

論 文

UDC 669.14-413 : 539.56 : 539.4

弾塑性破壊力学による破壊靱性に及ぼす板厚効果*

萩原 行人**・三村 宏**

Effect of Plate Thickness on Fracture Toughness by Means of Elastic-Plastic Fracture Mechanics

Yukito HAGIWARA and Hiroshi MIMURA

Synopsis:

The effect of plate thickness on fracture toughness in terms of J -integral concept, J_C , has been investigated using a heavy section A533B steel (165 mm in thickness) which has highly uniform toughness in thickness direction except for surface layer. Notched bend specimens were prepared from this uniform region by varying thicknesses from 3 mm to 100 mm in order to minimize the metallurgical effects and tested at various low temperatures.

The results are summarized as follows:

(1) A new, simple technique of J_C estimation is proposed. According to this method, J_C values can be easily obtained using only the information from COD test which is represented by fracture load and critical clip gage displacement.

(2) There exists an evident effect of plate thickness on fracture toughness in cleavage fracture. Using K_{IC} which is converted from J_C , the effect is formulated as follows:

$$K_{IC} = K_C / (1 + 2.3\beta_C)^{1/2}, \quad \beta_C^2 = (K_C / \sigma_Y)^2 / B$$

where K_{IC} is plane strain fracture toughness and K_C is fracture toughness at plate thickness of B . σ_Y is yield stress.

1. 緒 言

最近、大きな塑性変形が先行する場合のクラックの発生特性をクラック開口変位、COD または J 積分 (以後 J と省略) で記述しようとする試みがさかんになつてきた。 J はその定義が明確であること、および線型弾性状態において線型破壊力学との対応が付き、エネルギー解放率、 g を非線型の変形状態にまで拡張した表式となつていることから、COD 概念より破壊条件としての物理的意味が明確であると考えられている。 J を実際の破壊問題に適用している例として、アメリカでは原子力用などの極厚鋼板の平面ひずみ破壊靱性値、 K_{IC} は「 J_{IC} 試験」から求められるという報告²⁾がある。日本においては、COD は数多くの研究によつて破壊条件として工学的に有効な概念であることが認められているので³⁾、COD と J の対応を調べることにより、COD に関する知見を一般性、適用性の広いものにしていこうとする動きがある⁴⁾。

一般に鋼板の破壊靱性を求めるのには全板厚、または平面ひずみ状態の破壊靱性をうるに必要な板厚での試験片を用いた脆性破壊試験が実施される。しかし、最近主に用いられる切欠付き曲げ試験でも極厚鋼板になると全厚試験片は極めて大型になる。ところが J を適用すればはるかに薄い試験片でも J_{IC} から K_{IC} が求まるとされている。この妥当性を検討する上でも破壊靱性値に及ぼす力学的板厚効果を明らかにしなければならない。

そこで本報告では、極厚 (板厚, t , 165mm) の A533 B 鋼を用いて、その板厚中央部の材質均一部について各種の板厚の切欠曲げ試験を実施し、脆性破壊発生特性に及ぼす力学的板厚効果を COD および J の臨界値、 δ_c および J_c に基づいて調べた。ただし、 J_c 値の試験は手数がかかるので、一部については精確な手法を用いて評価し、この J_c 値が、3章で述べる簡易評価法で得られる J_c と良い精度で一致することを示し、残りの大部分の試験片ではこの評価法により J_c を求め、板厚効果の議論に用いた。

* 昭和 52 年 10 月本会講演大会にて発表 昭和 53 年 5 月 31 日受付 (Received May 31, 1978)

** 新日本製鉄(株)製品技術研究所 (Products R & D Laboratories, Nippon Steel Corp., 5-10-1 Fuchinobe Sagamihara 229)

Table 1. Chemical composition and mechanical properties.

| Steel | Thickness (mm) | Chemical Composition (%) | | | | | | | Mechanical Properties ※ | | |
|---------------|----------------|--------------------------|------|------|-------|-------|------|------|----------------------------------|----------------------------------|-----------|
| | | C | Si | Mn | P | S | Ni | Mo | σ_v (kg/mm ²) | σ_B (kg/mm ²) | Elong.(%) |
| A533B Class I | 165 | 0.17 | 0.25 | 1.40 | 0.009 | 0.005 | 0.60 | 0.50 | 47.8 | 61.8 | 25 |

Heat Treatment

Norma 925°C×3hr.(AC), Quench 880°C×3hr.(WC),
Temper 660°C×5hr.(AC), S.R. 625°C×35hr.(FC)

※ 1/4t Trans.Dir

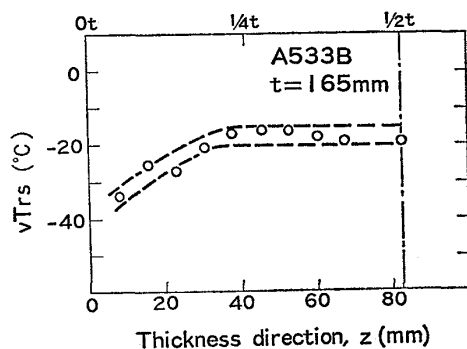
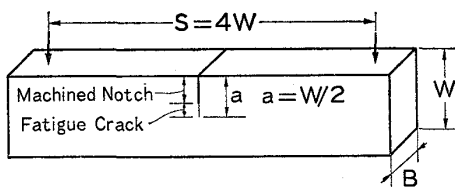


Fig. 1. Distribution of V charpy characteristics in the direction of plate thickness of A533B.

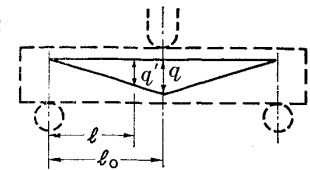
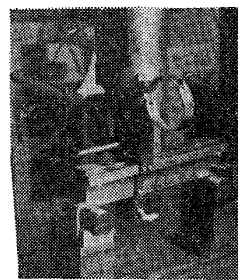


| Specimen | B (mm) | W (mm) | Fatigue Crack Length (mm) |
|----------|--------|--------|---------------------------|
| 3W | 3 | 12 | 2 |
| 5 | 5 | 10 | 2 |
| 10W | 10 | 50 | 2.5 |
| 25 | 25 | 50 | 2.5 |
| 45 | 45 | 90 | 3 |
| 70 | 70 | 140 | 4 |
| 100 | 100 | 200 | 5 |

Fig. 2. 3 point bend test specimen.

2. 供試材および試験方法

供試材は板厚 165mm の A 533 Type B Class 1 鋼であり、その化学成分および機械的性質は Table 1 に示す通りである。この材料の板厚方向の V シャルピー衝撃特性分布を Fig. 1 に $vTrs$ (破面遷移温度) で示す。板表面より 1/4t までは表面に近いほど靱性が良好になるような靱性分布を示すが、それより中心部側では均一な靱性になっている。そこで破壊靱性値に及ぼす力



q' = Measured Displacement
 q = Load Point Displacement
 $q = (l_0/l)q'$

Fig. 3. Measurement apparatus of load point displacement.

学的な板厚効果を調べるために、靱性の均一な 1/4 t ~ 3/4 t 部分から試験片を採取し、破壊試験を行った。

試験片形状は Fig. 2 に示すような BS⁶⁾ などで推奨されている切欠付 3 点曲げ試験片であり、試験片の板厚 (B) は 3, 5, 10, 25, 45, 70, 100mm と大幅に変えた。試験片幅 (W) は 2B であるが、B=3mm については W=12mm, B=10mm については W=50mm とした。切欠先端にはすべて疲労クラックを付与した。

試験に際してはクリップゲージで COD を測定し、荷重~COD 曲線を X-Y 記録計で記録させた。また J_c の算定法を検討するために、B=10, 25 mm の試験片には Fig. 3 に示すような治具を装着してたわみ (q) を荷重との関係で X-Y 記録計に記録させた。これは支持点における中立軸 (切欠先端から 0.45×切欠実断面長さの位置と仮定) は曲げ荷重が負荷されても変位を生じないことから、この点と荷重点近傍との変位の差をとつてたわみを求める方法⁶⁾ である。この方法によれば試験機のたわみや曲げ治具による試験片のへこみなどの影響が入らず、精確にたわみを求めることができる。なお、Fig. 3 に示すように、押し治具の関係から測定したたわみ (q') は試験片中心からずれた位置におけるものであり、 q は q' から幾何学的比例関係を用いて換算した。

試験は所定の温度に一定時間⁶⁾ 保持後、実施した。

3. J_c の簡易算定法

本章ではたわみを実測することなく、臨界時の COD

および荷重のみを用いても J_c 値が精確に推定できる方法を検討する。

3.1 たわみの推定法

J_c を求めるためには荷重点におけるたわみが必要である。ところが曲げ試験の場合、たわみの測定は特殊な治具を要し、容易ではない。そこで、まずたわみの推定法について検討した。

たわみの測定値と弾性計算による値との関係を調べる。弾性計算による荷重点変位 (Δ) は(1)~(3)式で与えられる。

$$\Delta = \Delta_{crack} + \Delta_{no\ crack} \dots\dots\dots (1)$$

$$\Delta_{no\ crack} = \frac{PS^3}{4EBW^3} + \frac{3PS}{5GBW} \dots (2)$$

$$\Delta_{crack} = \frac{6PS}{4EBW} \cdot g(a/W) \dots\dots\dots (3) \quad \gamma$$

$$g(R) = \left(\frac{R}{1-R}\right)^2 [5.58 - 19.57R + 36.82R^2 - 34.94R^3 + 12.77R^4] \text{ for } S/W=4$$

ここで、 B : 試験片厚さ、 W : 試験片幅
 a : 切欠長さ、 S : 曲げスパン、 P : 荷重
 E : ヤング率、 G : せん断弾性率
 $\Delta_{no\ crack}$: クラックがない場合のたわみ
 Δ_{crack} : クラックがあることによるたわみ

Fig. 4 に q と Δ の比較例を無次元化したたわみと応力の関係で示す。低荷重域 ($\sigma_N/\sigma_Y < 1.5$, σ_N : 切欠実断面における曲げ応力) では両者は良く一致している。

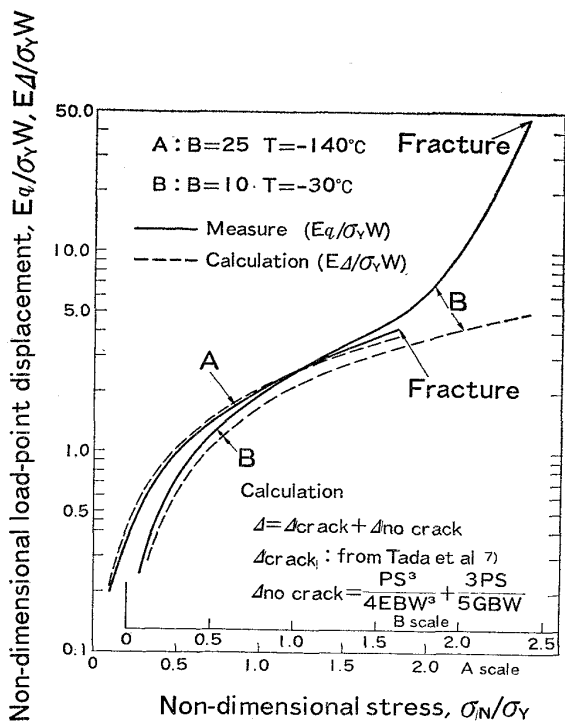


Fig. 4. Comparison between measured and calculated load point displacement.

すなわち、弾性範囲では弾性計算でたわみを求めることができる。

変形が進行した高荷重域では、試験片は回転変形することが知られている。そこで Fig. 5 にたわみの実測値とクリップゲージ変位 (V) から rotational factor, $r=0.45$ を仮定して推定したたわみ ($q(V)$) との関係を示す。

$$q(V) = \xi V, \quad \xi = W/[a+r(W-a)+z] \dots\dots (4)$$

ここで、 $a+z$: 切欠先端からクリップゲージ挿入位置までの距離

この図により、変形の大きな段階ではたわみを $q(V)$ で表わされることがわかる。

以上の結果から、両者の特長を生かして次のような方法でたわみ (q_{est}) を推定することができる。たわみの弾性成分 (q^{el}) は弾性計算から、また、その塑性成分 (q^{pl}) はクリップゲージ変位の塑性成分 (V^{pl}) を(4)式に代入して求める。

$$\left. \begin{aligned} q_{est} &= q^{el} + q^{pl} \\ q^{el} &= \Delta \\ q^{pl} &= q(V^{pl}) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (5)$$

$$V^{pl} = V - V_{cal}$$

$$V_{cal} = \frac{6PSa}{EBW^2} \cdot [0.76 - 2.28R + 3.87R^2 + 2.04R^3 + 0.661(1-R)^2], \quad R = a/W$$

(5)式によるたわみの推定値の妥当性をみるために、Fig. 6 に q と q_{est} の比較を示す。変形の全領域にわたってたわみを本方法でかなり良く推定できることがわかる。

3.2 J_c 値の算定法

破壊条件が工学的に有効となりうるための一つの必須

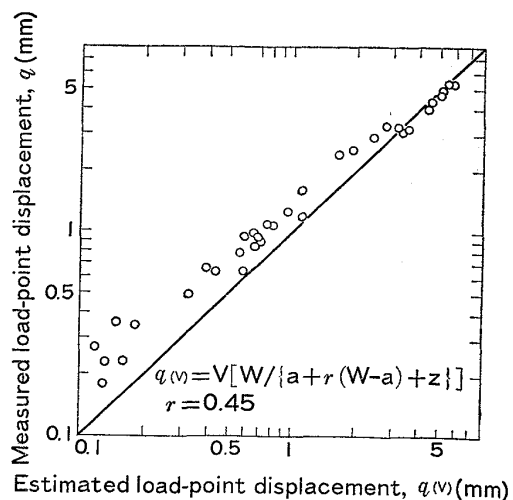


Fig. 5. Comparison between measured and estimated load point displacement from clip gage displacement.

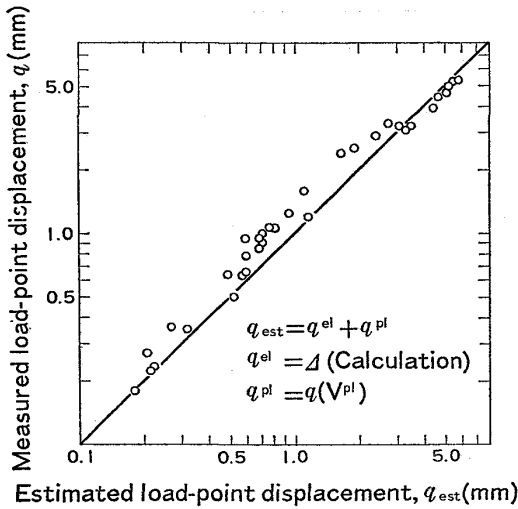


Fig. 6. Relation between measured and estimated load point displacement.

条件は、その破壊パラメータが簡単な試験で求められねばならないことである。そのため、 J_c についてもその試験法、算定法に関して種々の検討がされてきた。

BEGLEY ら⁸⁾ は数本の試験片を用いて切欠長さを変えた時の荷重～たわみ曲線の変化から J_c を求めた。RICE ら⁹⁾ は試験片の変形がクラック実断面の変形状態で決まると仮定して1本の試験片から J_c を算定する式を提案している。金沢ら¹⁰⁾ は RICE の方法を修正して、適用範囲の広い J_c 算定式を導いている。

$$J_c = \frac{\alpha}{BW} P q_c^{\text{crack}} - \left(\frac{\alpha}{W} - \frac{2}{W-a} \right) \int_0^{q_c^{\text{crack}}} P dq^{\text{crack}} \dots\dots (6)$$

ただし、 $\alpha = g'(R)/g(R)$, $g(R)$: (3) 式を見よ。

q_c^{crack} はクラックがあることによるたわみの臨界値。(6) 式による J 値は J の定義式を数値計算して求めた値と切欠寸法の広い範囲にわたって一致する¹⁾ とされており、本報ではこの (6) 式による J_c 値を真の値と見なすことにする。

SUMPTER ら¹²⁾ は J_c の弾性成分は破壊荷重から、塑性成分はクリップゲージ変位を用いて、次式で与えられる算定式を提案している。

$$J_c = \frac{K_C^2}{E} + \frac{2P_L \xi}{B(W-a)^2} [V_c - V^{el}] \dots\dots (7)$$

ここで、 P_L : 極限荷重 (ネット断面降伏荷重)

V^{el} : クリップゲージ変位の弾性成分

ξ : (4) 式

J_c を求める場合、(6) 式ではたわみの精確な測定が要求され、また $P \sim q$ 曲線を積分しなければならない。(7) 式によれば V^{el} を求めなければならないが、いずれ

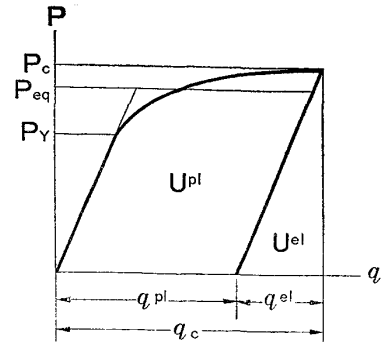


Fig. 7. Schematic diagram of load vs. load point displacement.

にしても COD 試験に比べて測定やデータ解析は面倒である。そこで、本報では COD 試験で得られる情報 (P_c Fig. 7 参照, 破断荷重および V_c , P_c に対応する V の値) から J_c を求める簡便な方法を提案する。この方法は以下に述べるように SUMPTER ら¹²⁾ の方法を修正したものである。

弾性状態の場合、 J は K と (8) 式で関係づけられ 3 点曲げ試験では K 値は (9) 式で与えられる⁷⁾。

$$J_c^{el} = K_C^2/E \dots\dots\dots (8)$$

$$K_C = 3P_C S \sqrt{\pi a} / 2BW^2 \cdot f(a/W) \dots\dots\dots (9)$$

$$f(R) = 1.09 - 1.735R + 8.20R^2 - 14.18R^3 + 14.57R^4$$

従つて、 J_c の弾性成分は P_c を用いて求められる。

J_c の塑性成分は試験片になされた塑性仕事成分と次式で関係づけられる。

$$J_c^{pl} = 2U_c^{pl}/B(W-a) \dots\dots\dots (10)$$

U^{pl} は厳密には $P \sim q$ 曲線を積分して得られる値から塑性エネルギーを差し引いたものであるが、ここでは簡単のために、Fig. 7 に示すような平行四辺形で近似する。

$$U_c^{pl} = q_c^{pl} \times P_{eq} \dots\dots\dots (11)$$

q_c^{pl} は (5) 式で与えられる。また、 P_{eq} は Fig. 7 に示すように P_c と P_Y (降伏荷重) の間の荷重であり、次式で与えられるものとする。

$$P_{eq} = (2P_c + P_Y)/3 \dots\dots\dots (12)$$

$$P_Y = \sigma_Y B(W-a)^2/S$$

従つて、 J_c^{pl} は (5), (11), (12) 式を (10) 式に代入して次式で表わされる。

$$J_c^{pl} = \frac{2(2P_c + P_Y)}{3B(W-a)} \xi [V_c - V_{cal}] \dots\dots\dots (13)$$

結局、 J_c は次のようにして求めることができる。

$$\left. \begin{array}{l} \text{i) } P_c \leq P_Y \text{ または } V_c \leq V_{cal} \text{ のとき} \\ \quad J_c = J_c^{el} \\ \text{ii) } P_c > P_Y \text{ かつ } V_c > V_{cal} \text{ のとき} \\ \quad J_c = J_c^{el} + J_c^{pl} \end{array} \right\} \dots\dots\dots (14)$$

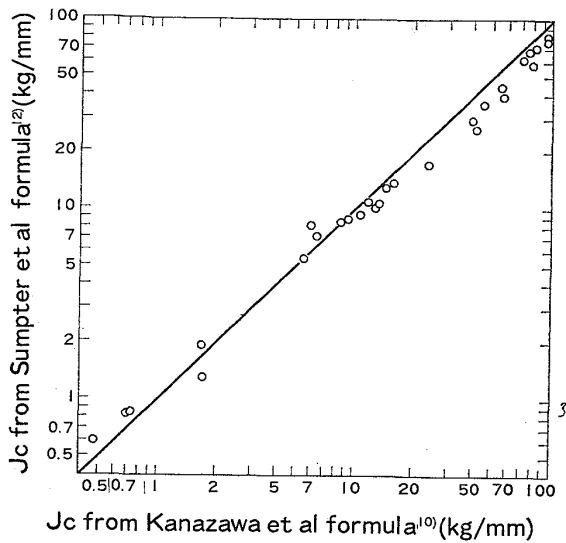


Fig. 8. Relation between J_C values obtained from Kanazawa et al formula and from SUMPTER et al formula.

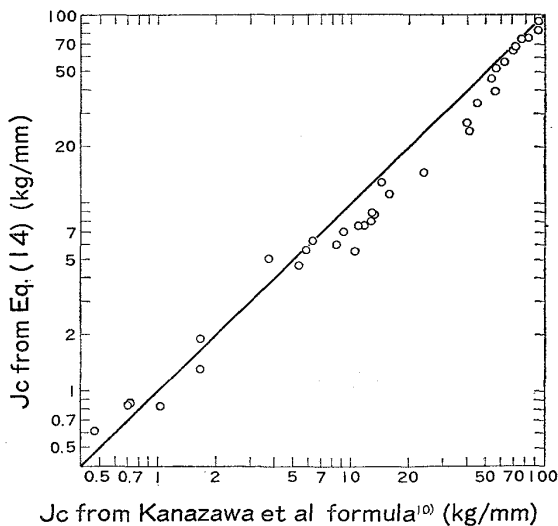


Fig. 9. Relation between J_C values obtained from Kanazawa et al formula and from formula proposed in this paper.

3.3 実験結果— J_C 算定提案式の検証—

測定された荷重～たわみ曲線から金沢の方法で、荷重～ COD 曲線から SUMPTER らの方法で、また、臨界時の荷重と COD の値から本提案の方法で、 J_C 値を求めた。Fig. 8 には SUMPTER の方法と金沢の方法による J_C の比較を、また、Fig. 9 には本提案の方法と金沢の方法による J_C の比較を示す。SUMPTER の方法および本提案法いずれの場合も金沢の方法による J_C と一致する結果が得られた。SUMPTER および本提案の方法とも COD の測定値があれば J_C を求めることができるが、SUMPTER の方法では $P\sim V$ 曲線でやや任意性の

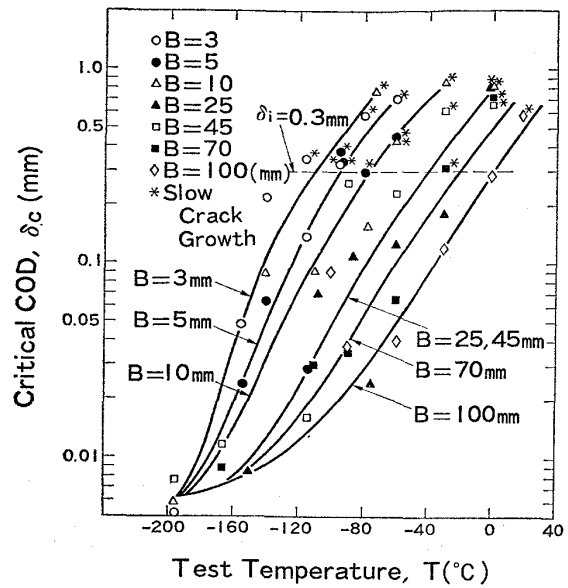


Fig. 10. Effect of plate thickness on critical COD .

ある方法で V_{el} を求めるという操作が必要であるのに対して、本提案法では臨界時における V_c のみで、あとは計算で J_C を求めることができるという利点がある。

4. 破壊靱性値の板厚効果

4.1 δ_c 値の板厚効果

4.1.1 実験結果

疲労クラック付き曲げ試験で得られた結果を $B=3\sim 100$ mm について δ_c と試験温度の関係で表わしたものを Fig. 10 に示す。ただし、 V_c から δ_c への換算式は FEM の結果と rotational factor, $r=1/3$ とする組合せ法¹³⁾ を用いたが、これは BS の提案方法⁵⁾ とほぼ同じ結果を与える。図中の実験点で※印を付けたものは脆性破壊に先立つてクラックの先端に延性クラックの発生がみとめられたものである。Fig. 10 より延性クラック発生限界時の COD (δ_i) は約 0.3mm であり、その値は $B=3\sim 100$ mm と板厚が大幅に変化してもほぼ一定とみなすことができる。すなわち、 δ_i には板厚効果は、現われないようである。このことは従来¹⁴⁾と一致している。

4.1.2 考察

Fig. 10 で所要値としてよく用いられる値である $\delta_c = 0.1, 0.2, 0.3$ mm となるとき脆性破壊発生温度 (T_i) と \sqrt{B} の関係を Fig. 11 に示す。 $\delta_c = 0.3$ mm はこの供試鋼でほぼ δ_i に相当する値である。Fig. 11 から明らかのように、 $T_i \sim \sqrt{B}$ は一次関係になる。従来報告されている結果³⁾¹⁵⁾ でも直接関係にあることがみ

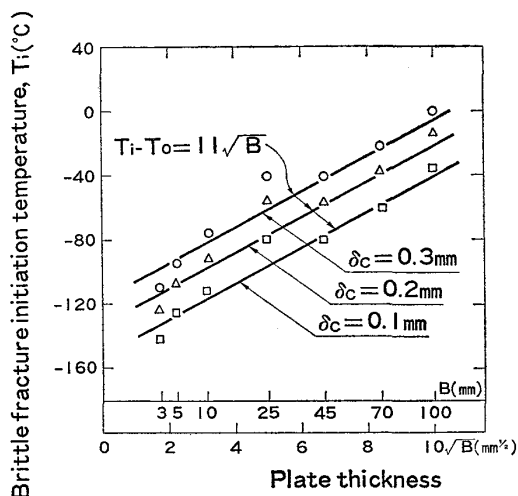


Fig. 11. Relation between brittle fracture initiation temperature and plate thickness in terms of COD.

とめられているが、本結果もそれを裏付けるものである。

Fig. 11 よりこの関係は

$$T_i = T_0 + 11.0 \sqrt{B} \dots\dots\dots (15)$$

ただし、 T_i : 脆性破壊発生温度 (°C)

T_0 : δ_c 値による定数 (°C)

で与えられ、直線の傾きは $\delta_c = 0.1 \sim 0.3$ mm の範囲では δ_c の値によらないとみなせる。 T_i の板厚依存度は $11.0 \sqrt{B}$ となつたが、この値はこれまでの結果³⁾¹⁵⁾ とほぼ同様である。

4.2 J_c 値, K_c 値の板厚効果

4.2.1 実験結果

前章で提案した方法で P_c および V_c から J_c 値を求めた。ここでは板厚効果の議論の便のため、(16)式によつて J_c から換算した K_c 値を用いる*。

$$K_c = \sqrt{E J_c} \dots\dots\dots (16)$$

Fig. 12 に試験結果を K_c と試験温度の関係で示す。図中で※印を付けた実験点は K_c 値が次式で与えられる平面ひずみ破壊靱性値 (K_{Ic}) としての ASTM の規定を満足したものである。

$$B \geq 2.5 (K_{Ic} / \sigma_Y)^2 \dots\dots\dots (17)$$

Fig. 10 および Fig.12 から明らかなように δ_c あるいは K_c のいずれで整理しても、板厚 3 mm から 100 mm まで明瞭な板厚効果がみとめられる。 $B = 25$ mm と 45 mm で K_c には大きな差がみとめられなかつたが、これは実験的なばらつきによるものと思われる。一般に

* 実際の試験片では大規模降伏を起している場合でも (16) 式で得られる K_c は、同一板厚、試験温度で他の試験片寸法が大きい場合に低応力破壊したときの K_c 値とみなすことができる。

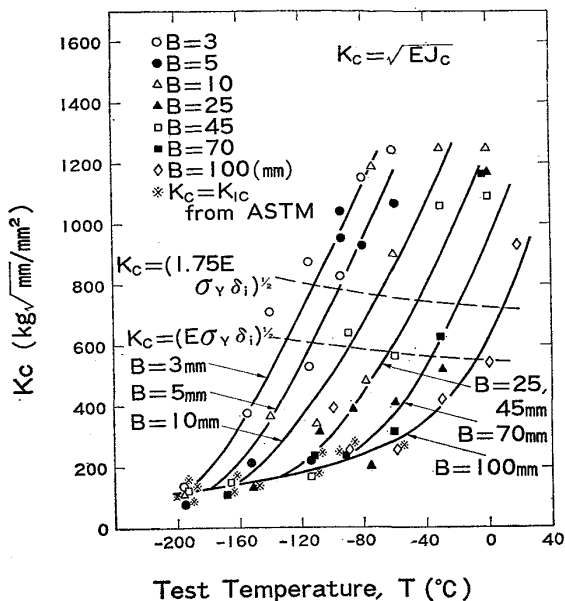


Fig. 12. Effect of plate thickness on fracture toughness, K_c obtained from J_c .

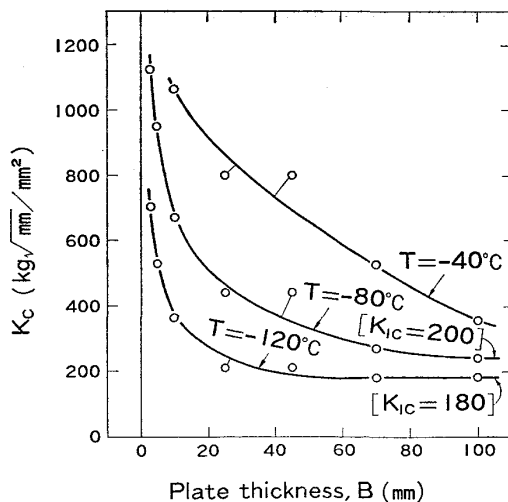


Fig. 13. Relation between K_c and plate thickness at various test temperature.

板厚効果にはある板厚の上限値が存在し、それ以上の板厚になつても破壊靱性値の温度依存性は変わらないと云われているが、本供試鋼の場合には $B = 100$ mm までそのような板厚の上限はみとめられなかつた。

Fig. 13 は K_c 値の板厚効果を $T = -40^\circ\text{C}$, -80°C , -120°C について調べたものである。試験温度によつて板厚効果の現われ方は異なり、 $T = 120^\circ\text{C}$ の場合は $B \approx 60$ mm から平面ひずみ状態になり、 $K_c = K_{Ic}$ になるが、 $T = -80^\circ\text{C}$ の場合そのような限界板厚は、100 mm であり、 $T = -40^\circ\text{C}$ のときは $B = 100$ mm でも平面ひずみ状態にはなつていない。

4.2.2 考 察

Fig. 13 のように温度によつて異なつた様相を呈する板厚効果の定量化を試みる。 K_C 値を用いると臨界状態におけるクラック先端の塑性域寸法は $(K_C/\sigma_Y)^2$ に比例する。その臨界状態が平面ひずみ状態にどの程度近づいているかを表わす指標として塑性域寸法と板厚の比が用いられている。ASTM の規定では(17)式のように、その比を 0.4 以下としている。この数値は実験的に得られたものであり、(17)式を満足する K_{IC} 値は平面ひずみ破壊靱性値とみなして差しつかえないとされている。ここでもこの判定式にしたがい、実験的に K_{IC} を求め、それらのほぼ下限に近い線を K_{IC} と温度の関係とした。この値を用いて、各板厚での実験点について K_C と K_{IC} の相対比と塑性域寸法と板厚の比を表わすパラメータ β_c との関係を調べることによつて、平面ひずみ状態からのずれの定量化を試みた。Fig. 14 に全実験点について $(K_C/K_{IC})^2-1$ と $\beta_c^2 \equiv (K_C/\sigma_Y)^2/B$ の関係を示す。実験点のばらつきはあるが、板厚 3~100 mm の

全板厚での結果が試験温度によらずほぼ一つの曲線にのることは、 β_c によつて平面ひずみ度を表わすことの妥当性を示している。この関係は次式で表わされる。

$$(K_C/K_{IC})^2-1=2.3\beta_c^2 \dots \dots \dots (18)$$

$$\beta_c^2=(K_C/\sigma_Y)^2/B$$

この式を変形して、次式で K_C と K_{IC} を関係づけることができる。

$$K_{IC}=K_C/[1+2.3\beta_c]^{1/2} \dots \dots \dots (19)$$

IRWIN¹⁶⁾ は $\sigma_Y=200$ ksi 以上の超高張力鋼や Al 合金、Ti 合金などの延性材料についての試験結果から K_C と K_{IC} の関係として次式を提案している。

$$K_C=K_{IC}[1+1.4\beta_{IC}^4]^{1/2} \dots \dots \dots (20)$$

$$\text{ただし } \beta_{IC}^2 \equiv (K_{IC}/\sigma_Y)^2/B$$

Fig. 15 は K_C 値の板厚依存性を実験値と(19)式および(20)式による推定曲線とを比較したものである。本報の結果では K_C の板厚効果は IRWIN の式よりは大きくなつたが、一つには本実験では脆性破壊したため、IRWIN の式とは破壊様式の差によるとも考えられる。

Fig. 16 に(19)式を用いて K_C から推定した K_{IC} と温度の関係を示す。図中で※印を付けた実験点は試験で直接得られた K_{IC} 値である。実験のばらつきもあつて推定値はある範囲を示すが、実測した K_{IC} 値と良い相関を示しており、(19)式の有効性がみとめられる。

次に「 J_{IC} 」の意味について検討する。脆性破壊の場合でも J_{IC} を用いると(17)式に比べて2ヶタ弱も薄い板厚の試験片で K_{IC} が求められるという報告¹⁷⁾とこれに対する意見¹⁸⁾があるが、脆性破壊の場合には Fig. 14 にみるごとく(21)式²⁾で規定される板厚以上でも大きな板厚依存度を示す。

$$B \leq 25 \sim 50 (J_{IC}/\sigma_Y) \dots \dots \dots (21)$$

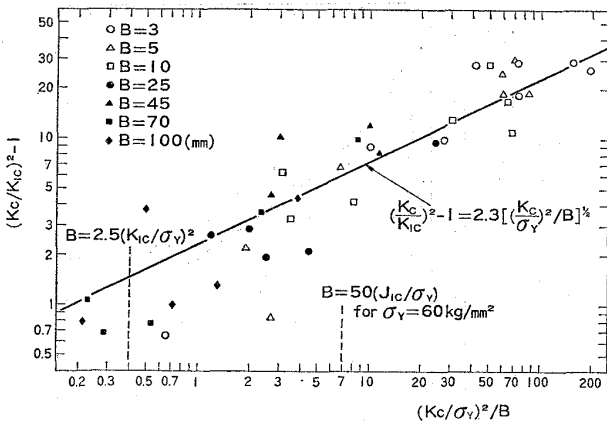


Fig. 14. Relation between $(K_C/K_{IC})^2-1$ and $(K_C/\sigma_Y)^2/B$.

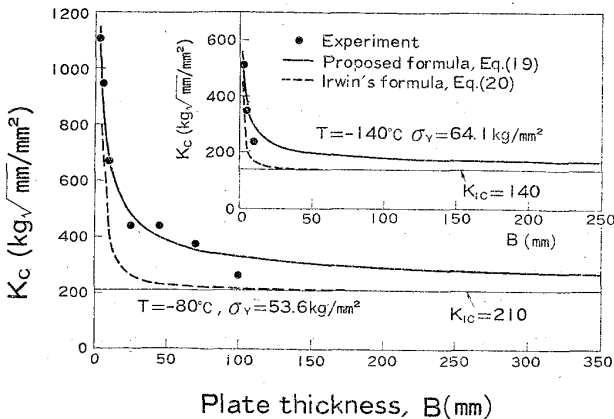


Fig. 15. Effect of plate thickness on K_C (relation between experiment and estimated curve).

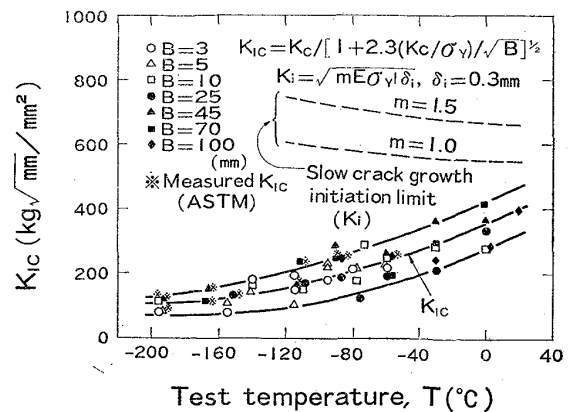


Fig. 16. Relation between K_{IC} and test temperature.

5. 結 言

極厚鋼板の板厚中央部の靱性均一部から採取した種々の板厚の試験片を用いて破壊靱性試験を行ない、 δ_c 、 J_c あるいは K_c に及ぼす力学的な板厚効果を検討し、次のような結果が得られた。

(1) 弾性論に基づく解析解および3点曲げ試験片の変形特性を考慮し、両者の特長を組み合わせることによって、荷重点変位および J_c 値の簡便な推定法を提案した。

(2) 本提案法によればCOD試験で得られる情報、すなわち、破壊荷重および限界クリップゲージ変位を用いて J_c を求めることができる。このようにして算定した J_c 値は荷重点変位を精度良く測定し、厳密に計算して得られた J_c 値と良く一致し、本方法の有効性が確かめられた。

(3) 板厚を3~100mmに変えた実験で、破壊靱性値には顕著な板厚効果がみとめられた。破壊靱性値に及ぼす板厚効果の定量的な評価を試み、次式によつて精度良く表わされることがわかった。

$$K_{IC} = K_c / [1 + 2.3\beta_c]^{1/2}, \quad \beta_c^2 = (K_c / \sigma_Y)^2 / B$$

従来の板厚効果に関する実験は材質の不均一性が加味されたものであつたり、機械切欠によるものであるため、ここで得られた結果の実用性、一般性については、さらに他の鋼種での実験を積み重ねて評価していく必要がある。

Appendix δ_c と J_c の関係

δ_c および J_c はいずれも脆性破壊の発生に対してクラック先端のある特性量を与えるものであるため、両者が相関づけられることは当然予想されることである。一般には J_c と δ_c の間には次式の関係がある。

$$J_c = m \sigma_Y \delta_c \dots\dots\dots (A1)$$

ここで、 m はクラック先端における拘束度を表わす係数であり、 $m=1.0\sim 2.5$ になるといわれている。

Fig. A1に m と σ_N / σ_Y の関係を示す。ただし、 σ_N は曲げ試験片における切欠実断面での曲げ応力である。

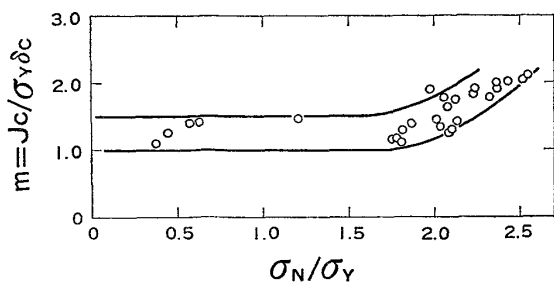


Fig. A1. Relation between J_c and δ_c .

$\sigma_N / \sigma_Y \leq 1.8$ では $m=1.0\sim 1.5$ であるが、 $\sigma_N / \sigma_Y > 2.0$ では m の値は大きくなり約2.0となる。このように m の値は試験片の塑性変形量に依存する量であり、塑性変形が進行するとクラック先端の塑性拘束が強まり、 m の値が大きくなると考えられる。

記 号

- a : 試験片切欠長さ
- B : 試験片板厚
- c (下つき添字) : 臨界値を表す
- COD : クラック開口変位
- E : ヤング率
- el (上つき添字) : 弾性成分を表わす
- G : せん断弾性率
- J : J 積分値
- K : 応力拡大係数
- K_{IC} : 平面ひずみ破壊靱性値
- P : 荷重
- P_Y : 降伏荷重
- P_{eq} : 等価荷重 [(12)式で定義する]
- pl (上つき添字) : 塑性成分を表わす
- q : 荷重点におけるたわみ
- $q(V)$: クリップゲージ変位から推定したたわみ
- q_{est} : たわみの推定値
- r : rotational factor
- R : 切欠長さ と 試験片幅 の比, $R=a/W$
- S : 曲げスパン
- T : 試験温度
- T_i : 脆性破壊発生温度
- T_0 : δ_c の値による定数
- V : クリップゲージ変位 (COD)
- V_{cal} : V の弾性計算値
- W : 試験片幅
- z : $a+z$ = 切欠先端からクリップゲージ挿入位置までの距離
- β_c : $\beta_c^2 = (K_c / \sigma_Y)^2 / B$
- β_{IC} : $\beta_{IC}^2 = (K_{IC} / \sigma_Y)^2 / B$
- δ_c : クラック先端の COD の臨界値
- δ_i : 延性クラック発生限界のクラック先端 COD 値
- σ_N : 試験片の切欠実断面における曲げ応力
- σ_Y : 降伏応力
- ξ : $\xi = W / [a + r(W-a) + z]$
- Δ : たわみの弾性計算値
- Δ_{crack} : クラックがあることによる Δ の値
- $\Delta_{no crack}$: クラックがないときの Δ の値

文 献

- 1) J. R. RICE: J. Appl. Mech., (1968), June p. 379
- 2) J. D. LAMDES and J. A. BEGLEY: ASTM STP 560, (1974), p. 170
- 3) 日本溶接協会鉄鋼部会TM委員会総合報告書: 脆性破壊発生特性に基づく鋼板の材質判定基準の確立に関する共同研究 (1975)

- 4) 日本溶接協会鉄鋼部会 J I 委員会総合報告書: *J* 積分破壊基準に関する共同研究 (印刷中)
- 5) British Standard Institution: Methods for Crack Opening Displacement (*COD*) Testing, DD19, (1972)
- 6) *M. G. DAWES*: The Welding Inst. Res. Bull., (1976), July p. 185
- 7) *H. TADA, P. PARIS, and G. IRWIN*: The Stress Analysis of Cracks Handbook, Del Res. Co. Pennsylvania, (1973)
- 8) *J. A. BEGLEY and J. D. LANDES*: ASTM STP 514, (1972), p. 24
- 9) *J. R. RICE, P. C. PARIS, and J. G. MERKLE*: ASTM STP 536, (1973), p. 231
- 10) 金沢 武, 町田 進, 金田重裕, 小野塚正一: 日本造船学会論文集, 138 (1975), p. 480
- 11) 金沢 武, 町田 進, 小林順一, 松島義男: 日本造船学会論文集, 142 (1977), p. 175
- 12) *J. D. G. SUMPTER and C. E. TURNER*: ASTM STP 601 (1976), p. 3
- 13) 金沢 武, 町田 進, 萩原行人, 小林順一: 日本造船学会論文集, 134 (1973), p. 365
- 14) 大塚昭夫, 宮田隆司, 西村誠二: 日本造船学会論文集, 45 (1976), 8, p. 627
- 15) 萩原行人, 征矢勇夫, 三波建市, 佐藤光雄: 溶接学会誌, 45 (1976) 8, p. 627
- 16) *G. R. IRWIN*: Engineering Frac. Mech., 1 (1968), p. 241
- 17) 岩館忠雄, 中田敏行, 渡辺十郎, 唐牛敏晴, 阪部喜代三: 日本機械学会講演論文集, 760-9, (1976), p. 159
- 18) *J. D. G. SUMPTER*: Metal Sci. J., (1976) Oct., p. 354