen	$\dot{\epsilon}$ , s <sup>-1</sup>	$\dot{J}$ , mm s <sup>-1</sup>	$\dot{K}$ , Nmm <sup>-3/2</sup> s <sup>-1</sup>
Storage tanks	<10 <sup>-6</sup>	—	<10
Hydro tests on pressure vessels and pipelines	<10 <sup>-5</sup>	—	<10 <sup>2</sup>
Buildings during erection, bridges, and cranes	<10 <sup>-3</sup>	—	<10 <sup>4</sup>
Aircraft undercarriages	—	10 <sup>4</sup>	<10 <sup>2</sup>
Earthmoving and mechanical handling equipment	—	10 <sup>3</sup>	<10 <sup>6</sup>
Drop forging press	—	10 <sup>4</sup>	<10 <sup>7</sup>
Ships in collision	—	10 <sup>4</sup>	<10 <sup>7</sup>
Road and rail transport	—	10 <sup>5</sup>	<10 <sup>7</sup>
Military equipment subject to explosive or projectile attack	—	10 <sup>7</sup>	<10 <sup>12</sup>
$K_{Ic}$ (Static test)	—	10 <sup>-1</sup>	10 <sup>2</sup>
$K_{Ic}$ (Rapid load test)	—	~10	~10 <sup>4</sup>
$K_{PCI}$ (Precracked instrumented Charpy test)	—	10 <sup>3</sup>	10 <sup>6</sup> ~10 <sup>7</sup>

\* 1 Nmm<sup>-3/2</sup> ≃ 0.0316 MPa · m<sup>1/2</sup> ≃ 0.102 kgf · mm<sup>-3/2</sup>

細は省くが、最近ではコンピュータと接続し、各種の解析が短時間で出来るまでに進展している<sup>14)</sup>。

ところで、この 10 数年間における破壊力学の進展は目覚ましく、その中で計装化シャルピー試験法は必ずしも破壊靱性値の評価に対し、有力な方法とは見なされていない。ASTM E24 委員会での小委員会 E24.03, E24.03.03 が作製しているドラフト案によつても、予き裂付シャルピー試片 ( $a/W=0.45\sim0.55$ ,  $a$ : き裂長さ  $W$ : 試片幅) を用い、衝撃速度 1.2~4 m/s の範囲で、低応力破壊が起こる場合に破壊荷重より動的切欠靱性 (dynamic notch toughness) として  $K_{PCI}(t_f)$  ( $t_f$  は破壊荷重までの時間を付す) で表示することを考えている。この値は正当 (valid) な  $K_{Ic}$  の尺度として、あるいは合金開発等におけるスクリーニング (screening) 用として有効と考えられている。また E24 委員会は、クローズド・ループ式材料試験機で可能な高速範囲 (1 ms までの破壊荷重到達時間より遅い範囲) での準動的  $K_{Ic}$  試験を検討し、 $K_{Ic}(\quad)$  (かつこ内は破壊荷重までの時間を ms で表示) を E399 に準じて求める方法を提出した (ASTM E399-83 ANNEX 7)。いまこれらの試験

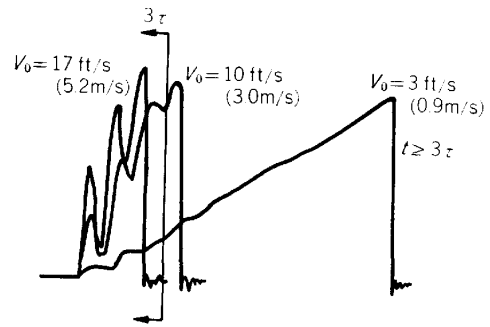


Fig. 3. Time to fracture criteria for an acceptable test result.

における変形 (歪み) 速度と  $\dot{K}$  の概略を、一般に経験される衝撃現象<sup>15)</sup>と対比して Table 1 に示した。

ところでこのような規格化の一方、計装化シャルピー試験では各種の動荷重が簡便に測定でき<sup>13)16)</sup>、動的破壊靱性値を測定する場合でも小型試験片で行える (E399 で規定される寸法条件  $2.5 (K_{Ic}/\sigma_y)^2$  は、動的条件下では約 1/2.5 になると考えられている<sup>17)</sup> 利点のため、次項以下に述べるように、より valid な  $K_{Id}$  あるいは  $J_{Id}$  を求めるための努力が行われており、かなりの成功も認められている。

#### 4. 計装化シャルピー試験における動的破壊靱性の測定

##### 4.1 弾性破壊

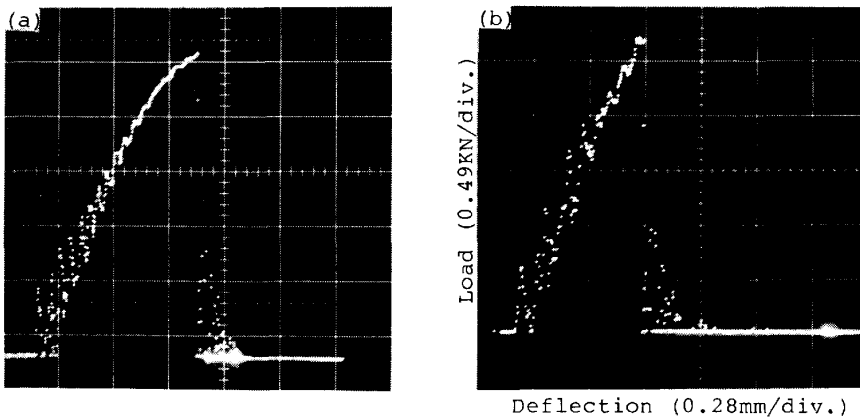
シャルピー試片に疲労予き裂を導入し、場合によつて平面歪み状態を実現する目的でサイド・グループを付加すると、温度域によつてはいわゆる低応力破壊が実現する。この時の破壊荷重から  $K_d$  または  $K_{Id}$  (ASTM 案  $K_{PCI}$ ) が求められる。この場合一番問題となるのは衝撃に伴う慣性荷重の影響で、真の荷重を反映しないという難しさがある。Fig. 3 はこのような例を示したもので、この時の振動の周期は、

$$\tau = 1.68 (SWEBC_s)^{1/2} / C_0 \dots \dots \dots (4)$$

$C_0$ : 試片中の音速 (鋼で 5000 m/s)  $C_s$ : 試片のコンプライアンス  $E$ : ヤング率  $S$ : 支点間距離  $B$ : 試片板厚  $W$ : 試片幅

で与えられる<sup>18)</sup>。鋼, Ti 合金, Al 合金等の標準 V 切欠形状のシャルピー試片では、 $\tau = 33 \mu s$  となる。

ところでこのような慣性による振動波の影響をあまり配慮しないで、信頼性のある荷重測定を行うには、Fig. 3 で示す  $t$  (時間)  $\geq 3\tau$  以上で破壊が起こることが必要で、標準のハンマー持ち上げ角よりも小さい所での低速衝撃試験が推奨されている。最近  $t \leq 3\tau$  以下の高速衝撃に対し行われている慣性力を考慮した動破壊力学<sup>19)</sup>とは、この点で解析の方向が異なっている。しかし Table 1 に示したように、この程度の  $\dot{J}$ ,  $\dot{K}$  で十分に実際に経験される衝撃現象をカバーできることが首肯される。つ



(a)  $V: 1.22 \text{ m/s}$  (b)  $V: 2.27 \text{ m/s}$   
 Fig. 4. An example of apparent variation of load-deflection curve with impact velocity ( $V$ ). Test material: Cermet

まり工業的衝撃試験法として十分有用である。ところで計装化装置の電気的応答速度も問題となり、振幅が 10% 減衰する時の周波数 (0.9 dB 減衰における周波数,  $f_{0.9dB}$ ) を求め、装置の限界応答時間  $T_R$  を決定する必要がある。

$$T_R = 0.35 / f_{0.9dB} \dots\dots\dots (5)$$

破壊が起こるまでの時間は、

$$t \geq 1.1 T_R \dots\dots\dots (6)$$

であることが要求される<sup>20)</sup>。筆者らの計装化装置について検討した結果は、 $f_{0.9dB} = 42 \text{ kHz}$  で  $T_R = 8.3 \mu\text{s}$  であった<sup>21)</sup>。これは  $-196^\circ\text{C}$  で低応力破壊が瞬時に起こる場合でも十分適用できるものである<sup>21)</sup>。

さらに荷重の較正についても動的条件下で行うことが推奨されているが、筆者らの実験<sup>22)</sup>によれば、静荷重 ( $P$ ) に対する動荷重の理論値 ( $P'$ ) との関係は、 $P'/P = 1.02 \pm 0.03$  の範囲にあり、静的な較正によつても大きな誤差がないことを認めている。また筆者らは振動の影響を、原波形を乱すことなく修正する方法として移動平均法を用いている<sup>22)</sup>。ところでこのような慣性の影響をさけるために、低速で衝撃試験を行う場合、あまり速度を落とすと見かけ上塑性が増大した波形になる場合がある (Fig. 4)。いま付加エネルギー容量を  $E_0$ 、荷重-変位曲線で最大荷重に至るまでに吸収されるエネルギーを  $E_i$  とすると、

$$E_0 \geq 3E_i \dots\dots\dots (7)$$

なる条件が、このために必要であると考えられている<sup>18)</sup>。慣性が無視できない高速破壊の場合、脆性破壊が起こるまでの時間から真荷重を求める方法も提案されている<sup>18)21)</sup>。また筆者らは脆性材料で、特に計装化を行わなくても、 $a/W$  比の異なる試片の吸収エネルギーから  $K_{Ic}$  を求める方法も提出している<sup>23)</sup>。

4.2 弾塑性破壊

延性材料の破壊靱性を有効に評価する方法としての J 積分法は、現在ほぼ妥当なものとして受入れられている。通常の鋼材の室温近傍の衝撃試験で認められたのは主に弾塑性型破壊であり、この場合き裂発生点を検出できれば、容易に RICE の簡便式から  $J_{Ia}$  が求められる。

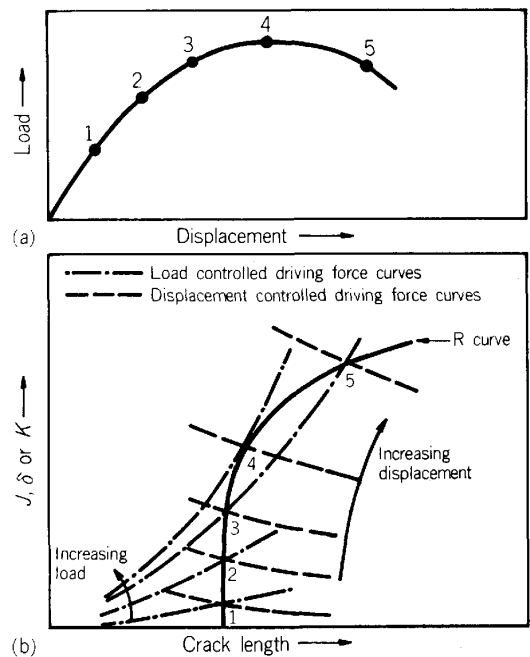


Fig. 5. Schematic representation of instability and maximum load behavior.

現在のところ便宜的に行われているのは、最大荷重 ( $P_m$ ) 点を破壊発生点と考え、ここまでのエネルギーから  $J_a$  あるいは WITT による EE (Equivalent Energy) 法で  $K_{Icd}$  を得る方法である<sup>24)</sup>。後者の場合は、 $K_{Ic}$  または  $K_{Id}$  の場合に下限界を与えるものといわれる。筆者ら<sup>25)</sup>は衝撃試験時にストップ・ブロックを用いてき裂発生過程を調べているが、 $P_m$  点での  $J$  値は R 曲線の影響を受け、いわゆる valid  $J_{Ia}$  とはいえない。一方これに対し Fig. 5 で説明されるように、 $P_m$  (4) 点は荷重制御型負荷条件下では不安定点となるが、変位制御型負荷を考えた時は、不安定破壊点は  $P_m$  以後に存在すると考えられ、ほとんどの構造物での破壊は両者の中間の状態で起こると予測され、 $P_m$  点での  $J_a$  値を設計等に取り入れても十分安全側であるという考え方がある<sup>26)</sup>。計装化シャルピー試験法で、この  $J_a$  または  $K_{Icd}$  値は容易に求めることができるが、意義のある値として有用である。

Table 2. Comparison of fracture toughness parameters obtained from static precracked Charpy tests with those obtained from a 1/2TCT specimen-1018 steel.

Specimen size and type	Test temp (°C)	$K_{Icd}$ (MPa·m <sup>1/2</sup> )	$K_{Ia}$ (MPa·m <sup>1/2</sup> )	$J_{Ic}$ (kJm <sup>-2</sup> )		$dJ/da$ (kJm <sup>-3</sup> )		
				Unl. Comp. <sup>c</sup>	Max Load <sup>a</sup>	Unl. Comp. <sup>c</sup>	$dJ/d\delta^a$	Estimated $dJ/da^{a,b}$
1/2T CT	80	105.7	83.7	70		88 365		
PC Charpy	65	114	95.3		62.3		171 250	106 860
PC Charpy	93	109.3	109.3 <sup>a</sup>		57.2		154 125	86 310

<sup>a</sup> Estimates

<sup>b</sup>  $dJ/d\delta$  was corrected to estimate  $dJ/da$  by the factor  $(\delta_f - \delta_0)/(W - a_0)$

<sup>c</sup> Unloading Compliance

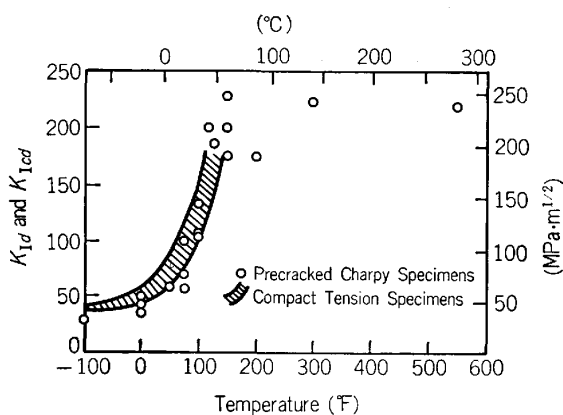
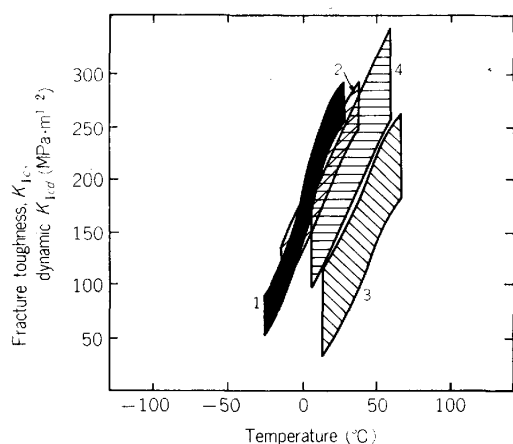


Fig. 6. Comparison of  $K_{Icd}$  with valid dynamic fracture toughness  $K_{Id}$  (8TCT). ASTM A533B, Class 1 Plate.



1: Precracked Charpy, 2: Static 1TCT, 3: Dynamic 1T bend, 4: Dynamic 1TCT

Fig. 7. Comparison of fracture toughness measuring procedures in transition range.

一方  $J_{Id}$  を求める上で、真のき裂発生点を動的試験で求めるのは難しい。筆者は前述のストップ・ブロック法や、導電塗料<sup>27)</sup>、クラックゲージ<sup>28)</sup>を用いた電位差変化も計測しているが汎用性は少ない。LAI ら<sup>28)</sup>はコンピュータを用いた解析で、TSENG ら<sup>29)</sup>はコンプライアンス変化率より単一試片でき裂発生点を求める方法を提出しているが、筆者らの検討によればやはり汎用性に問題が残されており、今後の進展が望まれる。なお上述の  $P_m$

点までのエネルギーや荷重点変位を求める時は、試験機の変位分を差し引いて考える必要があり、これについては文献中にも述べられている<sup>22)</sup>。

いま EE 法より推定した動的  $K_{Icd}$  と、8TCT の大型試片より求めた valid  $K_{Id}$  がほぼ一致するという報告がある (Fig. 6)<sup>30)</sup>。一方 Fig. 7 に示すように多くのデータを取りまとめた結果<sup>31)</sup>は、一般に 1TCT での静的  $K_{Ic}$  と予き裂付シャルピー試験から EE 法によって求めた動的  $K_{Icd}$  がほぼ対応するという傾向が示されている。なおここでの 3, 4 の  $K_{Id}$  は EE 法で求めた値である。一般にシャルピー試片では  $W=B$  で、リガメント部が小さく、このため塑性拘束が十分でないため限界荷重 (limit load) で塑性崩壊しやすいという欠点を持っている。これは Fig. 1 で  $J_{Ic}$  が上部棚域で一定となり小さく現れることにも共通の現象で、この部分では大きな試片サイズ効果が現れている。今後  $W=2B$  型のシャルピー試片についても検討が必要と考えている。

最近大きき裂下での R 曲線の問題が大きく取り上げられている。筆者らはリガメント幅を変えた試験から、簡便に R 曲線を推定する方法を行つている<sup>32)</sup>。一方 Table 2 は、WITT らが静的な予き裂付シャルピー試験から簡便に各破壊靱性値ならびに  $dJ/da$  を算定した例<sup>30)</sup>である。この場合荷重点変位  $\delta$  とき裂進展量  $da$  は、き裂鈍化後はほぼ直線の関係にあるとし、 $dJ/d\delta$  関係をまず求め、これを  $d\delta/da$  の関係で補正することから  $dJ/da$  を求めたものである。表中  $\delta_0$  は鈍化打ち切り点の変位、 $\delta_f$  は破断時の変位である。荒い推定ではあるが、1/2TCT 試片で求めた各値との対応がみられる。一方  $K_{Ia}$  についても求められているが、これは変位制御下で局部的にき裂が停止するポップ・イン停止 (pop-in arrest) 現象に EE 法を適用して求めたものである<sup>33)</sup>。この  $K_{Ia}$  は、Fig. 8 に示すように現在最も  $K_{Ia}$  を求める方法として有力視されている MRL のコンパクトき裂停止 (Compact Crack Arrest) 試片での値と対応するとしている<sup>30)</sup>。筆者らは以前に浸炭法によつて、シャルピー試片で弾性へき開き裂を停止させ、 $K_{Ia}$  を求める方法を提出<sup>34)</sup>しているが、今後窒化法やプレスノッチを用いる方法も検討すべきであろう。WITT らの方法よりも信頼性

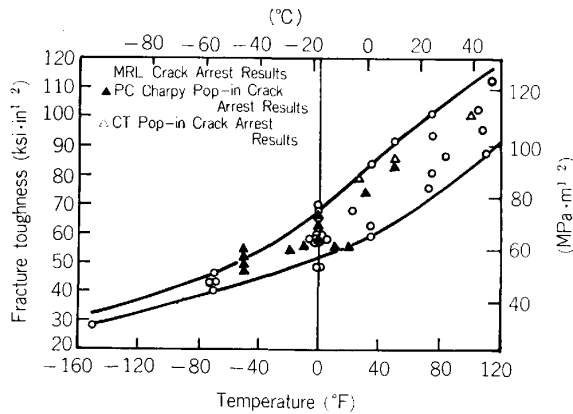


Fig. 8. Comparison of pop-in arrest values with  $K_{Ia}$  results obtained in Material Research Laboratory. ASTM A533B Class 1 Plate.

が高いと思われる。

一方計装化シャルピー試験での  $P_m$  以後のき裂伝播に関しては、今のところ解析が十分でない。 $P_m$  点からの曲線の低下の傾きをリバウンド・コンプライアンス (rebound compliance)  $C_r$  と定義し<sup>35)</sup>、これからいわゆるテアリング・モジュラス (tearing modulus) ( $T_{mat}$ <sup>36)</sup>) を求める方法が提出されている<sup>35)</sup>。このような傾きがモデル実験と合うという報告もある<sup>37)</sup>。今後検討を進めるべき重要点と考えている。

### 5. 破壊靱性の簡便推定法

シャルピー試験の結果から、相関式によつて破壊靱性値を推定する方法が種々提案されている。特に原子炉圧力容器用鋼の中性子照射による脆化度の判定や、ASME Section III, Appendix G に規定される  $K_{IR}$  曲線を推定する場合、V 切り欠きシャルピー衝撃値は重要である<sup>3)</sup>。このようなシャルピー値と  $K_{Ic}$  または  $K_{Id}$  との相関については、ROBERTS ら<sup>38)</sup> により最近取りまとめられており、多くはこれを参照願いたい。いずれにしても材質、温度域、試験法等により多岐に分かれており、全データを統一するような結果はえられていない。

いま遷移域では、一般に

$$K_{Ic}, K_{Id} = A(CVN)^n \quad (8)$$

の形で推定され、安全率を見込んで、

$$K_{Ic} = 8.47(CVN)^{0.63} (\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}, \text{J}) \quad (9)$$

$$K_{Id} = 22.5(CVN)^{0.17} (\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}, \text{J}) \quad (10)$$

が提案されている<sup>38)</sup> (CVN は標準V切り欠きシャルピーでの吸収エネルギー)。一方延性域では、

$$(K_{Ic}/\sigma_y)^2 = A(CVN/\sigma_y + B) \quad (11)$$

のように、塑性域パラメータと降伏強さで標準化した吸収エネルギーとの相関を考える場合が多い。ROLFE-NOVAK-BARSOM の式に安全率を見込んだ次式がある<sup>39)</sup>。

$$(K_{Ic}/\sigma_y)^2 = 0.52(CVN/\sigma_y - 0.02) \quad (\text{m}, \text{J}/\text{MPa}) \quad (12)$$

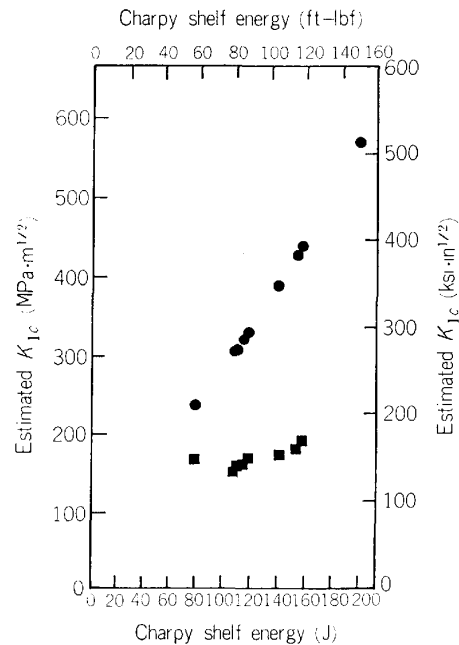


Fig. 9. Comparison of  $K_{Ic}$  estimates between equations (12, ■) and (13, ●).

これらのデータは  $\sigma_y$  が 250~760 MPa のものについてえられたものであり、これを越える高靱性のもものでは大きな変動がみられる。WITT<sup>39)</sup> は原子炉用厚板につき静的な 6TCT 試験を行い、EE 法を用いた解析より、

$$K_{Ic}^2 = 0.068 CVN + 9.90 \quad (\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}, \text{J}) \quad (13)$$

なる相関式を求めている。(12)、(13) 式の比較を Fig. 9 に示すが、シャルピーでの上部棚エネルギーレベルに対応した  $K_{Ic}$  の変化が(13)式では認められる。(12)式を求めた時の  $K_{Ic}/\sigma_y \sim 0.24\sqrt{m}$  に対し、(13)式を推定した時のそれは  $0.27 \sim 1.0\sqrt{m}$  で著しく高靱性の場合であった。いずれにしても、状況に応じて精度のよい相関式を求めることが、これらの方法では必要と思われる。

ところで試片が  $\sigma_y$  以下で脆性破断するような場合、その時の公称曲げ応力  $\sigma_c = 3P_f S/2.B(W-a)^2$  ( $P_f$  は破壊荷重) を同温度下での引張降伏応力  $\sigma_y$  で割つた値を  $R_s$  とすると、

$$K_{Ic}/\sigma_y = \alpha \cdot R_s \quad (14)$$

の関係から簡便に  $K_{Ic}$  を推定できるといわれる。 $\sigma_c$  を crack strength,  $R_s$  を specimen strength ratio と呼び、ASTM E812-81 にも規定がある。 $\alpha$  は予き裂付シャルピーで  $a/W=0.5$  の時 0.278 である。このような関係は、最近 WIT による修正 DUGDALE モデルを用いた解析から、塑性拘束係数を推定することで、弾塑性域まで拡張して適用できることが示されている<sup>40)</sup>。

### 6. おわりに

以上計装化シャルピー試験を中心に、破壊力学との対応について述べた。 $K_{Ic}$  試験はいわゆる簡便試験法とし

ては認められず、現場での品質管理や材料開発等を行う上で、シャルピー試験法の重要性を看過することはできない。試験片の工夫、計装化のメリット等を生かすことで、現在 ASTM で考えている  $K_{PCI}$  以上に valid な  $K_{Ic}$  に相当する数値を求める方法を、今後検討することが重要と思われる。

### 文 献

- 1) M. G. CHARPY: Int. J. Fract., 25 (1984), p. 287
- 2) 小林俊郎: 日本金属学会報, 8 (1969), p. 28
- 3) ASME Boiler and Pressure Vessel Code III, Division 1, Appendix G (1974) [ASME]
- 4) R. O. RITCHIE, B. FRANCIS and W. F. SERVER: Metall. Trans., 7A (1976), p. 831
- 5) T. R. WILSHAW, C. A. RAU and A. S. TETELMAN: Eng. Fract. Mech., 1 (1968), p. 831
- 6) J. G. WILLIAMS: Fracture Mechanics of Polymers (1984) [Ellis Horwood Ltd.]
- 7) R. K. PANDEY: J. Mat. Sci., 19 (1984), p. 607
- 8) G. T. HAHN: Metall. Trans., 15A (1984), p. 947
- 9) R. O. RITCHIE: Trans. ASME, J. Eng. Mat. Tech., 105 (1983), p. 1
- 10) 中村春夫, 小林英男, 小平隆紀, 中沢 一: 日本機械学会論文集, 47-416(A) (1981), p. 416
- 11) 中村春夫, 小平隆紀, 小林英男, 中沢 一: 日本機械学会講演論文集, No. 790-12 (1979-10), p. 241
- 12) 佐々木伸行, 新家光雄, 小林俊郎: 日本金属学会講演概要 (1984・10月), p. 388
- 13) 小林俊郎: 日本金属学会会報, 12 (1973), p. 546
- 14) T. KOBAYASHI: Eng. Fract. Mech., 19(1984), p. 49
- 15) IIW Commission X: Dynamic Fracture Toughness (1977), p. 127[The Welding Institute]
- 16) T. KOBAYASHI: Eng. Fract. Mech., 19(1984), p. 67
- 17) 砂本大造, 佐藤正信, 船田立夫: 三菱重工技報, 11 (1974), p. 1
- 18) W. L. SERVER: J. Test. Eval., 6 (1978), p. 29
- 19) 青木 繁: 日本機械学会誌, 84 (1981), p. 243
- 20) D. R. IRELAND: ASTM STP 563 (1974), p. 3
- 21) 西 成基, 小林俊郎, 河部昭雄, 遠山直人: 鋳物, 49 (1977), p. 222
- 22) 小林俊郎, 松原 等, 上田俣完: 鉄と鋼, 67 (1981), p. 2216
- 23) 西 成基, 小林俊郎, 河部昭雄: 鋳物, 48 (1976), p. 197
- 24) F. J. WITT: Eng. Fract. Mech., 14 (1981), p. 171
- 25) T. KOBAYASHI: Int. J. Fract., 23 (1983), p. 105
- 26) O. L. TOWERS and S. J. GARWOOD: Int. J. Fract., 16 (1980), p. 85
- 27) 小林俊郎: 鉄と鋼, 65 (1979), p. 1460
- 28) Z. H. LAI, L. J. CHEN, C. M. CHANG, C. S. NA and C. S. CHAO: Eng. Fract. Mech., 17 (1983), p. 395
- 29) M. K. TSENG and H. L. MARCUS: Eng. Fract. Mech., 16 (1982), p. 895
- 30) F. J. WITT: Proc. C. S. N. I. Special Meeting on Instrumented Precracked Charpy Testing, California (1980), 4-131
- 31) R. A. WULLAERT, W. L. SERVER, W. OLDFIELD and T. R. WILSHAW: Dynamic Fracture Toughness (1977), p. 31[The Welding Institute]
- 32) 小林俊郎, 加藤鋭次, 清水伸浩, 上田俣完: 軽金属, 31 (1981), p. 248
- 33) F. J. WITT: Eng. Fract. Mech., 18 (1983), p. 997
- 34) T. KOBAYASHI, K. TAKAI and H. MANIWA: Trans. ISIJ, 7 (1967), p. 115
- 35) S. KAISER and A. J. CARLSSON: ASTM STP 803 (1983), II-58
- 36) 新家光雄, 牧清二郎, 中村雅勇, 小林俊郎: 軽金属, 33 (1983), p. 555
- 37) 河村 繁, 滝 久男: 軽金属, 24 (1974), p. 399
- 38) R. ROBERTS and C. NEWTON: WRC Bulletin, (1981) 265
- 39) F. J. WITT: Int. J. Pres. Ves. & Piping, 11 (1983), p. 47
- 40) R. WIT and C. G. INTERRANTE: Eng. Fract. Mech., 19 (1984), p. 1151