

© 1983 ISIJ

論 文

極厚材の破壊靱性値に及ぼす力学的板厚効果

萩原 行人*・宮本 志郎*²

Fracture Mechanics Approach to Evaluate the Effect of Thickness on Fracture Toughness in Heavy Sectioned Steel

Yukito HAGIWARA and Shiro MIYAMOTO

Synopsis :

In order to develop an estimation method of the fracture toughness in heavy sectioned A533B steel from small size specimen with reduced thickness, the effects of specimen thickness and side groove on fracture toughness have been investigated.

An increase in side groove depth clearly lowers the resistance to ductile crack propagation. This is due to the fact that side groove restrains the formation of shear lip. On the other hand, the slow crack growth initiation toughness is independent of side groove depth. In the case of brittle failures, the fracture toughness is nearly constant irrespective of side groove depth. This fact is confirmed by fractographical examination of stretched zone size on fracture surfaces. It is seen from these results that the fracture toughness for full thickness can not be estimated by using the results obtained in small specimens with side groove.

A model is proposed to evaluate effect of specimen thickness on fracture toughness in terms of fracture mechanics. Fracture toughness of thick plate is estimated from this model using the fracture toughness values of ordinarily notched small specimens with reduced thickness. The predicted values are in good agreement with experimental results of full thickness specimens.

1. 緒 言

破壊力学の評価に用いられる破壊パラメータ (線形破壊力学; K , 全面降伏破壊力学; COD(δ), J)はクラック先端の応力あるいはひずみ場を一意的に表す工学的尺度であり, そのパラメータがある限界値(破壊靱性値; K_c , δ_c , J_c)に達したときに破壊が起こる. これらの諸量はいずれも単純化したクラックモデルで定義されたクラック先端の力学的状態に対応するものであり, 切り欠き尖鋭度, 応力多軸度あるいはひずみ速度などに影響される.

板厚が大きくなるとクラック先端における応力状態は3軸度が増し, 変形状態は平面ひずみ状態に近づいて破壊靱性値は低下する. そのため, 一般に鋼材の破壊靱性値を求めるには全板厚¹⁾あるいは平面ひずみ状態を満足する板厚²⁾での試験法が標準化されている. ところが極厚材になると全厚の破壊靱性試験片は非常に大きくなるため, 試験の手間や時間は膨大なものになる. そのため試験の容易さや靱性評価の実用的な意味からも減厚した小型試験片で全厚の破壊特性が評価できれば非常に便利であり, 破壊靱性値に及ぼす力学的な板厚効果を明らか

にすることが望まれている.

前報³⁾では板厚 165 mm の A533 B 鋼の均質部から 3~100 mm 厚の切り欠き曲げ試験片を採取し全面降伏破壊力学によつて力学的板厚効果を考察した. 本報告ではさらに板厚 250 mm の A533 B 鋼を用いて全厚の破壊靱性試験と 25 mm 厚の板厚各位置から切り出した小型試験を行い前報での考察結果を適用して減厚材の破壊靱性値から全厚の破壊特性の推定を試みた. また一般に切り欠き部にサイドグループを付与すると板厚方向の変形が拘束され, 平面ひずみ状態に近づくと言われている. そこでサイドグループ付き小型試験と全厚の試験結果を比較し, 各破壊モードに及ぼすサイドグループの影響について検討した.

2. 供試材および試験方法

供試材は板厚 250 mm の A533 Type B class 1 鋼であり, Table 1 に化学成分および機械的性質を示す. Fig. 1 は板厚方向の靱性分布を V シャルピー試験の破面遷移温度($vTrs$)で調べたものである. 板表面より $1/4t$ までの表面層の靱性は表面に近づくほど良好な値を示す

昭和 57 年 5 月 13 日受付 (Received May 13, 1982)

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

*² 日本鑄鍛鋼(株) (Japan Casting & Forging Corporation)

Table 1. Chemical composition and mechanical properties of A533B steel.

Steel	Thickness (mm)	Chemical Composition (%)							Mechanical Properties *		
		C	Si	Mn	P	S	Ni	Mo	σ_y (kg/mm ²)	σ_B (kg/mm ²)	Elong. (%)
A533B	250	0.18	0.21	1.44	0.003	0.002	0.67	0.57	48.9	62.8	27

* Trans. direction, 1/4t

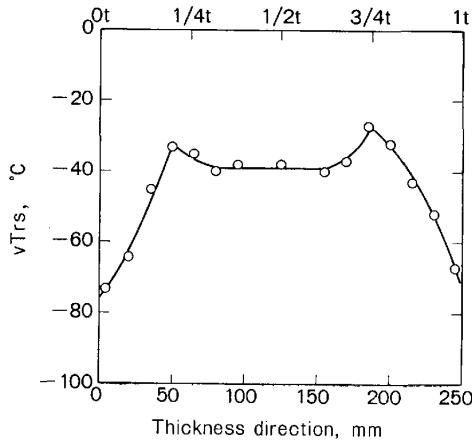
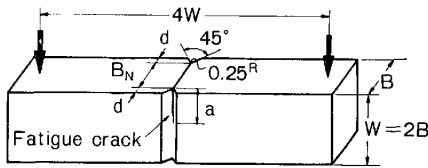


Fig. 1. Variation of vTrs in the direction of plate thickness.



	B(mm)	B _N (mm)
Without side groove	250	250
	25	25
With side groove	25	22.5
		20.0
		17.0
		15.0
		10.0

Fig. 2. SEN bend specimen with or without side groove.

が、1/4tより中心側では靱性はほとんど一定である。

破壊靱性値は Fig. 2 に示すような標準の疲労クラック付三点曲げ試験により求めた。試験片はいずれもその長さ方向が鋼板の主圧延方向と一致するように加工した。B=25 mmの試験片は板厚表面、1/4tおよび1/2tから採取した。また一部の B=25 mm の試験片においては Fig. 2 に示すようにその切り欠き部に 45°V (先端半径=0.25 mm) の側溝を加工し、サイドグループの影響を調べた。サイドグループの深さは試験片のネット厚 B_N と原厚 B (=25 mm) の比 (B_N/B) で 0.9~0.4 まで変化させた。サイドグループは疲労クラック導入後、疲労クラック先端とV溝底が一致するように加工した。

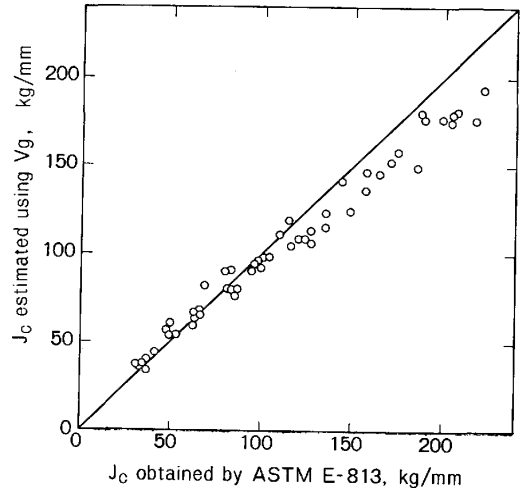


Fig. 3. Relation between J_C obtained by ASTM E813⁴⁾ and estimated using V_g⁵⁾.

一部の試験では前報³⁾と同様な治具を用いて試験片の荷重点変位を測定し、J値の解析に用いた。J_{IC}(延性クラック発生時のJ値)あるいはδ₁(延性クラック発生時のCOD値)の測定は同一温度で数本の試験片を用い、種々の荷重レベルから除荷して延性クラック長さを変える方法によつた (ASTM E813⁴⁾)。

3. 試験結果

破壊靱性値(K_{IC}, J_CあるいはJ_{IC}, δ_Cあるいはδ₁)は次のようにして求めた。

B=250 mmの全厚での試験結果に対しては ASTM E399²⁾にしたがつて K_{IC} (平面ひずみ破壊靱性)あるいはK_Qを算定した。B=25 mmの結果については線形破壊力学の適用外であり、直接K値は求められないので、JあるいはCODによる解析を行つた。J_{IC}は ASTM E813 に準拠して求めた。ただし、Blunting lineは J=4σ_yΔa⁵⁾とした。ここで、σ_yは降伏応力、Δaは疲労クラック先端から延性クラック先端までの長さである。J値からK値への換算は次式によつた。

$$K = [EJ / (1 - \nu^2)]^{1/2}$$

ここで、Eはヤング率、νはポアソン比である。

前報³⁾で用いたのと同様な治具を使つて Indentationの影響を含まない荷重点変位を測定し、荷重-荷重点変位曲線の面積からJ値を求めたが、この方法では測定が煩雑であり、解析も面倒であるため、金沢ら⁶⁾が提案

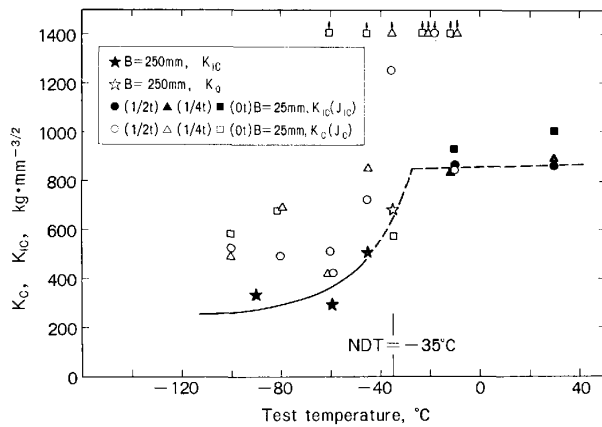


Fig. 4. Variation of K_C , K_{IC} with test temperature.

しているクリップゲージ変位 (V_g) から J を推定する方法 (V_g 法) についても検討した. V_g 法の妥当性を調べた結果を Fig. 3 に示す. J_C 値の広い範囲にわたって V_g 法による J_C 値は荷重点変位から厳密に解析した J_C とほぼ一致している. そのため荷重点変位を実測していない $B=25$ mm の小型試験結果についても V_g 法によりクリップゲージ変位から J_C 値を推定した.

COD 値は BS5762¹⁾ にしたがって求めた.

サイドグループを付けた試験の解析では試験片の等価板厚として $\sqrt{BB_N}$ を用いた. これは 3 次元の弾性応力解析結果から得られたものである⁷⁾. すなわち, サイドグループを有する試験片の 3 次元解析による K 値は板厚を $\sqrt{BB_N}$ として 2 次元の式から計算される K にほぼ等しい. 本解析ではこの等価板厚の考え方を J および COD (その弾性成分) の算定に用いた.

Fig. 4 に K_C および K_{IC} の温度依存性の結果を示す. $B=250$ mm の場合でも -35°C (この材料の NDT 温度) では ASTM の試験片寸法要求を満足せず有効な K_{IC} 値は得られなかった. 30°C および -10°C における実験点は J_{IC} 試験で求められた $K_{IC}(J_{IC})$ 値であり, $B=250$ mm で得られた K_{IC} の温度依存性の傾向とは異なっている. これは $K_{IC}(J_{IC})$ があくまで延性クラック発生時での靱性の指標であつて, 「小型の J_{IC} 試験から K_{IC} 値が求められる」ということが延性クラックの発生について言えることで, 脆性破壊に対しては成り立たないことを示している⁸⁾. また Fig. 1 にみられる板厚方向の靱性分布に対応して板表面から採取した $B=25$ mm の K_C は $1/4t$, $1/2t$ よりも良好な値を示している.

数本の試験片を用いて求めた J - R curve を Fig. 5 に示す. Fig. 5 の Δa はストレッチゾーンの幅を含めた延性クラック長さである. J - Δa 直線と Blunting line の交点が J_{IC} で, 延性クラックの発生に対する抵抗値で

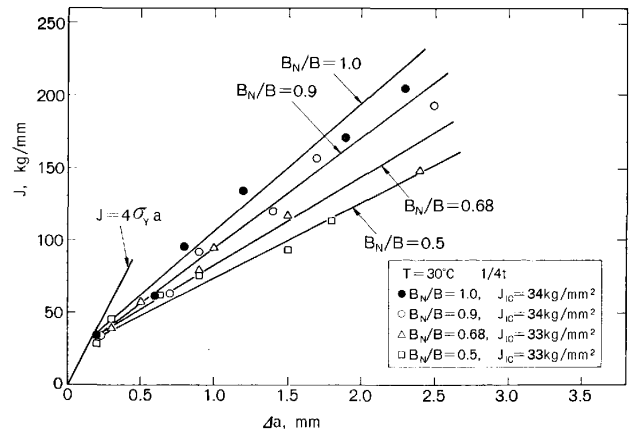


Fig. 5. J - R curve (A533B, at 30°C),

ある. δ - R curve についても同様な結果になった. サイドグループの深さを変えて R curve に及ぼす影響を調べたが, 延性クラックの発生に対する抵抗値 (J_{IC} , δ_i) はサイドグループを変えてもほぼ一定である. 一方, 延性クラックの進展抵抗 (Fig. 5 の直線の傾き) はサイドグループを深くするほど小さくなる. これは従来⁸⁾と一致している.

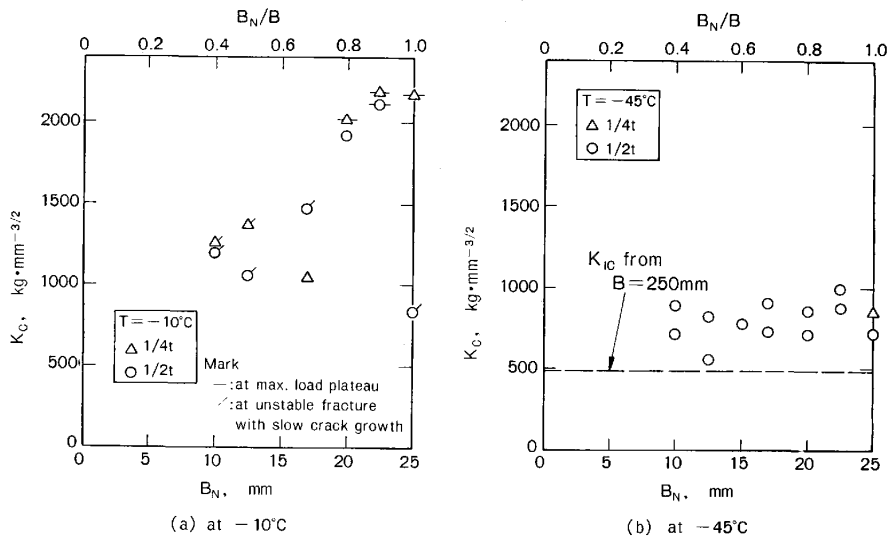
Fig. 6 に -10°C と -45°C の各試験温度における K_C 値に及ぼすサイドグループ深さの影響を調べた結果を示す. これらの結果から次のことが言える.

i) -10°C の試験結果にみられるようにサイドグループを深くすれば K_C 値は小さくなる. しかしこれは図中に記したように破壊モードの変化に対応している. すなわち, サイドグループが浅い場合には延性クラックが進展して試験片が塑性崩壊を起こすが, サイドグループを深くすることにより延性クラック進展後の脆性破壊あるいは延性クラック発生前の脆性破壊に移行する.

ii) -45°C の試験結果のように低温でいずれも延性クラック発生以前に完全に脆性破壊を起こす場合には, サイドグループの影響は現われず, K_C 値はほぼ一定になる. ただし, これらの温度においても荷重-変位曲線にはかなりの塑性変形がみとめられた.

4. サイドグループの効果

破壊靱性値に及ぼすサイドグループの影響には次の 2 つの効果と考えられる. ①破壊時に板厚方向で板表面近くに形成される Shear lip を生じにくくする. Shear lip は材質面 (一般に板表面の方が靱性良好) および力学的な面 (板表面近くは平面応力状態にあり, 高靱性になる) の影響によつて生じるが, サイドグループによつてこれらの因子を軽減ないし取り除くことになる. ②クラック先端の 3 軸応力度を高める. この効果も特にサイドグループ底で大きい. これらの効果に基づいて試験結果を考

Fig. 6. Effect of side groove on K_{IC} .

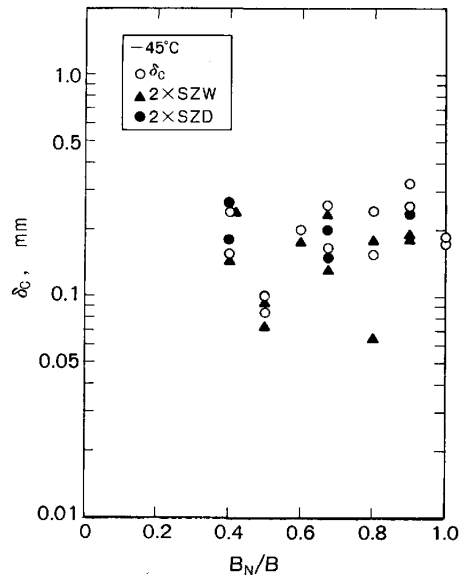
察する。

Fig. 5 から明らかなように延性クラックの発生抵抗, J_{IC} および δ_i はサイドグループの深さには依存せず, ほぼ一定である. δ_i は板厚にほとんどよらない量であることが知られており, 平面ひずみ延性クラック発生に要求される試験片の板厚中央での 3 軸応力の程度はわずかで十分であると考えられるため, サイドグループの影響がなかつたと思われる.

延性クラックの進展抵抗はサイドグループを深くすることによつて低下する. 延性クラックの進展に対する抵抗の大きさにはクラック進展に伴い板表面近くに形成される Shear lip が重要な因子として作用する. したがつて, サイドグループの深さを増せばそれだけ Shear lip の形成が抑制され, 延性クラックの進展は容易になると考えられる.

Fig. 6 の -45°C における試験結果では破壊靱性値はサイドグループの深さによらずほぼ一定になつた. これらの温度においては試験片は安定な延性クラックを呈せず脆性破壊を起こしている. このことは従来の予想に反しており, サイドグループの弾塑性破壊力学的評価法の問題に起因していることも考えられるためより直接的な破面観察を行つて詳細に検討した.

Fig. 7 は同じ試験結果を δ_c で整理したものであり, 同図中には破面の SEM 観察より求めたストレッチゾーンの幅 (SZW) およびその高さ (SZD) を近似的に CTOD に換算した値も示してある. SEM 写真および SZW, SZD の測定例を Photo. 1 に示す. $2\text{SZD} = \delta_c$ (SZW の場合は必ずしも成立しない) である⁹⁾ ことから直接破面上から実測した δ_c には解析上の問題はない. Fig. 7 から明らかなようにストレッチゾーンの形状から求めた

Fig. 7. Effect of side groove on δ_c and stretched zone size.

δ_c もサイドグループによらず一定である.

Fig. 8 に K_{IC} 値の板厚依存性を -45°C および -60°C の結果について示す. 図中の実線は前報⁹⁾ の結果から推定したものである (5 参照). いずれの温度においても $B=25\text{mm}$ あたりでは板厚の変化に対する破壊靱性値の変化は大きく, サイドグループの効果で 3 軸応力度が増せば (板厚の増加に対応する), 破壊靱性値の明瞭な低下としてみとめられるはずである.

以上のことからサイドグループによる 3 軸応力度を増加させる効果は脆性破壊発生に対してそれほど大きくないと考えられる. したがつてサイドグループを付けた小型試験結果から直接全厚の破壊特性は評価できない.

次に, サイドグループの実験結果として Fig. 6 の

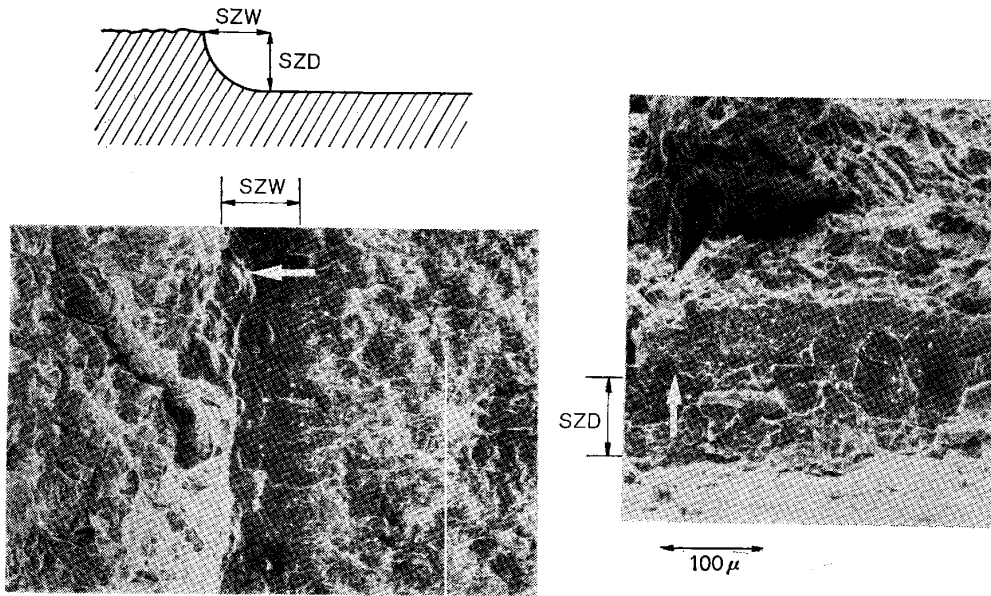


Photo. 1. An example of stretched zone.

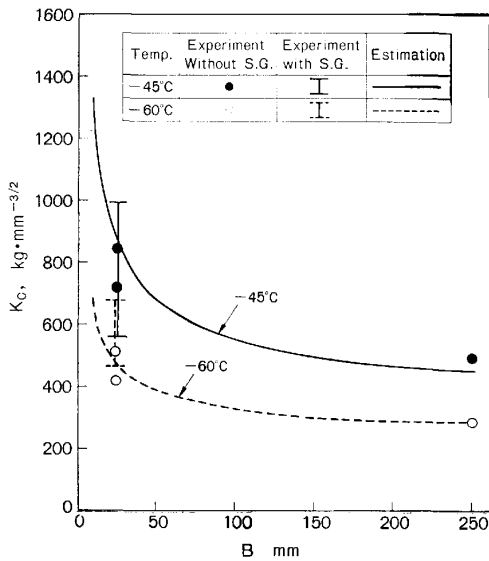


Fig. 8. Variation of K_C with specimen thickness.

-10°C で定められたサイドグループによる破壊モードの変化とそれに伴う破壊靱性値の低下がある。この一つの理由としてサイドグループによる Shear lip の抑制効果が考えられる。すなわち、一般に安定な延性クラックは Thumbnail 型の形状であるが、サイドグループを深くすることによりその先端は直線状となり、板厚中央部でのクラック先端の応力集中度は Thumbnail 状のクラックに比べて高くなる。しかし、実際にはクラック先端の非直線性はそれほど大きくなく、このことだけからは実験結果を説明することはできない。延性クラックから脆性破壊に移行するメカニズムと合わせて今後の検討課題である。

5. 破壊靱性値の力学的板厚効果

前報³⁾では板厚 165 mm の A533B 鋼の板厚中央の均質部から $B = 3 \sim 100$ mm の試験片を採取し、破壊靱性値に及ぼす板厚効果を調べた。破壊発生時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す指標として、臨界状態における塑性域寸法と板厚の比を表すパラメータ、 $(K_C/\sigma_Y)^2/B$ と K_C と平面ひずみ破壊靱性値 K_{IC} との比、 $(K_C/K_{IC})^2 - 1$ との関係で試験結果を考察し、板厚効果の式として次式を導いた。

$$\left(\frac{K_C}{K_{IC}}\right)^2 - 1 = 2.3 \frac{K_C}{\sigma_Y \sqrt{B}} \dots\dots\dots (1)$$

この式を変形してある板厚 B_0 での破壊靱性値 $K_C(B_0)$ から他の板厚 B の破壊靱性値 $K_C(B)$ は次式で推定される。

$$K_C(B) = \frac{K_C(B_0)}{\sqrt{1 + 2.3\beta_0}} [A + \sqrt{A^2 - 1}]^{1/2} \dots\dots\dots (2)$$

$$A = 1 + \frac{2.645\beta_0^2 [B_0/B]}{1 + 2.3\beta_0}$$

$$\beta_0 = \frac{K_C(B_0)}{\sigma_Y \sqrt{B_0}}$$

一方、 K と δ の間には次式の関係がある。

$$\delta = \frac{(1-\nu^2)K^2}{2\sigma_Y E} \dots\dots\dots (3)$$

よつて (3)式を用いて (2)式を COD について表すと次式のようなになる。

$$\delta_C(B) = \frac{\delta_C(B_0)}{1 + 3.41\beta_0} [A' + \sqrt{A'^2 - 1}] \dots\dots\dots (4)$$

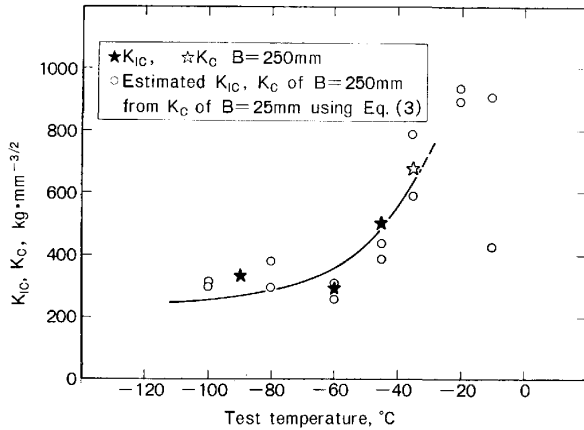


Fig. 9. Relation between measured and estimated K_{IC} , K_{IC} .

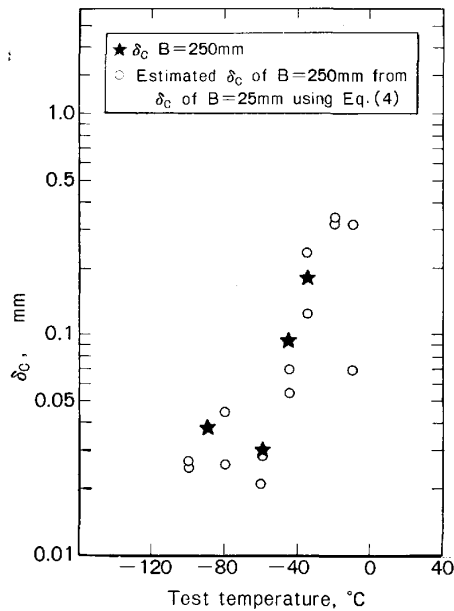


Fig. 10. Relation between measured and estimated δ_C .

$$A' = 1 + \frac{5.813\beta'_0[B_0/B]}{1 + 3.41\beta'_0}$$

$$\beta'_0 = \left[\frac{\delta_C(B_0)}{\varepsilon_Y B_0} \right]^{1/2}, \quad \varepsilon_Y = \frac{\sigma_Y}{E}$$

試験結果について(2)式および(4)式を用いて力学的板厚効果を検討する。Fig. 4においてA533B鋼で靱性がほぼ均一な1/4tおよび1/2tから採取した $B_0=25$ mmの試験片の K_{IC} 値、 δ_C 値から(2)式および(4)式を用いて $B=250$ mmの K_{IC} 、 δ_C を推定した結果をそれぞれFig. 9および10に示す。推定した破壊靱性値は実験値とかなり良い一致を示している。

このことから極厚材の全厚の破壊特性は板厚中央部の低靱性域の破壊靱性値で決められていることがわかる。また、板厚方向で脆化域から採取した減厚小型試験の結

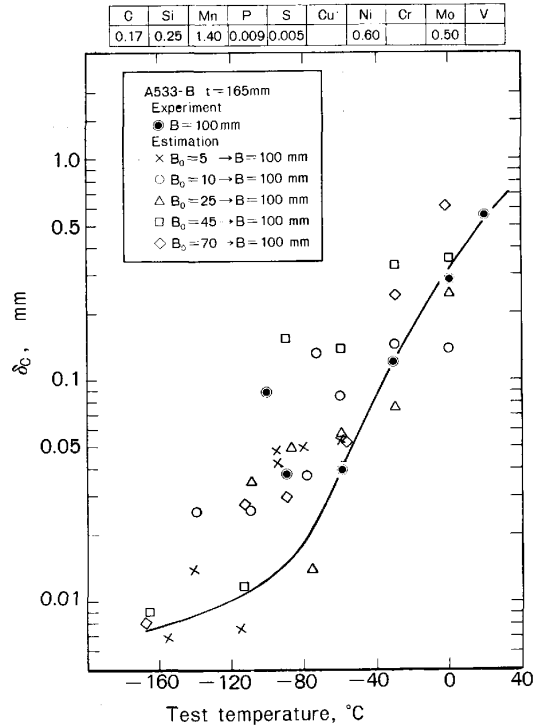


Fig. A1. Estimation of full thickness δ_C from small size test results (A533B steel³⁾).

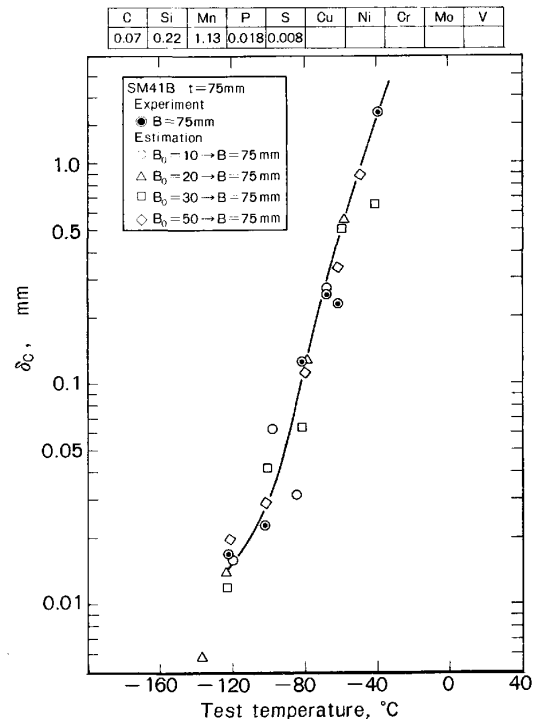


Fig. A2. Estimation of full thickness δ_C from small size test results (SM41B¹⁰⁾).

果から力学的板厚効果の評価式を用いて全厚での破壊靱性値を評価できることが明らかになった。この破壊靱性値に及ぼす板厚効果の評価式はA533B鋼の実験で得られたものであるが、Appendixに示すように軟鋼から

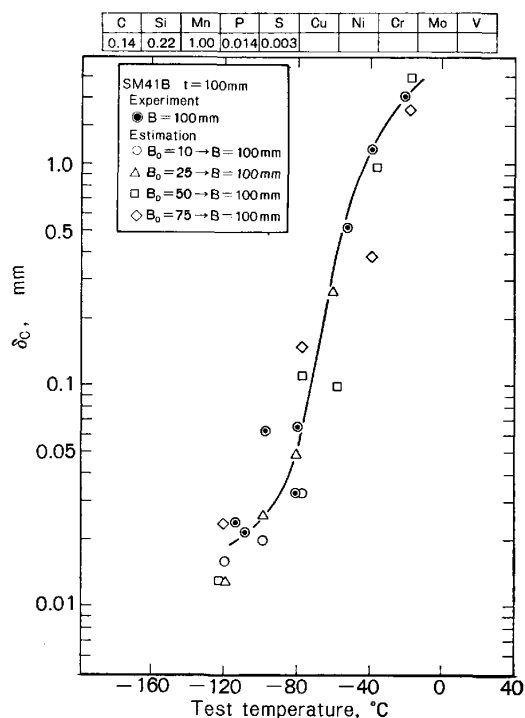


Fig. A3. Estimation of full thickness δ_c from small size test results (SM41B¹⁰).

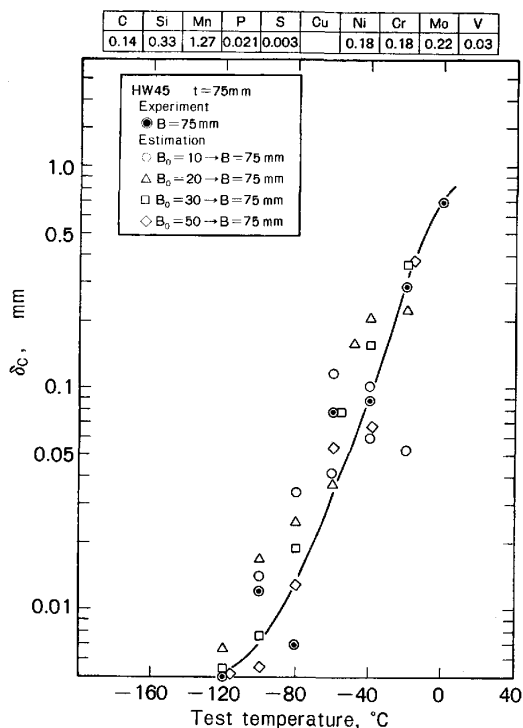


Fig. A5. Estimation of full thickness δ_c from small size test results (HW45¹⁰).

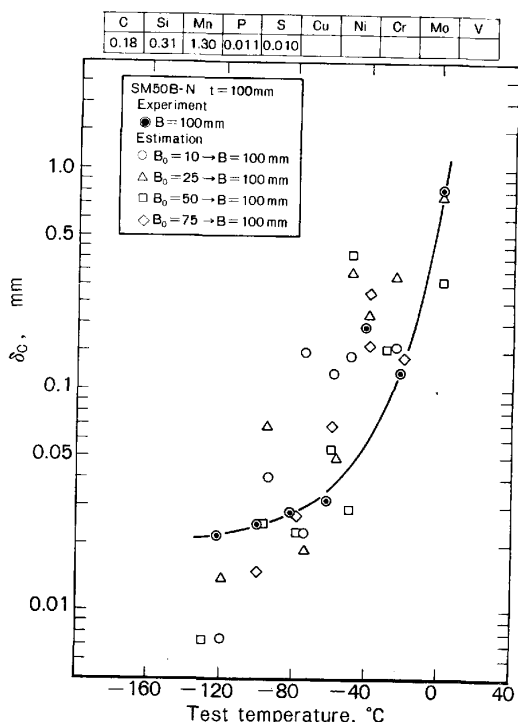


Fig. A4. Estimation of full thickness δ_c from small size test results (SM50N¹⁰).

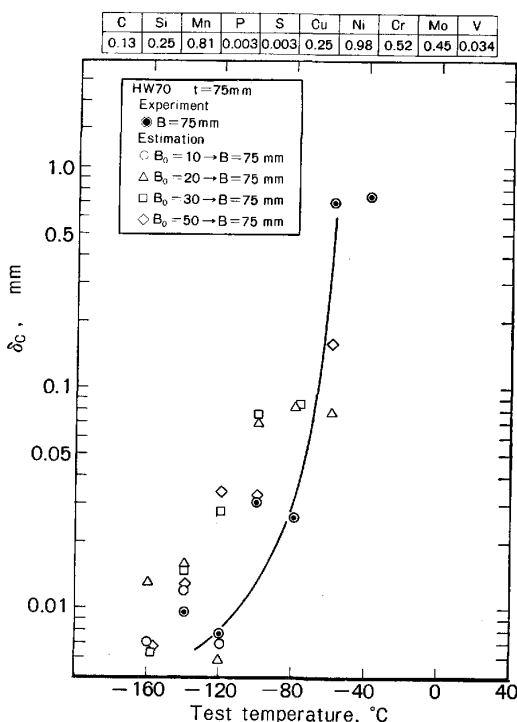


Fig. A6. Estimation of full thickness δ_c from small size test results (HW70¹⁰).

HT80 鋼までの広い鋼種にわたって(2)式および(4)式の有効性は確かめられた。

6. 結 言

板厚 250 mm の A533B 鋼について、原厚での破壊靱性試験と試験片厚 25 mm に加工した小型の破壊靱性

試験を行い、破壊靱性値に及ぼす板厚効果を検討した。さらに、小型試験片で拘束を高めるためにサイドグループを付けた試験を行い、サイドグループの効果を調べた。その結果、次のような結論が得られた。

(1) Shear lip が破壊靱性値に大きな影響を及ぼす延性クラックの伝播抵抗はサイドグループを深くすることにより低下する。しかし、板厚中央部で支配される延性クラックの発生はサイドグループの影響をほとんど受けず、 δ_i あるいは J_{IC} はほぼ一定となる。

(2) 延性クラックを伴わずに脆性破壊した場合サイドグループの効果はみとめられなかつた。このことは破面の SEM 観察で求めたストレッチゾーンの大きさからも確認した。延性クラックが発生してから脆性破壊するような温度域ではサイドグループを深くすると破壊モードは変化し、それに伴い破壊靱性値も低下する。しかしいずれの場合もサイドグループを付けた小型試験の結果から全厚の破壊特性を直接評価することはできない。

(3) 前報⁸⁾で求めた板厚効果の式 [(2)式ないし(4)式] を用いて、ある板厚での破壊靱性値から全厚の破壊特性を評価できることがわかつた。この評価式の有効性は軟鋼から HT80 鋼までの広い鋼種にわたって確認した。

(4) 今後、靱性が複雑に分布している溶接部についての板厚効果およびサイドグループのより詳細な力学的評価に関して検討する必要がある。

Appendix 他鋼種での板厚効果の検討

本文(2)式あるいは(4)式によつて、本供試鋼について破壊靱性値の力学的板厚効果が評価できるが、この点を他の鋼種⁹⁾¹⁰⁾に対して検討した。その結果を Fig. A1 ~ Fig. A6 に示す。いずれの鋼種でも減厚材の結果から全厚の破壊靱性値をかなり精度よく推定できることが明らかになつた。

文 献

- 1) BS5762 "Methods for Crack Opening Displacement (COD) Testing" (1979)
- 2) ASTM E399 "Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials" (1978)
- 3) 萩原行人, 三村 宏: 鉄と鋼, 65 (1979) 2, p. 226
- 4) ASTM E813 "Standard Test for J_{IC} , A Measurement of Fracture Toughness" (1981)
- 5) 日本溶接協会 原子力研究委員会 9HST 小委員会: 成果報告書 (1981)
- 6) 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
- 7) 北川英夫, 小島之夫: 日本機械学会講演論文集, 780 (1978) 3, p. 161
- 8) W. R. ANDREWS and C. F. SHIH: ASTM STP668 (1979), p. 426
- 9) D. BROEK: Engineering Fracture Mechanics, 6 (1974), p. 173
- 10) 日本溶接協会 鉄鋼部会 FTC 委員会: 破壊靱性基準に関する研究 (1981)