

UDC 669.14.018.29 : 621.039.53 : 539.55 : 620.178.746.22 :
620.174.2 : 536.5

論 文

小型3点曲げ試験片による原子炉圧力容器鋼材の J_{IC} 破壊靱性の評価*

古平 恒夫**・中島 伸也**・松本 正勝**

Evaluation of J_{IC} Fracture Toughness of Nuclear Reactor Pressure Vessel Steels by Three-Point Bend Specimens

Tsuneo KODAIRA, Nobuya NAKAJIMA, and Masakatsu MATSUMOTO

Synopsis :

Four methods for determining J_{IC} value using small specimens are compared on A533B Cl. 1 steel (HSST 03 Plate). Three-point bend tests are carried out at temperatures between -65 and 70°C . The crack initiation point on a load-deflection curve is determined by an electrical potential method. Besides this, precracked Charpy type specimens of A533B Cl. 1 and A542 steels are tested using the R-curve method to clarify the relation between the J integral value and COD value. The test results obtained are as follows :

(1) The method proposed by RICE et al. is the most useful with respect to its simplicity, accuracy, and requirement of only one specimen.

(2) The specimen size requirement for a valid J_{IC} value can be described by the following equation ;
$$B \geq 25(J/\sigma_Y)$$

where B is the specimen thickness and σ_Y is the yield strength.

(3) The empirical results obtained with small specimens are in good agreement with those obtained with large ones.

(4) The blunting line used in the R-curve method can be described by the following equation ;
$$J = 3.7\sigma_Y \Delta a$$

where σ_Y is the yield strength and Δa is the crack extension.

(5) J value, COD, and lateral contraction, LC are related with each other as follows ;

$$J/\sigma_Y = 2.6(\text{COD})$$

$$J/\sigma_Y = 2.0(\text{LC})$$

$$\text{COD} = 0.77(\text{LC})$$

1. 緒 言

最近、軽水炉圧力容器の構造安全性評価手法として、破壊力学が米国の ASME Code¹⁾に採用され、国内においても通産省令あるいは電気技術規程に破壊力学的評価を取入れるべく改訂案が検討されつつある。したがって、中性子照射前および照射後における圧力容器鋼材の破壊靱性データの収集は焦眉の急である。

圧力容器鋼材の中性子照射脆化の評価に、破壊靱性試験を適用する際に考慮しなければならないことは、

- 1) 原子炉内スペースが限定されていることから、小型試験片であること、
- 2) マニピュレータによるホットセル内での作業上の制

約から、測定手法が簡単であること、

- 3) 照射試験片の数量が限られているので、なるべく少量の試験片で破壊靱性を求め得ること、である。

現在広く行われている線形破壊力学にもとづく K_{IC} 破壊靱性試験 (ASTM E399)²⁾は、平面歪破壊条件の要求を満足するためかなりの大型の試験片を必要とし、上記の理由で中性子照射試験に応用することは不可能に近く、小型試験片により破壊靱性を求める手法の確立が望まれる。 K_{IC} を、大型試験片によらず、容易に実施できる小型試験片により求めようとする試みが最近いろいろなされており、弾塑性破壊力学にもとづく RICE³⁾の J 積分による J_{IC} 破壊靱性試験が有力視されている。現在、

* 昭和 51 年 10 月本会講演大会にて発表 昭和 53 年 3 月 6 日受付 (Received Mar. 6, 1978)

** 日本原子力研究所 (Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura Nakagun Ibaraki 319-11)

J_{IC} を求めるための測定法がいくつか提案されているが^{4)~8)}, 原子炉圧力容器鋼材の中性子照射試験に応用するには, 測定手法の難易, 得られた J_{IC} 値の精度, き裂発生点検出の妥当性, valid J_{IC} 基準, J_{IC} と K_{IC} との相関および J 値と他の破壊靱性パラメータ (COD, 横収縮量) との関係などの諸課題を総合的に検討し, 明らかにする必要がある. 今回, 著者らは, 寸法, 形状の面で照射カプセルに収納するとき数量的に有利である 3 点曲げ試験片を用い, 上記の諸課題を明らかにし, 中性子照射試験へ応用する見通しを得るため, 以下の実験を行った.

2. 実験方法

2.1 供試材および試験片

本研究に供した鋼材は, 米国の Heavy Section Steel Technology Program (以下 HSST 計画) に使用された HSST 03 Plate⁹⁾ と称する板厚 300 mm の ASTM A533 Grade B, Class 1 鋼板 (JIS G3120, SQV2A 相当) および国産の A542 Class 1 鋼板である. 前者の A533B Cl. 1 鋼の場合は, 受領のまま材 (以下 K 材) の他に, 中性子照射脆化を模擬して強度レベルを変化させるため, これに焼ならし (L 材) および焼入れ (M 材) を施し, A542 鋼とあわせて計 4 種類の試験材を用意した. K, L および M 材の熱処理の詳細を模式図として Fig. 1 に示す. A542 鋼は, 20×120×150 mm のブロックをオーステナイト化 (920°C×4 h 保持) したのち, 250 mm 板厚の 1/4 厚さにおける冷却速度を模擬して約 20°C/min で焼入れ, 焼もどしは 650°C×12 h 空冷, 溶接後熱処理は

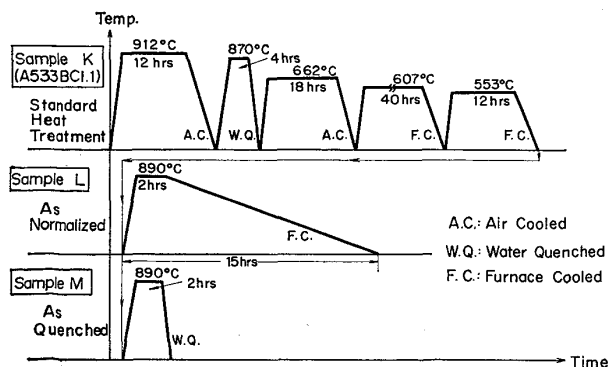
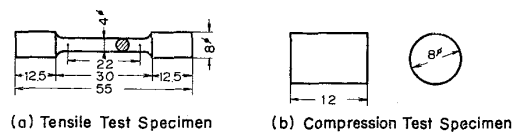
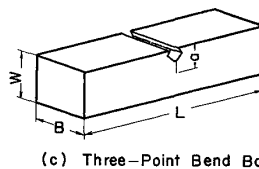


Fig. 1. Schematic illustration of three kinds of heat treatment (Samples K, L, and M).

Table 1. Chemical composition of tested steels.

	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Cu	Sol. Al
Sample K(A533 BCl. 1) L and M	0.25	0.26	1.36	0.011	0.015	0.62	0.13	0.51	0.12	0.023
A542 Cl. 1	0.16	0.28	0.53	0.008	0.011	0.13	2.25	1.03	0.13	0.006

B(mm)	W(mm)	L(mm)	a(mm)	Steel
5	10	55		Samples K, L and M
10	10	55		
15	10	55	3.5 ~ 6.0	
20	10	55		
10	20	100	~10	Sample K
10	10	55	~5.0	
				A542

Fig. 2. Details of specimen configuration.

625°C×4 h + 690°C×30 h のプログラム熱処理を施した. これらの供試材の化学成分を Table 1 に示す.

Fig. 2 に, 今回用いた引張, 圧縮および 3 点曲げ試験片の形状, 寸法を示す. シャルピ衝撃試験片はここに示していないが, 2 mm V 切欠きの JIS Z2202 の 4 号試験片 (10×10×55 mm) を用いた. これらの試験片は, 試験片の長手方向を圧延方向とし, 供試材の板厚中心部より採取した. 3 点曲げ試験片は, J_{IC} 値の試験片厚さ依存性をみるため, Fig. 2 に示すように, K 材で 5 種類, L, M 材は 3 種類, A542 鋼は 1 種類の試験片を用いた. すべての 3 点曲げ試験片は, 切欠き切削後, 疲れき裂を導入したが, ASTM E399²⁾ に準拠し, 室温にて繰返し速度 10 Hz で, ΔK が 100 kgf·mm^{-3/2} 以下になるように条件を選んで行つた. なお, 将来の中性子照射試験を考慮すると, 照射カプセルに試験片を組込んだとき, ナイフエッジは試験片表面から出ていない方がよい, 今回はクリップゲージを直接試験片に取付けられるように Fig. 2 示すような特殊な形状の切欠きを採用した.

2.2 引張, 圧縮およびシャルピ衝撃試験

引張試験は, 電気油圧サーボ式の試験機を使用し, すべての供試材について室温で実施した. クロスヘッド速度は 0.5 mm/min である. いっぽう, 圧縮試験は, 同じ試験機を用い, K 材のみについて降伏強さを求めるため, クロスヘッド速度 0.1 mm/min で, -65°, -20° および 70°C の 3 温度で行つた. 試験温度は, 低温 (-65°, -20°C) の場合はアルコールとドライアイスによ

り、70°C の場合はシリコン油と投げ込みヒータを用い、浴槽中の媒体を所定の温度に調節することにより得ている。

シャルピ衝撃試験は、容量 30kgf・m の試験機を用い、数温度において行い、吸収エネルギー、脆性破面率および横膨出量などを測定し、遷移曲線を求めた。

2.3 3点曲げによる J_{IC} 破壊靱性試験

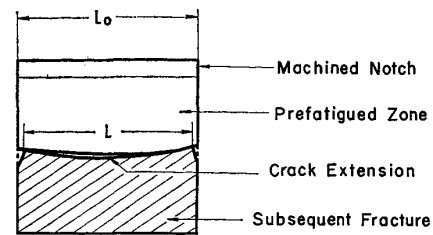
3点曲げ試験は、前述の電気油圧サーボ式の容量 10t の試験機を使用し、クロスヘッド速度 0.5 mm/min で行つた。3点曲げの荷重点間隔 S は、試験片幅 W の4倍、すなわち、 $S=4W$ とし、試験は室温 (20°C) を主に行い、K材については、破壊靱性値の温度依存性をみるため、-65°、-20° および 70°C でも実施した。なお、この際の試験温度は、前述の圧縮試験と同様の方法で調節した。試験中は、試験片中央の荷重点における荷重方向への変位 (以下変位という。) を試験機下部のアクチュエータに連なる負荷用ロッドと試験機ベースとの間に取付けた変位計により検出し、ロードセル出力とあわせて、荷重-変位曲線を XY レコーダに記録し、以後の解析に供した。さらに、 J_{IC} を求めるために、き裂発生点の検出は、二つの方法を用いた。一つは、試験片にスメックゲージおよびクリップゲージを装着し、出力を XY レコーダに記録し、この電位-開口変位曲線の傾きの急変する点をき裂発生点とする方法である。この方法は、COD 試験法を規定した英国の基準¹⁰⁾ (BS DD19) に準拠したものであり、以下この方法をスメックゲージ法 (Electrical Potential Method) と呼ぶ。また、他の方法は、LANDES と BEGLEY により提案された R カーブ法 (または Heat Tint 法)⁸⁾ であり、概要を付録に示す。なお、スメックゲージ法においては、出力をマイクロボルトメータを介して増幅し、XY レコーダに記録させている。また、クリップゲージは、手製のものを用い、較正治具を用いてゲージ出力を 0~5 mm の間で数回測定し、直線性を確認して供試している。

2.4 き裂長さ、き裂進展量、横収縮量の測定と破面観察

3点曲げ試験終了後、試験片を液体窒素に浸漬して取出し、衝撃的に脆性破壊させて破面を現出し、き裂長さ a 、き裂進展量 Δa および横収縮量 LC の測定を 5/1 000 mm 目盛の工具顕微鏡を用いて行つた。なお、あらかじめ導入してあつたき裂長さ a の測定は、ASTM E399²⁾ の基準にもとづき実施した。また、 LC は、Fig. 3 に示すように、両側の疲れき裂端直下の距離 l を測定し、 LC は以下の式より求めた。

$$(LC) = l_0 - l \quad \dots\dots\dots (1)$$

破面の観察は、走査型電子顕微鏡 (JXA5A) により、



$$(LC) = L_0 - L$$

Fig. 3. Schematic illustration of fracture appearance of a bend specimen and procedure for determination of lateral contraction.

加速電圧 25kV で倍率を 300~2 500 倍の間で変化させ、主としてストレッチゾーンおよび安定延性き裂発生の有無を中心に、また一部のものは Δa の測定も試みた。き裂の開口状態を調べるためには、破面に直角方向の断面を腐食、研磨して金属組織をあらわし、光学顕微鏡にて観察を行つた。

3. 実験結果と考察

3.1 4種類の測定法による J_{IC} 試験結果

本節では、現在提案されているいくつかの測定法の中で、手法の容易さ、 J_{IC} 値の精度などから判断して、どの測定法が中性子照射試験に応用する上でもっとも有望かを実験的に検証することを目的に実験を行つた。

今回、検討の対象とした J_{IC} 測定法は、コンプライアンス法⁴⁾⁵⁾、BUCCIらの提唱している方法⁶⁾ (以下 Estimation Method 1, 簡便法 1) および RICEらの提案している方法⁷⁾ (Estimation Method 2 and 3, 簡便法 2 および 3) の4種類の測定法である。

供試材として、K, L, M 材を用い、試験片はシャルピサイズで試験片厚さ B が 10, 15 および 20 mm の3種類を使用して、室温を中心に3点曲げ試験を実施した。前述の引張およびシャルピ衝撃試験から得られた供試材の機械的性質を Table 2 に示す。同表から、K, L, M 材の順に強度および遷移温度が上昇し、逆に伸び、絞りおよびシャルピ上部棚エネルギーが低下していることがわかる。この傾向は、通常の低合金鋼の中性子照射脆化挙動と似ており、熱処理条件の選定は適切であつたといえよう。

3.1.1 コンプライアンス法による J_{IC} ⁴⁾⁵⁾

この方法は、BEGLEY と LANDES⁴⁾⁵⁾により提唱されたものであり、物理的根拠の明確な、正確な J_{IC} 測定法であるといわれている。

実験結果の1例として、K材の結果を Fig. 4~6 に示す。Fig. 4 は荷重-変位曲線下の面積、すなわち、ポテ

Table 2. Mechanical properties of tested steels.

Tested Steel	Tensile Test				V-Notch Charpy Impact Test			Vickers Hardness (20 kgf)
	σ_y (kgf/mm ²)	σ_u (kgf/mm ²)	El. (%)	R. A. (%)	Tr30 (°C)	FATT (°C)	U. S. E. (kgf·m)	
Sample K (A533B Cl. 1)	45.1	61.9	25.5	71.4	14.5	33	18.2	186
Sample L	45.5	75.3	23.8	58.1	17	50	15.0	212
Sample M	55.3	79.2	18.8	54.6	34	46.5	13.8	233
A542 Cl. 1	64.8	78.1	25.0	75.0	-84	-32	22.5	233

 σ_y : Yield Strength σ_u : Ultimate Tensile Strength

El. : Elongation

R.A. : Reduction of Area

Tr 30 : Temperature giving Absorbed Energy of 30 ft·lb (4.2kgf·m)

FATT : Fracture Appearance Transition Temperature

U.S.E. : Upper Shelf Energy

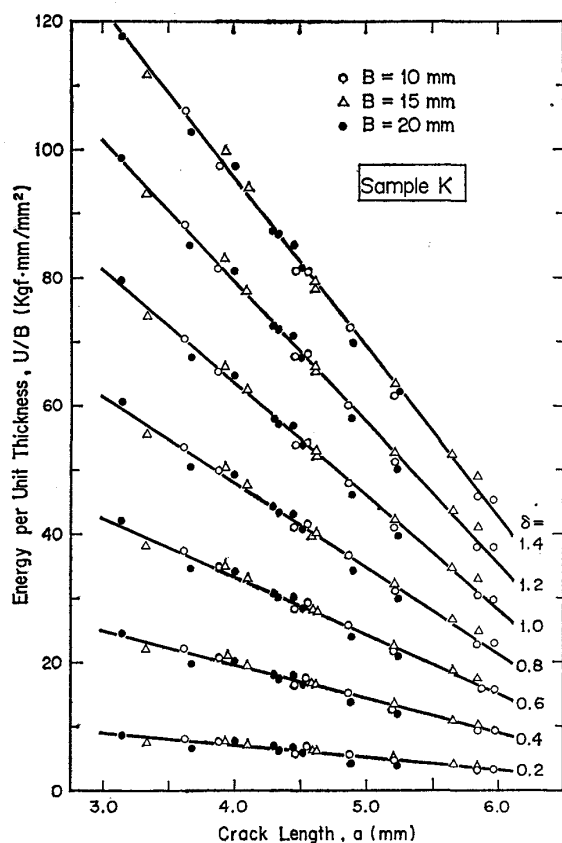


Fig. 4. Relation between absorbed energy and crack length.

ンシャルエネルギー U を求め、単位厚さ当りのポテンシャルエネルギー U/B とき裂長さ a との関係に整理した結果を示す。 U/B と a との関係は、電子計算機による多項式近似の最適曲線化用のプログラムによりあてはめを検討した結果、直線関係とみなしてさしつかえないことがわかり、直線近似を採用した。同図から明らかなように、 U/B と a との関係は 3 種類の試験片の間でほとんど有意差がなく、試験片サイズの影響は認められない。 J は

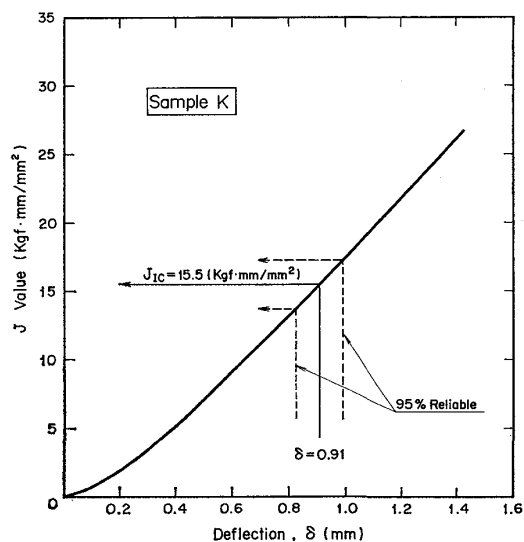
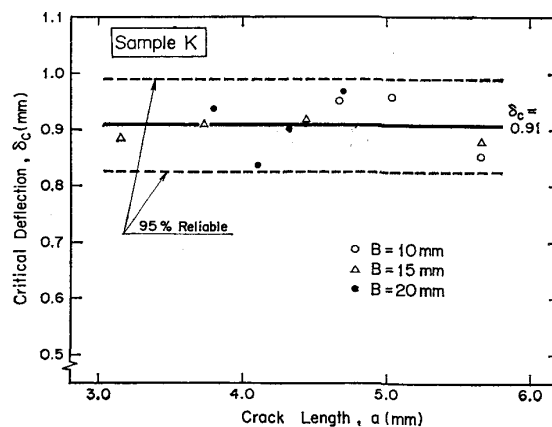
Fig. 5. Relation between J value and deflection showing a procedure for determination of J_{IC} (Compliance method).

Fig. 6. Critical deflection versus crack length.

$J = -d(U/B)/da$ で与えられるので、Fig. 4 の直線の勾

配の負の値が J 値を与えることになる。Fig. 5 は Fig. 4 から求めた $J-\delta$ 曲線を示したものである。 J_{IC} は $J-\delta$ 曲線において、限界変位量 δ_c を知れば求められる。今回の結果では Fig. 6 のように $\delta_c=0.91$ mm となり、 J_{IC} は $15.5 \text{ kgf} \cdot \text{mm}/\text{mm}^2$ という値となった。 Fig. 6 は、スแมックゲージ法による δ_c を求めた根拠を示したものであり、多少のバラツキはあるが、 δ_c はき裂長さ a 、試験片厚さ B に依存していないことがわかる。したがって、今回はこれらの平均値を求め、 $\delta_c=0.91$ mm とした。

3.1.2 簡便法1による J_{IC} ⁶⁾

前述のコンプライアンス法は、 J_{IC} を求めるために少くとも数本以上の試験片を要する。したがって、より少い試験片で J_{IC} が求められる手法の確立が望まれている。BUCCIら⁶⁾は、このような要望に応ずるために、荷重-変位曲線を理論的に近似し、 $J-\delta$ 曲線を求め、 δ_c を知れば J_{IC} が求まる方法を提案した。本方法において、弾性部分の近似および塑性域 r_y の補正は、平面応力の方が平面歪より実際の荷重-変位曲線を精度よく近似できるため、平面応力補正を採用した。

Fig. 7 は、結果の1例として、L および M 材の場合を示す。計算はき裂長さと試験片幅との比 a/W を 0.40 から 0.60 まで 0.05 おきにとつて行つた。同図にはコンプライアンス法による $J-\delta$ 曲線もあわせて示すが、L, M 材ともに $a/W=0.5$ の場合がもつともコンプライアンス法の結果に近いことを示している。K材の場合もまったく同様であつた。一般の破壊靱性試験の a/W はだいたい 0.5 にとること、および、このようにコンプライアンス法にもつとも近い値となつていることから $a/W=0.5$ の $J-\delta$ 曲線から J_{IC} を求めることとした。き裂発生点の δ_c は、スแมックゲージ法により行つた結果 Fig. 8 に示すように L, M 材ともに $\delta_c=0.37$ mm となり、 J_{IC} は L 材で $5.2 \text{ kgf} \cdot \text{mm}/\text{mm}^2$ 、M 材は $5.6 \text{ kgf} \cdot \text{mm}/\text{mm}^2$ となつた。

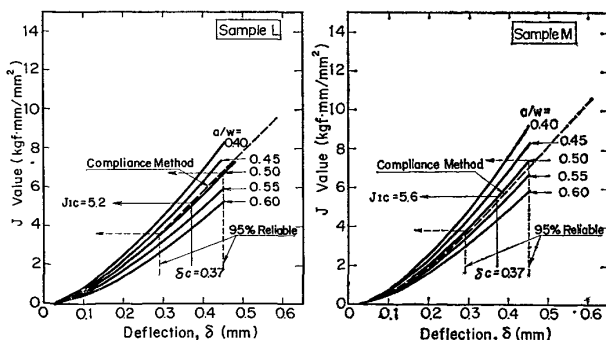


Fig. 7. Relation between deflection and J value (Estimation method 1).

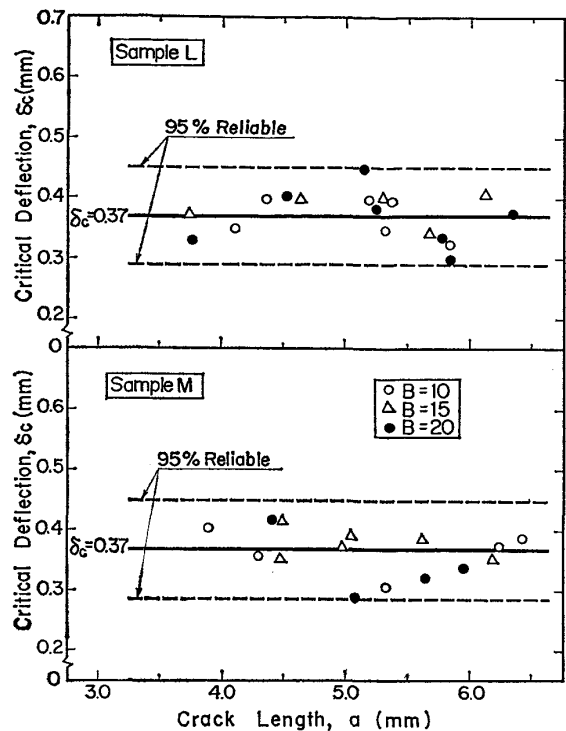


Fig. 8. Critical deflection versus crack length.

3.1.3 簡便法2および3による J_{IC} ⁷⁾

RICEら⁷⁾は、1本の試験片で δ_c を知れば簡単な計算で J_{IC} の求められる方法を提案した。

簡便法2は、以下の式で表わされる。

$$J = 2A/B(W-a) \quad \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 A : き裂発生点までの荷重-変位曲線下の面積 ($\text{kgf} \cdot \text{mm}$)、 B : 試験片厚さ (mm)、 W : 試験片の幅 (mm)、 a : き裂長さ (mm) である。なお、RICEら⁷⁾によれば、3点曲げの場合は、(3)式に示すように、 A については全エネルギー U_T から切欠きのない場合のエネルギー U_{nc} を差引いた U_c を用いる必要があるとしている。

$$J_1 = \frac{2}{B(W-a)} U_c$$

$$= \frac{2}{B(W-a)} (U_T - U_{nc}) \quad \dots\dots\dots (3)$$

いつぼう、最近、SRAWLEY¹¹⁾、KELLER と MUNZ¹²⁾ および LANDESら¹³⁾は、3点曲げの場合は、 U_c ではなく U_T を用いた以下の式の方が正しい J 積分値が求められると報告している。

$$J_2 = 2U_T/B(W-a) \quad \dots\dots\dots (4)$$

この点を確認するため、K材について3点曲げ試験を実施して、(3)および(4)式により J 値を求め、コンプライアンス法と比較した結果を Fig. 9 に示す。今回は、(3)式における U_{nc} は、BUCCIら⁶⁾の以下の式を用い計

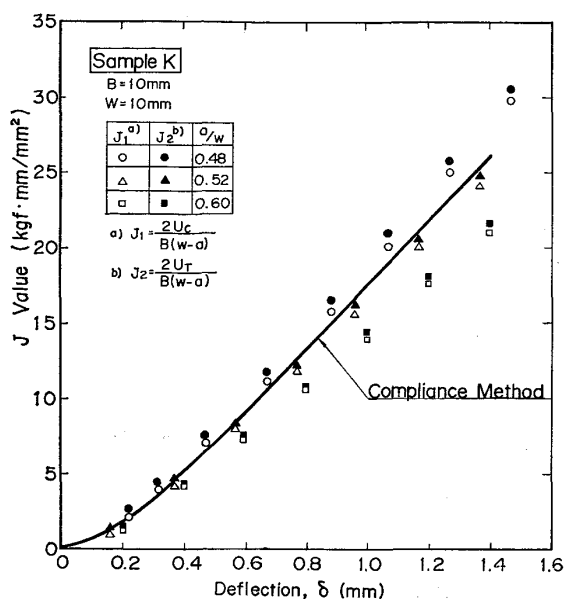


Fig. 9. Comparison of J versus δ between compliance method and estimation method 2.

算した。

$$EB\delta/P = 0.24(S/W)^3$$

$$\times [1.04 + 3.28(1+\nu)(W/S)^2] \dots\dots (5)$$

ここで、 E : 縦弾性係数 (kgf/mm²), P : 荷重 (kgf),

S : 支点間隔 (mm), ν : ポアソン比である。Fig. 9 には、 a/W が 0.48, 0.52 および 0.60 の場合を示したが、いずれも U_T を用いた (4) 式の方が U_C を用いた (3) 式より若干大きい J 値を与えるが、その差は数パーセントに過ぎない。また同図から、(3), (4) 式ともに a/W を 0.5 にとればコンプライアンス法と良好な一致を示すことがわかる。以上の結果より、 J 値は U_T および U_C のどちらを用いても大差ないけれども、 U_C による方が J 値は安全側の評価になることから、簡便法 2 としては (3) および (5) 式を用い、 a/W を 0.5 にして J_{IC} を求めることにした。

いつぼう、簡便法 3 は以下の式で表わされる。

$$J = [P_C \cdot \delta_C / B(W-a)] \cdot [1 + \alpha D^2 (P_C / P_L)^2] \dots (6)$$

ここで、 P_C : き裂発生点における荷重 (kgf), δ_C : き裂発生点の変位 (mm), P_L : 限界荷重 (kgf), αD^2 : 定数 (=0.35) である。この (6) 式も J を評価する上で用いる変位は、同じ形状、寸法のき裂のない試験片の弾性変形部分を除く必要があるため、簡便法 2 と同じく (5) 式により補正を行って J_{IC} を求めた。

簡便法 2 および 3 による J_{IC} 試験結果を Table 3 に K, L, M 材についてまとめて示すが、結果はややバラツキが認められる。これは、前述のスメックゲージ法に

Table 3. J_{IC} values of samples K, L and M obtained using estimation methods 2 and 3.

Bend Specimen	Sample K				Sample L				Sample M			
	J_{IC} from E. M. 2		J_{IC} from E. M. 3		J_{IC} from E. M. 2		J_{IC} from E. M. 3		J_{IC} from E. M. 2		J_{IC} from E. M. 3	
$B = 10(\text{ mm})$	15.5 16.7 11.4 16.0 13.3 16.1 16.3	Average 15.0	12.2 13.1 9.2 12.6 10.8 13.4 13.7	Average 12.1	5.4 5.7 5.5 4.1 6.4 4.8	Average 5.3	5.2 5.1 5.4 4.2 7.0 5.0	Average 5.3	5.6 4.0 4.3 6.3 4.4	Average 4.9	5.8 4.1 4.0 6.1 4.0	Average 4.8
$B = 15(\text{ mm})$	17.0 16.6 17.9 13.2 13.2 15.3 16.4	Average 15.7	14.1 13.4 14.3 10.4 11.4 11.8 13.7	Average 12.7	6.2 5.7 5.9 4.2 5.0	Average 5.4	6.1 5.4 5.3 3.9 4.5	Average 5.0	5.3 6.5 5.3 4.2 6.2 5.6	Average 5.5	5.0 6.3 5.2 4.1 4.8 5.2	Average 5.1
$B = 20(\text{ mm})$	15.0 16.1 16.2 17.6 13.1 15.9 13.8 12.1	Average 15.0	11.9 13.0 13.4 14.4 10.6 13.0 11.4 10.5	Average 12.3	5.1 5.6 7.3 4.3 4.6 5.8 3.6	Average 5.2	5.7 5.6 7.5 4.4 4.3 6.2 3.3	Average 5.3	6.7 4.0 4.0 3.6	Average 4.6	6.5 3.9 3.8 3.7	Average 4.5
Average	15.2		12.4		5.3		5.2		5.1		4.8	

1) Unit is kgf·mm/mm². 2) E. M. 2 denotes Estimation Method 2. 3) E. M. 3 denotes Estimation Method 3.

よる δ_c 測定結果 (Fig. 6 および 8) でも認められるように、主として、き裂発生点のバラツキによるものである。この原因は、測定法上の問題というより、著者らは材料の不均一性にあると考えている。すなわち、今回の供試材 (K, L, M 材) は、HSST 03 Plate において切り出し位置の異なるいくつかのブロックを供試し、しかも、試験片は小型で、板厚中心部より採取しているため、清浄度などが異っているものと推察されるからである。したがって、データが必ずしも十分でないかもしれないが、平均値で比較検討してみると、試験片厚さ B が 10, 15, 20 mm の間であまり大差がなく、試験片サイズの影響は認められないといつても過言ではないであろう。そこで、ここでは、K, L, M 材ともに、すべての平均した値を J_{IC} 値として採用することとした。同表から、簡便法 3 の J_{IC} 値が他に比べやや下廻っている傾向がみら

れる。

3.1.4 破面観察結果

J_{IC} はき裂発生に関する破壊基準であり、 J_{IC} 試験においてはき裂発生点を知ることが不可欠である。今回の実験では、スメックゲージ法、すなわち、スメックゲージ出力電位とクリップゲージによる開口変位を XY レコーダに記録し、傾きの急変する点をき裂発生点としている。したがって、この点がいかなる破壊過程に対応しているかを知ることが必要である。

Photo. 1 および 2 は、破面観察結果の代表例として、K 材の場合を示しており、Photo. 1 は傾きの急変点の前の例、Photo. 2 は急変後のものである。急変点前は、ストレッチゾーンのみが認められるが、いつぼう、急変後の Photo. 2 ではストレッチゾーンの他にディンプルが認められ、その幅は 0.05 mm 程度である。したがって、勾配の急変は延性き裂の発生、すなわち、slow crack growth を正確にとらえているということができよう。

3.1.5 4 種類の測定法による J_{IC} 値の比較

以上実施した 4 種類の J_{IC} 測定法による K, L, M 材の結果をまとめて Table 4 に示す。同表から、いずれの鋼材もコンプライアンス法、簡便法 1 および 2 による J_{IC} 値はかなり良好な一致を示しているといえる。しかし、簡便法 3 による J_{IC} は、L 材を除きかなり下廻った値となつている。

コンプライアンス法は、物理的根拠の明確な、正確な J_{IC} 測定法であるが、種々のき裂長さの試験片を要し、その実験および解析には多大の労力が必要である。また、簡便法 1 は少ない試験片で J_{IC} が求まる利点はあるが、 J - δ 曲線を得るためには、解析がかなり面倒で時間を要する。いつぼう、簡便法 2 および 3 は、き裂発生点がわかれば試験片形状から簡単に J_{IC} を計算できる。しかし、前述のように、簡便法 3 は他より下廻った J_{IC} 値を与える。したがって、以上の点を総合的に勘案したとき、簡便法 2 が将来の中性子照射試験に応用するにはもつとも有望であると判断される。

3.1.6 K 材 (A533B, Cl. 1 鋼) の J_c 値の温度依存性

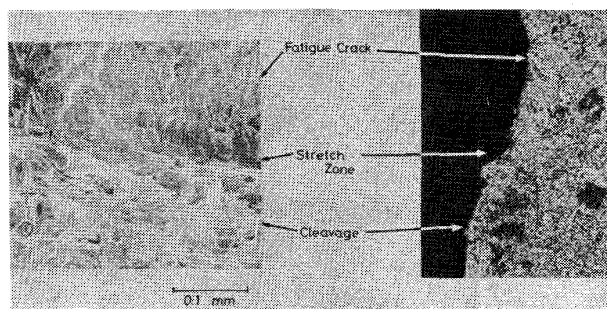


Photo. 1. Scanning electron microfractograph and optical micrograph, showing stretch zone formation.

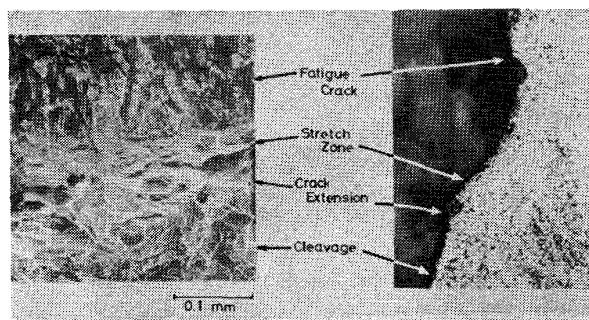


Photo. 2. Scanning electron microfractograph and optical micrograph, showing stretch zone and crack extension.

Table 4. J_{IC} values of samples K, L and M obtained using four estimation methods.

	Compliance Method	Estimation Method 1	Estimation Method 2	Estimation Method 3
Sample K	15.5	16.4	15.2	12.4
Sample L	5.3	5.2	5.3	5.1
Sample M	5.4	5.6	5.2	4.8

(Unit is kgf-mm/mm²)

Table 5. Critical J values of sample K (A533 B Cl. 1) at several temperatures.

Test temperature (°C)	Bend specimen				
	$B=5(\text{mm})^a)$	$B=10(\text{mm})^a)$	$B=10(\text{mm})^b)$	$B=15(\text{mm})^a)$	$B=20(\text{mm})^a)$
-65	—	2.1 2.4 3.3	—	—	—
-20	—	3.6 4.3	—	—	—
20	12.3 13.8	15.0* (Average of seven data points)	15.7 16.6	15.7* (Average of seven data points)	15.0* (Average of eight data points)
70	—	16.3 16.4	—	17.2 20.6	17.4 21.9

* See the data of sample K in Table 3.

(Unit: $\text{kgf}\cdot\text{mm}/\text{mm}^2$)a) $W=10$, $L=55(\text{mm})$, b) $W=20$, $L=100(\text{mm})$

もつとも有用であると判断された簡便法 2 により, そしてき裂発生点検出法としてスメックゲージ法を用い, K 材のき裂発生時の限界 J 値すなわち J_c 値の温度依存性を調べた結果を Table 5 に示す. -65° および -20°C では $B=10\text{mm}$ のみ, 20°C においては $B=5\text{mm}$ および $10(B)\times 20(W)\times 100(L)\text{mm}$ の試験片により, そして 70°C では $B=10, 15, 20\text{mm}$ の 3 種類の試験片を用い試験を行っている. 同表には, Table 3 の結果もあわせて示した. なお, ここで J_c と表現したのは, 今まで述べてきた結果では試験片サイズの影響は認められなかったが, 本節の結果では Table 5 よりわかるように試験片サイズにより限界 J 値が異なっているためである. これらの結果は, 後述の R カーブ法による結果とあわせて, Valid J_{IC} 基準, K_{IC} との相関のところで論ずることとする.

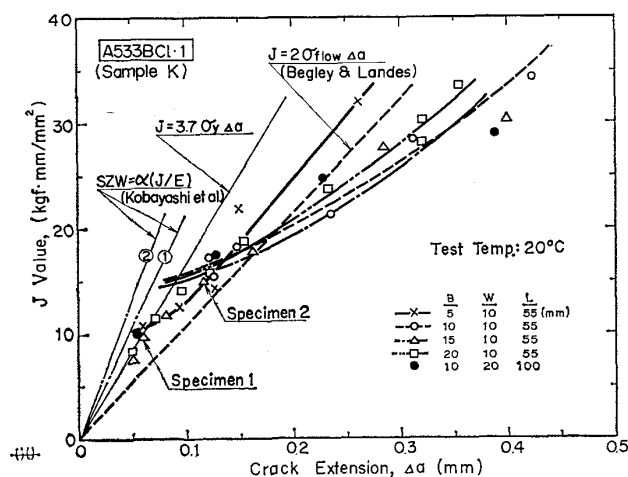
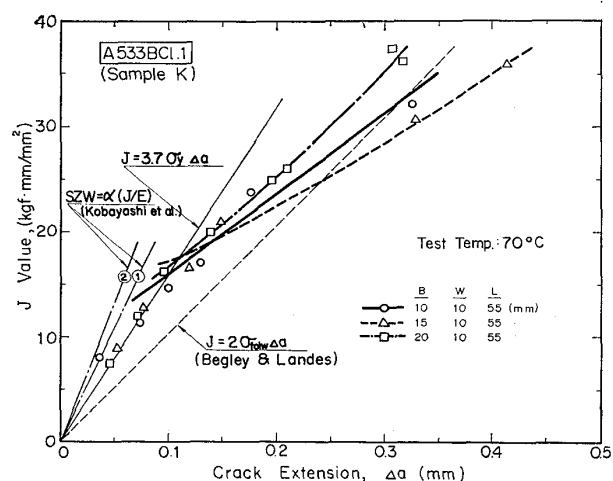
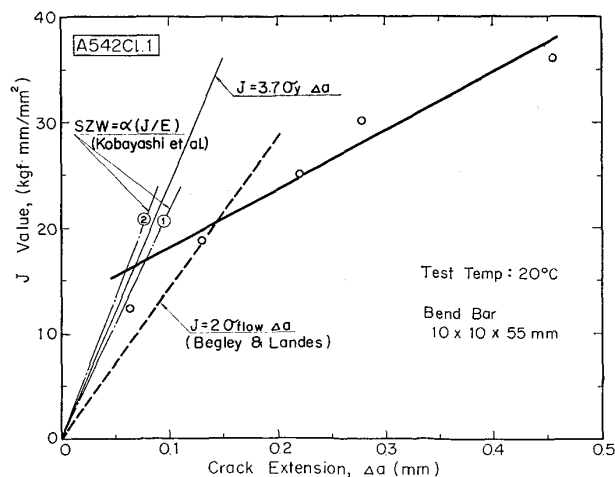
Fig. 10. J versus crack extension curves for giving J_{IC} values.Fig. 11. J versus crack extension curves for giving $J_{I(100)}$ values.Fig. 12. J versus crack extension curves for giving J_{IC} values.

Table 6. Tensile properties of A533 B Cl. 1 steels.

Test Temperature (°C)	Sample K		A533 B Cl. 1 (HSST 02 Plate)*	
	σ_y (kgf/mm ²)	σ_u (kgf/mm ²)	σ_y (kgf/mm ²)	σ_u (kgf/mm ²)
-65	52.3**	—	53.0	68.0
-20	48.1**	—	48.2	63.3
20	45.1	61.9	45.7	61.2
70	43.6**	—	43.0	59.5

σ_y : Yield strength, σ_u : Ultimate tensile strength, * J. A. WILLIAMS (1973), ** Data obtained from compression test.

3.2 R カープ法による J_{IC} 試験結果

最近, LANDES と BEGLEY⁸⁾ は先の簡便法 2 と同じ (2) 式を用い, 著者らのスแมックゲージ法とは別のき裂発生点検出手段により J_{IC} を求める方法を提案した. これが R カープ法 (または Heat Tint 法) と呼ばれる方法であるが, 試験片負荷時に生じたき裂進展量 Δa を測定するだけの技術的に簡単なもので, 所要試験片数がやや多い難点はあるが, 中性子照射後の鋼材をホットセル内で試験するとき, き裂発生点の計測がスแมックゲージ法よりかなり容易である利点がある. 本手法の概要を付録に述べる. 本節では, K 材および A542 鋼を供試材として, 20°C および 70°C において試験した結果を以下に述べる.

Fig. 10~12 は, R カープ法による 20°C, 70°C における K 材, および 20°C における A542 鋼の J_{IC} 試験結果を示す. ここで, J 値は前述の U_C による (3) 式を用い求めている. また, LANDES と BEGLEY⁸⁾ によるストレッチゾーンの形成幅 (以下 blunting line) を示す式は, 以下により与えられる.

$$J = 2\sigma_{flow} \cdot \Delta a \dots\dots\dots (7)$$

ここで, σ_{flow} は σ_y と σ_u の平均値である. なお, Fig. 10 および 12 における 20°C の場合の σ_{flow} は Table 2 より求めた. また, Fig. 11 の 70°C における K 材の σ_{flow} は Table 6 より計算した. 同表には, 20°C を除き, 他の温度では圧縮試験による σ_y のみが求められているが, あわせて示した WILLIAMS¹⁴⁾ の結果と K 材はほとんど同じであるので, -65°, -20° および 70°C における σ_u は WILLIAMS の結果を用い σ_{flow} を求めている. Fig. 10~12 から, いずれの場合も LANDES と BEGLEY⁸⁾ による (7) 式は, データ点に合わないことが明らかである. そこで, つぎに, き裂開口変位 COD とき裂断面の光学顕微鏡観察結果より, blunting line の表現式について考察してみることにする.

Fig. 13 は, 今回の実験により得られた J と COD と

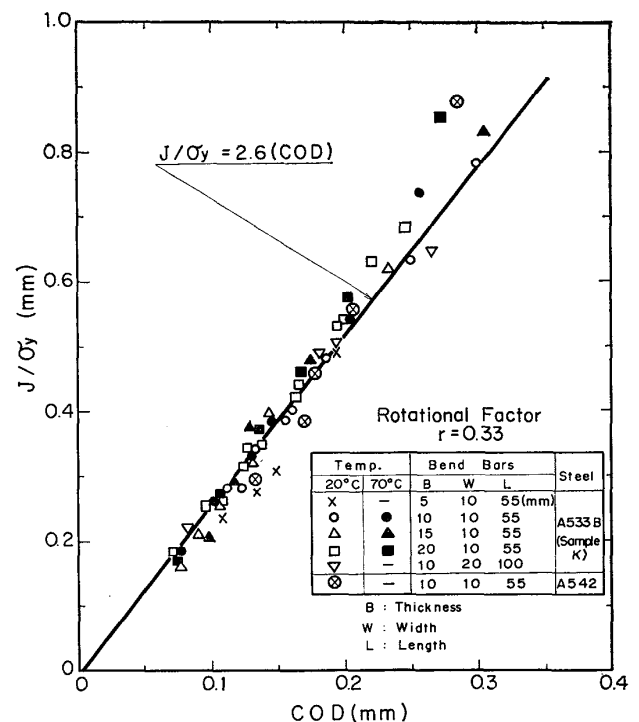


Fig. 13. Relationship between J/σ_y and COD.

の関係を示したものであり, COD は以下の式¹⁰⁾より計算した.

$$COD = \frac{V_g}{1 + \left\{ \frac{(a+h)}{r(W-a)} \right\}} \dots\dots\dots (8)$$

ここで, V_g : ゲージ開口変位 (mm), h : ナイフエッジ厚さ (mm), r : ローテーションファクタであり, r は今回, BS DD 19¹⁰⁾ の推奨している $r=0.33$ を用いた. 同図から明らかなように, 鋼種, 試験温度, 試験片サイズにかかわらず, J/σ_y と COD は良好な直線関係にあり,

$$J/\sigma_y = 2.6(COD) \dots\dots\dots (9)$$

という関係式が成立する. J/σ_y と COD との関係については, ROBINSON と TETELMAN¹⁵⁾ は 1, MIYAMOTOら

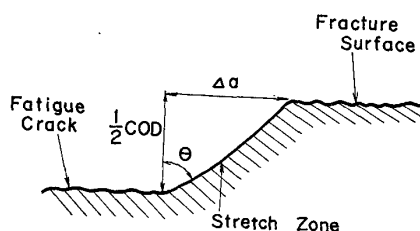


Fig. 14. Profile of crack tip cross-section.

16) は 2, BROEK¹⁷⁾ は 2.5 という値を報告しており, 著者らの結果は BROEK の結果に近い.

また, BROEK¹⁷⁾ によれば, Fig. 14 に示す試験片の片側におけるき裂開口状態のプロフィールにおいて, Δa は $1/2 \text{ COD}$ の 1.4 倍程度であるとしており, したがって,

$$\Delta a = 1.4 \times (1/2 \text{ COD}) \dots \dots \dots (10)$$

すなわち,

$$\text{COD} = 1.43 \Delta a \dots \dots \dots (11)$$

となる. Photo. 1 および 2 に K 材の 20°C における試験片のき裂断面の光学顕微鏡による観察結果を示すが, θ が 50° ないし 60° 程度である. BROEK の場合, Fig. 14 より $\tan \theta = 1.4$ であるから θ に直すと 55° となり, BROEK の指摘を支持しているとみてさしつかえないと思われる. (8) 式より求めた COD は, $r=0.33$ の一定値を用いており, COD が小さいときは, r は COD の大きさに依存するので大きすぎる COD 値となる懸念があるが, ここでは (9) と (11) 式は同一であると仮定すると, blunting line に関する J と Δa の関係を表わす以下の式が導かれる.

$$J = 3.7 \sigma_y \Delta a \dots \dots \dots (12)$$

Fig. 10 は, K 材の R カーブ法の結果であり, (12) 式による blunting line を図中に示す. また, 同図に示した ① の直線は, 小林ら¹⁸⁾ により提唱されたストレッチゾーン幅と J との関係式で,

$$\text{SZW} = 95(J/E) \dots \dots \dots (13)$$

で示される. ここで, SZW: ストレッチゾーン幅 (mm), E : 縦弾性係数 (kgf/mm^2) である. かつ, ② の直線は, (13) 式がストレッチゾーン幅をとっているため, Fig. 14 における SZW を $\theta=55^\circ$ として Δa に換算し,

$$\Delta a = 78(J/E) \dots \dots \dots (14)$$

としたものである. 前述のように, (7) 式はデータ点に合わず, (12) 式がよく一致し, 小林らの (13), (14) 式はやや勾配が急である. したがって, (12) 式を採用しデータ点に合わせて引いた曲線との交点, すなわち, J_{IC} を求めると, $B=5 \text{ mm}$ のみが J_{IC} 値が低く出て, 約 12

$\text{kgf} \cdot \text{mm}/\text{mm}^2$ となるけれども, 他の試験片の場合は, ほぼ同じ $J_{IC}=15 \sim 15.5 \text{ kgf} \cdot \text{mm}/\text{mm}^2$ となり, スメックゲージ法の結果とよく一致する. さらに, Fig. 10 に示した Specimen 1 は, Photo. 1 に示したものであり, 走査電顕観察ではストレッチゾーンのみで, スメックゲージ法によってもき裂発生は検出されていない. かつ, Specimen 2 の場合を示す Photo. 2 からわかるように, ディンプルが 0.05 mm の幅で認められるものは, スメックゲージ法によりき裂発生が確認されている. 以上の事実から, スメックゲージ法と R カーブ法は, ほぼ一致した破壊基準で J_{IC} を求めているとみてさしつかえないであろう.

Fig. 11 は, K 材の 70°C における結果を示すが, 傾向は 20°C の場合と同じである. したがって, blunting line として, (12) 式により J_{IC} を求めると, $B=15$ および 20 mm の場合ほぼ同じで $J_{IC}=17.5 \text{ kgf} \cdot \text{mm}/\text{mm}^2$ となり, $B=10 \text{ mm}$ の場合は約 $16 \text{ kgf} \cdot \text{mm}/\text{mm}^2$ となり, 下廻った値となつている.

20°C における A542 鋼の R カーブ法による J_{IC} 試験結果を Fig. 12 に示す. この場合は, 著者らと小林ら¹⁸⁾ の blunting line はほぼ一致し, J_{IC} は約 $17 \text{ kgf} \cdot \text{mm}/\text{mm}^2$ となるが, LANDES と BEGLEY⁸⁾ のそれは A533B 鋼と同じく, やはり傾向としてゆるい勾配となつている. したがって, (7) 式は, J_{IC} として大きい値を与えることになり, 破壊靱性値を高く見積る懸念がある.

以上の実験結果より, blunting line を表わす式として, 今回の実験範囲内では, (12) 式が妥当と考えられる. しかし, blunting line は, 鋼種, 試験片のタイプ, 形状, 寸法などにより影響を受けると考えられるので, R カーブ法の適用にあたっては, 今後とも実験点を結び blunting line の発達を検証していく必要がある.

3.3 Valid J_{IC} 基準および J_{IC} と K_{IC} との関連について

本節では, K 材 (A533B, Cl. 1 鋼) の結果より, valid J_{IC} 基準および K_{IC} との相関を論じてみる.

Fig. 15 は, スメックゲージ法による Table 5 および, R カーブ法による Fig. 10, 11 の結果より, き裂発生時の J 値, すなわち, J_c 値と試験片厚さ B との関係を図示したものである. データに多少バラツキが認められるが, これは, 前述のように材料の不均一性に起因するものと考えられる. しかし, 同図のバラツキの程度からみて, 破線で示した傾向は認められるといつても過言ではないと思われる. すなわち, 20°C の場合は, B が 10 mm 以上であれば, J_c 値は試験片厚さに依存せず一定であり, J_{IC} とみなせるが, B が 5 mm になると

4-7. 9-21.
5-12. 10-8
19. 29

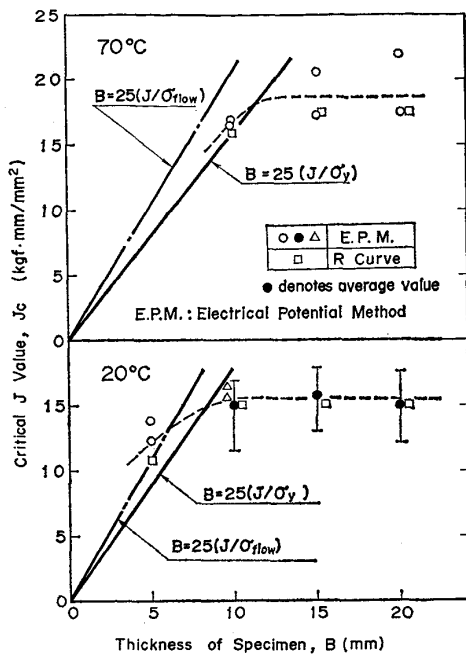


Fig. 15. Relation between critical J value and specimen thickness at 20°C and 70°C.

J_c 値は下廻ってくる。いつぼう、70°C の場合は、多少バラツキはあるが傾向は同様であり、 J_{IC} を得るには B が 15 mm 以上必要であると思われる。

現在、暫定的な valid J_{IC} 基準として、LANDES と BEGLEY⁸⁾により以下の式が提案されている。

$$B, a, W - a \geq 25(J/\sigma_{flow}) \quad (15)$$

ここで、 B ：試験片厚さ (mm)、 a ：き裂長さ (mm)、 W ：試験片幅 (mm) である。また、 σ_{flow} (kgf/mm²) は、前述のように σ_y と σ_u の平均値である。(15) 式により valid J_{IC} 基準を示すと Fig. 15 における一点鎖線のように、この直線と交叉する点以上の厚さの試験片の J_c 値は一定となり、 J_{IC} とみなせるはずである。しかるに、著者らの結果はこれと矛盾する傾向を示し、より厳しい基準を適用すべきである。今回の実験結果からは、Fig. 15 に示すように valid J_{IC} 基準として以下の式が導き出される。

$$B > 25(J/\sigma_y) \quad (16)$$

なお、valid J_{IC} 基準に及ぼす a およびリガメント ($W-a$) の影響であるが、Fig. 15 の 20°C における $B=10$ mm の例でわかるように、 B 、 W 、 L がそれぞれ $10 \times 10 \times 55$ mm と $10 \times 20 \times 100$ mm の試験片との間で J_{IC} 値に有意差は認められない。したがって、これらの影響は少く、試験片厚さの影響が valid J_{IC} に関する試験片サイズの条件式の中で支配的であるものと推察される。

Fig. 16 は、A533B 鋼に関して今までに得られた J_{IC} とみなせるデータから K_{IJ} を求め、ASTM 規格²⁾の K_{IC}

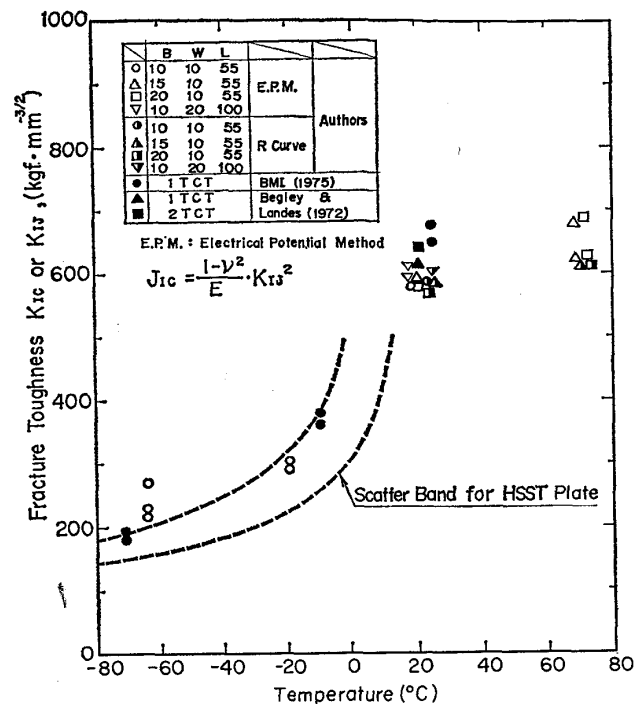


Fig. 16. Fracture toughness of A533B, Cl. 1 steels.

試験から得られた有効な K_{IC} 値と比較した結果である。なお、ここでは、 J_{IC} から小規模降伏状態における次式を用いて換算した K_{IC} をとくに K_{IJ} として区別して用いる。

$$J_{IC} = \frac{1-\nu^2}{E} K_{IJ}^2 \quad (17)$$

ここで、 E ：縦弾性係数 (kgf/mm²)、 ν ：ポアソン比である。Fig. 16 から、今回のスแมックゲージ法および R カーブ法による K_{IJ} は、20°C および 70°C において比較的良好な一致を示すことがわかる。また、同図に、LANDES と BEGLEY⁴⁾⁵⁾ および BMI¹⁹⁾ の 1 インチおよび 2 インチの Compact Tension 試験片 (ITCT および 2 TCT) による J_{IC} からの K_{IJ} をあわせて示す。前者は A533B, Cl. 2 鋼であり、直接の比較はできないが、後者の BMI は A533B, Cl. 1 鋼であり、著者らの 3 点曲げによる結果と低温 (-65°C 付近) から室温付近までの間で良好な一致を示していることがわかる。さらに、図中の破線は、米国の HSST 計画における ASTM 規格にもとづいた大型試験片から求められた HSST 02 Plate の K_{IC} 値のバラツキ範囲²⁰⁾を示している。これは、著者らの供試材 (HSST 03 Plate) とほぼ同一とみなせる材料であり、この K_{IC} 傾向帯からみて、 K_{IC} 遷移領域、すなわち、-65° および -20°C における著者らの K_{IJ} は、この傾向帯と比較的良好な一致を示しており、シャルピ衝撃試験片程度の小型試験片で K_{IC} を予測できることを示している。したがって、(16) 式の

valid J_{IC} 基準が明らかとなり、 J_{IC} からの K_{II} が K_{IC} と良好な一致を示すことがわかったので、将来の中性子照射試験に J_{IC} 試験を応用することの見通しが得られた。

3.4 横収縮量 LC と J 値, COD との関係

J_{IC} 試験を行った試験片の破面から得られる定量的な情報の一つとして、横収縮量 (Lateral Contraction, LC) がある。この LC は、3 点曲げ試験中において、試験片表面のき裂端近くは平面応力状態となり、最大せん断応力面ですべりによる大きな変形がおきやすく、このためにくびれが生じたものである。

今回の R カーブ法において用いた試験片の破面から、Fig. 3 に示す要領により LC を測定し、 U_c を用いた (3) 式より J 値を、また、(8) 式より COD を計算し、LC との関係性を求めた結果を Fig. 17 および 18 に示す。

Fig. 17 は、20°C および 70°C における K 材 (A533B) と A542 鋼の J/σ_y と LC との関係を示す。同図より明らかなように、今回の実験の範囲内では、鋼種、試験温度、試験片サイズにかかわらず、以下の式が成り立つ。

$$J/\sigma_y = 2.0(LC) \quad (18)$$

したがって、LC を知れば J 値を予測できることを示している。

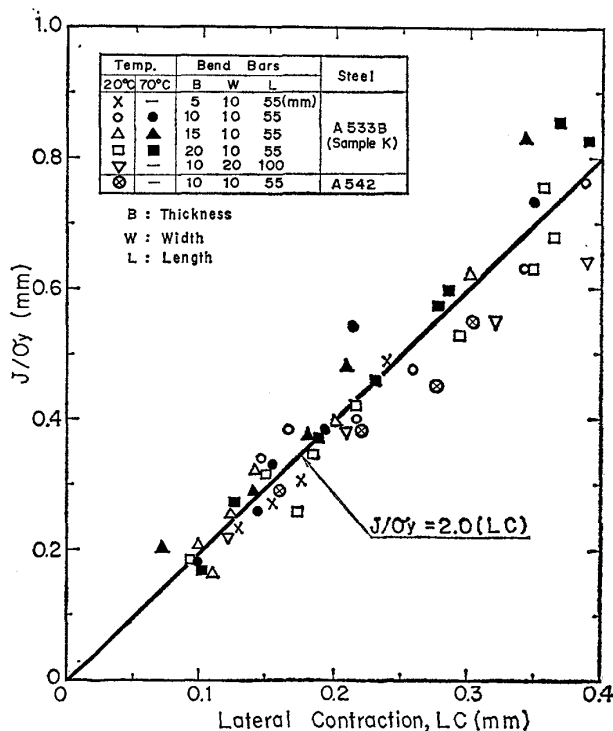


Fig. 17. Relationship between J/σ_y and lateral contraction.

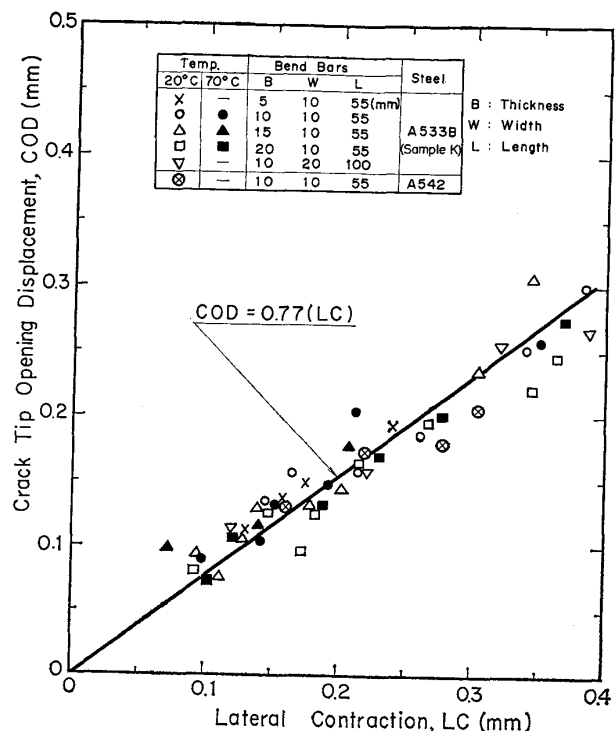


Fig. 18. Relationship between COD and LC.

Fig. 18 は、20°C および 70°C における K 材 (A533B) と A542 鋼の LC と COD との関係を示している。今回の研究範囲内では、種々の試験片を用いているが、試験片サイズ、鋼種そして試験温度にかかわらず、COD と LC は比例関係にあり、以下の式が成立することがわかる。

$$COD = 0.77(LC) \quad (19)$$

以上論じたことから LC を知れば J 値または COD が予測できることが明らかとなった。このことは、中性子照射試験に応用した場合、通常、中性子照射した試料は本数が限られており貴重なものであるが、ホットセル内での J_{IC} 試験の計測に失敗しても、LC を測定すれば J 値または COD が予測でき、工学的に意義のある知見であるといえる。

4. 結 論

A533B, Cl. 1 鋼, A542 Cl. 1 鋼などを用い、 -65° から 70°C の間の数温度において、小型 3 点曲げによる J_{IC} 破壊靱性試験を行った結果、以下の結論が得られた。

- 1) コンプライアンス法, 簡便法 1, 2 および 3 の 4 種類の J_{IC} 測定法の中では、簡便法 2 が手法の容易さ、所要試験片数量、精度などの点でもつと有用である。
- 2) Valid J_{IC} に関する試験片サイズの条件式は、 $B > 25(J/\sigma_y)$ と表わされる。
- 3) J_{IC} 値から予測した K_{II} 値は、ASTM 規格のもと

づく K_{IC} 試験から求めた K_{IC} 値と K_{IC} 遷移領域で良好な一致を示す。

- 4) Rカーブ法における blunting line を表わす式,
 $J=2\sigma_{flow} \Delta a$ は適当でなく, $J=3.7\sigma_y \Delta a$ が推奨される.
- 5) J 値, COD および LC の間には, 以下の関係式が成り立つ.
 $J/\sigma_y=2.6(COD)$
 $J/\sigma_y=2.0(LC)$
 $COD=0.77(LC)$
- 6) 以上の結果より, J_{IC} 試験法 (スメックゲージ法およびRカーブ法) を鋼材の中性子照射脆化の評価に適用する見通しが得られた.

おわりに, 本研究に関して有益な示唆, 討論をいただいた高温構造安全技術研究組合・藤村理人博士, 日本鋼管(株)技術研究所・越賀房夫博士, 日本原子力研究所構造強度研究室長・宮園昭八郎室長, 宇賀丈雄副主任研究員に感謝の意を表します。

付 録

3点曲げ試験片を用いた R カーブ法による J_{IC} 試験の概要を記す. この方法は, LANDES と BEGLEY⁸⁾ により考案されたものであり, まず, 一定のき裂長さ (RICE⁷⁾ によれば, $a/W=0.6$ にとる必要がある.) の数本の試験片を用意する. そして, Fig. A1 の a) のように種々の変位まで試験片に荷重を加え, その後除荷し, これらの試験片を電気炉中に入れて加熱, 保持 ($300^{\circ}\text{C} \times 1\text{h}$ 程度) する. それから, 液体窒素に試験片を浸漬し

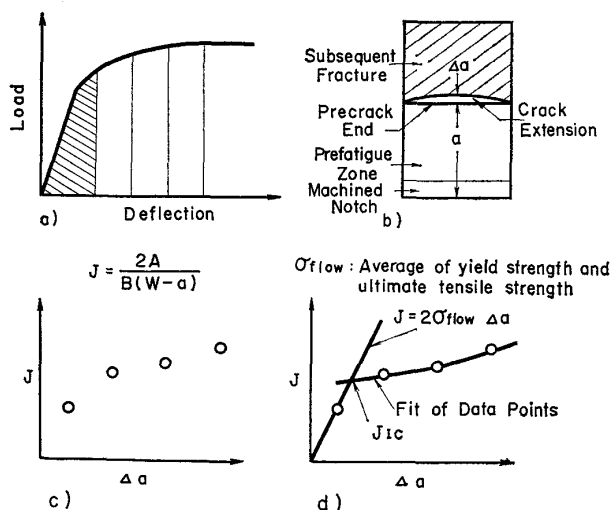


Fig. A1. Procedure for J_{IC} measurement. a) make load versus deflection curve, b) measure crack extension, c) calculate J for each specimen and plot versus Δa , and d) construct two curves for J_{IC} measurement. (R curve method, Landes & Begley, 1974).

て取り出し, 衝撃的に荷重を加えて試験片を脆性的に破壊させ, 破面を現出せしめると b) のようになる. 前述の加熱, 保持により破面は着色されているので, き裂進展量 Δa が容易に測定できる. なお, ここでは Δa は破面中央付近において, 疲れ予き裂端から脆性破面のところまでの長さを測定する必要がある. したがって, Δa は変位 δ が小さいときはストレッチゾーンのみであり, さらに δ が増加して延性き裂が発生すれば, ストレッチゾーンとディンプル形成幅を含んだ量となる. つぎに, a) において任意の変位まで負荷したおのおのの試験片の荷重-変位曲線から, RICE⁷⁾により導き出された(2)式により J を計算し, J と Δa の関係をプロットすると c) のようになる. なお, 3点曲げの場合は, RICE⁷⁾によれば切欠きのない場合のエネルギーを差引いた(3)式を用いることを指摘している. これから d) のように原点を通る blunting line を表わす(7)式と, データ点に合わせた曲線を引けば, これらの点がき裂発生源を与え, すなわち, J_{IC} が定まることになる.

文 献

- 1) ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III, Division 1 (1974) および Section XI (1974)
- 2) ASTM Designation: E399-74
- 3) J. R. RICE: J. of App. Mech., Trans. ASME. (1968) 6, p. 379
- 4) J. A. BEGLEY and J. D. LANDES: ASTM. STP. 514, (1972), p. 1
- 5) J. D. LANDES and J. A. BEGLEY: ASTM. STP. 514, (1972), p. 24
- 6) R. J. BUCCI, et al.: ASTM. STP. 514, (1972), p. 40
- 7) J. R. RICE, et al.: ASTM. STP. 536, (1973), p. 231
- 8) J. D. LANDES and J. A. BEGLEY: ASTM. STP. 560, (1974), p. 170
- 9) C. E. CHILDRESS: ORNL-TM-3193 (March, 1971)
- 10) "Method for Crack Opening Displacement (COD) Testing", DD 19(1972), British Standard Institution
- 11) J. E. SRAWLEY: Int. J. of Fracture, 12(1976), p. 470
- 12) H. P. KELLER and D. MUNZ: Int. J. of Fracture, 12 (1976), p. 780
- 13) J. D. LANDES, et al.: Scientific Paper 77-103-JINTF-P2, (October, 1977)
- 14) J. A. WILLIAMS: HSST Program Technical Report No. 31, HEDL-TME-73-75, (August 1973)
- 15) J. N. ROBINSON and A. S. TETELMAN: Int. J. of Fracture, 11 (1975), 3, p. 453
- 16) H. MIYAMOTO, et al.: Proc. of the 2nd Int. Conf. on Mech. Behavior of Metals, (1976),

-
- p. 1063
- 17) D. BROEK: Eng. Frac. Mech., 6 (1974), p. 173
- 18) 小林ら: 機構論, No. 760-13, (1976), p. 101 およ
び No. 770-2, (1977), p. 27
- 19) G. T. HAHN, et al.: BMI 1937 (August, 1975)
- 20) W. O. SHABBITS, et al.: HSST Program Tech.
Paper No. 6, WCAP-7414, (1969)
-