(昭和 48 年 11 月日本造船学会秋季講演会において講演)

限界COD値の安定性および P⁺値 決定法について

正員 越 賀 房 夫* 正員 秋 山 俊 弥* 正員 岩 崎 紀 夫*

Consistency of Critical COD and a Proposed Method of ρ_c^+ Determination

by Fusao Koshiga, Member Toshiya Akiyama, Member Toshio Iwasaki, Member

Summary

The three-point bending COD test with clip gauge technique is a promising method of determining the toughness of structural steels in terms of the modern concept of fracture mechanics. The consistency of the critical COD value has been demonstrated by many investigators. The present authors supplement here some information in this aspect of problem, viz. the effect of notch acuity, the thickness insensitivity, comparison between small sized bending test and deeply notched wide plate tension test, and so on.

A simple method of converting the critical COD to the value of ρ_c^+ is experimentally established. It is supported by the fact that the critical COD divided by the yield strength is proportional to the fifth power of the absolute temperature. As an example of practical application, the weldedand-notched wide plate tension test is successfully analysed by the ρ_c^+ concept. The ρ_c^+ value used in the analysis is one converted from the critical COD value measured by simple testing.

1緒 言

鋼構造物の脆性破壊発生を議論する場合,切欠先端の開口変位に着目した COD 説,あるいは切欠先端の塑性 域の大きさに着目した ρ^+ 説にもとづく破壊力学がしばしば適用され,その有効性が実証されつつある。前者は 大型,小型の材料試験を行ない限界 COD 値 (δ_c)を簡単に求めることができるが,残留応力あるいは予荷重が付 加された場合の数理的解析の煩雑さは避けられない。一方,後者は材料試験より ρ_c^+ 値を決定する時の Dugdale 制約が欠点となっているものの,残留応力,予荷重が付加された場合の数理的解析の簡便さという利点をもって いる。これら COD 説および ρ^+ 説は,低応力破壊の領域において実質上K説と一致するとともに,K説では説 明のつかなかった large scale yielding 領域における破壊に対しても有効であることが実験的に確認されつつ あり^{1,2},さらには材料の全面降伏領域での破壊に対してまで拡張して適用しようとする傾向にある。

COD 試験としては、Wells $6^{3,4}$ が提案した小型三点曲げ COD 試験が試験法の簡便さから数多く行なわれ、 小型三点曲げ COD 試験の有効性が実証されつつあるものの⁵, クリップゲージ COD(V_{g}) から切欠先端 COD(δ) への変換、板厚、notch acuity の効果、小型三点曲げ COD 試験より得られた δ_{c} と従来から行なわれていたデ ィープノッチ試験の δ_{c} の比較など未解決の問題も多い。本論文では最初に小型三点曲げ COD 試験について、 V_{g} から δ への変換の問題、板厚、notch acuity の効果を検討し、さらに小型三点曲げ COD 試験より得られ た δ_{c} がディープノッチ試験より得られた δ_{c} と差がないことを確認した上で、今までばらばらになされてきた δ_{c} の評価を統一する意味で標準三点曲げ COD 試験片を提案した。次に、これら小型三点曲げ COD 試験および ディープノッチ試験より得られた δ_{c} を用いて、 ρ^{+} 説の欠点とされていた全面降伏領域での破壊をも含めた ρ_{c}^{+}

* 日本鋼管(株) 技術研究所

日本造船学会論文集 第134号

値決定法について述べ、これをもとに溶接残留応力つきの広幅切欠試験の脆性破壊発生強度を推定し、これと実験結果との比較検討を行なった。

2 三点曲げ COD 試験

2.1 クリップゲージ COD から切欠先端 COD への換算

小型三点曲げ COD 試験が COD 試験の1つとして実施される場合,最初に問題になるのはクリップゲージ COD(V_g)から切欠先端 COD(δ)への換算であり,現在有限要素法 (F.E.M.) あるいは rotational factor (r) によっている。F.E.M. による方法は切欠先端を有限の曲率半径をもった半円と仮定し,曲率半径 R どまりでの 開口変化をるとし,荷重とるあるいは V_g とるの関係からるを評価している。しかしながら, Fig.1 に示すように F.E.M. による切欠先端の有限の曲率半径どまりでの COD は真の切欠先端 COD とは異なっている。

一方,小型三点曲げ COD 試験の提案元の英国では、 V_g から δ への換算を回転中心に関するパラメータr (rotational factor) によっている⁴⁾。このrなるパラメータを用いると V_g と δ の関係はよく知られているよう に次式で与えられる。

$$\delta = \frac{V_g}{1 + (c+z)/r(W-c)} \tag{1}$$

W:試験片幅 c:切欠長さ

2:表面からクリップゲージ装着位置までの距離

(1) 式で与えられるるを Fig.1 に F.E.M. によるると比較して示した。この r を求めるためには, 試験前に切 欠の両側にビッカース圧痕をつけ, on-load 状態で写真撮影あるいは拡大鏡でビッカース圧痕間隔の測定, また は off-load 状態にしてから拡大鏡によるビッカース圧痕間隔測定により, 切欠の変形状態を求め回転中心を割 り出している。ここで, off-load 状態での測定は, 弾性変形分だけ小さな変形となっていると考えられる。また 切欠の変形が必ずしも直線的でなく, 切欠先端では直線から大きくずれており, 切欠長さが長いほどこのずれは 大きくなると考えられる。今まで, 回転中心はあくまで切欠入口における変形の接線と切欠軸との交点として暗 黙の了解があり, 本論文でも r の値をこのようにして求めている。(1) 式を変形すると,

$$\mathbf{r} = \{ (c/W) + (z/W) \} \cdot \delta / \{ 1 + (c/W) \} (V_a - \delta)$$
(2)

となり、rの値は c/W によって大きく影響されることがわかる。c/Wの影響については、F.E.M. で次のよう な計算を行なった。試験片幅 W=46 mm, 板厚 B=23 mm, スパン S=184 mm, 切欠先端半径 R=0.1 mm の



Fig.2 Relation between Rotational Factor and c/W

試験片で c/W の値を 0.1, 0.3, 0.5 と変化させ, それぞ れ切欠先端でのK値が一定 ($K=295 \text{ kg}\sqrt{\text{mm/mm}^2}$) とな るように荷重を定めた。計算結果を Fig.2 に示すが, rの 値は c/W=0.1のような浅い切欠に対しては急激に小さく なっている。

2.2 ðc におよぼす切欠先端半径,板厚の影響

δ。におよぼす切欠先端半径,板厚の影響を調べるため, SM 53 C, HT 80 を用いて小型三点曲げ COD 試験を行な った。材料の化学成分,機械的性質を Table 1 に,試験片 形状を Fig.3 に示す。0.05~0.60 mm の切欠は極薄刃グラ インダーにて入れ,疲労切欠は切欠先端での*K*値が 71 kg

 $\sqrt{\text{mm}/\text{mm}^2}$ となるような荷重の下で入れた。また、この 疲労切欠を入れる際の疲労 damage の影響を検討するた めに 800°C×1 hr の真空焼鈍を施した試験片も用意した。 COD の測定にはクリップゲージを用い、試験片表面より 3.5 mm の位置に挿入した。破壊時の V_g から δ_c への換 算は $r \ge V_g$ の関係より r の値を逐次変えて行なってい る。

切欠先端半径および板厚の影響を整理する上で、筆者の

限界 COD 値の安定性および ρ_c^+ 値決定法について

Table 1 Chemical Composition and Mechanical Properties of Steels

Steel	Plate Thickness (mm)	Chemical Composition (%)											
		С	Si	Mn	Р	S	Cu	Ni	Cr	В	v	Мо	Nb
SM 53 C	25	0.14	0.34	1.36	0.012	0. 006	0. 19	0.25	·				0. 026
HT 80	38	0. 12	0. 26	0.96	0. 010	0.004	0.19	1.05	0. 45	0. 002	0.05	0.31	

Steel	Mechanical Properties								
	Y. P. (kg/mm ²)	T.S. (kg/mm ²)	EL. (%)	vTs (°C)					
SM 53 C	44.0	58.5	30.5 (G. L. = 60 mm)	63					
HT 80	83.5	88.5	19.0 (")	98					

1人が提案している ρ^+ 説における靱性尺度 ρ_c^+ 値の温度依存式

$$\rho_c^+ = \alpha (T/100)^5$$

(3)

T:絶対温度 (℃K)

の α 値を用いた。(3) 式で α 値は 100[°]K における ρ_c^+ 値であり、 α を求めるために次のような換算を行なっている。すなわち、Dugdale 模型によれば、 $\delta_c \geq \rho_c^+ \geq 0$ 間には破壊応力 σ_F が降伏応力 σ_Y に比べ充分小さい場合には、

$$\rho_{c}^{+} = \frac{\pi E}{8} \cdot \frac{\delta_{c}}{\sigma_{Y}}$$

E: マング率

(4)

の関係が近似的に成り立つことが示されている⁶⁾。そして後の 3.1 項で詳しく述べるが、(4) 式が Dugdale 模型のうえでは $\sigma_F \ll \sigma_Y$ の仮定があるものの、材料試験の立場からはこれを全面降伏以降の破壊にも適用できることが確められている。ここで、各温度にて測定された V_g からrを用いて δ_c を算出し、その温度における σ_Y









Fig.5 Effect of Plate Thickness on Critical COD Value (c/W=0.5, R=0.1 mm)

377

日本造船学会論文集 第134号



Fig.6 Relation between Critical COD Value and Temperature

で除した値 δ_c/σ_r を (4) 式に代入して ρ_c^+ とTの関係を求め、これに (3) 式を適用して 100% における ρ_c^+ 値、 すなわち α 値を定めた。

各種温度において小型三点曲げ COD 試験を行ない、上述のようにして求めたα値と切欠先端半径の関係を Fig.4 に、板厚との関係を Fig.5 に示す。Fig.4 の横軸には切欠先端半径の 1/2 乗をとっており、疲労切欠のα 値の方が機械切欠のそれに較べかなり小さくなっている。また、疲労 damage による靱性低下の影響を検討す るため、疲労切欠を入れた後疲労 damage をとるために真空焼鈍を施した試験片と疲労切欠を入れる前に真空 焼鈍を施したそれとの結果を比較したが、Fig.4 の黒く塗りつぶしたプロットと2 重印のプロットが示すよう 限界 COD 値の安定性および ρ_c^+ 値決定法について

に,疲労 damage の影響はわずかであり、このための熱処理は不必要と考えられる。以上の結果より、熱処理 を施していない疲労切欠試験片では、疲労 damage の効果を考慮してもなお機械切欠をつけた試験片との間に は差をみせており、また機械切欠をつけた試験片では、 α の値はほぼ $\exp(\sqrt{R})$ に比例する結果が得られた。 板厚の影響に関しては、Fig.5 に示したように、R=0.1 mm の場合、板厚が 10 mm 以上あれば、SM 53 C、 HT 80 とも α の値は一定値をとり、 δ_c におよぼす板厚の影響はないようである。

2.3 限界 COD 値の安定性

小型三点曲げ COD 試験より得られる δ_c の値が、他の大型試験より得られる δ_c の値と一致し、小型三点曲 げ COD 試験が脆性破壊発生に関する材料特性試験として有効なものであるかどうかを検討するため、小型三点 曲げ COD 試験の δ_c とディープノッチ試験のそれを比較してみた。

試験材料は SM 53 C, HT 50⁷, HT 60^{8,9}, HT 80 の4種で小型三点曲げ COD 試験,ディープノッチ試験と もすべて*R*は 0.1 mm の機械切欠である。破壊時の V_g から δ_c への換算は,小型三点曲げ COD 試験では V_g の値とともに r の値を変化させ,ディープノッチ試験では有限幅 Dugdale 模型を用いて破壊応力より δ_c/V_g の 比を求めて行なった。Fig.6 (a)~(d) に各鋼種の結果を示す。図中で黒く塗りつぶしたプロットは,ディープ ノッチ試験で破壊が全面降伏以後に発生したものである。Fig.6 からわかるように,小型三点曲げ COD 試験の δ_c とディープノッチ試験のそれの間には各鋼種とも有為な差は認められず,ばらつきの範囲内で一致している。 このことより, δ_c の値が試験法の違いにもかかわらずほぼ一定の材料特性値であること,ひいては,小型三点 曲げ COD 試験が脆性破壊発生に関する材料特性試験として有効な試験法であることが確認された。

2.4 標準三点曲げ COD 試験片の提案

rを用いて V_g から δ へ換算する場合, 今まで r の値を 0.3~0.5 の間の適当な一定値として計算されている 場合が多い。ところが, r の値は低荷重, すなわち V_g の小さな領域に行くほど小さくなり, 実際の小型三点曲 げ COD 試験でも, 低温領域では非常に小さな V_g の値で破壊に至っている。したがって, r の値を上述のよう に一定値にとることは, V_g の小さな低温領域の破壊に対して δ_c を過大評価することになる。そこで, ここで は1つの標準的な三点曲げ COD 試験片を提案し, 1つの $r-V_g$ 曲線から r の値を V_g の値とともに変化させて δ_c を求めるようにしたらどうかと考える。

標準試験片としては、なるべく小さくて実験が簡単に行なえる形状で、かつ充分平面歪的な破壊が期待できるものでなくてはならない。2.2 項でも述べたとおり、板厚に関しては、R=0.1 mm ならば板厚が 10 mm 以上であれば δ_c に影響をおよぼ さないことから、板厚を 10 mm とし、他の試験片寸法に関しては ASTM 規格¹⁰に準ずるように試験片幅 W=20 mm, 試験片長さ L=100 mm, スパン S=80 mm とした。ただ、板厚 が 10 mm と薄くなっているため、c/Wの値を 0.3 とし ligament depth を大きくした方がよいと考えられる。

このようにして定めた標準三点曲げ COD 試験 片の notch acuity の効果をみるために, 疲労切欠から $R=0.3 \, \text{mm}$ の機 械切欠まで7 種類の実験を行なった。供試材は SM 53 C を用 い, Fig.7 に標準三点曲げ COD 試験片とその切欠詳 細図を, Fig.8 にこの試験片における on-load 状態

細肉を、Fig.8 にこの試験方におりる on-load 状態 でビッカース圧痕間隔を拡大鏡で測定して得られた $r \ge V_g$ の関係を示す。標準三点曲げ COD 試験の notch acuity の効果については、Fig.4 に星印で示 したが、やはり疲労切欠のα値が機械切欠のそれに比 べかなり小さくなっている。そこで、この標準三点曲 げ COD 試験片の切欠先端半径を $R=0.1 \,\mathrm{mm}$ の同 一材のディープノッチ試験と比較してみると、後述 Fig.10 よりディープノッチ試験のα値は 5.69 であ



Test Specimen



Fig.8 Relation between Rotational Factor and Clip Gauge COD (SM 53 C)

日本造船学会論文集 第134号

り、これに対応する標準三点曲げ COD 試験片の切欠先端半径は 0.075 mm となりほとんどかわらない結果が得 られた。しかしながら、実際の構造物に先在する溶接割れなど切欠の鋭い欠陥を前提にする場合には、機械切欠 ではディープノッチ試験、三点曲げ COD 試験ともあまい結果を予想すると考えられるから、疲労切欠の標準三 点曲げ COD 試験の方が好ましいと考えられる。

3 ρ_c^+ 値の決定法

3.1 実測 COD 値からの ρ_c⁺ 値決定法

COD 説および ρ^+ 説が large scale yielding 領域での脆性破壊発生に対して有用なクライテリアであること は今までの研究で確認されてきたが、材料の全面降伏以後の破壊に対してはあまり研究されていない。COD 説 が全面降伏以後の破壊に対しても有効さを失なわないと考えられるのは、全面降伏以後の破壊に対しても測定さ れた COD は有効であるという考えの下にある。一方、 ρ^+ 説では、 ρ_c^+ 値の直接測定が困難であり、普通は破 壊応力から Dugdale 計算によって ρ_c^+ 値を決定しているため、試験片が全面降伏した後に破壊した場合のデー タは無効とされてきた。ところが、実際の鋼構造物では溶接残留応力の影響あるいは予荷重の効果が付加されて おり、このような問題を COD 説にもとづいて解くには非常に煩雑な計算が必要となる。この煩雑さの点では ρ^+ 説を採用すれば大幅に減ずるわけであるから、筆者らは材料特性値としての ρ_c^+ 値を求める新らしい方法の開発 に努力し、以下に述べるような結果を得るに至った。

まず, Goodier および Field⁶⁾ によれば, 切欠先端 COD(δ) と塑性域の大きさ (ρ^+) の間には,

$$\delta = \frac{8 \sigma_Y c}{\pi E} \ln\left(\sec\frac{\pi \sigma}{2 \sigma_Y}\right) = \frac{8 \sigma_Y c}{\pi E} \ln\frac{c + \rho^+}{c} \tag{5}$$

の関係があり、負荷応力 σ が降伏応力 $\sigma_{\mathbf{r}}$ に比べ充分小さい時には(5)式は (4)式に近似できることはよく知られている。そこで、(4)式は Dugdale 模型に関するかぎり $\sigma \ll \sigma_{\mathbf{r}}$ の条件下で成立する式であるが、それが実際にはど の程度の応力領域にまで成り立つものかを調べてみた。

試験材料は, Fig.6 (a) に示した SM 53 C であり, ディープノッチ試験の 板幅を小さくすることで,小さな外応力のもとでたやすく試験片が全面降伏す るようにした。Fig.6 (a) より, δ_c をおのおのの温度における σ_Y で除した δ_c/σ_Y と絶対温度Tの関係を両対数グラフにプロットしたのが Fig.9 である。 Fig.9 で黒く塗りつぶしたプロットは,試験片の全面降伏以後に破壊したもの であり,プロットの横に示した数字は Fig.6 (a) に示したものと同一のもので ある。また, Δ 印は $R=0.1 \, \text{mm}$ の標準三点曲げ COD 試験の結果である。一 方,破壊応力から有限幅 Dugdale 模型の式

$$\cos(\pi\sigma/2\sigma_Y) = \frac{\sin(\pi c/W)}{\sin(\pi a/W)}$$



を用いて、 ρ_{c}^{+} 値を求めたのが Fig.10 である。Figs.9 および 10 の各プロットを代表するように引かれた直線はともに絶対温度Tの5乗に比例しており、Fig.9 の直線に $\pi E/8$ を乗ずると Fig.10 の直線となる。Fig.9 からわかるよ

Fig.9 Relation between δ_c/σ_Y and Temperature

うに、試験片の全面降伏以後の破壊に対しても δ_c/σ_r の値は絶対温度の5乗から離れることはなく、また測定された COD は有効と考えられることから、試験片の全面降伏以後の ρ_c^+ 値の決定には(4) 式を用いても実験式的には差支えないと考えられる。また、Figs. 6 (a) および9に示したように、測定された δ_c は、試験片の大きさ、荷重方法によらない材料特性値として取扱えると考えられるから、以後実験の簡単な小型三点曲げ COD 試験より求めた δ_c から ρ_c^+ 値を決定しても問題ないことになる。以上のように、測定された δ_c から ρ_c^+ 値を決定しても問題ないことになる。以上のように、測定された δ_c から ρ_c^+ 値を決定しても問題ないことになる。

(6)



Fig. 10 Relation between ρ_c^+ Value and Temperature

動構造初の存在決留応力が配性破壊完生にとのように影響するかを 先に述べた小型三点曲げ COD 試験およびディープノッチ試験の結果 的に検討した。

を用い、 ρ⁺ 説にもとづいて理論的、実験的に検討した。

試験材料には SM 53 C を用い,溶接残留応力をつけるため,Fig.11 に示すような縦継手をもつ広幅切欠引張 試験を行なった。試験片は W=1000 mm, B=25 mm, 2C=40 mm で,切欠先端が引張残留応力域に位置し, かつ溶接熱影響部からできるだけ遠ざけるように留意した。Fig.12 曲線 (a) に実測残留応力分布を示すが,計 算にあたっては曲線 (b) のような矩形分布におきかえたものを用いた。また,この供試材の ρ_c^+ 値の温度依存 性は,Fig.9 のディープノッチ試験および小型三点曲げ COD 試験の結果から,

 $\rho_c^+=5.69(T/100)^5$

(7)

(8)

として以後の計算に用いた。残留応力測定は切欠加工前に行なったため、切欠加工による残留応力の再分布を考慮する必要がある。切欠加工をしたために生ずる切欠先端の塑性域寸法 ρ_0^+ は、この間に温度が変化しないとして、Dugdale 亀裂先端の溶接残留応力による *K* 値と、塑性域に分布する降伏応力による *K* 値を相殺することによって求めることができる。すなわち、溶接残留応力を $\sigma_r(x)$ とし、 $\sigma_r(x)$ の分布が縦継手に関して Fig.12 曲線(b)のように左右対称ならば、

$$K = \int_{-a_0}^{a_0} \sigma_r(x) F(x) dx = \int_{-a_0}^{-c} \sigma_{Y_0} F(x) dx + \int_c^{a_0} \sigma_{Y_0} F(x) dx$$
$$F(x) = \left[\frac{2 \sin\{\pi (a_0 + x)/W\}}{W \sin(2\pi a_0/W) \sin\{\pi (a_0 - x)/W\}}\right]^{1/2}$$
$$a_0 = c + \rho_0^+, \quad \sigma_{Y_0} = (\sigma_Y)_{at} \ 0^{\circ}C$$

から ρ_0^+ を決定することができる¹¹⁾。このようにして求めた ρ_0^+ に 対し, $\rho_c^+ = \rho_0^+$ となるような温度 T_0 は (7)式から算出できる。 ρ_0^+ が定まった後の残留応力分布は, Fig.12 曲線 (b)の残留応力が引 張域から圧縮域への変化点を尊重して,引張域と圧縮域の釣り合い から決定した (Fig.12 曲線 (c))。以後, Fig.12 曲線 (c)の残留 応力分布をもとにして計算を行なったが,脆性破壊発生応力と温度 の関係は,試験温度における降伏応力 σ_r と残留応力 σ_r との差 がその試験温度における有効降伏応力 δ_r と残留応力で、 Dugdale 亀裂先端における外力による K 値と塑性域に分布する有 効降伏応力による K 値を相殺させることにより,すなわち, (8) 式



Fig.13 Relation between Fracture Stress and Temperature

日本造船学会論文集 第134号

の $\sigma_r(x)$ を外力 σ, σ_{Y0} を $\sigma_{Y} - \sigma_r(x)$, a_0 を $a = c + \rho_c^+$ におきかえることにより破壊応力を算出することができ る。Fig.13 に、このようにして求めた破壊応力 (net 応力) と温度の関係を示すが、 実験結果のプロットとか なりよく一致している。また、Fig. 13 には、同一試験片寸法で縦継手のない場合、すなわち残留応力がない場 合の脆性破壊発生曲線も示しているが、この2つの曲線の違いが溶接残留応力の影響であり、溶接残留応力が付 加された場合には、かなり高温側に遷移領域がずれることがわかる。

4 結 言

本論文は、脆性破壊発生に関する小型三点曲げ COD 試験に注目し、この試験法によって得られる δ_c が他の 大型の COD 試験より得られる δ_c と差がなく、 δ_c の値が試験法によらない材料特性値として取扱えることを確 認したうえで、板厚、切欠先端半径の効果を検討し、標準三点曲げ COD 試験を提案した。得られた結果は、板 厚に関しては R=0.1 mm ならば 10 mm 以上では δ_c に影響はなく、切欠先端半径に関しては、R=0.1 mm で同一の切欠先端半径をもつディープノッチ試験とほとんど差はないものの、疲労切欠と機械切欠とでは明らか に差があり、実際の溶接割れなど切欠の鋭いと思われる先在欠陥による脆性破壊を議論する場合には疲労切欠に よる試験が必要と考えられる。また、ここで提案した標準三点曲げ COD 試験はあくまで COD を実測して、1 つの $r \in V_g$ の関係から δ_c を求め、今までばらばらになされてきた三点曲げ COD 試験の δ_c の評価を統一し ようとするものである。COD 試験で得られた δ_c から ρ_c^+ 値を決定する場合に (4) 式を用いたが、(4) 式が Dugdale 模型に関するかぎり、 $\sigma_F \ll \sigma_Y$ の条件下でのみ成立する式であるにもかかわらず、材料試験の立場では、 Figs.9 および 10 に示すごとく試験片の全面降伏領域にまでわたる広い範囲で採用して差支えないことが確認さ れた。そして、このようにして求めた ρ_c^+ 値を用いて、溶接残留応力付広幅切欠試験を解析したが、Fig.13 に 示すように実験と比較的良く一致した結果が得られた。要するに、今まで ρ^+ 説の欠点とされていた材料試験で の Dugdale 制約が実験的に解消されたわけであり、今後の脆性破壊発生に関する諸問題の解明に ρ^+ 説が有力 な手段となる見込みが高まったと考える。

おわりに、本研究に対して多くのご討論、ご助言をいただいた東京大学金沢武教授をはじめ、日本造船学会溶 接研究委員会第1分科会ならびに日本溶接協会鉄鋼部会 TM 委員会の各委員に深く感謝いたします。

参考文献

- 1) 金沢,町田,糸賀,土屋:COD 仮説による脆性破壊発生特性の研究,日本造船学会論文集第 131 号 (1972) p.345.
- 2) 越賀,田中,栗田:溶接構造物の脆性破壊発生に及ぼす応力除去焼鈍の影響,日本造船学会論文集第 129 号 (1971) p. 267.
- A. A. Wells : Application of Fracture Mechanics at and Beyond General Yielding, Brit. Weld. J. 10 (1963) p. 563.
- T. Ingham, G. R. Egan, D. Elliott, T. C. Harrison : The Effect of Geometry on the Interpretation of COD Test Data, Fracture Mechanics to Pressure Vessels, Instn. Mech. Engrs. C 54/71 (1971), London, p. 200.
- 5) 金沢,町田,萩原:工業試験法としての曲げ COD 試験について,日本造船学会論文集第132号 (1972) p.361.
- 6) J. N. Goodier, F. A. Field: Plastic Energy Dissipation in Crack Propagation, Fracture of Solids. Wiley (1962) New York.
- 7) 神戸製鋼: "脆性破壊発生特性に基づく鋼材の材質判定基準の確立"のための共同研究, 日本溶接協会鉄 鋼部会 TM 委員会資料, TM-128 (1972).
- 8) 船舶技術研究所:同上, TM-125 (1972).
- 9) 日本製鋼所:同上, TM-127 (1972).
- 10) "Tentative Method of Test for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials" ASTM Disignation E 399-70 T (1971).
- 11) 金沢, 大庭, 町田:溶接残留応力が脆性破壊伝播におよぼす影響について,造船協会論文集第109号(1961) p. 359.