

(昭和 56 年 11 月 日本造船学会秋季講演会において講演)

 J_i の寸法効果と J_{IC} 試験条件に関する研究

正員 金 沢 武* 正員 町 田 進**
 正員 金 田 重 裕** 正員 小 口 憲 武***

Studies on Size-effect on J_i and Size-limitations of J_{IC} Test

by Takeshi Kanazawa, *Member* Susumu Machida, *Member*
 Shigehiro Kaneda, *Member* Noritake Oguchi, *Member*

Summary

In this paper, we investigated effects which thickness and width of the test specimen give on J_i, J at the initiation of a stable crack growth. Also, taking into account the test results, we estimated quantitatively the size-limitations of J_{IC} test by the finite element method.

We obtained conclusions as follows.

- (1) From the experimental results about the size-effects on J_i ;
 - i) a) Effect of width (or ligament length) of the test specimen on J_i are proved to be contrary to that of thickness.
 - b) CTODi, Crack Opening Displacement (CTOD) at the initiation of the stable crack growth, is proved to be independent of thickness of the test specimen. And the dependence of CTODi on width (or ligament length) is caused by an error of the formula to calculate CTOD. Because, according to CTOD defined and described in this paper, CTODi is regarded as a material constant.
 - ii) Its' found that temperature-dependent curves of J_o, J on the initiation of the cleavage fracture, and J_i are shift extremely by the size-effects. Therefore, we should take into account that J_{IC} which is estimated from small test specimens is occasionally not appropriate.
- (2) From the results of finite element method
 - i) The existing size-limitations of J_{IC} test which are described as $B, b \geq 25J_{IC}/\sigma_{flow}$ are invalid, so we cannot estimate the true J_{IC} which is independent of size of the test specimen. The invalidness is caused by the reason why J_i can agree with the true J_{IC} owing to the mixed effects of thickness and width of the test specimen.
 - ii) The size-limitations of J_{IC} test which are taken into account material characteristics are formulized of the plane-strain condition.
 - iii) Its' found that we can make use of the size-limitations of this paper as a sufficiently condition when using the standard test specimen which thickness is equal to the width.

1 緒 言

大型構造物の脆性破壊を防止することは、構造物の設計、維持管理上きわめて重要である。このため、多くの研究が理想き裂からの脆性き裂発生に関する靱性の評価に向けられてきた。線形破壊力学に基づいて、この靱性は K_{IC} によって表わすことができ、現在の破壊評価基準はこの K_{IC} を用いる傾向にある。一般金属材料では、この K_{IC} は平面歪かつ小規模降伏の条件が満足された

時のき裂発生に対する抵抗として与えられるが、普通の低中強度鋼のようにき裂の発生に対して大きな塑性域を伴う場合 K_{IC} を得る試験条件を実現するためには、非常に大きな試験片が要求され、時として実験不可能になることもある。この困難を克服するために考案された小型試験が J_{IC} 試験である。Rice によって導入された J 積分は、塑性域が広がった状態でもき裂先端の特異応力場と関連をもち、き裂の発生を記述できるパラメータとなることが期待されている。この J で表わされた弾塑性平面歪破壊靱性は、 J_{IC} と呼ばれるが、 $J_{IC} = K_{IC}^2/E'$ という解析的な関係によって K_{IC} に換算されるので K_{IC} 試験の小型化として J_{IC} 試験の存在価値が評価される。

本研究では、安定き裂発生時の J 値、すなわち J_i 値

* 長崎総合科学大学 (研究当時 東京大学工学部)

** 東京大学工学部

** 東京大学工学部

*** 東京ガス株式会社 (研究当時 東京大学大学院)

の試験片寸法による影響を調べ、現在 ASTM タスクグループによって推奨されている試験条件を検討すると共に、有限要素法を用いて、この条件の定量的評価を行った。

2 実験概要

本実験では、三点曲げ試験を通じて、安定き裂発生時の J 、すなわち J_i の寸法効果を調べた。ASTM タスクグループ推奨の試験条件は以下のように表わされているが、この条件の妥当性を調べることが、本実験の主な目的である。

$$B, b \geq 25J_i/\sigma_{flow} \quad (1)$$

ただし、 B : 板厚、 b : リガメント長さ、 $\sigma_{flow} = (\sigma_Y + \sigma_U)/2$: 降伏強さ σ_Y と引張強さ σ_U の平均値さらに、 J_i および劈開破壊発生時の J 値 ($=J_c$) の温度依存曲線に及ぼす寸法効果も調べた。供試材は HT 60 鋼で、使用した試験片には、疲労予き裂の代わりに、これと等価といわれる圧縮予荷重き裂¹⁾を挿入し、切欠比はどの試験片も約 0.5 となるようにした。実験内容は以下 3 項目である。

i) 板厚効果: 試験片幅 $W=40\text{mm}$ の試験片につき、除荷法および弾性除荷コンプライアンス法を併用してき裂長さの測定及び推定を行う。板厚 B は $B=6.67, 10.0, 20.0, 26.67, 40.0\text{mm}$ の 5 種類について比較する。試験温度は室温 (20°C 前後) である。

ii) 試験片幅の効果 (全試験片の切欠比はほぼ一定なのでこの効果はリガメント長さの効果と等価である。): 試験片板厚 $B=20\text{mm}$ の試験片につき、除荷法によるき裂長さの測定を行ない、幅 W は $W=10, 30, 40, 80, 120\text{mm}$ の 5 種類について比較する。試験温度は室温である。

iii) J_i, J_c の温度依存曲線に及ぼす寸法効果: (A) 試験片幅 $W=70\text{mm}$ 、板厚 $B=35\text{mm}$ 、(B) $W=B=10\text{mm}$ 、以上 2 種類の試験片について比較する。試験温度は -196°C から室温の全般にわたり、 J_i, J_c の温度依存曲線がフェアーに描けるようにする。安定き裂長さの測定には、(A) の試験片については除荷法および弾性除荷コンプライアンス法を併用し、(B) の試験片についてはすべて除荷法を用いた。

以上 3 項目に際して、荷重 P と荷重点変位 Δ およびき裂端開口変位 V_g の曲線を XY レコーダに記録し、それから J_i 、CTODi (安定き裂発生時のき裂先端開口変位 CTOD) を求めるが、手順は次のようである。

a) J_i の算定: まず、 J の算定式は次のような Rice の簡便式に従う。

$$J = 2 \int_0^{\Delta_c} P d\Delta / (Bb) = \left(2 \int_0^{\Delta} P d\Delta - C_n P^2 \right) / (Bb) \quad (2)$$

ただし、 Δ_c : Δ のき裂による成分

C_n : 試験片のき裂を除く部分の弾性コンプライアンスで、ここでは単純はり理論により

$$C_n = s^3 / (48EI) \quad (s: \text{スパン長}) \text{を用いた。}$$

次に、き裂長さ Δa に対応する J の変化曲線 (J の R カーブ) から J_i を算定するが、鈍化曲線は Begley, Landes にならい、 $J = 2\sigma_{flow}\Delta a$ を用い、直線近似した R カーブとこの鈍化曲線の交点を J_i とする。

b) CTODi の算定: CTOD の算定式は、次の BS の式に従う。

$$\text{CTOD} = \frac{(1-\nu^2)K^2}{2\sigma_Y E} + \frac{0.4(W-a)}{0.4W+0.6a+z} V_p \quad (3)$$

ただし、 K : 応力拡大係数、 ν : ポアソン比、 z : ツメ高さ、 a : き裂長さ、 $V_p = V_g - V_{ge}$: V_g の塑性成分

次に、き裂長さ Δa に対応する CTOD の変化曲線 (CTOD の R カーブ) から CTODi を算定するが、鈍化曲線は J の鈍化曲線と等価なものを用いることにした。つまり、本解析の有限要素法からこの材料の J と CTOD の関係は、小変形領域で $J = 1.74\sigma_Y \cdot \text{CTOD}$ であるので、 $J = 2\sigma_{flow}\Delta a$ と等置すれば、 $\text{CTOD} = 1.15\Delta a(\sigma_{flow}/\sigma_Y) \approx 1.28\Delta a$ を得ることができる。直線近似した R カーブと、この鈍化曲線との交点を CTODi とする。

3 実験結果および考察

3.1 板厚効果について

Fig. 1 に板幅 $W=40\text{mm}$ の試験片につき、板厚を $B=6.67 \sim 40\text{mm}$ まで変化させた時の J_i の変化を示すが、明らかに板厚依存性が存在している。一方 Fig. 2 に、CTOD の R カーブを示すが、このカーブは板厚によらず、ほぼ 1 本の直線で代表されているので、CTODi は板厚に依存しないことがわかる。この説明は次のように考えることができる。板厚がき裂先端に及ぼす影響は板厚方向の応力状態つまり、板厚中心部の平面歪領域の大きさに関係するものである。リガメント長さが等しく板厚だけが異なる試験片に対して、同量の外部変位 (荷重点変位 Δ やき裂端開口変位 V_g) は、き裂先端付近の板厚中心部平面歪領域に対してほぼ同程度の変形を与える。ここで、き裂の発生が板表面部の平面応力領域ではなく、塑性拘束の大きな板厚中心部の平面歪領域で決定されるとすれば、このような試験片に対して、同じ外部変位でき裂が発生することになる。従って、 V_g にほぼ支配される CTODi は、板厚の効果を受けないことになる。また、 J_i については次のように考えられる。Fig. 3 は、単位板厚あたりの荷重 (P/B) と Δ の関係を示したものであるが、板厚の増加に伴い曲線は上昇する。これ

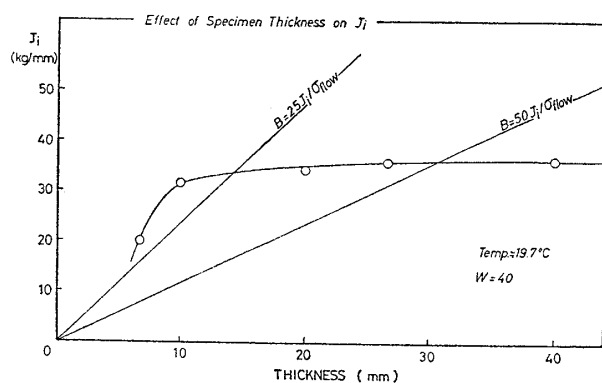
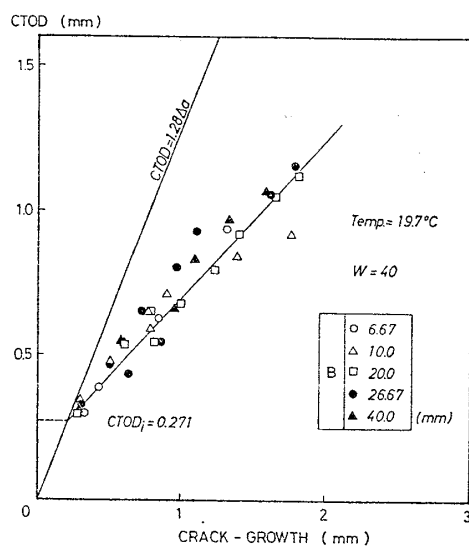
Fig. 1 Effect of specimen-thickness on J_i 

Fig. 2 R-curves of CTOD for various thickness

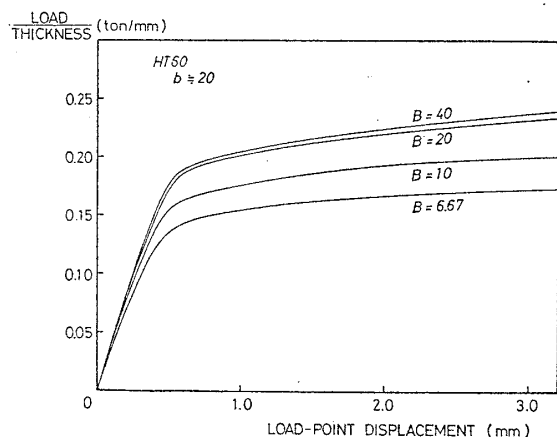
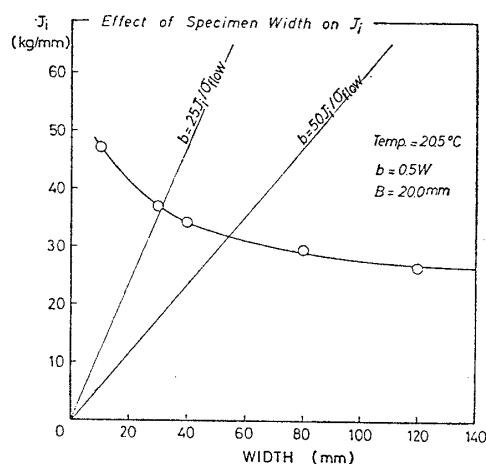


Fig. 3 Thickness-effect of load-deflection curve

は平面歪領域の増大に基づく板厚方向の平均降伏応力の上昇によるものである。実験においても板厚によらずほぼ一定の荷重点変位 Δ でき裂が発生していることが確認できたので、 J_i は次のように書ける。

$$J_i = 2 \int_0^{\Delta_{ci}} (P/B) d\Delta_c / b \quad (4)$$

ただし、 Δ_{ci} : き裂発生時の荷重点変位き裂成分

Fig. 4 Effect of specimen-width on J_i

従って、(4) 式中の (P/B) が板厚の増加につれて上昇するので J_i も上昇することになる。

なお、板厚に関する推奨寸法条件の下限、 $B = 25J_i/\sigma_{flow}$ は、Fig. 1 に見る通り、 J_i が一定になりかけるところを押えており、妥当な条件とみなせるだろう。

3.2 板幅 (あるいはリガメント長さ) の効果について

同じ板厚 $B=20\text{mm}$ の試験片に対して、幅 $W=10\sim 120\text{mm}$ まで変化させた時の J_i の変化を Fig. 4 に示す。リガメント長さに関する推奨寸法条件の下限、 $b(\approx 0.5W) = 25J_i/\sigma_{flow}$ は J_i が一定になるところを押えておらず、この材料については甘い条件であることがわかる。これは、条件式中の σ_{flow} が十分に材料特性を評価できないところに問題があると思われる。このような特性を考慮した解析の評価が要求される。さらに J_i に関しては、板厚効果と板幅効果は相反する傾向を有していることがわかる。これは、板厚がき裂先端近傍の平面歪領域の大きさを規定するのに対し、板幅あるいはリガメント長さはき裂先端付近の塑性域の広がり方を規定するものであり、両者が及ぼす力学的効果は根本的に異なるためである。ところで K_{IC} 試験寸法条件、 $B, b \geq 2.5(K_{IC}/\sigma_Y)^2$ の右辺は小規模降伏を満足するための b の条件ではあるが、 B をひとまとめにして扱っても共に厳しい条件となるため平面歪条件も満足してしまう。しかし、 J_{IC} 試験が必要最小限の試験片寸法を要求していることを考えると、 B および b は、その効果が異なることから別々に扱った方がよいと思われる。

一方、 $CTOD_i$ については、Fig. 5 に示すような○印を得たが、試験片幅の効果を受けていることがわかる。しかし本解析において定義した $CTOD$ と、それに対応する (3) 式に基づく $CTOD$ の関係を有限要素法で求めると Fig. 6 のようになるが、この図から実験で求めた $CTOD_i$ を、本解析で定義される $CTOD_i$ に変換すると Fig. 5 の■印のようなほぼ一定値となることがわかる。従って、

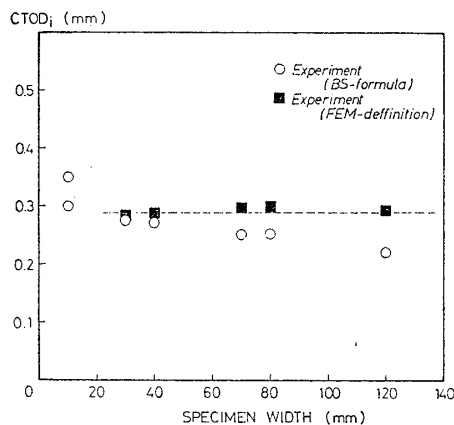


Fig. 5 Effect of specimen width on CTODi

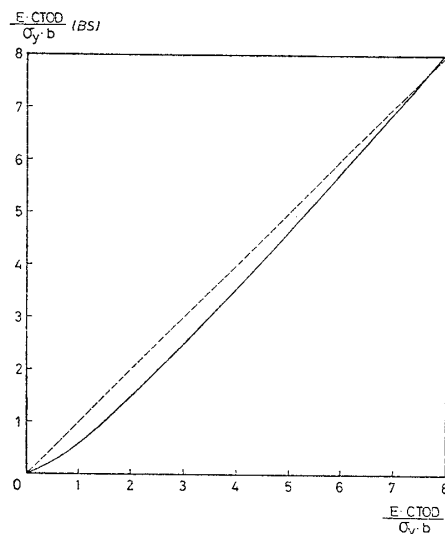
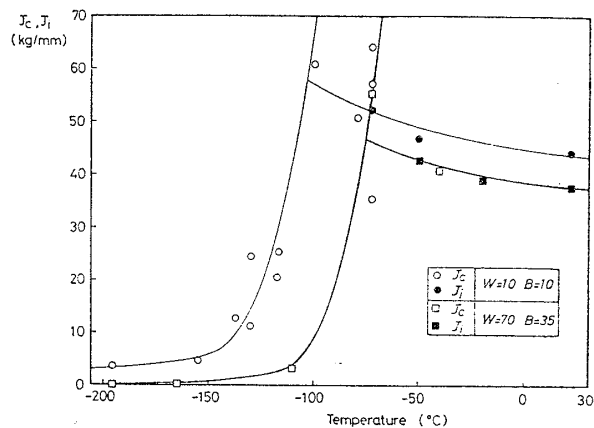
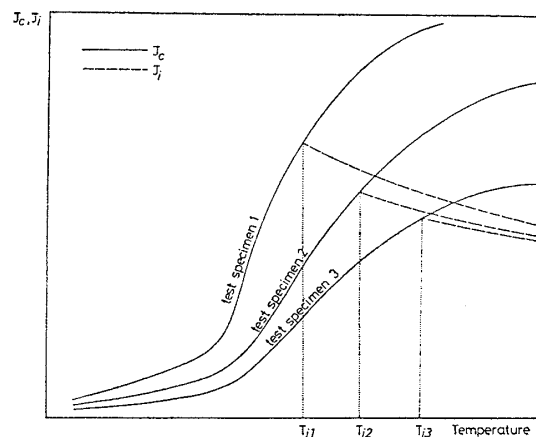


Fig. 6 Comparison of CTOD by FEM-definition with by BS-formula in Finite Element Method (FEM)

CTODi は、その定義の仕方によっては、板厚や板幅に依らない材料的特性値とみなしても良いと思われる。

3.3 J_i, J_c の温度依存曲線に及ぼす寸法効果について

Fig. 7 は、寸法の異なる2種類の試験片から得られた J_i および J_c (劈開破壊時の J 値) の温度依存曲線であるが、大きな試験片が右下にシフトしているのがわかる。この図をもとに概念図を描いてみると Fig. 8 のようになると思われる。図 8 中、specimen 1, 2, 3 の順に大きな試験片となり、specimen 2 は J_{IC} 試験条件を満たす試験片、specimen 1 は J_{IC} 試験条件を満たさない小試験片、specimen 3 は K_{IC} 試験条件を満たす非常に大きな試験片を考える。specimen 2 は K_{IC} 試験条件を満たさないため、 J_c 曲線は specimen 3 の左上に位置することになり、遷移温度付近では鋭く立ち上がっている。同じ温度で比較すると相当のずれを生じることになる。ASTM タスクグループの推奨 J_{IC} 試験寸法条件が、 J_c 、つまり劈開破壊に関しては削除された事実

Fig. 7 Temperature-dependence of J_c, J_i and size-effectFig. 8 Conceptual curves of J_c, J_i vs. temperature and size-effects

は、この理由によるものと思われる。また、 $T_{i2} < T < T_{i3}$ の温度域では、 J_c 曲線のずれに対応して、specimen 2 で得られる J_{IC} は、意味のないものになってしまう。

以上から、小型試験片を用いて、 J_{IC} (あるいは J_c)、さらには $K_{IC} = \sqrt{E J_{IC} / (1 - \nu^2)}$ (あるいは $K_c = \sqrt{E J_c / (1 - \nu^2)}$) を得る場合、1) 劈開破壊時の J_c は、大型試験で得られる J_c とは大きく異なっている可能性があること、2) 大型試験では、 J_{IC} が存在しない温度域があること、の点が示唆された。

4 解 析

4.1 J_{IC} 試験寸法条件の定量的評価

J_{IC} 試験寸法条件は板厚とリガメント長さについて、別々に求めるべきであり、ひとまず、板厚に関する条件は実験結果をふまえて、推奨の条件で良いとし、ここでは後者の条件について8節点系アイソパラメトリック要素を用いた有限要素解析から、平面歪状態を仮定して定量的評価を行った。

本解析での CTOD の定義は、Fig. 9 のようにき裂先端からき裂長さの 1.5%、2.0% 離れた2節点を結ぶ直線

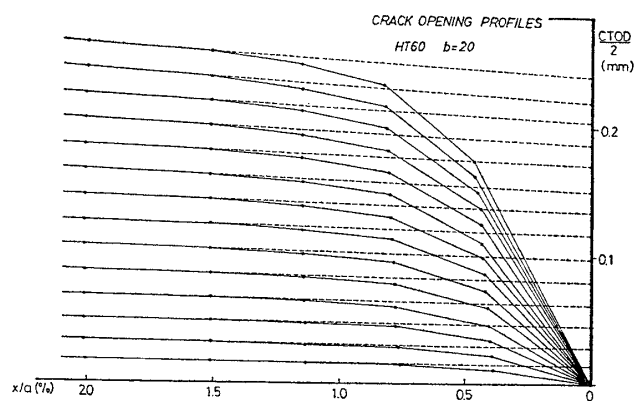
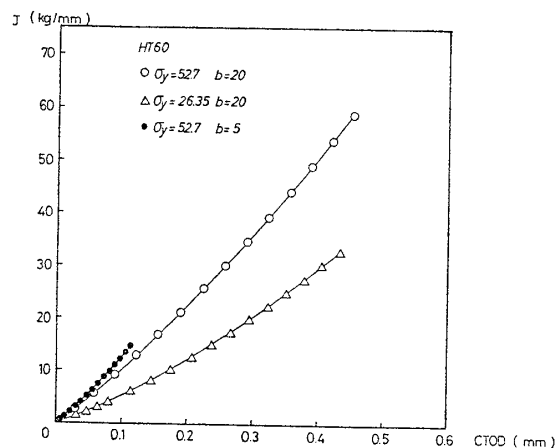
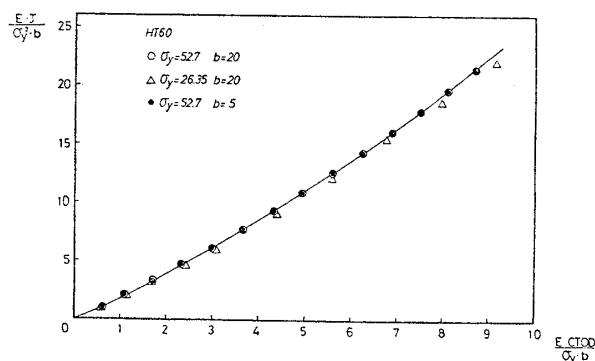


Fig. 9 Crack Opening Profiles and definition of CTOD

Fig. 10 J versus CTODFig. 11 Generalized J versus generalized CTOD

を先端上に外挿した時の間隔を CTOD とした。Fig. 10 に、本実験で使用した HT 60 鋼による相似型試験片(相似比 1/4) および降伏応力だけが異なる試験片の J と CTOD の関係を示す。Fig. 11 は、Fig. 10 の曲線を規格化したものであるが、3 種の曲線は 1 本として評価され、この曲線は材料が定まればほぼ一意的に表わされる曲線であると言える。任意のリガメント長さの試験片から得られる $J_i, CTOD_i$ は、この曲線上にあるので、縦軸、横軸の $J, CTOD$ を $J_i, CTOD_i$ で置き換え、これをき裂発生の特性格線と呼ぶことにする。

この特性格線上に $J_i, CTOD_i$ がリガメント長さに依

存しなくなる位置を求める。 $\partial J_i / \partial b = 0, \partial CTOD_i / \partial b = 0$ ($\delta = CTOD$) を用いて、特性格線: $EJ_i / (\sigma_Y^2 b) = F(E\delta_i / (\sigma_Y b))$ を微分すると、 $x = E\delta_i / (\sigma_Y b)$ として $F(x) = xF'(x)$ を得る。(ただし、 F は材料の固有関数とする)。この微分方程式の解は、原点を結ぶ直線と $y = F(x)$ の接点となる。

ところで、この特性格線 $y = F(x)$ は原点付近で直線となっていることが次のようにして分かる。Shih²⁾ によれば、小規模降伏状態において、CTOD と J の間には線形関係が成立する。

$$CTOD = d_n J / \sigma_Y \quad (5)$$

$$\text{ただし、} d_n = (a\sigma_Y / E)^{1/n} (\bar{u}_x + \bar{u}_y)^{1/n} \bar{\delta} / I_n$$

$$\bar{\delta} = \bar{u}_y(n), \text{ 塑性歪 } \epsilon_p = (a\sigma_Y / E) (\sigma / \sigma_Y)^n$$

特性格線上で原点は $b \rightarrow \infty$ に相当しているので (5) 式が成立し、微分方程式の解は原点付近で成立する線形性からずれるところをもって決定され、その縦軸の値 m から J_{IC} 試験条件が求まる。すなわち、寸法条件は、

$$EJ_i / (\sigma_Y^2 b) \leq m \quad (6)$$

(6) を変形すると

$$b \geq \beta J_i / \sigma_Y \quad \text{ただし、} \beta = E / (\sigma_Y m) \quad (7)$$

この (7) 式中の β は (1) 式中の 25 に相当するものである。

また、特性格線上の任意の点と原点を結ぶ直線、および曲線上原点付近の直線部の勾配の比をもって線形性からのずれ e を求めると、直線部では $J_i, CTOD_i$ が $J_{IC}, CTOD_{IC}$ となっていることに注目して、

$$e = \frac{\left(\frac{EJ_i}{\sigma_Y^2 b} \right)}{\left(\frac{E \cdot CTOD_i}{\sigma_Y b} \right)} \cdot \frac{\left(\frac{E \cdot CTOD_{IC}}{\sigma_Y b} \right)}{\left(\frac{EJ_{IC}}{\sigma_Y^2 b} \right)} = \frac{CTOD_{IC}}{CTOD_i} \cdot \frac{J_i}{J_{IC}} \quad (8)$$

Fig. 5 にあるように、 $CTOD_i / CTOD_{IC} \approx 1$ であるので、

$$e \approx J_i / J_{IC} = K_i^2 / K_{IC}^2 = (1+h)^2 \quad (9)$$

ただし、

$$J_i = K_i^2 / E', \quad J_{IC} = K_{IC}^2 / E', \quad h = (K_i - K_{IC}) / K_{IC}$$

従って、 e は J_i から計算される K_i の K_{IC} からの誤差 h をもって表わすことができる。そこで、 $h = 5\%, 10\%$ となる位置を特性格線上に求めると、その縦軸の値 m から、(6)、(7) 式のように誤差 h を許容した試験寸法条件を求めることができる。 h に対応する点の求め方の一例を Fig. 12 の $\blacktriangle$ 印で示す。以上より、Fig. 13 にあるような歪硬化を有する材料 A, B, C, D および SUS 304 について比較検討した結果は Table 1 に示す。ただし、材料 B は本実験で使用した HT 60 であり、また Table 1 中 $\beta(J_{IC}), \beta(5\%), \beta(10\%)$ は、 $h = 0, 5, 10\%$ に対応する式中の β 値である。さらに表中には、 K_{IC} 試験条件を J の条件に換算した $\beta(K_{IC})$ も示してある。す

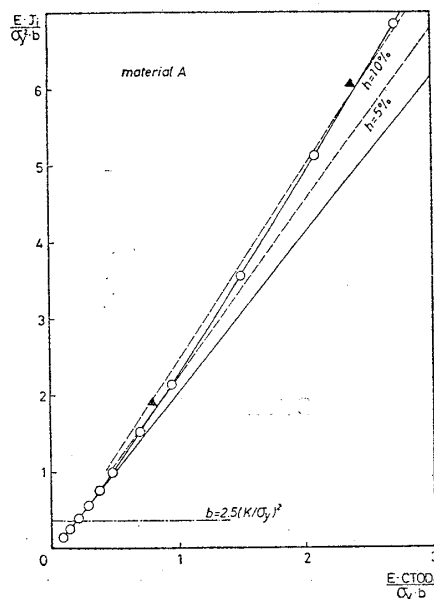


Fig. 12 An example of generalized curve of J_i vs. CTODi

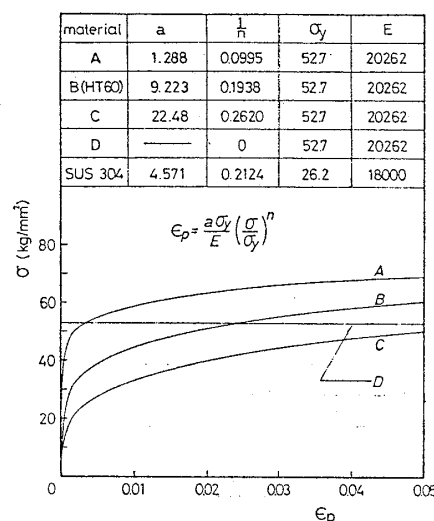


Fig. 13 Plastic-flow curves of various materials

Table 1 Size-limitations for various materials

Size Limitations $b \geq \beta J_i / \sigma_Y$				
mat.	β	$\beta(K_{IC})$	$\beta(J_{IC})$	$\beta(10\%)$
A	1056	538	198	59.1
B (HT60)	1056	432	112	43.5
C	1056	327	67.5	26.2
D	1056	299	40.5	—
SUS304	1887	1070	271	10.2

なわち,

$$b \geq 2.5(K_Q/\sigma_Y)^2 = \beta(K_{IC}) \cdot J_i / \sigma_Y \quad (10)$$

ただし, $\beta(K_{IC}) = 2.5 E' / \sigma_Y$

この表を見ると, 歪硬化の大きな材料程厳しい条件にな

っていることがわかる。

次に, この β を一般化してみる。特性曲線原点付近の直線部の傾き dn は (5) 式より

$$dn = (a\sigma_Y/E)^{1/n} f(n) \quad (11)$$

$$\text{ただし, } f(n) = (\bar{u}_x + \bar{u}_y)^{1/n} \bar{\delta} / I_n$$

誤差 h をもつ曲線上の点 ($EJ_i^*/\sigma_Y^2 b$, $E \cdot \text{CTODi}^*/\sigma_Y b$) においては, (8) 式より dn を用いて

$$EJ_i^*/\sigma_Y^2 b = dn \cdot e \cdot (E \cdot \text{CTODi}^*/\sigma_Y b) \quad (12)$$

また, (7) 式より $\beta = E/\sigma_Y m$, $m = EJ_i^*/\sigma_Y^2 b$ であるから (11) 式より

$$\beta \cdot \frac{\sigma_Y}{E} \cdot \left(\frac{a\sigma_Y}{E} \right)^{1/n} = \left[e f(n) \cdot \left(\frac{E \cdot \text{CTODi}^*}{\sigma_Y b} \right) \right]^{-1} \quad (13)$$

右辺が, 主に硬化指数 n と誤差 h に支配されていると仮定して,

$$q = q(n, h) = \beta(\sigma_Y/E) (a\sigma_Y/E)^{1/n} \quad (14)$$

$q = q(n, h)$ を Fig. 14 のように求め, この図から $0.1 < 1/n < 0.3$ について β を求めれば

$$\begin{cases} \beta(J_{IC}) = 1.323 \times 10^{-1.844/n} \times (E/\sigma_Y) (E/a\sigma_Y)^{-1/n} \\ \beta(5\%) = 0.1342 \times 10^{3.318/n} \times (E/\sigma_Y) (E/a\sigma_Y)^{-1/n} \\ \beta(10\%) = 0.1439 \times 10^{(-4.829/n - 1.232/n)} \end{cases} \quad (15)$$

ただし, $b \geq \beta J_i / \sigma_Y$, $\epsilon_p = (a\sigma_Y/E) (\sigma/\sigma_Y)^n$

h : 推定 K 値の K_{IC} からの誤差

4.2 関数 $J_i = J_i(B, b)$ のモデル化

さて, J_{IC} を十分な精度で得るには, 少なくとも Table 1 中の $\beta(J_{IC})$ を満足せねばならない。なぜなら, この $\beta(J_{IC})$ を得る過程を考えればこれは必要条件であるからである。しかし, 歪硬化の小さな材料は別にして, この条件は推奨寸法条件式の係数とは相当なずれがある。この原因を調べるため, 板厚とリガメント長さの変化を同時に受けた時の J_i の挙動をモデル化して追ってみた。 J_i の挙動の概念図は, Fig. 15 のように板厚に対して増加傾向, リガメント長さに対しては減少傾向の曲面になると思われる。ここで, $J_i = J_i(B, b)$ のモデル化として次の仮定を設ける。板厚効果に対しては, 白鳥, 三好らの方法³⁾ にならって平面歪領域の大きさを $(B-2c)$, 平面応力領域 $2c$ の 2 領域に板厚 B を分割すると, 塑性拘束 r を介して任意の試験片での J_i は, リガメント長さ b , 板厚 ∞ の試験片での $J_i = J_i(\infty, b)$ により次のように表わされる。

$$J_i = [1 - h/B] J_i(\infty, b) \quad (16)$$

ただし, $h = [1 - (1/r)]c$

$W=40\text{mm}$, $B=10\text{mm}$ および $W=B=40\text{mm}$ の本実験試験片から得た J_i 値を各々 (16) に代入した方程式から $h=1.684$, $J_i(\infty, 20)=37.77$ が求まる。板厚効果については h を材料定数と仮定し, リガメント長さの効果に対

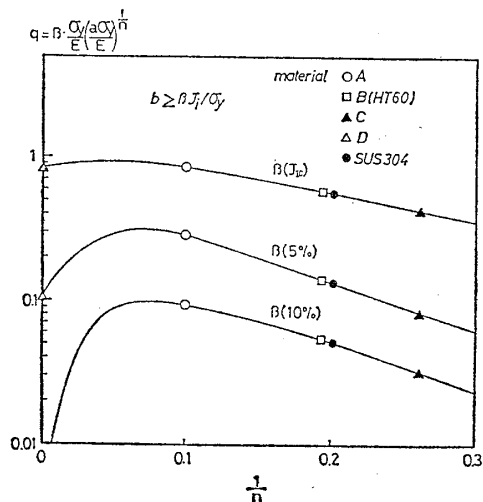


Fig. 14 Generalized coefficient, β , of size-limitations

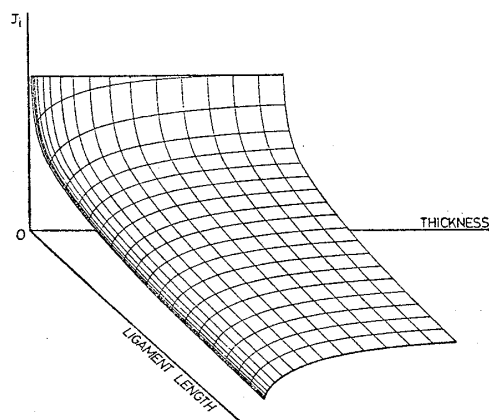


Fig. 15 Conceptual curved surface of $J_i = J_i(B, b)$

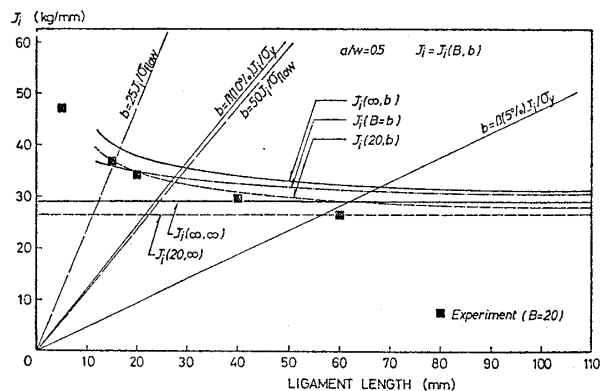


Fig. 16 Predicted size-effect of $J_i = J_i(B, b)$

しては、Fig. 11 から、 $J_i(\infty, 20)$ に相当する $CTOD_i = 0.316$ を読み、これを材料定数と仮定した。Fig. 11 と (16) 式から様々な $J_i = J_i(B, b)$ を求め、Fig. 16 に示した。板厚 $B=20$ mm の $J_i = J_i(20, b)$ は実験点と良く一致しており、モデル化の妥当性を示している。また、板厚とリガメント長さが等しい標準試験片を考えると、 $J_i = J_i(B, b)$ に見られるように割合寸法効果の少ない平坦な曲線となっている。従って、実験的に寸法条件を定める場合、板厚とリガメント長さの関係によって

は、図中 $b=25J_i/\sigma_{flow}$ 付近で一定であるかのように見えてしまう可能性が多く、本来の意味での J_{IC} は評価されていないと思われる。この認識の上で、標準試験片を用いて、本解析で得られた平面歪状態での寸法条件係数 $\beta(h)$ を用いれば、 h を推定 K_{IC} 値の誤差の上限として安全側評価がなされ、 $\beta(h)$ をひとつの十分条件として利用できる。

5 結 言

(1) J_i の寸法効果に関する実験から次のことがわかった。

i) 安定き裂発生時の J_i は試験片の板厚と板幅(あるいはリガメント長さ)により、各々逆の寸法効果を受けることがわかった。また、 $CTOD_i$ については板厚によらない一定値であり、板幅に対する依存性は算定式の誤差によりもたらされる可能性がある。従って、本解析での定義のように、その定義の仕方によっては、材料的定数と考えると良いと思われる。

ii) 寸法効果によって、 J_i, J_c の温度依存曲線がシフトすることがわかり、大型試験では存在しない J_{IC} 値を評価してしまう危険性があり、 J_{IC} 試験適用温度について検討する必要がある。

(2) 有限要素法を用いた解析から次のことがわかった。

i) 推奨の寸法条件、 $b \geq 25J_i/\sigma_{flow}$ では本来の意味の J_{IC} 、つまり板厚とリガメント長さの効果を受けない材料定数としての J_i を得ることはできないことがわかった。しかし、両者の効果を同時に受けることにより、 J_{IC} に近い J_i を評価できることもあるため、甘い条件となっている。

ii) 平面歪を仮定した時の寸法条件を定式化した。

[(15) 式]

iii) 板厚とリガメント長さの等しい標準試験片を用いることにより、本解析の寸法条件を十分条件として利用できることがわかった。

謝 辞

本研究の一部は文部省科学研究費によるものである。本研究の実験・解析で御協力いただいた栗飯原周二氏(現 新日鉄)、宮原鉄弥氏(東京大学大学院)に感謝致します。

参 考 文 献

- 1) 阪野賢治：圧縮予荷重により発生する亀裂を用いた破壊靱性評価法に関する研究，日本造船学会論文集，第 141 号 (1977)。
- 2) Shih, C. F.: General Electric Report, No.79 (1977)。
- 3) 三好，白鳥，松下共著：数値破壊力学 (1980)。