

# SCMn 2A 鋳鋼材の破壊強度に及ぼす板厚の影響

河野 俊一\*・清水 茂俊・永江 明\*\*

## Thickness Effect on the Brittle Fracture Toughness for SCMn 2A

Shun-ichi KAWANO, Shigetoshi SHIMIZU and Akira NAGAE

### Abstract

The object of this paper is to evaluate the thickness effect on the brittle fracture toughness for SCMn 2A steel and to propose a formula in order to estimate the fracture toughness  $J_c$  for any thickness specimen.

The compact tension specimens (CTS) are used in this test at 213°K (−60°C).

It becomes clear that the  $J_c$ -values at which a brittle fracture occurred were decreased extremely with an increasing thickness up to 20mm thickness and those values are nearly asymptotic to the value of 40mm thickness specimen. And the proposed formula will make it possible to estimate the  $J_c$ -value for any thickness specimen by using one experimental  $J_c$ -value.

### 1. 緒 言

亀裂先端に大規模降伏を伴う中、高靱性材料の破壊強度基準として、COD 仮説<sup>1)~3)</sup>および  $J_c$ 破壊基準<sup>4)~6)</sup>が提唱されている。

特に  $J_c$ 値は、小規模降伏時において線形弾性破壊力学で定義された  $G_c$  値に等しいことから、小規模降伏から全面降伏にわたる破壊靱性パラメータとして注目されている。Landes, Begley<sup>5)</sup>は、亀裂進展開始時の  $J$  値を破壊靱性パラメータとすることにより、平面ひずみ条件下の  $J$  値 ( $J_{Ic}$ ) が比較的小型の試験片によって求められることを、実験的に明らかにした。さらに、Keller, Munz<sup>6)</sup>は NiCr 合金鋼による  $J_{Ic}$ 試験を行い、板厚が 13mm 以上では  $J_{Ic}$ 値に板厚依存性がないことを明らかにした。

しかし、Keller 等の実験結果は破壊開始が延性破壊の場合であり、へき開破壊の場合については大塚ら<sup>7)</sup>の指摘するように、破壊靱性に及ぼす板厚の影響が大きいことが知られている。すなわち、破壊開始がへき開破壊 (脆性破壊) の場合、破壊靱性を  $J_c$ あるいは限界 COD の 1 パラメータで表わすことができない。

そこで著者ら<sup>8)~10)</sup>は、板厚拘束の度合を表わす板厚影響係数  $\beta$  を定義し、 $\beta$  を破壊強度の補助パラメータに

とることによって、板厚の影響を考慮した破壊靱性値の推定式を導いた。さらに、室温から−150°C の温度領域において、SS41 軟鋼の三点曲げ試験片およびコンパクト引張試験片 (CTS) を用いた破壊実験を行い、計算結果と実験結果の比較検討を行い、推定式の妥当性を確認した。

しかし、SS41 軟鋼以外の金属材料については、本推定式 (以後  $\beta$  理論による推定式と記述する) の妥当性の検証は行われていず、また  $\beta$  理論による推定は計算が若干複雑になることはいなめない。

本報告は SCM 2A 鋳鋼材を用いて、種々の板厚を有するコンパクト引張試験片による破壊実験を行い、まず著者ら<sup>10)</sup>の示した  $\beta$  理論による推定式の妥当性を検討した。次に板厚方向の応力分布を、平面応力と平面ひずみ領域で仮定した破壊靱性推定の簡便式を導入し、実験結果と比較してその有効性の検討を行った。

### 2. 解析方法

#### 2.1 簡便式の導入

板表面の亀裂先端を原点に、 $x_1$ ,  $x_2$ ,  $x_3$  軸を Fig. 1 に示すようにとる。亀裂先端近傍における板厚方向の応力  $\sigma_{33}$  を単純化し、Fig. 2 に示すように平面ひずみと平面応力の領域に分けて考える。ここで、 $T/2$  は板表面から平面ひずみに達する位置までの距離、 $B_1$ ,  $B_2$  はそれぞれ平面応力領域と平面ひずみ領域の厚さである。

\*機械工学科

\*\*豊田自工

すなわち、 $T/2$ が板厚  $B$  に無関係に一定とすると

$$\left. \begin{aligned} B_1 &= T/2, B_2 = B - T/2 & B \geq T/2 \\ B_1 &= B - B_2, B_2 = B_2/2T & B \leq T/2 \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

となる。コンパクト引張試験片 (CTS) に対する  $J$  積分評価式は、Merkle-Corten<sup>11)</sup>により次式で与えられている。

$$\left. \begin{aligned} J &= \frac{\eta_A \int Pd\delta - \eta_D [P\delta - \int Pd\delta]}{b \cdot B} \\ \eta_A &= 2(1 + \alpha) / (1 + \alpha^2) \\ \eta_D &= 2\alpha(1 - 2\alpha - \alpha^2) / (1 + \alpha^2)^2 \\ \alpha &= \left\{ \left( 2\frac{a}{b} \right)^2 + 2 \left( 2\frac{a}{b} \right) + 2 \right\}^{1/2} - \left( 2\frac{a}{b} + 1 \right) \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

ここで、 $a$  は亀裂長さ、 $b$  はリガメント、 $B$  は板厚、 $P$  および  $\delta$  はそれぞれ荷重および荷重点変位である。任意の板厚  $B$  に対する荷重  $P$  と荷重点変位  $\delta$  の関係を、Fig. 3 に示すように平面応力と平面ひずみに対応

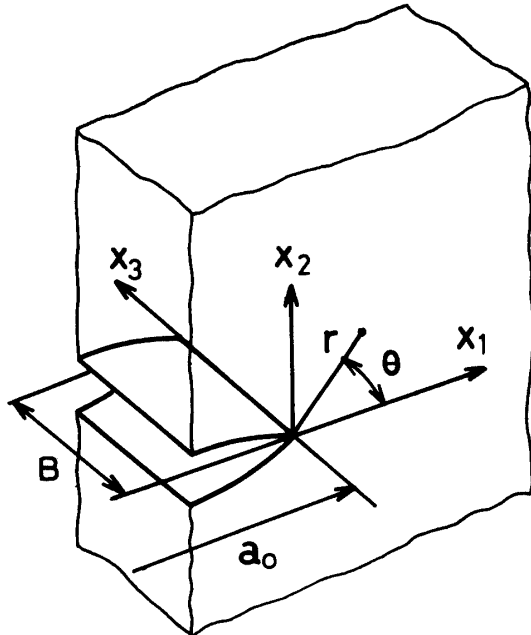


Fig.1 Schematic illustration of the coordinate for the cracked plate.

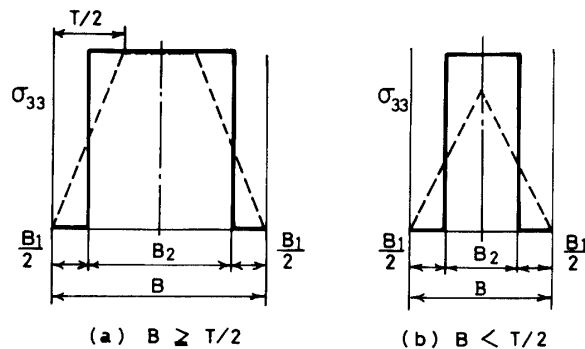


Fig.2 Schematic illustration of the stress distributions in the vicinity of the crack tip through the thickness direction

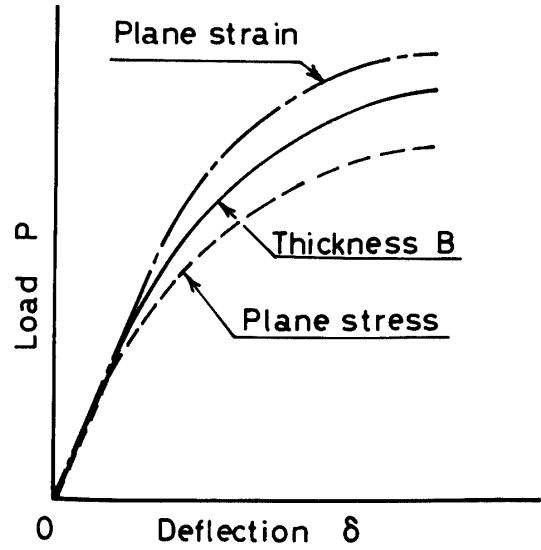


Fig.3 Schematic illustration of load-displacement curve

する荷重  $P_{\sigma_{33}}$  と  $P_{\epsilon_{33}}$  -  $\delta$  の和で近似すると、荷重  $P$  は

$$P = (B_1 P_{\sigma_{33}} + B_2 P_{\epsilon_{33}}) / B \quad (3)$$

で表わすことができる。(3)式を(2)式に代入して整理すると

$$J = [B_1 \{ (\eta_A - \eta_D) \int P_{\sigma_{33}} d\delta + \eta_D P_{\sigma_{33}} \delta \} + B_2 \{ (\eta_A - \eta_D) \int P_{\epsilon_{33}} d\delta + \eta_D P_{\epsilon_{33}} \delta \}] / bB^2 \quad (4)$$

となる。(4)式の右辺を平面応力および平面ひずみ条件下における  $J$  値、 $J_{\sigma}$  および  $J_{\epsilon}$  で置きかえると次に示すようになる。

$$J = (B_1 J_{\sigma} + B_2 J_{\epsilon}) / B \quad (5)$$

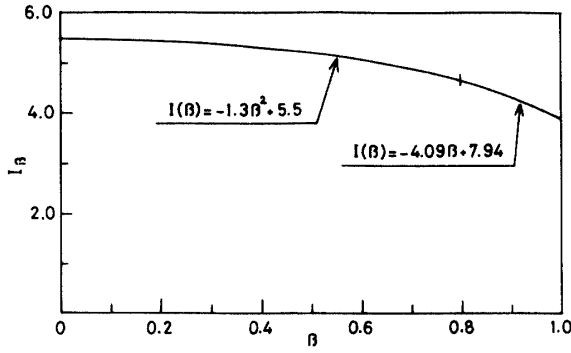
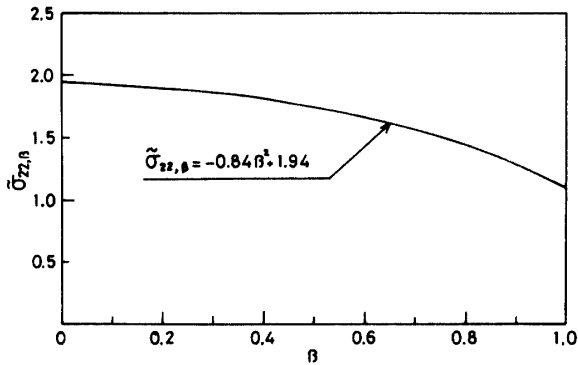
(5)式から明らかなように、板厚方向の応力  $\sigma_{33}$  を平面応力領域と平面ひずみ領域に分けて単純化した場合、任意の板厚  $B$  の  $J$  値は両者の  $J$  値をそれぞれ  $B_1/B$  および  $B_2/B$  倍した和となる。ここで、 $J_{\sigma}$  と  $J_{\epsilon}$  は次のようにして求めることができる。等価応力  $\bar{\sigma}_e$  と等価塑性ひずみ  $\bar{\epsilon}_p$  との関係を次のように仮定する。

$$\frac{\bar{\epsilon}_p}{\epsilon_0} = C \left( \frac{\bar{\sigma}_e}{\sigma_0} \right)^n \quad (6)$$

$\bar{\sigma}_e$  と  $\bar{\epsilon}_p$  の関係が(6)式で表わされる場合、亀裂先端近傍の応力は Hutchinson<sup>12)</sup>により次式で表わされることが報告された。

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 C \left( \frac{J}{C \sigma_0 \epsilon_0 I r} \right)^{\frac{1}{n+1}} \tilde{\sigma}_{ij}(\theta) \quad (7)$$

なお、(7)式の  $\sigma_0$ 、 $\epsilon_0$  は降伏応力および降伏ひずみ、 $n$  はひずみ硬化指数の逆数、 $r$ 、 $\theta$  は Fig. 1 に示すように亀裂先端を原点とした極座標である。また、 $I$  および  $\tilde{\sigma}_{ij}(\theta)$  は  $n$  の関数であり、平面応力および平面ひずみ条件

Fig.4 Relation between  $\sigma_{22,\beta}$  and  $\beta$ Fig.5 Relation between  $I_\beta$  and  $\beta$ 

でそれぞれ異った値をもつ。平面応力および平面ひずみ条件下の  $I$  と  $\sigma_{22}(\theta=0)$  をそれぞれ  $I_\sigma, \sigma_{22,\sigma}$  および  $I_\epsilon, \sigma_{22,\epsilon}$  とすると、 $J$  と  $\sigma_{22}$  の関係は次式で表わされる。

$$\left. \begin{aligned} J_\sigma &= m I_\sigma (\sigma_{22,\sigma} / \bar{\sigma}_{22,\sigma})^{n+1} \quad (\text{平面応力}) \\ J_\epsilon &= m I_\epsilon (\sigma_{22,\epsilon} / \bar{\sigma}_{22,\epsilon})^{n+1} \quad (\text{平面ひずみ}) \end{aligned} \right\} (8)$$

$$m = C^{-n} \sigma_0^{-(n-1)} \epsilon_0 r$$

ただし、 $\sigma_{22}$  は亀裂と垂直方向 ( $x_2$  方向) の応力成分である。(8)式を(5)式に代入して整理すると

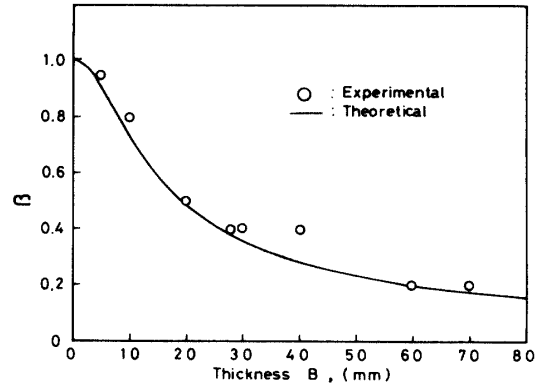
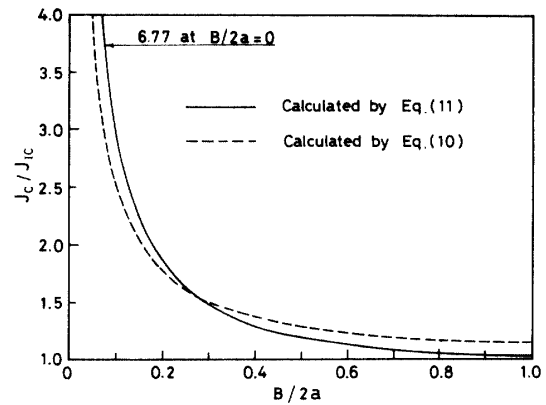
$$J = \frac{m}{B} \left\{ B_1 I_\sigma \left( \frac{\sigma_{22,\sigma}}{\bar{\sigma}_{22,\sigma}} \right)^{n+1} + B_2 I_\epsilon \left( \frac{\sigma_{22,\epsilon}}{\bar{\sigma}_{22,\epsilon}} \right)^{n+1} \right\} (9)$$

となる。平面ひずみ条件下の破壊靱性値を  $J_{IC}$ 、任意の板厚のそれを  $J_C$  とし、(9)式に示す  $\sigma_{22,\epsilon}$  が破壊応力  $\sigma_F$  に達すると脆性破壊を生じると仮定すると、(9)式を(8)式の第2式で除して整理することによって次式を得る。

$$\frac{J_C}{J_{IC}} = \frac{1}{B} \left\{ B_2 + B_1 \frac{I_\sigma}{I_\epsilon} \kappa \left( \frac{\bar{\sigma}_{22,\epsilon}}{\bar{\sigma}_{22,\sigma}} \right)^{n+1} \right\} (10)$$

上式が板厚方向の応力を、生面応力領域と平面ひずみ領域でモデル化して導入した  $J_C$  値推定の簡便式である。

一方著者ら<sup>10)</sup>は、 $\bar{\sigma}_e$  と  $\bar{\epsilon}_p$  の関係が(6)式で表わされる場合の  $J_C$  値の推定式を、 $\beta$  理論によって次のように提唱した。

Fig.6 Comparison between calculated  $\beta$  and estimated  $\beta$  from the experimental results for various thickness specimens shown in previous paper<sup>2)</sup>.Fig.7 Relation between  $J_C/J_{IC}$  and  $B/2a$ 

$$\frac{J_C}{J_{IC}} = \left\{ \frac{I_\beta}{I_\epsilon} \left( \frac{\bar{\sigma}_{22,\epsilon}}{\bar{\sigma}_{22,\beta}} \right)^{n+1} \right\} (11)$$

ここで  $I_\beta, \sigma_{22,\beta}$  は  $\beta$  の関数である。

## 2.2 計算結果

(10)式で示す  $\kappa$  は次のようにして求めることができる。すなわち、変形が進むと亀裂先端に COD (Crack Opening Displacement) が形成されるため、亀裂軸 ( $x_1$  軸) 方向の応力  $\sigma_{11}$  は 0 となる<sup>13)</sup>。また、平面応力では  $\sigma_{33} = 0$ 、平面ひずみでは  $\epsilon_{33} = 0$  であるので、弾性ひずみを無視すると

$$\epsilon_{33} = \frac{\bar{\epsilon}_p}{\bar{\sigma}_e} \left( \sigma_{33} - \frac{\sigma_{22}}{2} \right) = 0 (12)$$

となる。したがって、ミーゼスの降伏条件式を塑性ポテンシャルとして用いると、 $\sigma_{22}$  と  $\bar{\sigma}_e$  の関係は次式で表わすことができる。

$$\sigma_{22} = \begin{cases} \bar{\sigma}_e & (\text{平面応力}) \\ 1.155 \bar{\sigma}_e & (\text{平面ひずみ}) \end{cases} (13)$$

(13)式より  $\kappa$  は次のようになる。

$$\kappa = (\sigma_{22,\sigma} / \sigma_{22,\epsilon})^{n+1}$$

$$= 0.866^{(n+1)} \tag{14}$$

後述する供試材 SCMn 2A 鋳鋼材の  $n=3$  について計算すると  $\kappa$  は 0.562 となる。また、 $\tilde{\sigma}_{22}$  と  $I$  は Hutchinson の解析解により、次のように求まる。

$$\tilde{\sigma}_{22,\sigma} = 1.09, I_{\sigma} = 3.36$$

$$\tilde{\sigma}_{22,\epsilon} = 1.94, I_{\epsilon} = 5.51$$

一方、 $\beta$  理論による(11)式の  $I_{\beta}, \tilde{\sigma}_{22,\beta}$  は、著者らの報告<sup>10)</sup>の付録に示した式から求めることができ、本供試材の場合 Fig. 4, 5 に示すようになる。また、参考までに著者らが理論的に解析した  $\beta$  と板厚  $B$  の関係を Fig. 6 に示す。

Fig. 7 に  $\beta$  理論による推定式 (11)式 および本報告で提案した簡便式 (10)式 による  $J_c/J_{Ic}$  の計算結果を示す。ただし、横軸は板厚  $B$  を  $2a$  で除して無次元化している。両計算結果は  $B/2a$  が 0 から 0.25 の間で急激に減少し、その後 1 に漸近する傾向がみられる。また、簡便式による計算結果は  $\beta$  理論による計算結果と比較して、 $B/2a$  が 0.25 以下で若干低く、0.25 以上でその関係が逆になった。

### 3. 実 験

Table 1. Chemical compositions of SCMn 2A, (%)

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo
0.32	0.47	1.34	0.011	0.005	0.28	0.22

Table 2. Mechanical properties of SCMn 2A

Temp (K)	Yield Stress (MPa)	Ultimate Strength (MPa)	Elongation (%)
R. T.	293	549	39.6
213	395	639	

供試材は SCMn 2A 鋳鋼で、その化学成分および機

**B = 2, 4, 7, 10, 20, 40**

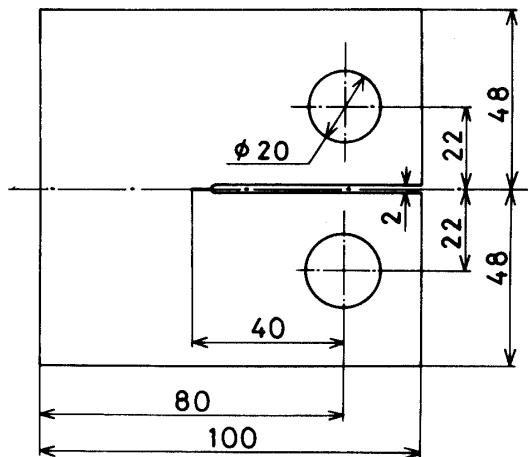


Fig.8 Compact tension specimens

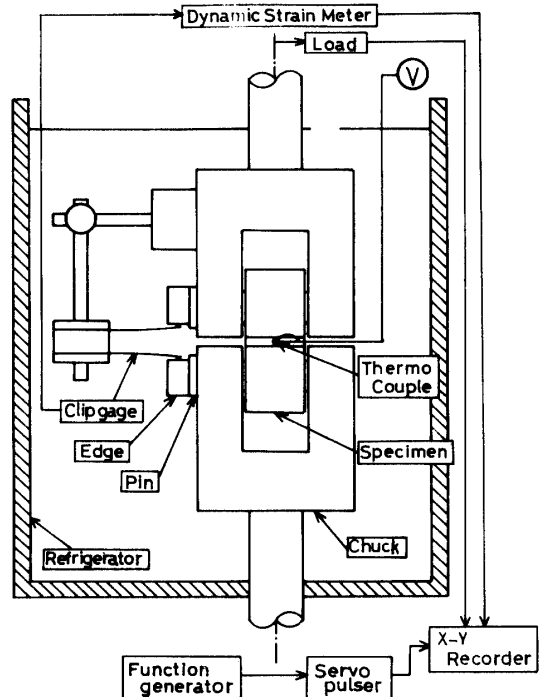


Fig.9 Test apparatus

械的性質を Table 1 および Table 2 に示す。

Fig. 8 に破壊実験に用いた CTS の形状、寸法を示す。CTS の寸法は、板厚以外は ASTM E399<sup>14)</sup>規格に準じており、板厚は 2, 4, 7, 10, 20, 40mm の 6 種類を採用した。また、いずれの板厚試験片についても、あらかじめ深さ 1mm の側溝を設けた厚さ 42mm の試験片に、電気油圧式疲労試験機を用いて  $\Delta K \approx 22 \text{MPa}^{1/2}$  の条件で疲労亀裂を入れた後、所定の板厚に機械加工した。

破壊実験は Fig. 9 に示す自作の低温槽にエチルアルコールおよびドライアイスを投入して 213°K (-60°C) の温度条件下で行い、試験温度は銅-コンスタンタン熱電対によって測定した。

### 4. 実験結果、計算結果および考察

213°K の温度条件下における荷重  $P$  と荷重点変位  $\delta$  の関係を Fig. 10 に示す。なお、 $P$  と  $\delta$  はそれぞれ全面降伏荷重  $P_c$  と  $(W-a) \sigma_0/E$  で除して無次元化している。同図から明らかなように、\*印で示す脆性破断時の  $E\delta / \{ \sigma_0(W-a) \}$  は板厚  $B$  の増加に伴って減少し、板厚 20mm でほぼ一定値に収束する傾向がみられた。また、 $B$  が 7mm の場合、ポップイン現象が生じることから、 $B \approx 7 \sim 20 \text{mm}$  の範囲が半面応力と平面ひずみの中間領域であると考えられる。

Fig. 10 に示す実験結果を用い、Merkle-Corten の J 積分評価式によって求めた  $J_c$  値と  $B$  の関係を Fig. 11 に示す。なお、 $B=7 \text{mm}$  試験片については、ポップインを生じた位置の  $J$  値を  $J_c$  値とした。 $J_c$  値は  $B$  が 2mm

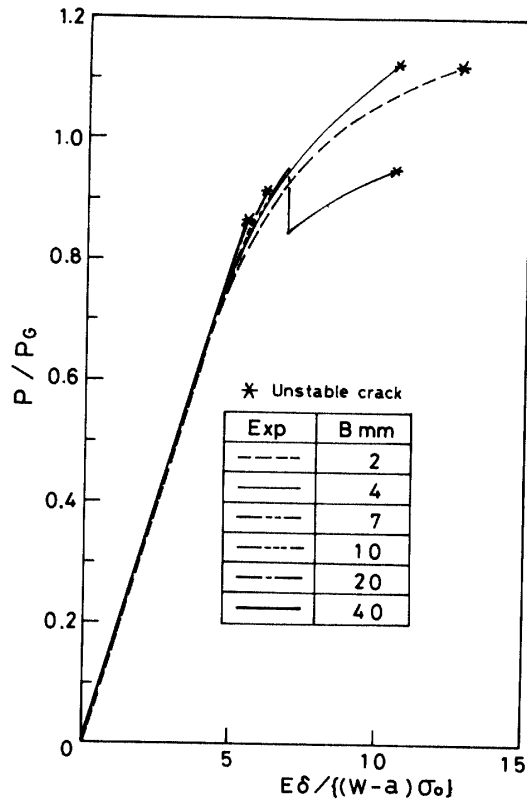


Fig.10 Relation between  $P/P_c$  and  $E\delta / \{(W-a)\sigma_o\}$  for various thickness specimens

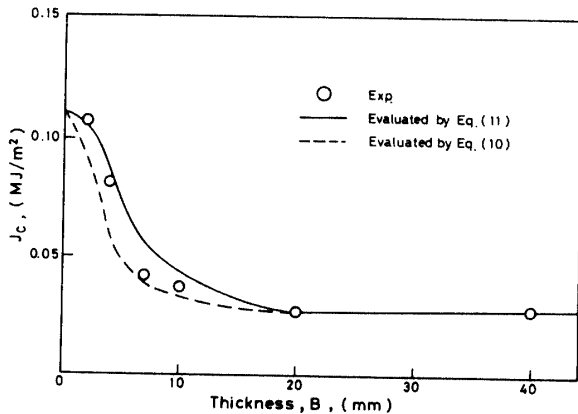


Fig.11 Comparison between calculated and experimental  $J_c$  for SCMn 2A at 213K

で約  $0.11 \text{ MJ/mm}^2$  となり、 $B$  の増加と共に急激に減少し、 $B=20 \text{ mm}$  ではほぼ一定値に収束する傾向がある。

既報<sup>8)15)</sup>で著者らは、上述の  $J_c$  値の板厚依存性に対する現象を、 $J_c$  値に板厚依存性がない Type I、 $B$  の減少に伴って  $J_c$  値が増加する Type II および安定亀裂進展の Type III の領域に分類した。すなわち、本実験では  $B$  が  $20 \text{ mm}$  以上が Type I、 $20 \text{ mm}$  以下では Type II の領域とみなすことができる。

ところで、2章で示した簡便式および  $\beta$  理論による推定式は、いずれも亀裂先端近傍に大規模降伏を想定

して導かれたものである。一方、Type I の領域では  $J_c$  値 ( $0.027 \text{ MJ/m}^2$ ) が ASTM E399 規格から求めた  $G_{Ic}$  値 ( $0.026 \text{ MJ/m}^2$ ) にほぼ一致していることから、Type I = 小規模降伏領域とみなすことができる。すなわち、平面応力および平面ひずみ条件下の破壊強度は限界応力拡大係数  $K_c$  値によって支配されるため、次式に示す  $K$  値から  $J (=G)$  値への換算から明らかなように  $J_c$  値に及ぼす板厚の影響は非常に少ない。

$$J=G = \begin{cases} K^2/E & (\text{平面応力}) \\ (1-\nu^2) K^2/E & (\text{平面ひずみ}) \end{cases}$$

したがって、大規模降伏を想定した簡便式および  $\beta$  理論による推定式の適用範囲は Type II の領域に限定される。

Fig. 11 に簡便法および  $\beta$  理論による推定式を用いて求めた  $J_c$  と  $B$  の関係を示す。前者の計算結果は後者の計算結果と比較して若干低い値を示しているが、両計算結果とも  $B$  が  $10 \text{ mm}$  以下では、板厚の減少に伴って  $J_c$  値が急激に増加する傾向がみられた。また、計算結果と実験結果とは極めて良好な一致がみられ、したがって本簡便法と  $\beta$  理論による推定式の妥当性が証明された。

## 5. 結 言

板厚の影響を考慮した脆性破壊強度を推定するために、板厚方向の応力を平面応力と平面ひずみでモデル化して簡便式を導き、既報で著者らの提案した  $\beta$  理論による推定式を用いた計算結果との比較検討を行った。さらに、 $213^\circ \text{K}$  ( $-60^\circ \text{C}$ ) において SCMn 2A 鋳鋼材を用いた破壊実験を行い、簡便式および推定式による計算結果と比較し、破壊靱性値に及ぼす板厚の影響について考察を行った結果、次のような結言を得た。

- 1) 小規模降伏時においては  $J_c$  値に及ぼす板厚の影響は非常に少ない。これに対して、大規模降伏領域では、板厚の減少に伴って  $J_c$  値は急激に増加する。
- 2) 既報で示した  $\beta$  理論による破壊靱性推定式は、本供試材 SCM 2A 鋳鋼材についても適用可能である。
- 3) 板厚方向の応力を、平面応力と平面ひずみでモデル化して導いた簡便式の計算結果は、実験結果とよく一致し、したがって本簡便式によってより簡単に  $J_c$  値推定が可能となることがわかった。

## 参 考 文 献

- 1) Bilby, B. A., Cottrell, A. H., Smith, S. and Swinden, K. H., Proc. Roy. Soc., A 279, 1 (1964).
- 2) Wells, A. A., Brit. Weld. J, 10, 563 (1963).
- 3) BSI: Methods for Crack Opening Displacement

- (COD) testing, BS5762, (1979).
- 4) Rice, J. R., Trans. ASME, Ser. E, 35, 379 (1968).
  - 5) Begley, J. A. and Landes, J. D., ASTM STP514, 1, (1972).
  - 6) Keller, H. p. and Munz, D., ASTM STP631, 217, (1977).
  - 7) 大塚, 富田, 西村, 大橋, 柏木., 日本造船学会論文集, 307 (1974).
  - 8) 永井, 清水, 河野, 岩田, 小園., 日本造船学会論文集, 146, 497 (1979).
  - 9) 永井, 清水, 河野, 栗林., 日本造船学会論文集, 148, 189 (1980).
  - 10) 永井, 清水, 河野, 平本., 日本造船学会論文集, 151, 231 (1982).
  - 11) Merkle, J. G. and Corten, H. T., Trans. ASME, Ser. J, 96, 286 (1974).
  - 12) Hutchinson, J. W., J. Mech. Phys. Solids, 16, 13 (1968).
  - 13) 清水, 河野, 石井, 飯山, 機論 49 A, No. 439 (1983).
  - 14) ASTM: Standard Test Method for PLANE-STRAIN FRACTURE TOUGHNESS OF METALLIC MATERIALS, ASTM Designation, E399-74, (1974).
  - 15) 清水, 河野, 加藤., 機講論, No. 790-12, 247 (1979).  
(昭和 57 年 10 月 15 日受理)