

(昭和 47 年 10 月日本造船学会秋季講演会において講演)

塑性拘束が脆性破壊発生におよぼす影響と 軟質溶接継手の脆性破壊強度に関する研究

正員 佐藤 邦彦* 正員 豊田 政男**
正員 阪野 賢治** 正員 豊貞 雅宏***

Effect of Plastic Constraint on Brittle Fracture Initiation of Soft Welded Joints

by Kunihiko Satoh, *Member* Masao Toyoda, *Member*
Kenji Sakano, *Member* Masahiro Toyosada, *Member*

Summary

In the soft welded joints having notches in the weld metal, plastic deformation at the notch tip will be held in check by the stronger base metals. In the present report, effect of plastic constraint caused due to mechanical heterogeneity on brittle fracture initiation is investigated. Notched wide plate with groove tensile tests (Groove Deep Notch Test) were carried out as a clue to elucidate effects of plastic constraint on plastic behaviors at crack tip and critical crack opening displacement, and deep notch test of soft welded joints which have saw cut notches in weld metal was carried out. The main results obtained are summarized as follows:

(1) As the plastic constraint factor becomes larger, the applied stress required to produce a constant crack opening displacement becomes larger (Fig. 9) and the critical crack opening displacement Φ_c becomes smaller (Fig. 10). The brittle fracture net stress is maximum at a certain value of plastic constraint factor (Figs. 3, 11).

(2) The relations between the applied stress and crack opening displacement for various values of plastic constraint factor can be calculated by considering increase of the general yield stress due to plastic constraint (Figs. 9, 16).

(3) In the practical soft welded joints, the brittle fracture strength is affected more considerably with fracture toughness than yield strength of weld metal.

1 緒 言

軟質溶接継手では溶接金属の塑性変形は強度の高い母材によって拘束をうける¹⁾。したがって軟質溶接金属に切欠が存在すると、その切欠先端付近のうける塑性拘束は通常の均質な切欠材の場合と異なるはずである。このような塑性拘束が脆性破壊発生特性におよぼす影響を検討し、軟質溶接継手の脆性破壊発生特性を明らかにすることが本研究の目的である。

この目的のために、本研究ではまず塑性拘束を広範囲に変えた溝付き deep notch 試験を実施して切欠先端の塑性変形挙動と限界開口変位におよぼす塑性拘束の影響を明らかにした。次に 80 キロ高張力鋼を母材とする種々の軟質溶接継手の deep notch 試験を行い、軟質溶接金属の強度、破壊靱性値および塑性拘束の影響について考察を行った。

* 大阪大学溶接工学研究所

** 大阪大学大学院

*** 日立造船技術研究所

2 脆性破壊挙動におよぼす塑性拘束の影響

2.1 実験

実験には板厚 44 mm (SM-50 (I)) および 40 mm (SM-50 (II)) の 2 種類の鋼板を用いた。その化学組成と丸棒引張試験による室温での機械的性質および V-notch Charpy 試験による $vT_S(^{\circ}C)$ を Table 1 に示す。

実験には Fig.1 に示すような type A, type B の 2 種類の試験片を用いた。type A は通常 deep notch 試験片, type B は溝付き deep notch 試験片であり, 溝の部分は鋼板の両面から全板厚の 1/4 ずつ切削し, 溝部分の板厚を 1/2 にしたものである。type A 試験片は $H_0 \rightarrow \infty$ に相当し, type B と同じ鋼材から板厚を 1/2 に減厚したものである。SM-50 (I) 材では type B は $H_0=6$ mm 一定とし, SM-50 (II) 材では type B の H_0 を 2, 4, 6, 8, 10 mm と変えた試験片を作製した。Table 2 に試験片寸法の一覧表を示す。

実験は容量 400 ton のアムスラ型引張試験機を用いて行い, 試験中 double cantilever 式の変位計を用いて切欠先端から約 5 mm の位置の開口変位量の測定を行った。

Table 1 供試鋼材の化学組成と機械的性質

Steel	Chemical composition (%)								Y. S. (kg/mm ²)	T. S. (kg/mm ²)	Elong. (%)	vT_S ($^{\circ}C$)	Thick- ness (mm)
	C	Si	Mn	P	S	Mo	Ni	Cr					
SM50(I)	0.17	0.21	1.38	0.016	0.015	Tr.	0.01	0.03	37.4	55.8	37	-36	44
SM50(II)	0.18	0.35	1.44	0.013	0.015	Tr.	0.02	0.02	36.9	56.5	29	-15	40

Tr. : Trace

Table 2 試験片寸法

Steel	Type	t_0 (mm)	H_0 (mm)	Number	Others
SM 50 (I)	A	22	—	6	Width=340 (mm)
	B	22	6	6	
SM 50 (II)	A	20	—	2	Crack length=70 (mm)
			2	2	
	4	2			
	6	1			
	8	1			
B	20	6	1		
		10	2		

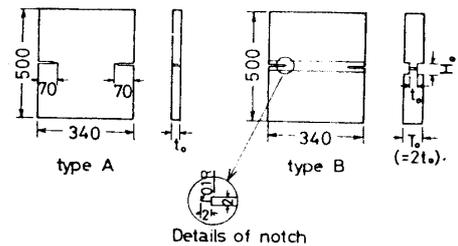


Fig. 1 溝付き deep notch 試験

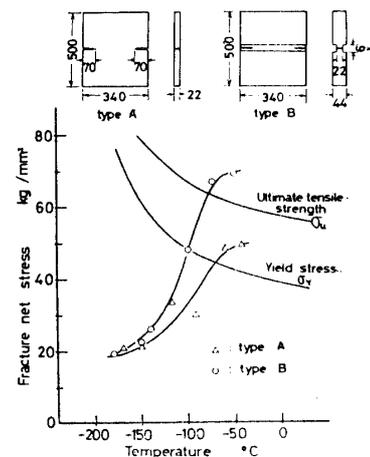


Fig. 2 破壊応力 (net stress) と試験温度の関係

2.2 実験結果

Fig.2 は SM-50 (I) 材を用いた type A および type B で $H_0=6$ mm 一定の場合の破壊強度 σ_f を試験温度 T に対してプロットしたものである。 $H_0=6$ mm の type B 試験片の破壊強度は, type A 試験片の強度に比べて実験を行った全温度範囲にわたって高くなっており, その傾向は高温側で特に著しい。これは type B では切欠先端の変形を断面積の大なる部分が拘束するためであると考えられる。一般には塑性拘束は破壊強度を低下させるといわれてきているが, この実験結果は拘束の存在により, 破壊強度が上昇することを示している。しかし次に述べるように必ずしも塑性拘束の程度に無関係に強度が上昇するわけではない。

Fig.3 は SM-50 (II) 材を用いて溝の幅 H_0 を変えた試験片を一定の温度で試験した場合の破壊強度 σ_f を板厚 t_0 と溝幅 H_0 の比 t_0/H_0 に対してプロットしたものである。実験は $-100 \sim -150^{\circ}C$ と $-180 \sim -185^{\circ}C$ の 2 つの温度について行った。いずれの温度範囲においても破壊は全面降伏以前に生じ発生とともに完全破断している。

Fig. 3 に示すように H_0 を変えて拘束の程度を変えると、ある H_0 の値のところで破壊強度は最大となる。また t_0/H_0 が大きくなって、拘束の程度が増すと type B の破壊強度は type A のものよりも小さくなる。このような H_0 に対する破壊強度の傾向は切欠先端の変形挙動が塑性拘束によってうける影響を考えるのみでは説明できず、破壊靱性値がうける影響をも考える必要があることを示している。Fig. 4 は Fig. 3 に対応する実験結果で、切欠先端から約 5 mm の位置で測定した破壊時の限界開口変位 Φ_c と t_0/H_0 の関係をプロットしたものである。 Φ_c の値は H_0 が減少し、塑性拘束の程度が大きくなるにつれてほぼ直線的に減少している。塑性拘束が限界開口変位を低下させることは金沢らの立体構造体の実験によっても一部明らかにされている²⁾。

このように塑性拘束が存在すると、切欠先端の変形が拘束されるため同じ開口変位を生ずるための付加応力 σ は高くなるが、拘束が強くなると破壊靱性値 Φ_c が小さくなる。この総合効果として Fig. 3 に示したように H_0 がある値のところで破壊強度が最大となる傾向を示すものと考えられる。

2.3 理論的考察

2.3.1 き裂開口変位 Φ の算定における仮定

脆性破壊強度を理論的に求めるにはまず切欠先端の状態を表わすパラメータ (たとえばき裂開口変位 Φ など) と付加応力 σ との関係を知る必要がある。ここでは溝付きや軟質溶接継手の両側 deep notch 試験片におけるき裂開口変位 Φ と σ の関係を近似的に求めるために次に述べるような仮定を行う。

(仮定 1) き裂開口変位 Φ と付加応力 σ との関係については D.B.C.S. model などを用いて平面応力状態の場合について求められている有限板での関係式^{3,4)}を参考にして次式で与えられると仮定する。

$$\Phi = \frac{4 W \sigma_{YG}}{\pi^2 E_{eq}} \sin \alpha \int_x^{\pi/2} \frac{\cos \chi}{\sqrt{1 - \sin^2 \alpha \sin^2 \chi}} \ln \left| \frac{\sin(\chi + \psi)}{\sin(\chi - \psi)} \right| d\chi \quad (1)$$

ここで $\sin \alpha = \sin(\pi a/W)$, $\cos(\pi \sigma/2 \sigma_{YG}) = \sin(\pi c/W)/\sin(\pi a/W)$
 $\sin \chi = \sin(\pi x/W)/\sin(\pi a/W)$, $\sin \psi = \cos(\pi \sigma/2 \sigma_{YG})$
 $2c =$ 切欠長さ, $W =$ 試験片幅 (gross), $a = c + \rho^+$

ただし、 σ_{YG} は試験片の全面降伏応力であり、 E_{eq} は仮定 (3) に述べるその試験片における等価 Young 率である。

(仮定 2) (1) 式の全面降伏応力 σ_{YG} は、次のようにして求められると仮定する。

(i) 溝付き試験片や軟質溶接継手では、切欠のない場合でもその降伏応力は塑性拘束のために上昇する。この上昇した降伏応力を σ_Y^* とし、素材 (あるいは軟質溶接金属) の降伏応力を σ_Y とし、本論文では

$$\frac{\sigma_Y^*}{\sigma_Y} = \beta \quad (2)$$

を塑性拘束を代表するパラメータとして採用する。このパラメータ β は t_0/H_0 によって異なり、2.3.2 項に述べる方法によって算定する。

(ii) σ_Y^* なる上昇した降伏応力をもつ材が、十分に深い両側切欠をもつ場合の全面降伏応力 σ_{YG} は

$$\sigma_{YG} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_Y^* \quad (3)$$

になるとする。

(仮定 3) 溝付き試験片の場合は軟質溶接継手と異なり、板厚の厚い部分による弾性的な拘束も存在する。そこで溝付きの場合には Fig. 5 に示すように全面降伏時のひずみは σ_Y^* に関係なく一定になるとし、Young 率は次式のような等価 Young 率をもつものとする。

$$E_{eq} = \begin{cases} \beta E : \text{溝付き試験片} \\ E : \text{軟質溶接継手} \end{cases} \quad (4)$$

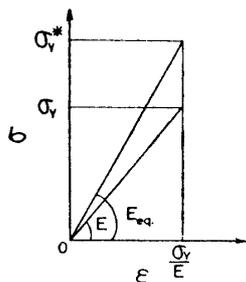


Fig. 5

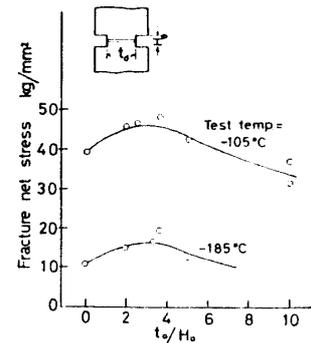


Fig. 3 破壊応力におよぼす溝幅 H_0 の影響

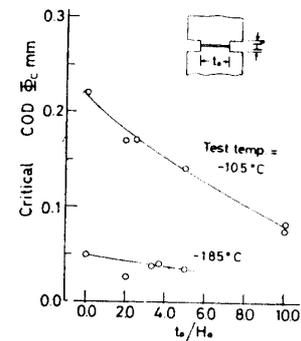


Fig. 4 限界開口変位 Φ_c におよぼす溝幅 H_0 の影響

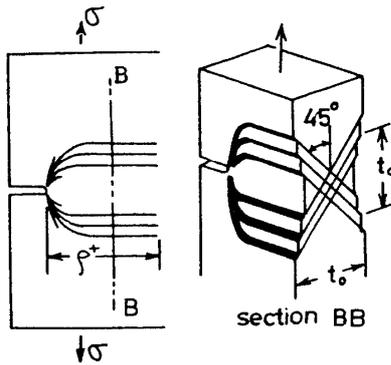


Fig. 6 単軸引張を受ける薄板の塑性域 (Hahn et al.⁵⁾)

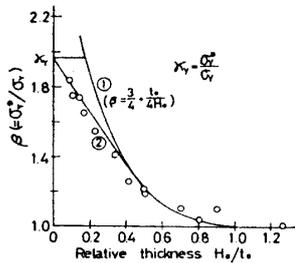


Fig. 7 $\beta = (\sigma_Y^*/\sigma_Y)$ と H_0/t_0 の関係 (軟質溶接継手)

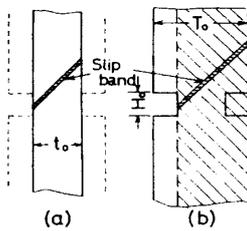


Fig. 8

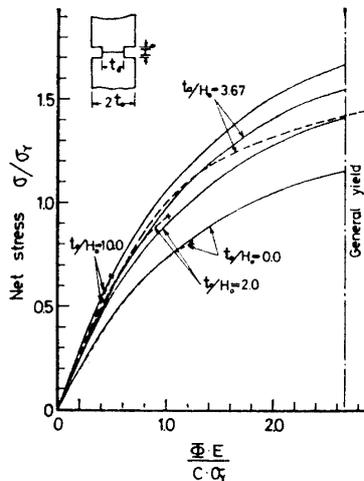


Fig. 9 σ と Φ の関係の理論計算と実験結果との比較

(**) 溝付き試験片の場合の降伏応力の上昇の限界を本実験の場合 (T_0/t_0 があまり大きくないとき) 近似的に Fig. 8 (b) の斜線部に示すような板厚をもつ試験片の降伏応力と考えることにする。

ただし、 E は素材の Young 率である。

2.3.2 全面降伏応力 σ_{YG} の算定

試験片の全面降伏応力は前項の (仮定2) の2つの手順によって算定できる。その手順 (i) は溝の両側の厚板部分および軟質溶接金属の両側の強度の高い母材部分の存在による板厚方向の拘束効果を考えたものであり、手順 (ii) は両側 deep notch の存在による切欠底部断面での板幅方向の拘束効果を考えたものである。

まず (i) の拘束による降伏応力の上昇について考える。平面応力状態にある切欠材の塑性域は Hahn ら⁵⁾ の実験にみられるように 45° 剪断型と考えられる (Fig. 6)。したがって溝部や軟質部がうける拘束を考えると、板厚方向の変形の拘束のみを考えればよいと思われる。そこでこの場合の降伏応力は厚さ H_0 の軟質部をふくむ正方形断面を有する継手の降伏応力に等しくなると考える。Fig. 7 は軟質部をふくむ正方形断面継手の降伏応力 σ_Y^*/σ_Y と軟質部厚さ H_0/t_0 との関係を示したものである⁶⁾。図中の曲線①は R. Hill の行ったブロックの圧縮での解析をもとにして求めたもの、直線②は縦軸の $\beta = \kappa_Y (= \sigma_Y^B/\sigma_Y, \sigma_Y^B$: 母材の降伏強さ) より曲線①に引いた接線である。実験結果はほぼこの曲線①と直線②で表わすことができる。したがって $\beta (= \sigma_Y^*/\sigma_Y)$ は t_0/H_0 に対して次式から求められる。

$$\beta = \begin{cases} \frac{3}{4} + \frac{t_0}{4H_0} & : \frac{1}{2(\kappa_Y - 3/4)} \leq \frac{H_0}{t_0} \leq 1 \\ \kappa_Y - \left(\kappa_Y - \frac{3}{4}\right)^2 \frac{H_0}{t_0} & : 0 \leq \frac{H_0}{t_0} \leq \frac{1}{2(\kappa_Y - 3/4)} \end{cases} \quad (5)$$

ここで $\kappa_Y = (\sigma_Y^B)^*/\sigma_Y$

$$(\sigma_Y^B)^* = \begin{cases} \frac{(T_0 + t_0)}{2t_0} \sigma_Y & : \text{溝付き試験片(**)} \\ \sigma_Y^B & : \text{軟質溶接継手} \end{cases} \quad (6)$$

で与えられる。

次に手順 (ii) の板幅方向の拘束をうける場合の降伏応力の上昇について考える。両側切欠を有する薄板で net section の幅に比べて切欠深さが十分深くなると板幅方向には平面ひずみ状態に近くなり、全面降伏応力は (3) 式に示すように材料自身の降伏応力の $2/\sqrt{3}$ 倍に近づくことが知られている。著者らが行った実験によれば切欠有効幅を b とするとき W/b が 2 以上になるとほぼ平面ひずみ状態になると考えられるようであり、本実験の両側 deep notch 試験片では $W/b = 2.5$ であるので、全面降伏応力は (3) 式で与えることができると思われる。

2.3.3 き裂開口変位 Φ の算定と実験結果

Fig. 9 は (5) および (3) 式から求めた全面降伏応力 σ_{YG} を (1) 式に代入して計算した Φ と σ の関係 (実線) と、実験において得られた Φ と $\sigma (= \text{荷重}/(W \times t_0))$ の関係 (点線) をいろいろな t_0/H_0 に対して示したものである。それぞれの t_0/H_0 に対する点線と実線はおおむねよい一致を示している。このような大胆な仮定のもとに計算されたものであるが、塑性拘束が存在する場合には、塑性拘束による全面降伏応力の上昇を考え、き裂開口変位の計算にあたっては、従来の計算方法の降伏応力の代りに、その全面降伏応力を用いることによって実験にかなり近い

き裂開口変位の算定ができる。

2.3.4 限界開口変位 Φ_c と塑性拘束

限界開口変位 Φ_c が塑性拘束によって低下することは、Fig. 4 に示した通りである。塑性拘束の程度を表すために 2.3.1 項で述べたパラメータ β を用い、 Φ_c と β の関係について考える。Fig. 10 は限界開口変位 Φ_c と平滑材の両側 deep notch 試験片で得られた Φ_c^I の比 Φ_c/Φ_c^I を $\beta(=\sigma_Y^*/\sigma_Y)$ に対してプロットしたものである。実験は 2 つの温度に対して行ったが、両者とも次式で示される一本の曲線で近似的に表わすことができる。

$$\frac{\Phi_c}{\Phi_c^I} = 1.2 + \frac{0.12}{\beta - 1.6} \quad (7)$$

2.3.5 脆性破壊強度の推定

溝付き試験片の deep notch test における変形挙動および破壊靱性値におよぼす塑性拘束の影響が前述のようにわかったので試験片形状が決まれば脆性破壊強度は COD 説を採用して推定することができる。Fig. 11 は破壊強度と $\beta(=\sigma_Y^*/\sigma_Y)$ との関係を示したもので曲線は (1) 式から求められる σ と Φ の関係と (7) 式に示した Φ_c とを用いて計算を行った結果であり、実験点は本実験での結果をプロットしたものである。計算によって推定した脆性破壊強度は実験結果とよく一致しており、降伏応力の上昇を考慮した Φ の計算と、 Φ_c の拘束による低下を考慮すれば、本実験における脆性破壊強度が定量的にうまく説明できる。

2.3.6 塑性拘束に対する考え方の問題点

切欠部近傍の変形挙動が塑性拘束をうける場合、これまで行ってきた全面降伏応力の上昇を考える方法は実験結果を説明する上で有効な一つの考え方である。しかし、塑性拘束の脆性破壊挙動への影響をより厳密に考える場合、次のような問題点についてさらに検討を加える必要がある。

(1) 全面降伏応力の算定にあたっては、本論文では板厚方向の拘束と板幅方向の拘束を独立に考え、二次元問題への置き換えを行った。現実には両者の拘束による相互作用も考えられ、純粹には三次元解析を行なう必要がある。また、板厚の絶対値などの影響もあるはずで、その点も検討されねばならないであろう。

(2) 開口変位を (1) 式から求めるとしても、実用の構造物のような場合についての全面降伏応力の算定方法が明らかにされる必要がある。

(3) 塑性拘束の程度を全面降伏応力の上昇の割合を示す β なる巨視的な意味でのパラメータで整理してきたが、とくに限界開口変位のようなものが、このような巨視的なパラメータで一般に整理できるかどうか疑問である。実際にはき裂近傍の応力状態を代表するパラメータをとるべきであろうと思われる。また、限界開口変位と塑性拘束に関連した多くの情報が今後得られることが望ましい。

3 軟質溶接継手の脆性破壊強度

脆性破壊強度におよぼす塑性拘束の影響について 2.3 節の方法によって定量的な説明を行うことができた。軟質溶接継手に生ずる機械的性質の不均一による塑性拘束が存在する場合も同様の考え方で説明できるはずである。軟質溶接継手の溶接金属に deep notch をつけて破壊試験を行い、脆性破壊挙動に関する考察を行った結果を次に述べる。

3.1 実験

実験には供試鋼板として板厚 25 mm の 80 kg/mm² 級高張力鋼を用い、溶接継手は HT 80 用、HT 60 用、HT 50 用の溶接材料を用いてサブマージアーク溶接によって作製した。溶接金属の平均幅 (H_0)_{av} は 13~14 mm である。供試母材および溶接金属の化学組成、室温での機械的性質および V-notch Charpy 試験の結果を Table 3 に、溶接条件を Table 4 に示す。

実験には Fig. 12 に示すような通常の deep notch 試験片を用い、寸法や切欠形状は図に示す通りである。溶接

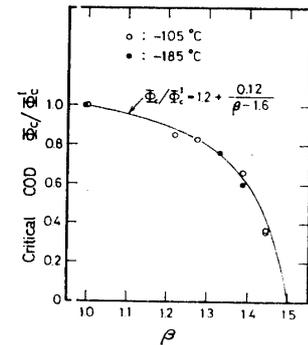


Fig. 10 限界開口変位 Φ_c におよぼす拘束係数 β の影響

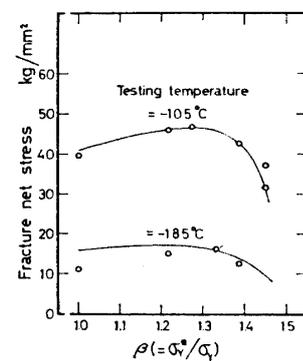


Fig. 11 破壊応力と β の関係の理論計算と実験値との比較

Table 3 供試鋼材および溶接金属の化学組成と機械的性質

Steel	Chemical composition (%)									Y. S. (kg/mm ²)	T. S. (kg/mm ²)	vT _s (°C)
	C	Si	Mn	P	S	Mo	Ni	Cr	V			
B. M.	0.14	0.23	0.90	0.012	0.008	0.44	Tr.	0.73	0.03	75.3	82.1	-88
W. M. (80)	0.10	0.47	1.25	0.014	0.016	0.45	1.20	0.59	0.01	59.0	81.3	-43
W. M. (60)	0.10	0.37	1.31	0.015	0.013	0.45	0.04	0.39	0.01	56.3	70.8	-75
W. M. (50)	0.13	0.24	0.91	0.011	0.009	0.40	0.02	0.79	0.025	49.4	64.4	-53

Tr. : Trace

Table 4 溶接条件

Submerged arc welding	
溶接電流	750 Amp.
溶接電圧	35 Volt.
溶接速度	35 cm/min.
入熱	45 kJ/cm

groove

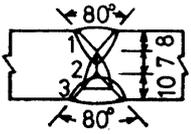
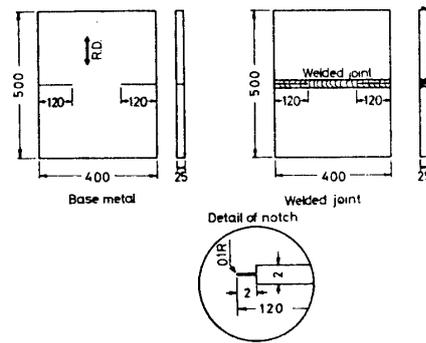



Fig.12 deep notch 試験片

継手では溶接金属の中央部に切欠をつけた。

引張試験は容量 600 ton の横型テスト・リグを用いて行い、試験中切欠先端から約 10 mm の位置での開口変位をクリップ・ゲージにより測定し、荷重-COD 曲線を求めた。

また供試母材および溶接金属の限界開口変位を小型試験から求めるために、Fig.13 に示すような試験片により各温度で slow bending 試験を行い、Rotational Factor=0.4 として切欠 edge での破壊発生時の開口変位から切欠先端での有効限界開口変位に換算した。

3.2 実験結果

Fig.14 は破壊強度 σ_f (net stress) と試験温度の関係をプロットしたもので、母材および HT 80 用, HT 60 用, HT 50 用の溶接材料を用いた溶接継手の結果を同時にプロットしてある。図中の曲線 σ_Y (○), σ_Y (△)などは母材および溶接金属の降伏応力 (0.2% 耐力) の温度依存性を示したものである。本実験での HT 80 用の溶接材料の引張強さは母材とあまり変わらないが降伏応力は母材に比べて低くなっている。

溶接継手の破壊応力-温度曲線は HT 80 母材に比べてかなり高温側に移行しており、3 種の溶接継手のなかでは HT 60 用の溶接材料を用いた継手が他に比べ低温側にあり、HT 80 用と HT 50 用の溶接材料を用いた

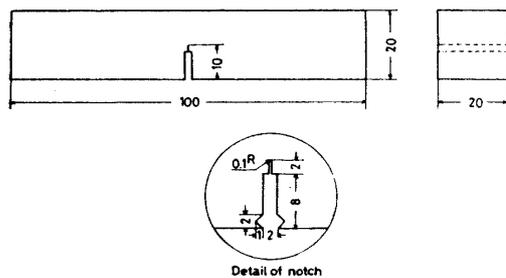


Fig.13 小型 COD 曲げ試験片

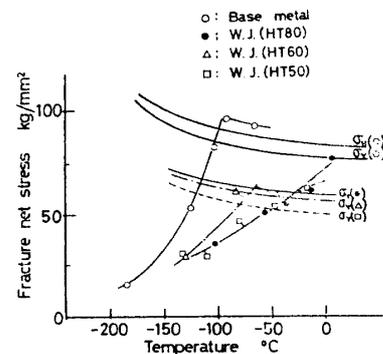


Fig.14 破壊応力 (net stress) と試験温度の関係 (軟質溶接継手および母材)

継手はほとんど差がない。各溶接金属の靱性値を vT_s (°C) でみると、Table 3 に示したように母材と HT 60 用の溶接金属がかなりよく、次いで HT 50 用、HT 80 用の順となっており、HT 80 用の溶接金属の vT_s が一番高い。このように靱性値の差の方が破壊応力に大きく影響し、軟質溶接継手では、溶接金属の強度レベルが低くとも靱性値の高い材料を用いると脆性破壊強度は高くなることが考えられる。また本実験結果は母材による塑性拘束の影響も受けているはずであり、この点については後に考察する。

Fig.15(a) はそれぞれの材料での小型 COD 曲げ試験によって得られた切欠先端での有効限界開口変位 Φ_{eff} を $1/T$ に対してプロットしたものである。

Fig.15(a) はそれぞれの材料での小型 COD 曲げ試験によって得られた切欠先端での有効限界開口変位 Φ_{eff} を $1/T$ に対してプロットしたものである。図中の直線は Fig.15(a) の Φ_{eff} の結果を示したもので小型 COD 曲げ試験で評価した Φ_{eff} は大型 deep notch test の結果とほぼ等しくなっていることがわかる。なお溶接継手の Φ_c も前節で述べたように母材の塑性拘束の影響をうけることが考えられるがこれについては次項で考察する。

Photo1 は deep notch 試験での破面写真の一例を示したものである。HT 50 用および HT 60 用の溶接金属を用いた継手の破面は HT 80 母材や HT 80 用の溶接金属を用いた継手と異なっている。両者は、破断径路に大きな差がみられ、HT 80 用の溶接継手では破断径路はすべての温度範囲で最小断面部すなわち溶接金属内を通っている。HT 50 用および HT 60 用の溶接継手においては高温域は HT 80 用の場合と同じような挙動を

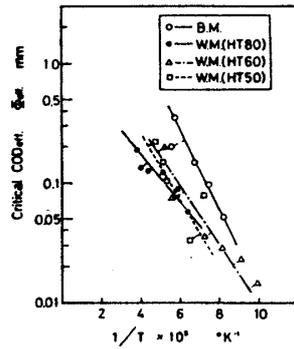


Fig.15(a)

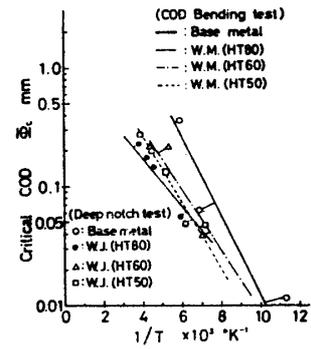


Fig.15(b)

COD 曲げ試験から得られた有効限界開口変位 Φ_{eff} の温度依存性 (母材および溶接金属) と溶接継手 deep notch 試験で得られた限界開口変位 Φ_c との比較

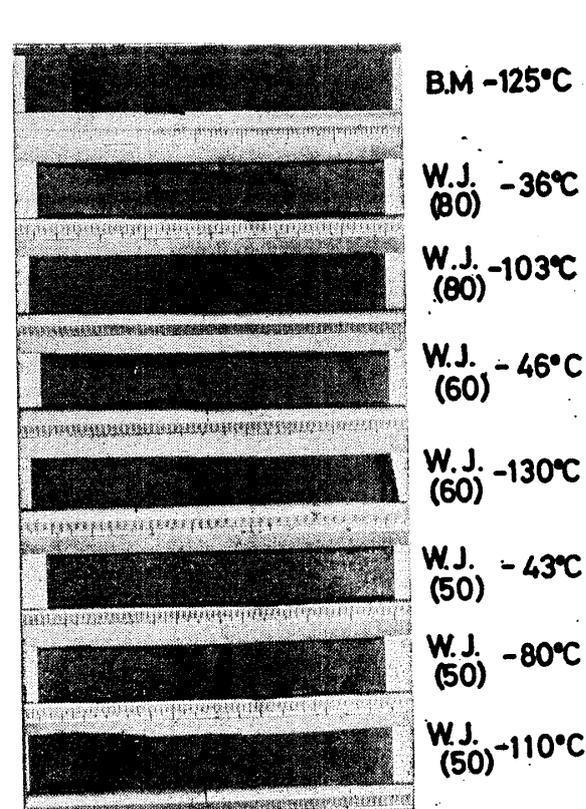


Photo 1 破面写真

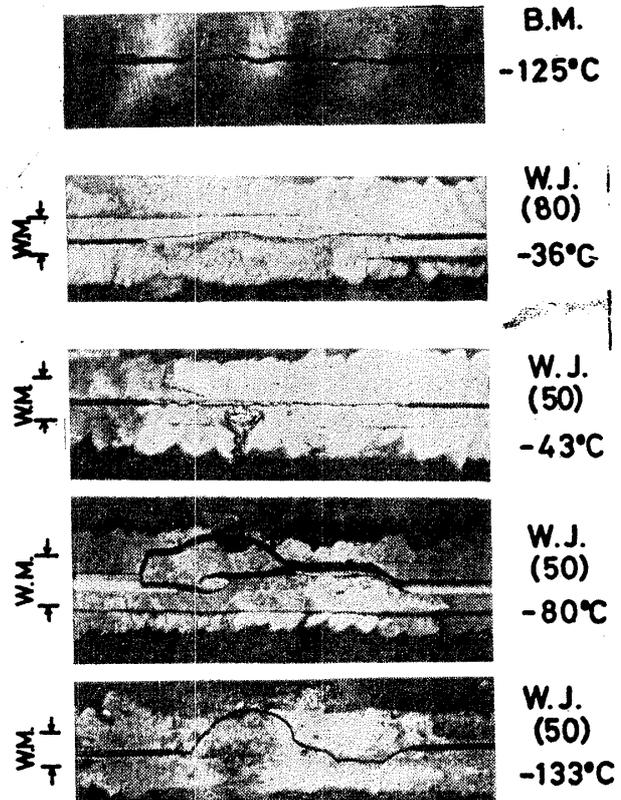


Photo 2 破断径路外観写真

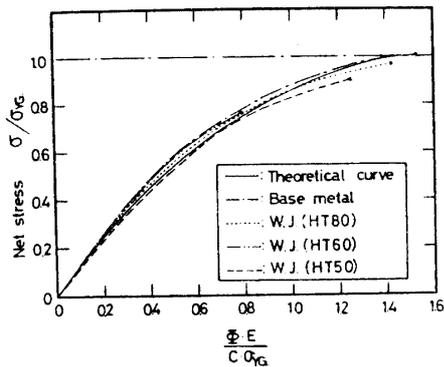


Fig. 16 σ と Φ の関係の理論計算と実験値との比較

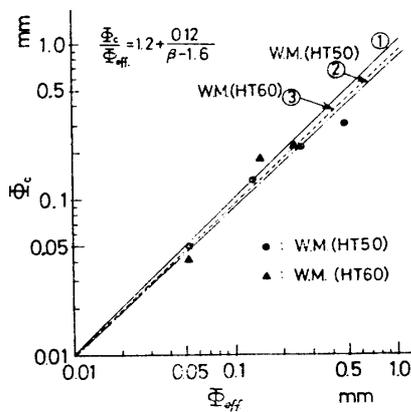


Fig. 17 限界開口変位におよぼす塑性拘束の影響 (軟質溶接継手)

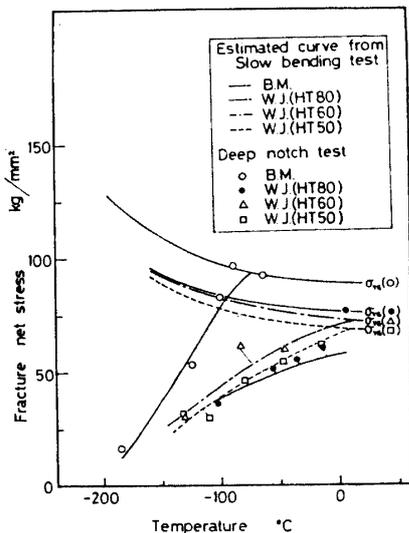


Fig. 18 COD 曲げ試験結果を用いて評価した破壊応力と大型 deep notch 試験結果との比較

手のように塑性拘束の存在する場合の破壊応力は、塑性拘束による全面降伏応力 σ_{YG} の上昇を考慮した σ と Φ の関係と小型 COD 曲げ試験から得られた Φ_{eff} を用いて推定することが可能である。

示しているが、低温域 (-80°C 以下) では破壊は切欠先端で発生後すぐに Bond 部あるいは母材部に伝播しており Photo 2 に例示するように大きく母材部分に破壊が伝播し、母材の一部が離脱するという興味深い破断径路を呈している。

3.3 理論的考察

3.3.1 き裂開口変位 Φ の算定と限界開口変位 Φ_c におよぼす塑性拘束の影響

Fig. 16 の実線は (1) 式を用いて計算した外応力 σ とき裂開口変位 Φ の関係である。一方、本実験の場合、HT 50 用、HT 60 用、HT 80 用溶接金属に対応する $\beta(=\sigma_Y^*/\sigma_Y)$ を (5) 式から計算するとそれぞれ 1.20, 1.15, 1.13 となる。これらの値を用いて (3) 式から求めた σ_{YG} を用い、実験によって得られた σ と Φ の関係を Fig. 16 のように整理した。これらの関係は (1) 式による計算結果とよく一致している。すなわち、溝付き deep notch 試験片と同じように塑性拘束による全面降伏応力 σ_{YG} の上昇を考慮すれば軟質溶接継手に対する σ と Φ の関係を求めることができる。

Fig. 17 は deep notch 試験の測定値を切欠先端に換算した Φ_c と小型 COD 曲げ試験から得られた Φ_{eff} との関係をプロットしたものである。COD 曲げ試験で得られた Φ_{eff} を拘束のない場合の限界開口変位 Φ_c^I と考えると、均質材の deep notch 試験で得られた Φ_c と Φ_{eff} の関係をプロットすれば直線①の上になることになる。直線②、③は HT 50 用および HT 60 用の溶接金属に対して (7) 式を用いて計算した Φ_c と $\Phi_{\text{eff}}(=\Phi_c^I)$ の関係を示したもので、本実験での軟質溶接継手のように $\beta \leq 1.2$ の場合には塑性拘束による Φ_c の減少はたかだか 10% 程度にすぎない。一方、実験点は多少のバラツキはあるがおおむね曲線①の下側にあり、(7) 式による計算値がほぼ妥当であることを示している。本実験は $\beta \leq 1.2$ という塑性拘束の比較的小さい場合であるために限界開口変位 Φ_c の塑性拘束による低下はほとんどみられなかったが、軟質部の相対厚さ $(H_0)_{\text{av}}/t_0$ がさらに小さくなった場合については今後明らかにしておく必要がある。

3.3.2 小型 COD 曲げ試験による軟質溶接継手の大型 deep notch test の定量的評価

軟質溶接継手の deep notch 試験片での荷重とき裂開口変位の関係が (1) 式によって算定できるので、小型 COD 曲げ試験によって限界開口変位 Φ_c が求められれば軟質溶接継手の大型の deep notch 試験での破壊応力が推定できる。Fig. 18 は母材、および HT 60 用と HT 50 用の溶接継手の破壊応力と試験温度の関係をプロットしたものであり、図中の曲線は小型 COD 曲げ試験によって得られた Φ_{eff} と (1) 式から脆性破壊応力を計算したものである。計算曲線は実験値とよい一致を示しており、軟質溶接継

4 結 論

本研究によって得られた結論を要約すると次の通りである。

- (1) 切欠をもつ軟質溶接継手や溝付き deep notch 試験片の切欠先端の開口変位 ϕ は、塑性拘束により同じ付加応力 σ をうける通常の deep notch 試験片の ϕ よりも小さくなる。この場合の σ と ϕ の関係は塑性拘束による全面降伏応力の上昇を考慮することにより(1)式から算定することができる。
- (2) 破壊発生の限界開口変位量は塑性拘束が強くなるにつれて単調に減少する。その減少の程度は塑性拘束を代表するパラメータ β を用いて(7)式から求められる。
- (3) 塑性拘束が存在する場合の脆性破壊強度は拘束がある値のところでは最大となり、拘束が非常に強くなると拘束のない場合に比べて低下する。この現象は拘束の存在によって同じ ϕ を生ずるに必要な応力 σ の増加と限界開口変位の低下の総合効果として説明できる。
- (4) 軟質溶接継手の脆性破壊強度は、軟質溶接金属の降伏強さより、破壊靱性値の影響が大きく、靱性の高い溶接金属を用いるとたとえ軟質であっても通常溶接継手以上の脆性破壊強度をもちうる。
- (5) 小型 COD 曲げ試験によって得られた有効限界開口変位を用いて本実験での軟質溶接継手の大型 deep notch 試験の結果を定量的に評価することができる。

謝 辞

本研究は日本溶接協会、鉄鋼部会 SJ 委員会の研究の一部として立案、実施したものであって、実験の遂行に当っては同委員会から多大のご配慮を賜わっている。また溶接研究委員会第1分科会(主査金沢教授)において種々有益な討論を賜わった。ここに厚くお礼申し上げます。なお、本実験は昭和47年度文部省科学研究費の一部によって行われたことを付記し、感謝の意を表する。

参 考 文 献

- 1) 佐藤邦彦, 豊田政男: 機械的性質の不連続部をふくむ材の静的引張強度に関する基礎的研究, 溶接学会誌 第40巻(1971) p. 885.
- 2) 金沢 武, 町田 進, 宮田隆司: 拘束部材の脆性破壊発生特性について, 日本造船学会論文集 第129号(1971) p. 247.
- 3) B. A. Bilby, A. H. Cottrell, E. Smith and K. H. Swinden: Plastic Yielding from Sharp Notches, Proc. Roy. Soc. A 279 (1964) p. 1.
- 4) 酒井啓一, 飯野 暢: き裂の変位挙動と脆性破壊発生特性について, 日本造船学会論文集 第129号(1971) p. 247.
- 5) T. Hahn and A. R. Rosenfield: Local Yielding and Extension of a Crack under Plane Stress, Acta. Metal., Vol.13 (1965).
- 6) K. Satoh and M. Toyoda: Static Strength of Welded Plates Including Soft Interlayer under Tension across a Weld Line, Trans. J. W. S., Vol.1, No.2 (1970) p.146.
- 7) 佐藤邦彦, 豊田政男: 小型 COD 曲げ試験による破壊靱性値の評価, (to be published).