5. 原子炉配管溶接作業への適用

Fig. 15は本溶接機を原子力プラントにおける原子炉格納容器内の定期検査時の配管改造作業に適用した概要を示す。作業場所は格納容器の入口より約 50 m 隔てた圧力容器内であり、基底から約 20 m 高方に位置する狭隘場所である。作業者は溶接ヘッドを配管に装着後は格納容器外に設置された溶接電源および総括制御装置の表示盤にモニタされる溶接状況を監視しながら溶接を行った。

作業は順調に行われ、本溶接機による溶接施工法が従来の手動による溶接方法に比べて安全性および作業能力において著しく効用あることが実証された。

遠隔操作式配管溶接機を用い、その溶接施工法について検討した。結果を要約すると次のようである。

1) 溶接開始位置は配管上部とし、初層はストレート、次層以降はフィラーワイヤを送給しつつウィービング積層して行う溶接条件アルゴリズムの考え方を確立した。

2) アルゴリズムの考え方に従った配管溶接部は良好な裏波ビードとビード断面形状を示した。

3) 本溶接機を原子炉・格納容器内の配管溶接作業へ実用し、有効であることを確かめた。

終りに臨み、本研究遂行に際してご指導、ご援助賜った当社飯塚富雄氏および日立精工㈱安藤文蔵氏をはじめとする関係諸氏に深甚なる謝意を表する。

6. 結 言

原子炉の配管溶接施工法の確立を目的に、ステンレス鋼 SUS 304 水平固定管の溶接作業へ計算機を導入した

参 考 文 献

- 1) 吉田：配管の遠隔操作による自動溶接，溶接技術，11977-9，p. 15
- 2) 大前他：配管の自動溶接に関する研究（第1報）遠隔操作式溶接機の計算機制御装置，本誌 50（1981），3，p. 303

平面溶接欠陥を含む KAS 鋼 MIG 溶接継手の破壊靱性評価*

松下久雄** 印藤弘郷** 岸本宏次**

Assessing Fracture Toughness for Welded Joints of KAS Steel with Crack-like Weld Flaws*

by Hisao Matsushita** Hirosato Indow** and Koji Kishimoto**

The role of crack-like weld flaws has been studied on fracture toughness of welded structures. Tensile tests were conducted at low temperature with small size specimens taken from MIG welded joints of KAS steel including lack of penetration, surface flaw, embedded flaw or through thickness flaw.

The main results are summarized as follows:

- (1) Critical J-values J_c obtained through Rice's equation depended on the flaw shape and flaw size for $\sigma_{nc} > \sigma_Y$ and sensitively increased with increase of temperature when $\rho_c > b$
- (2) The relationships between J_c and critical elongation ϵ_c^* were analytically led out and have been experimentally confirmed;

$$\sigma_{nc} < \sigma_Y \quad \frac{J_c}{\epsilon_Y \sigma_Y} = \pi a \left(\frac{\epsilon_c^*}{\epsilon_Y} \right)^2 \quad \sigma_{nc} \geq \sigma_Y \quad \frac{J_c}{\epsilon_Y \sigma_Y} = l_0 \left(\frac{\epsilon_c^*}{\epsilon_Y} - 0.5 \right)$$

$$\epsilon_c^* = h/l_0 \quad a \ll B, W$$

where σ_{nc} : fracture net stress, σ_Y : yield strength, ρ_c : critical length of plastic zone, b : ligament width, h : displacement, l_0 : gauge length, $2a$: crack length, ϵ_Y : yield strain, B : specimen thickness and W : specimen width.

*原稿受付 昭和55年7月8日（昭和55年度春季全国大会にて発表）

**正 員 三井造船(株)千葉研究所 Member, Mitsui Engineering & Shipbuilding Co., Ltd. Chiba Laboratory

1. 緒 言

溶接継手の破壊靱性評価に関する工業的な観点からの研究を大別すると次の二種類に分類される。

(1) 小型試験片を用いて破壊靱性値を精度よく求める簡易破壊靱性試験法^{1,2)}に関する研究。

(2) 破壊力学を用いた欠陥評価法や要求破壊靱性値の計算法に関する研究。

ここで、(2) の溶接欠陥評価法に関する英国規格協会 BSI³⁾ や日本溶接協会 JWES⁴⁾ の基準 (案) は、弾塑性破壊力学 (COD 概念) を採用して、降伏歪 ϵ_Y 以上の高歪状態でも欠陥評価を可能にしている点工業的であるが、実構造物においては、有限板での全断面降伏現象を考慮する必要があったり、二次元の平面き裂 (板厚貫通または非貫通) 状欠陥が存在したりすることなどから、さらに詳細な適用性に関する検討が必要であるものと考えられる。本研究では、人工的に製作したき裂状の平面溶接欠陥を含む KAS 鋼 MIG 溶接継手から小型引張試験片を切り出し低温での引張試験を行い、現在提案されている諸換算式を用いて破壊靱性値 (限界 J 積分値 J_c や限界 COD 値 δ_c) を求め、以下の三項目について検討した。

(1) 破壊靱性値に及ぼす平面溶接欠陥の欠陥形状や面積欠陥率および全断面降伏現象の影響。

(2) 小型試験片での、破壊靱性値に及ぼす溶接残留応力の影響。

(3) 破壊靱性値と限界標点間伸び e^* との関係。

なお、項目 (3) の検討に際しては、日本溶接協会鉄鋼部会 JI 委員会 (主査 東大金 沢武教授, JI 委と略す) での大型引張試験結果⁵⁾ を多数引用した。

2. 実験方法

供試材の造船用鋼板 (NK 規格 KAS) の化学成分と機械的性質を Table 1 に示す。開先形状・寸法と裏はつり深さを適宜組合せることによって、Fig. 1 に示すような溶込み不足 (TT) やき裂状平面欠陥 (表面 TS, 内部独立 TW, 縦貫通 NW) を製作した。溶接施工法として半自動 MIG 溶接法を採用した。溶接条件は Table 2 に

Table 1 Chemical composition and mechanical properties of carbon steel used

Steel	Thickness (mm)	Chemical composition (%)					Mechanical properties		
		C	Si	Mn	P	S	YTS (kg/mm ²)	SEL (%)	
KAS	22.5	0.18	0.03	0.8	0.02	0.02	26	43	31

Table 2 Welding conditions

Welding conditions	Current	220~250A
	Voltage	25 ~ 29V
	Welding speed	22 ~ 41cm/min
	Heat input	8 ~ 18KJ/cm
Welding wire	MGS-50 1.2mm diameter	
Shielding gas	85%Ar+15%CO ₂ 25V/min	

SPECIMEN	TS	TW	TT	NM, 3PB	NW
WELDED JOINT	THICKNESS =22.5 mm	640 80 GAP=0 mm		160 80 30	
GROOVE	30° 30° 30°	30° 30° 30°	30° 30° 30°	30° 30° 30°	30° 30° 30°
RESTRAINT	FREE	WELD 7.8 pass 500	FREE	7, 8 pass	FREE
SETTING ANGLE	1.4°	1.4°	0.9°	2.6°	0.9°
BUILT-UP SEQUENCE (E2Z CUTOFF PART)	Defect (D)	Gouging (G)	D	G	G

示す。溶接後、650℃×1時間の焼鈍 (SR 材) し、溶接欠陥または 0.2 mm 巾機械切欠 (NM, 健全継手) を有する引張試験片を採取した。ただし、溶接残留応力の影響を調べるために、TW, NW, NM 型については、溶接のままの継手 (AW 材) から試験片を採取した。試験片の形状・寸法を Fig. 2 に示す。試験には 100 ton 万能試験機を用い (クロスヘッド速度=12 mm/min), 破断 (最高荷重時) までの荷重と欠陥を挟む標点間変位 h (標点距離 $l_0=100$ mm) との関係を X-Y レコーダに記録させた。試験温度は -90℃~-165℃とした。

3. 靱性パラメータ表現式

応力拡大係数 K は一般に用いられる式 (1) を用い

Fig. 1 Shapes of weld flaw (TS, TW, TT, NW) and machined notch (NM)

Fig. 2 Dimensions of test specimen

た.

$$K = F \sigma \sqrt{\pi a} \quad \dots\dots (1)$$

$$F = \begin{cases} \frac{[1 + 0.12(1 - a/2a')^2] [(2B/\pi a) \tan(\pi a/2B)]^{1/2}/\Phi}{[(B/\pi a) \tan(\pi a/B)]^{1/2}/\Phi} & \text{for TS} \\ \frac{[\sec(\pi a/B)]^{1/2}}{[\sec(\pi a/W)]^{1/2}} & \text{for TT} \\ & \text{for NW and NM} \end{cases}$$

$$\Phi = \int_0^{\pi/2} [1 - \{1 - (a/a')^2\} \sin^2 \theta]^{1/2} d\theta$$

二次元の平面き裂に対する J 積分の解析は、現在まだ研究段階⁶⁾ にあり確立されていないことから、ここでは、実用的簡便さから、切欠が充分深く塑性変形がリガメント部に集中するという仮定のもとに導かれた中央切欠付引張試験片に対する一次解析の、Rice の J 積分換算⁷⁾ 式 (2) を近似的に用いた。ただし、表面き裂や内部き裂などの浅いき裂に対する J 値を簡便に計算するために、同式において右辺第 2 項の分母を B ($W - 2a$) から欠陥部実断面積 A_{n0} に置き換えた。

$$J = \frac{(1 - \nu^2) K^2}{E} + \frac{2}{A_{n0}} \left(\int_0^h P dh - \frac{Ph}{2} \right) \quad \dots\dots (2)$$

4.3, 4.4 で用いる J I 委 (中央切欠付または両側切欠付引張試験) での J_c 値, δ_c 値は、それぞれ Rice の J 積分換算式 (2), 有限板での Dugdale Model による COD 換算式で計算された値である。

本論文では、欠陥部実断面での塑性拘束状態を表わすために、塑性域長さとき裂伝播方向のリガメント長 b (Fig. 1 参照) との比を目的的に求めている。有限板の塑性域の進展挙動は、欠陥の先端形状や拘束状態、応力分布などにより複雑に変化することが考えられるが、ここでは、無限板の Dugdale Model での式 (3) を用いて仮定の塑性域長 ρ を計算した。このため、有限板、非貫通欠陥, $\sigma_n > \sigma_Y$ などに対して当然 ρ/b の物理的意味はなくなるが、拘束状態を定性的に表わす一つのパラメータとしては有効であろう。

$$\sigma < \sigma_Y \quad \rho = a \left\{ \sec \left(\frac{\pi \sigma}{2 \sigma_Y} \right) - 1 \right\} \quad \dots\dots (3)$$

4. 実験結果および考察

4.1 J_c 値に及ぼす欠陥形状、面積欠陥率、全断面降伏現象の影響

Fig. 3 (SR 材, 溶接欠陥付試験片) に示すように, J_c

Fig. 3 Effects of flaw shapes and flaw areas on critical J -value Fig. 4 Effect of flaw areas on critical J -value

値および試験温度に対する J_c 値の変化割合とも、破断時欠陥部実断面応力 σ_{nc} が σ_Y 以上の場合、欠陥形状の影響を顕著に受ける。Fig. 4 に σ_{nc} が σ_Y 以上の場合の J_c 値と面積欠陥率との関係の一例を示す。面積欠陥率 50% 以上では、TT と NW 型との差は少なく J_c 値はほぼ一定となる。面積欠陥率が 50% 以下では、NW 型の J_c 値が面積欠陥率 50% 以上での J_c 値とほぼ等しいのに対して、TT, TS, TW 型の J_c 値は、面積欠陥率 50% 以上での J_c 値より大きくなる傾向がみられる。以上の J_c 値に及ぼす欠陥形状や面積欠陥率の影響について、換算式および全断面降伏現象の観点から若干の考察を試みた。

二次元の平面き裂に対する J 積分算定式は前述のよう

Table 3 Critical J-values obtained through Rice's equation and Toyoda's equation for small defective areas

Crack shape	Defective area (%)	Test Temp (°C)	$\frac{(1-\nu^2)K^2}{E}$	J_c	
				Rice Eq.(2)	Toyoda Eq.(4)
TS	9	-107	1.15	106	66
	25	-115	0.86	216	209
TT	43	-103	1.23	58	88
	46	-95	1.36	117	103
TW	15	-114	1.29	134	72
	25	-123	1.43	11	70
	26	-100	1.16	132	146
	33	-93	1.23	153	121

浅い切欠に対する豊田らの J 積分算定式⁹⁾ (4) を用いて Rice の換算式 (2) での J_c 値との比較検討を行った。

$$J = \frac{(1-\nu^2)K^2}{E} + \frac{1}{aB} \int_0^b h \, dp \quad \text{.....(4)}$$

Table 3 に示すように, 実験誤差を考慮すると, 式 (4) でも式 (2) での J_c 値とほぼ等しい J_c 値が得られる。また, 式 (4) を用いても J_c 値は面積欠陥率の影響を受けている。

J_c 値と絶対温度の逆数 $1/T_K$ との関係を示す Fig. 5 に示

す。各プロットには破断時の塑性域長 ρ_c と b との比も添記した。破壊靱性値 (K_{IC} 値, δ_c 値)⁹⁾ は、アーレニウス形の温度依存性を有するといわれていることから, J_c 値も式 (5) で表わされるアーレニウス形の温度依存性を有することが考えられる。

$$J_c = A \exp \left(-\frac{C}{T_K} \right) \quad \text{.....(5)}$$

Fig. 5(e) は, Fig. 5(a)~(d) をまとめたものである。Fig. 5(e) から式 (5) で近似した場合の定数 A は, 式 (2) において二次元の平面き裂に対する考慮不足から欠陥形状の影響を受け $NW > TS \approx TW > TT$, また溶接欠陥と機械切欠との Notch Acuity の違いにより $NM > NW$ となっている。次に, 定数 C (図中の傾き) は, 欠陥形状には関係なく, $\rho/b \geq 1$ によってそれぞれ一定の値をとり, かならずしも $\sigma_{nc}/\sigma_Y \geq 1$ には依存しないことがわかる。これは, 有限板では, $\sigma_{nc} = \sigma_Y$ においてかならずしも全断面降伏とはならず, $\rho_c = b$ において明らかな全断面降伏を生じることによるものと思われる。

4.2 破壊靱性値に及ぼす溶接残留応力の影響

Fig. 5(a)~(c) に示したように, $\sigma_{nc} > \sigma_Y$ の場合には, TW, NW, NM 型とも J_c 値に及ぼす溶接残留応力の影響はみられない。 $\sigma_{nc} < \sigma_Y$ の場合は, TW 型では顕著に, NW 型では若干みられるが, NM 型ではほとんど

Fig. 5 Arrhenius type plotting of J_c against temperature

Fig. 6 Comparison between e_c^*/e_Y and e_{I0}/e_Y calculated by Dugdale model

とみられない。この影響度の違いは、試験片製作後の溶接残留応力の違いやき裂伝播方向のリガメント長の違いなどによるものと考えられる。溶接残留応力が存在する場合の J 積分は解析的に求められていない。また、内部欠陥まわりの溶接残留応力を直接測定する方法がないので、ここでは、越賀らの ρ_c 破壊概念¹⁰⁾により Dugdale Model での等価塑性域長として求める方法を検討した。Fig. 6 に示すように $\sigma_{nc} < \sigma_Y$ の場合、式 (6) で計算される Dugdale Model でのオーバーオール歪 e_I と降伏歪との比 (e_{I0}/e_Y) cal と、式 (7) で計算される実測のき裂を挟む標点間の相対伸び e^* と降伏歪との比 (e_c^*/e_Y) exp とがほぼ等しい (すなわち $e_I \approx e^*$ と考えられる) ことから、 $\sigma_{nc} < \sigma_Y$ の場合には、有限板の塑性域長は、Dugdale Model での式 (3) で計算される仮定の塑性域長で、ほぼ近似できるものと考えた。

$$\left(\frac{e_{I0}}{e_Y}\right)_{\text{cal}} = \frac{2}{\pi} \left\{ 2n \coth^{-1} \left(\frac{1}{n} \sqrt{\frac{n^2+m^2}{1-m^2}} \right) + (1-\nu) \cot^{-1} \left(\sqrt{\frac{n^2+m^2}{1-m^2}} \right) + \nu \cos^{-1}(m) \right\} \quad \dots (6)$$

$$\left(\frac{e_c^*}{e_Y}\right)_{\text{exp}} = \left(\frac{h_c}{l_0}\right) / \left(\frac{\sigma_Y}{E}\right) \quad \dots (7)$$

$$n = 2a/l_0, \quad m = \cos(\pi \sigma_c / 2\sigma_Y)$$

SR 材では、塑性域長が材料定数の限界塑性域長 ρ_{SG} に達した時点で破壊し、AW 材では、AW 材を溶接残留応力による長さ ρ_R の塑性域がすでにき裂先端に存在する SR 材と考えて、見掛け上の限界塑性域長 ρ_{AG} は、

$$\rho_{AG} = \rho_{SG} - \rho_R \quad \dots (8)$$

で決まるものとする。本実験では、この ρ_{SG} 値は欠陥形状に依存せず Fig. 7 に示すような温度特性を有するものと仮定して、 ρ_R 値を実験点とよく合うように式 (8) を用いて計算した。TW 型の場合 $\rho_R = 2.1 \text{ mm}$ NW 型の場合 $\rho_R = 0.6 \text{ mm}$ と求められた。

4.3 J_c 値と $(e^*/e_Y)_{\text{exp}}$ 値との関係

有限板の弾性変形領域の初期には、無限板近似が可能

Fig. 7 Attempt for evaluation of residual stress using ρ_c fracture concept

Fig. 8 Schematic view of σ_n vs h curve and formation of plastic zone

であり、近似的に式 (9) が成立する。

$$J = \frac{(1-\nu^2)K^2}{E} \quad \dots (9)$$

標点間距離が欠陥長よりもはるかに長い場合、 $\sigma_{nc} < \sigma_Y$ では、荷重から一義的に計算される一様負荷歪 $e = \sigma/E$ はオーバーオール歪 $e_I (=e^*)$ とほぼ等しくなることから、

$$\sigma = eE = e_I E = e^* E \quad \dots (10)$$

式 (9) に、式 (1) と式 (10) を代入し、かつ $a \ll B, W$ の場合 $(1-\nu^2)F^2 \approx 1$ と仮定すると、 J 値と e^*/e_Y 値との関係は、式 (11) のように求められる。

$$\frac{J}{e_Y \sigma_Y} = \pi a \left(\frac{e^*}{e_Y}\right)^2 \quad \dots (11)$$

一方、有限板の塑性変形領域 ($\sigma_n \geq \sigma_Y$) で塑性変形が欠陥部実断面に限られる場合 (Full Yielding 状態) には、全断面降伏現象がおこるため塑性域まわりの弾性域によ

Fig. 9 Comparison between proposed equations and experimental data on J_c vs e^*/e_Y

る塑性域への拘束が緩和される一方、両弾性域の変形挙動は剛体変形に近くなり、標点間変位 h は l_0 にかかわらずほぼ等しくなるものと考えられる。ここで、欠陥まわりの塑性域がまわりの弾性域で拘束されている間は、近似的に無欠陥材の変形挙動に近いものと考え、標点間 l_0 の平均歪が降伏歪に達した時に全面降伏するものと仮定し、全断面降伏時の標点間変位 h_Y は $l_0 e_Y$ で与えられるものとする。

式(2)に式(1)と $\sigma = (A_{n0}/A_0)\sigma_n = \zeta\sigma_n$, $\sigma_n = P/A_{n0}$ を代入すると、

$$\begin{aligned}
 J &= \frac{(1-\nu^2)F\zeta^2 a \pi}{E} \sigma_n^2 + 2 \left\{ \int_0^{\kappa_n} \sigma_n dh - \frac{\sigma_n h}{2} \right\} \\
 &= \frac{(1-\nu^2)F\zeta^2 a \pi}{E} \sigma_{nY}^2 + 2 \left\{ \sigma_{nY} \left(h - \frac{h_Y}{2} \right) - \frac{\sigma_{nY} h}{2} \right\} \\
 &= \frac{(1-\nu^2)F^2 \zeta^2 a \pi}{E} \sigma_{nY}^2 + \sigma_{nY} (h - h_Y) \quad \dots\dots(12)
 \end{aligned}$$

ここで、

$$\frac{(1-\nu^2)F^2 \zeta^2 a \pi}{E} \sigma_{nY}^2 = \frac{\sigma_{nY} h_Y}{2}$$

とおくと、式(12)は、

$$J = \frac{1}{2} \sigma_{nY} h_Y^2 + \sigma_{nY} (h - h_Y) = \sigma_{nY} \left(h - h_Y + \frac{h_Y^2}{2} \right) \quad \dots\dots(13)$$

となる。ここで、簡単のために、Full Yielding 状態での σ_n と h との関係を Fig. 8 のように考え、 $\sigma_{nY} = \sigma_Y$, $h_Y^0 = h_Y = h_Y^*$ と仮定すると、式(13)は式(14)のように単純化される。

$$J = \sigma_Y \left(h - \frac{h_Y}{2} \right), \quad h_Y = l_0 e_Y \quad \dots\dots(14)$$

$e^* = h/l_0$ を用いて、式(14)を書きかえると、 J 値と e^*/e_Y 値との関係は、式(15)のように求められる。

$$\frac{J}{e_Y \sigma_Y} = l_0 \left(\frac{e^*}{e_Y} - 0.5 \right) \quad \dots\dots(15)$$

本実験結果と JI 委での実験結果をそれぞれ Fig. 9, Fig. 10 に示す。ばらつきはあるものの直線関係が認められ、式(11)、式(15)が成立することが確認される。

4.4 δ_c 値と $(e^*/e_Y)_{exp}$ 値との関係

J 値と δ 値との関係は、塑性拘束に依存するパラメータ α を用いて、一般に、

$$J = \alpha \sigma_Y \delta \quad \dots\dots(16)$$

で示される。ここでは、 α の値は JI 委での引張試験結果⁵⁾から、 $\sigma_{nc} < \sigma_Y$ の場合 1.0, $\sigma_{nc} \geq \sigma_Y$ の場合 1.5 とした。なお、Dugdale Model では $\alpha = 1$ である。

式(11)、式(15)と式(16)から、弾塑性材料の有限板における $\delta_c/e_Y a$ 値と e^*/e_Y 値との関係は、式(17)、式(18)のように導かれる。ただし、 $a \ll B, W$ の場合、

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_{nc} < \sigma_Y \quad \frac{\delta_c}{e_Y a} = \pi \left(\frac{e^*}{e_Y} \right)^2 \quad \dots\dots(17) \\ \sigma_{nc} \geq \sigma_Y \quad \frac{\delta_c}{e_Y a} = \frac{l_0}{1.5a} \left(\frac{e^*}{e_Y} - 0.5 \right) \quad \dots\dots(18) \end{array} \right.$$

JI 委での実験結果を Fig. 11 に示す。ばらつきはあるものの式(17)、式(18)が成立することが確認される。

for Fig.10 and Fig.11

	Material	W	l ₀	Notch		
				Side, Center	2a (mm)	Fatigue crack rate, $\frac{da}{dN}$, mm Machine notch (width: mm)
○	MS	400	500	CN SN	160	MN (0.2)
⊖						MN (0.08)
⊕	MS	400	450	CN	160	MN (0.4)
⊗						FC (50)
●						FC (100)
□	HT80	400	500	CN SN	160	MN (0.2)
⊠						
⊡	HT80	90	500	CN	45	MN (0.2)
⊢						FC (60)
⊣						FC (90)
⊤						FC (180)
△	LA	400	500	CN	160	MN (0.2)
▲				SN		
⬆		CN	50			
⬇		SN

Fig. 10 Comparison between proposed equations and experimental data obtained in JEWS JI committee on J_c vs e^*/e_Y

Fig. 11 Comparison between proposed equations and experimental data obtained in JWES JI committee on δ_c vs e_c^*/e_Y

海洋構造物の各溶接継手部や溶接用鋼の要求破壊靱性値の計算には、 δ 値と e/e_Y 値との関係で、BSI では式 (19)、式 (20)³⁾ が、JWES では式 (21)⁴⁾ が、それぞれ提案され、実際に用いられている。

$$\begin{cases} \frac{e}{e_Y} \leq 0.5 & \frac{\delta}{e_Y a} = 2\pi \left(\frac{e}{e_Y} \right)^2 \quad \dots\dots(19) \\ \frac{e}{e_Y} \geq 0.5 & \frac{\delta}{e_Y a} = 2\pi \left(\frac{e}{e_Y} - 0.25 \right) \quad \dots\dots(20) \end{cases}$$

$$\frac{\delta}{e_Y a} = 3.5 \frac{e}{e_Y} \quad \dots\dots(21)$$

$\sigma_{nc} < \sigma_Y$ の場合 $e = e_f = e^*$ として式 (19)~式 (21) を Fig. 11(a) 中に形式的に記入した。式 (21) は、 e_c^*/e_Y 値が小さい場合若干 $\delta_c e_Y/a$ 値を大きく見積るようである。

5. 結 言

人工的に製作した溶込み不足やき裂状の平面欠陥（表面、内部独立、縦貫通）を含む KAS 鋼 MIG 溶接継手の小型引張試験を行った結果以下の事が明らかになった。

(1) J_c 値を Rice の換算式 (2) で計算すると、その温度依存性は、欠陥形状には関係なく、 $\rho/b \geq 1$ によって、それぞれ一定の値をとり、かならずしも $\sigma_{nc}/\sigma_Y \geq 1$ には依存しなかった。

(2) 内部欠陥を含む溶接継手では、 $\sigma_{nc} < \sigma_Y$ の場合、溶接残留応力の影響が顕著にみられる。この影響は、 ρ_c

破壊概念を用いて評価できる。

(3) 弾塑性材料の有限板（切欠付引張試験）において、Rice の J 積分換算式 (2) で計算される J_c 値と欠陥を挟む標点間距離に対する相対伸びと降伏歪との比 e_c^*/e_Y 値との関係は、次式で与えられる（ただし $a \ll B$, W の場合）。

$$\begin{cases} \sigma_{nc} < \sigma_Y & \frac{J_c}{e_Y \sigma_Y} = \pi a \left(\frac{e_c^*}{e_Y} \right)^2 \\ \sigma_{nc} \geq \sigma_Y & \frac{J_c}{e_Y \sigma_Y} = l_0 \left(\frac{e_c^*}{e_Y} - 0.5 \right) \end{cases}$$

また、 δ_c 値と e_c^*/e_Y 値との関係は、次式で与えられる。

$$\begin{cases} \sigma_{nc} < \sigma_Y & \frac{\delta_c}{e_Y a} = \pi \left(\frac{e_c^*}{e_Y} \right)^2 \\ \sigma_{nc} \geq \sigma_Y & \frac{\delta_c}{e_Y a} = \frac{l_0}{\alpha a} \left(\frac{e_c^*}{e_Y} - 0.5 \right) \end{cases}$$

$$\alpha = \frac{J}{\sigma_Y \delta} \approx 1.5, \quad a \ll B, \quad W$$

ただし、 $\sigma_{nc} \geq \sigma_Y$ での諸式は、塑性変形が欠陥部実断面に限られる場合に成立する。

なお、本研究に際し、日本溶接協会鉄鋼部会 JI 委員会での実験結果を多数引用させていただいた。また、日本造船学会溶接研究委員会第一分科会（主査 東大町田進助教授）の委員の方々にご検討いただいた。記してお礼申し上げる。

記号

- A ; 定数
 A_0 ; 欠陥部以外での一様断面積 (mm^2)
 A_{n0} ; 欠陥部実断面積 (mm^2)
 a, a' ; Fig. 1 に示した代表的な欠陥寸法 (mm)
 B ; 試験片板厚 (mm)
 b ; き裂伝播方向のリガメント長 (mm)
 C ; 定数
 e ; 一様負荷歪 $[\sigma/E]$
 e_I ; 欠陥を挟む標点間のオーバーオール歪 (長さ方向にほぼ均等な平均歪)
 e^* ; 欠陥を挟む標点間距離に対する相対伸び $[h/l_0]$
 e_Y ; 降伏歪 $[\sigma_Y/E]$
 E ; ヤング率 $[21000 \text{ kg/mm}^2]$
 F ; き裂形状や有限板補正の係数
 h ; 欠陥を挟む標点間の変位 (mm)
 $h_{\frac{1}{2}}$; 線形計算による弾性限界の $h[2(1-\nu^2)F^2\zeta^2a\pi\sigma_{nY}/E]$ (mm)
 $h_{\frac{1}{2}}^0$; 実測の全断面降伏時の h (mm)
 h_Y ; l_0e_Y (mm)
 J ; J 積分 ($\text{kg/mm}^2 \cdot \text{mm}$)
 K ; 応力拡大係数 ($\text{kg/mm}^2 \cdot \sqrt{\text{mm}}$)
 l_0 ; 欠陥を挟む標点距離 (mm)
 P ; 荷重 (kg)
 T_K ; 絶対温度 ($^{\circ}\text{K}$)
 W ; 試験片巾 (mm)
 α ; 定数
 δ ; き裂先端開口変位 COD (mm)
 ν ; ポアソン比 $[0.3]$

- ρ ; 塑性域長 (mm)
 ρ_A ; As Welded 材での ρ (mm)
 ρ_S ; Stress Released 材での ρ (mm)
 ρ_R ; 溶接残留応力による ρ (mm)
 σ ; 公称一様応力 (kg/mm^2)
 σ_n ; 公称欠陥部実断面応力 (kg/mm^2)
 σ_{nY} ; 全断面降伏時の σ_n (kg/mm^2)
 σ_Y ; 試験温度における溶接金属引張試験での降伏強度 (kg/mm^2)
 ζ ; A_{n0}/A_0
 共通の添字
 c ; 破壊が発生する時の限界値

参考文献

- たとえば松下, 三好; 電位差法による A 533 B 鋼の破壊じん性値 δ_I, J_I について, 日本機械学会論文集第 46 巻 406 号 (1980), p. 613~620
- たとえば岸本, 印藤, 松下; 電位差法による破壊靱性値の測定, 非破壊検査第 28 巻第 1 号 (1979), p. 3~8
- Brit. Stand. Instn.; "Draft British Standard Rules for the Derivation of Acceptance Levels for Defects in Fusion Welded Joint" (1976)
- JWES-2805; "Assessment Methods for Weld Defects with Respects to Brittle Fracture" (1976)
- 日本溶接協会鉄鋼部会技術委員会 J I 委員会 "J 積分破壊基準に関する研究" 報告書 (1979)
- 佐藤, 豊田, 伊藤; 切欠材の全面降伏後の切欠先端近傍の変形挙動と overall strain, 日本造船学会論文集第 142 号 (1978), p. 141~147
- J.R. Rice, P.C. Paris and J.G. Merkle; Some Further Results of J-Integral Analysis and Estimates, ASTM STP 536 (1973), p. 231~245
- 豊田, 伊藤, 佐藤; 不安定破壊開始条件として $J_c - \delta_c$ の基準と破壊靱性評価手法, 日本造船学会論文集第 146 号 (1980), p. 481~489
- 永井, 堀本, 谷口; 構造的応力集中部における脆性破壊発生特性について, 日本造船学会論文集 No. 144 (1979), p. 420~428.
- たとえば, 阪野; COD の簡易評価法と脆性破壊発生強度の評価, 日本造船学会論文集 No. 146 (1979), p. 436~443