脆性破壊発生特性からみた溶接継手ボンド部の 材質評価にたいする提案*

長谷部茂雄**, 川口喜昭**, 有持和茂**

A Proposal on Quality Assessment of Weld Bond of Structural Steel Plate in Relation to Brittle Fracture Initiation*

by Shigeo Hasebe**, Yoshiaki Kawaguchi** and Kazushige Arimochi**

Abstract

In order to secure the safety of welded structures against brittle failure, a proposal on quality assessment of weld bond of structural steel plate is presented. This proposal is based on a general equation correlating the brittle fracture initiation characteristics under the residual stress of welded joints with Charpy impact characteristics, which is obtained as follows.

1) Bending COD test is available as a small size K_c Test. Good coincidence is found between the results of COD Test and Deep Notch Test, when the critical COD is translated to K_c value.

2) T_y-evaluation is proposed from the results of Cross Weld Notch Test. T_y is the safe-side estimation of the brittle fracture initiation temperature in the residual stress field of welded joints, which can simply be obtained from Bending COD Test or Deep Notch Test on weld bond using the equation $K_c = \sigma_y \sqrt{\pi C}$.

3) From the results of COD Test and Deep Notch Test, an equation correlating the brittle fracture initiation temperature T_y with Charpy transition temperature vT_s is introduced as follows.

$$T_y = \frac{234 + 1.5vT_s + 12\sqrt{t} - 65 \ln \sigma_{y0}}{F(\sigma_{y0}, C)}$$

$$F(\sigma_{y0}, C) = \frac{324 + 65 \ln \sigma_{y0}}{273} + \ln \frac{3000}{\sigma_{y0} \sqrt{\pi C}}$$

where, T_y: safe-side estimation of brittle fracture initiation temperature in the residual stress field of welded joints (°K),

vT_s: Charpy 50% crystallinity transition temperature (°K),

t: plate thickness (mm),

σ_{y0}: yield strength of material under room temperature (kg/mm²),

C: half crack length in infinite plate (mm).

1. 緒 言

最近の鋼材とその溶接法のいちじるしい進歩は、溶接継手の靱性面からの材質評価の重要性を従来にもまして強調しているものと思われる。この材質評価は現状の各種溶接継手が脆性破壊発生にたいしてどの程度の安全性を持っているかを明らかにすると同時に、材料や溶接法の合理的な選択にたいする指針を与えるものでなくてはならない。したがって、たんなる靱性の相対的比較では意味がなく、破壊の起点としての可能性から、溶接継手

の脆性破壊発生特性とむすびつけられた材質評価が必要とされるであろう。

一方、溶接継手は材質的にも力学的にも不均一性を本質としているために、その脆性破壊発生特性を支配する要因も複雑である。材質的要因としては、材料のみならず溶接法にも密接な関係をもつ溶接ボンド部の脆化が第一にとりあげられなくてはならないであろう。また力学的要因としては、継手部の応力の不均一とみなせる溶接残留応力が、脆性破壊発生特性にあたえる影響の大きさからみて、欠くべからざる要因として考慮されなければならない。

本報告は、脆性破壊発生特性にたいする溶接残留応力の影響を考慮して、溶接ボンド部の材質評価を行なう方

* 原稿受付 昭和49年7月1日(第54回溶接冶金研に発表)

** 正 員 住友金属工業(株)中央技術研究所

Member, Sumitomo-Metal Industries Co., Ltd.

法を提案するものである。ここではまず、比較的小型な靱性試験としての曲げ COD 試験の有用性を確認し、次に大型脆性破壊試験によって溶接残留応力の影響を簡略に推定する方法を提案する。さらにこの手法を適用して曲げ COD 試験とシャルピー衝撃試験の関係を実験的に確認し、最後に脆性破壊発生温度とシャルピー破面遷移温度の関係を示す一般式を導いて材質判定法を提案する。

2. 曲げ COD 試験による K_{IC} 値とディープノッチ試験結果との対応

溶接継手の脆性破壊発生特性を論じるためには、材料の破壊靱性をどのような値として、いかなる試験法によってもとめるかがまず第一の問題となる。本報告は破壊靱性として限界応力拡大係数, K_{IC} 値を採用する。 K_{IC} 値が材料特性として有効であることはこれまでの数多くの研究によって明らかにされている¹⁾。またこの値は、いわゆる大型試験であるディープノッチ試験によってもとめられることも周知の通りである。

一方、最近では曲げ COD 試験によって得られる限界 COD, δ_c 値が材料特性として有効であるという研究がなされつつある²⁾。曲げ COD 試験はその前提である COD 仮説の破壊クライテリオンとしての有望性もさることながら、ディープノッチ試験よりはかなり小型にできることが試験法としての長所である。

そこでこの曲げ COD 試験がディープノッチ試験に代る小型試験として採用できるかどうかを確認することにした。曲げ COD 試験から得られる限界 COD, δ_c 値は無限板一様応力下の COD 値と応力の関係の第一項近似を用いて、次式により K_{IC} 値へ換算した。

$$K_{IC} = \sqrt{E\sigma_y\delta_c} \quad \dots\dots\dots(1)$$

ただし、 E : 弾性係数

σ_y : 試験温度での材料の降伏点

Fig. 1 に曲げ COD 試験の試験片形状を示す。試験片の厚さはディープノッチ試験と同じ板厚そのものとしたいわゆる原厚タイプの 3 点曲げ COD 試験片である。切欠上部で測定された COD 値は、Wells の式³⁾を用いて切欠先端の限界 COD 値へと換算され、さらに (1) 式を用いて K_{IC} 値へと換算された。一方、ディープノッチ

Fig. 1 COD Test specimen for bending

試験は従来から行なわれている方法によって、破壊応力から K_{IC} 値がもとめられた。

Fig. 2~5 にこのようにして得られた曲げ COD 試験とディープノッチ試験の対応を示す。Fig. 2 は軟鋼の母材における中央切欠ディープノッチ試験の場合である。

Fig. 2 Coincidence of COD Test and Deep Notch Test results on base metal of mild steel ($t=32$ mm)

Fig. 3 Coincidence of COD Test and Deep Notch Test results on base metal of HT80 ($t=78$ mm)

Fig. 4 Coincidence of COD Test and Deep Notch Test results on weld metal of HT80 ($t=25$ mm)

Fig. 5 Coincidence of COD Test and Deep Notch Test results on weld bond of HT80 ($t=50$ mm)

Fig. 3 は HT80 の母材における両側切欠ディープノッチ試験の場合で、78 mm という極厚鋼板を対象としている。この場合は曲げ COD 試験といえども試験片長さは 800 mm に近く、もはや小型試験とはいえない。Fig. 4 は HT80 の溶着鋼における比較的短い切欠長さ ($2C=80$ mm) の場合である。最後に Fig. 5 は HT80 のボンド部における両側切欠ディープノッチ試験の場合である。これらの例は、材質、板厚、対象とする継手部位、ディープノッチ試験片の形状などを異にするにもかかわらず、曲げ COD 試験とディープノッチ試験がかなり良好な対応を示すことを明らかにしている。

以上によって、Fig. 1 に示す曲げ COD 試験から (1) 式を用いて得られる K_c 値がディープノッチ試験による K_c 値とほぼ一致するという結論が得られた。このことは、曲げ COD 試験が材料定数 K_c 値を求める試験法としても有効であることを示しており、従来蓄積されたディープノッチ試験による材質評価の諸データと COD 試験によるデータを接続させるという実用上の意義を持つものと考えられる。また Fig. 1 に示した COD 試験片は通常の板厚では小型試験とみなせるが、Fig. 3 の例のような極厚鋼板ともなればもはや大型試験とみなさざるを得ない。原厚タイプではない曲げ COD 試験を採用するためにはこの試験における板厚の影響を明らかにする必要がある。この面に関してはすでになされた報告もあり、今後一層の研究によって、曲げ COD 試験が小型

試験として確立されることが望まれる。

3. 溶接残留応力の影響と T_y 評価の提案

脆性破壊発生特性にたいする溶接残留応力の影響はきわめて大きいことが知られており、最近ではこの影響を COD 仮説や ρ^+ 仮説などによって計算する方法も提案されている⁵⁻⁷⁾。しかしながらこれらの手法は計算の諸前提にたいする検討がいまだ十分とはいいきれず、また計算方法もかなり複雑である。溶接ボンド部の材質評価を一般的なかたちで行うためには、溶接残留応力の影響をより簡略な方法で組み入れることが必要であると考え、曲げ COD 試験と十字継手巾巾引張試験とによる実験的検討を行なうことにした。

試験片の形状を Fig. 6 に示す。試験片巾は 400 mm (ただし HT80—板厚 40 mm 材については 500 mm)、切欠長さ $2C$ は 50 mm である。試験ビードを溶接してのち、残留応力ビードを溶接して切欠加工を行なった。試験の対象は HT80 サブマージ溶接継手ボンド部および軟鋼エレクトロガス溶接継手ボンド部とした。

Fig. 6 Cross Weld Notch Test specimen

3.1 HT80 十字継手巾巾引張試験結果

Table 1 に供試鋼板の化学成分と機械的性質を示す。Table 2 に対象とした試験ビードの溶接条件を示す。なお、残留応力ビードは 60 KJ/cm のサブマージアーク溶接を用いた。

Fig. 7 に試験ビードボンド部の曲げ COD 試験結果を示す。この K_c 値から溶接残留応力のない場合の破壊応

Table 1 Chemical compositions and mechanical properties of HT80 for Corss Weld Notch Test

Thickness (mm)	Chemical compositions (%)											Y. P. (kg/mm ²)	T. S. (kg/mm ²)	vTs (°C)
	C	Si	Mn	P	S	Cu	Cr	Ni	Mo	V	B			
25	0.12	0.33	0.91	0.009	0.006	0.35	0.41	1.00	0.20	0.04	0.002	80.4	84.9	-96
40	0.12	0.31	0.87	0.012	0.008	0.26	0.46	0.98	0.35	0.05	0.002	80.7	85.8	-72

Table 2 Welding parameters for the test bead of Cross Weld Notch Test on HT80

Thickness (mm)	Welding method	Heat input	Current, voltage and speed	Groove
25	Submerged arc	83 KJ/cm	875A 38V 24cm/min
40	Submerged arc	45 KJ/cm	750A 30V 30cm/min

Fig. 7 K_c obtained from COD Test on HT80 weld bond **Fig. 8** Cross Weld Notch Test on HT80 ($t=25$ mm) and the temperature T_y **Fig. 9** Cross Weld Notch Test on HT80 ($t=40$ mm) and the temperature T_y

力の推定が可能となる。

Fig. 8 に 25 mm 厚 HT80 の十字継手広巾引張試験結果を示す。溶接残留応力を考慮せずに K_c 値から推定した破壊応力と実験値はかなりの差を示すが、この差が残留応力ピードによる溶接残留応力の脆性破壊発生にたいする影響とみなすことができる。溶接残留応力は、破壊応力曲線を高温側に移行させるが、Fig. 8 から明らかにその影響は破壊応力の低い領域で大きく、破壊応力が降伏点に近い領域ではわずかであって、結果として溶接残留応力のある場合の破壊応力曲線は温度にたいして急峻な形となる。したがって、溶接残留応力を考慮せずに K_c 値から推定した破壊応力が材料の降伏点 (母材の丸棒引張試験による) に達する温度 (この温度を T_y と名づける) は、十字継手広巾引張試験が低応力破壊を呈しはじめる温度にほぼ一致することになる。

Fig. 9 に 40 mm 厚 HT80 の試験結果を示す。Fig. 8 と同様に、溶接残留応力の影響は破壊応力曲線の勾配を急峻にする効果として現われ、 K_c 値から推定した破壊発生応力が降伏点に達する温度 T_y は十字継手広巾引張試験が低応力破壊を呈しはじめる温度にほぼ一致しているとみなすことができる。

3.2 軟鋼十字継手広巾引張試験結果

Table 3 に供試鋼板の化学成分と機械的性質を示す。

Table 4 に対象とした試験ビードの溶接条件を示す。なお残留応力ピードは 60 KJ/cm のサブマージアーク溶接を用いた。

Fig. 10 に試験ビードボンド部の曲げ COD 試験結果を示す。HT80 の場合と同様に溶接残留応力のない場合の破壊応力の推定を行なうために、Fig. 10 を用いる。

Fig. 11 および 12 に 32 mm 厚軟鋼の十字継手広巾引張試験結果を示す。HT80 の場合と同様に、溶接残留応力の影響が破壊応力曲線を急峻にする効果をもち、破壊発生応力が降伏点に達する温度 T_y が、十字継手広巾引張試験における低応力破壊を呈しはじめる温度にほぼ一致することを認めることができる。

Table 3 Chemical compositions and mechanical properties of mild steel for Corss Weld Notch Test

Steel code	Thickness (mm)	Chemical comp. (%)					Y. P. (kg/mm ²)	T. S. (kg/mm ²)	vTs (°C)
		C	Si	Mn	P	S			
A	32	0.17	0.02	0.98	0.013	0.011	22.2	42.1	+18
B	32	0.14	0.22	1.03	0.013	0.012	27.8	42.6	-34

Table 4 Welding paramters of the test bead of Cross Weld Notch Test on mild steel

Steel code	Thickne-ss (mm)	Welding method	Heat input	Current voltage and speed	Groove
A	32	Electro- gas	238KJ/cm	350A
B	32			34V 3cm/min

Fig. 10 Kc obtained from COD Test on mild steel weld bond **Fig. 11** Cross Weld Notch Test on mild steel A (t=32 mm) and the temperature Ty

3.3 Ty 評価の提案

以上の十字継手広巾引張試験の結果から、溶接残留応力の脆性破壊発生特性にたいする影響を定性的に示すものとして Fig. 13 が得られる。溶接残留応力は脆性破壊発生応力曲線を高温側に移行させるが、破壊発生応力が

Fig. 12 Cross Weld Notch Test on mild steel B (t=32 mm) and the temperature Ty

材料の降伏点 σ_y に達する点 P_1 あるいは P_2 は溶接残留応力の有無によってそれほど大きくは動かず、 K_c 値から推定される点 P_1 あるいは P_2 から得られる温度 T_{y1} あるいは T_{y2} によって溶接残留応力場の脆性破壊発生温度を安全側に評価できるとするものである。Fig. 13 はあくまで概念図であり、Fig. 8, 9, 11, 12 の実験データによっても厳密に成立するものとはいえない。しかしながら鋼構造物の設計応力は、通常公称降伏点の $\frac{1}{2}$ ないしは $\frac{3}{8}$ 程度であり、降伏点のごく近傍での誤差は無視してさしつかえないであろう。また、十字継手広巾引張試験の実験データは特定の材質、特定の試験片形状についてのものであり、一般的な証明とはいえない。この点については、COD仮説による検討がなされており⁸⁾、HT80 における溶接ボンド部において、常温降伏点の $\frac{1}{2}$ あるいは $\frac{3}{8}$ 程度の設計応力までならば、 T_y による評価がほぼ安全側の評価を与えることが示されている。 K_c

値による破壊発生応力の全面降伏域までの外捜という手法からして, T_y 評価は近似的な性格をまねがれないが, 溶接残留応力場の脆性破壊発生温度の安全側の評価として, その実用上の簡略さは意義をもつ. すなわち, 曲げ COD 試験あるいはディープノッチ試験から得られる K_c 値によって, 無限板における脆性破壊発生温度 T_y は次式を満たす温度として求められる.

$$K_c = \sigma_y \sqrt{\pi C} \quad \dots\dots\dots (2)$$

ただし σ_y : その温度での材料の降伏点

C : 無限板における切欠長さの半分

4. シャルピー衝撃特性 vTs と脆性破壊発生温度 T_y の関係

シャルピー衝撃試験は材料試験としての長い伝統をもち, その工業的試験法としての簡便さから材質評価をこの試験によって行なえることが望ましい. そこでまずシャルピー衝撃試験における vTs と溶接残留応力場における脆性破壊発生温度の安全側の評価 T_y の関係について実験的に確認し, 次に vTs と T_y を結ぶ一般式を導くことを試みた.

4.1 HT 80—25 mm 厚鋼板の各種溶接継手に関する実験結果

Fig. 13 Proposal of T_y -evaluation from schematic representation on the effect of residual stress on brittle fracture initiation

Table 5 Welding parameters and Charpy test results of five kinds of welded joints for COD Test

Welding method	Code and heat input	Current (A)	Voltage (V)	Speed (cm/min)	Pass No.	Groove	vTs at bond (°C)
MIG	MIG 12KJ/cm	350	32	56	15		-66
Manual arc	MAW 17KJ/cm	170	25	15	18		-60
	MAW 36KJ/cm	240	25	10	12		-35
Submerged arc	SAW 45KJ/cm	700	38	35	5		-6
	SAW 60KJ/cm	700	38	26.5	6		+10

素材は Table 1 に示した 25 mm 厚の HT80 であって, この材料について各種溶接継手を製作し, そのボンド部についてシャルピー衝撃試験と曲げ COD 試験を実施した.

Table 5 に溶接継手の種類とボンド部の vTs とを示す. Fig. 14 に曲げ COD 試験結果を示す. 測定された限界 COD 値を (1) 式によって K_c 値へと換算し, Arrhenius 型の温度依存性を仮定して K_c 直線を求めた.

Fig. 15 はこれらの K_c 直線から (2) 式によって得られる脆性破壊発生温度 T_y と vTs の関係を示す. 切欠長さ $2C=20\sim 80$ mm における T_y が vTs ときわめて

Fig. 14 Results of COD Test on five kinds of weld bonds of HT80 ($t=25$ mm)

Fig. 15 Correlation between T_y and vTs at weld bond of HT80 ($t=25$ mm)

良好な対応を示していることが認められる。この図は、同一の素材であれば、ボンド部の T_y は vTs から推定できることを示すものであるが、両者の一般的な関係をもとめるためには切欠長さのみならず、鋼種や板厚の影響を取り入れなくてはならない。

4.2 vTs と T_y の関係の一般化

vTs と T_y の一般的な関係を、溶接残留応力場の安全側の評価としての脆性破壊発生温度 T_y の定義そのもの、およびすでに知られているいくつかの関係式と実験データから得られる関係式とを用いて導くことを試みる。

材料の限界応力拡大係数 K_e および降伏点 σ_y の温度依存性は Arrhenius 型となることが知られているので、次式が与えられる。

$$K_e = K_0 \exp(-D_k/T) \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$\sigma_y = \sigma_{y0} \exp(D_y/T - D_y/273) \quad \dots\dots\dots (4)$$

ここで σ_{y0} : 0°C ($\equiv$ 常温) における降伏点

K_0, D_k, D_y : 材料定数

これらを (2) へ代入し、温度 T を脆性破壊発生温度 T_y とおけば、次式が得られる。

$$T_y = \frac{D_k + D_y}{(D_y/273) + \ln(K_0/\sigma_{y0}/\pi C)} \quad \dots\dots\dots (5)$$

ここで K_0 として、いわゆる Pivot 説により、 $3000 \text{ kg/mm}^2 \cdot \sqrt{\text{mm}}$ を採用する⁹⁾。 D_y としては降伏点の温度依存性のデータから $324 - 65 \ln \sigma_{y0}$ を採用する¹⁰⁾。

次に 3000 kg/mm^2 の Pivot を採用した場合の K_e 直線の勾配 D_k について実験データを検討し、材料の vTs ($^\circ\text{K}$) と板厚 t (mm) の関数として次式を得た。

$$D_k = 1.5vTs + 12\sqrt{t} - 90 \quad \dots\dots\dots (6)$$

(6) 式の実験データとの照応を Fig. 16 に示す。この図には日本溶接協会鉄鋼部会 BE 委員会の 47 年度データ (HT60 と HT80 の母材およびボンド部 COD 試験) を引用した。他のデータは軟鋼～HT80 にいたる母材およ

Fig. 16 Correlation between parameter D_k and vTs

びボンド部の主としてディープノッチ試験の結果である。Pivot $3000 \text{ kg/mm}^2 \cdot \sqrt{\text{mm}}$ を想定した場合の K_e 直線の勾配は、ほぼ (5) 式で表わせることが Fig. 16 から認められる。

以上の K_0, D_y, D_k を (5) 式に代入して次式が得られる。

$$\left. \begin{aligned} T_y &= \frac{234 + 1.5vTs + 12\sqrt{t} - 65 \ln \sigma_{y0}}{F(\sigma_{y0}, C)} \\ F(\sigma_{y0}, C) &= \frac{324 - 65 \ln \sigma_{y0}}{273} + \ln \frac{3000}{\sigma_{y0} \sqrt{\pi C}} \end{aligned} \right\} \dots\dots (7)$$

ただし T_y : 溶接残留応力場における安全側の評価としての脆性破壊発生温度 ($^\circ\text{K}$)

vTs : シャルピー破面遷移温度 ($^\circ\text{K}$)

σ_{y0} : 0°C ($\equiv$ 常温) における材料の降伏点 (kg/mm^2)

t : 板厚 (mm)

C : 切欠長さの半分 (mm)

上式によって計算される T_y と曲げ COD 試験あるいはディープノッチ試験によって得られる T_y との関係を図 Fig. 17 に示す。(7) による推定は、実験データと $\pm 20^\circ\text{C}$ 程度の誤差しか示さず、シャルピー試験の vTs の実験誤差を考慮するならば、きわめて良好な対応とみなすことができる。

Fig. 17 Comparison between T_y obtained from experiments and T_y calculated from equation (7)

次に (7) 式から計算される材質判定例を示そう。構造物の使用温度を 0°C として、溶接残留応力を考慮した脆性破壊発生温度 T_y がこの温度以下であるという条件のもとに、切欠長さ $2C$ と常温降伏点 σ_{y0} を鋼種ごとに想定して得られた溶接ボンド部に必要とされる vTs を Table 6 に示す。想定切欠長さ $2C$ は高張力鋼になればなるほど溶接施工管理が厳密になるのに対してより小さくとり、想定常温降伏点は実際の降伏点の安全側をと

Table 6 Examples of required vTs at weld bond calculated from equation (7) postulating $T_y=0^\circ\text{C}$

Steel grade	Yield strength σ_{y0} postulated (kg/mm^2)	Allowable c rack length 2C (mm)	Required vTs at bond ($^\circ\text{C}$)			
			$t=25\text{mm}$	$t=50\text{mm}$	$t=75\text{mm}$	$t=100\text{mm}$
HT80	80	40	+30	+13	+1	-10
HT60	60	60	+45	+28	+16	+5
HT50	50	80	+52	+35	+23	+12
Mild steel	40	120	+56	+39	+27	+16

って公称引張強さに等しいとした。Table 6 から明らかなのは、鋼種が高張力鋼化すればするほど、想定された切欠長さが小さくとられているにもかかわらず、ボンド部に必要とされる vTs が厳しくなることである。また板厚の増大につれて同じことがいえる。Table 6 の例は (7) 式を用いた 1 つの計算例にすぎず、実際の適用にあたっては、妥当な切欠長さの選定や、シャルピー試験の実験誤差を含めた安全度などに考慮が払われて適切な数値をもとめなければならないであろう。実際の溶接継手に存在する欠陥の種類や大きさ、検査をも含めた溶接施工管理の実情などが切欠長さの選定に関係してくるであろう。

こうして (7) 式が実験的に妥当であり、溶接ボンド部の材質評価にとってきわめて有用であることが明らかとなった。この式の諸係数はこれからも実験結果と照合しつつ、より実情に合うよう修正していく必要があるが、47年度よりはじまった日本溶接協会鉄鋼部会 BE 委員会の軟鋼から HT80 にいたるボンド部の COD 試験共同研究の成果が期待される。

5. 結 言

溶接残留応力の脆性破壊発生特性にたいする影響を考慮して溶接継手ボンド部の材質を評価する方法をもとめ、次の結論を得た。

(1) 曲げ COD 試験は、限界 COD 値を K_c 値に変換することにより、 K_c 値をもとめる小型試験として採用することができる。

(2) 残留応力のある場合の溶接継手における脆性破壊発生温度は T_y 評価により実用上安全側に評価することができる。温度 T_y は $K_c = \sigma_y \sqrt{\pi C}$ を満たす温度として簡略にもとめることができる。ここに σ_y はその温度での降伏点、 C は切欠長さの半分である。

(3) 溶接残留応力場における安全側の評価としての脆性破壊発生温度 T_y ($^\circ\text{K}$) は、材料の vTs ($^\circ\text{K}$)、 0°C ($\approx$ 室温) における降伏点 σ_{y0} (kg/mm^2)、板厚 t (mm) および切欠長さの半分 C (mm) から次式によって推定することができる。

$$T_y = \frac{234 + 1.5vTs + 12\sqrt{t} - 65\ln\sigma_{y0}}{F(\sigma_{y0}, C)}$$

$$F(\sigma_{y0}, C) = \frac{324 - 65\ln\sigma_{y0}}{273} + \ln \frac{3000}{\sigma_{y0}\sqrt{\pi C}}$$

以上によって得られた方法は、現状の各種溶接継手が脆性破壊の発生にたいしてどの程度の安全性を持つか、あるいは材料や溶接法の選択をボンド部の靱性からどのように行なうべきか、などにたいして 1 つの有効な材質判定基準を与えるものである。しかしながら、溶接構造物の脆性破壊にたいする安全性は、本報告でとり上げたボンド脆化と溶接残留応力以外にもさまざまな材質的・力学的要因をとりあげて、定量的に評価していく方向を必要としているものと考えられる。

謝 辞

本研究に際し、阪大工学部佐藤邦彦教授および豊田政男氏、ならびに一部データを引用させていただいた日本溶接協会鉄鋼部会 BE 委員会の田村博主査および委員各位に御指導、御討論をいただいたことを感謝いたします。

参 考 文 献

- 1) 木原, 佐藤, 豊田: “日本における溶接構造物の脆性破壊発生に関する研究(その 1)”, 溶接学会誌, 第 42 巻 (1973) 第 2 号, p. 161 ~ 170
- 2) 金沢, 町田, 萩原: “工業的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
- 3) British Standards Institution: “Methods for Crack Opening Displacement (COD) Testing” DD 19: 1972
- 4) 越賀, 秋山, 岩崎: “限界 COD 値の安定性および ρ_c^+ 値決定法について”, 日本造船学会論文集, 第 134 号 (1973), p. 405
- 5) 金沢, 三村, 町田, 宮田, 萩原: “脆性破壊発生クライテリアに関する考察”, 日本造船学会論文集, 第 129 号 (1971), p. 109
- 6) 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. 109
- 7) 佐藤, 豊田: “溶接継手の脆性破壊強度におよぼす残留応力と材料の力学的特性の影響”, 日本造船学会論文集, 第 131 号 (1972), p. 355
- 8) 佐藤, 豊田, 川口, 有持: “脆性破壊発生特性からみた高張力鋼溶接継手のボンド部材質評価について”, 日本造船学会論文集, 第 135 号 (1974), p. 257
- 9) 土木学会・本州四国連絡橋上部構造研究小委員会・鋼材分科会: “本州四国連絡橋上部構造に関する調査研究報告書 別冊 4 鋼上部構造用鋼板の所要性能”, 昭和 48 年 3 月, p. 20 図 4, 5
- 10) 文献 7) p. 357, Fig. 3