任意板厚の斜め Y 形溶接割れ試験片の力学的特性*

上田 幸雄**福田 敬二**金 裕哲**

Dynamical Characteristics of Y-Groove Cracking Test Specimen of Arbitrary Thickness*

by Yukio Ueda**, Keiji Fukuda** and You Chul Kim**

Welded structures are inevitably accompanied by deformation and residual stresses produced by construction, which sometimes cause initiation of various types of weld cracking. In order to avoid the weld cracking, the y-Groove cracking test specimen has been widely used as the cold cracking sensitivity specimen to determine appropriate materials and welding conditions.

In this paper, the dynamical characteristics of the y-Groove cracking test specimen of arbitrary thickness are clarified by discussing the restraint stresses and strains produced in this specimen for general cases of welding where the size of the specimen changes and heat input varies. The results are as follows:

(1) For evaluation of restraint stresses and strains produced perpendicular to the weld line in the weld metal of a y-Groove cracking test specimen, the analytical calculation method²⁾ which was already presented for comparatively thin plates is extended for thicker plates. Then, the restraint stresses and strains under the influence of the ratio of plate thickness to throat thickness can be analytically calculated without conducting three dimensional elastic-plastic analysis.

(2) The magnitude of restraint stresses and strains produced in a slit weld specimen vary with the amount of heat input, that is, they are dependent on the ratio of l/h_{cr} . Judging the severity of the dynamical condition of the specimen from the magnitude of restraint stresses and strains, the infinite plate is the severest. The infinite plate may be replaced by a finite plate of which size ratio is $(B/l \geq 4.0, L/l \geq 3.7)$. Then, the size ratio of the y-Groove cracking test specimen is not necessarily the severest.

(3) Among the slit weld specimens with the same size ratio as the y-Groove cracking test specimen, the actual size of the y-Groove cracking test specimen achieves the severest dynamical condition for the specific heat input $Q=17000\text{J/cm}$.

(4) When the thickness of the y-Groove cracking test specimen increases, the restraint strain (the sum of the elastic and plastic components) produced in the weld metal of the first pass also increases. However, the increasing tendency saturates at the plate thickness of approximately $h=50\text{ mm}$. From this fact, the necessary plate thickness for the specimen is 50 mm to determine the welding condition for the first pass of very thick plates.

(5) For the slit specimen $(B/l=1.875, L/l=2.5)$, the plastic restraint strains increase with an increase of the effective average restraint intensity $(\bar{R}_p)_\eta$, and their increasing tendencies are very similar (in Fig. 6). Therefore, $(\bar{R}_p)_\eta$ may be used as a simple dynamical measure to compare the severity of the dynamical condition in place of the restraint strain.

1. 緒 言

溶接構造物を建造する場合、溶接施工により必然的に溶接変形、残留応力を伴う。これに起因して、各種形態の溶接割れが発生することがある。割れが発生すると構造物の性能を著しく低下させる危険性があり、割れ発生

の有無は溶接構造物の安全性を大きく左右する。このため、溶接施工前に割れの生じない健全な継手を得るための適正な材料、溶接施工条件等を決定する目的で各種割れ試験が行われている。

溶接割れ試験片として、各種目的に応じた試験片が提案されている¹⁾。なかでも、小型でしかも自拘束試験片のため特別の装置を必要としない斜め Y 形溶接割れ試験片が、冷間割れ感受性試験片として従来から多く用いられている。また、この試験片から実溶接施工における予

*原稿受付 昭和57年3月3日

**正 員 大阪大学溶接工学研究所, Member, Welding Research Institute of Osaka University

熱温度が決定されている。一般に、この試験片から決定される溶接施工条件はやや厳しいともいわれている。

近年厚板が各分野で多く用いられており、厚板の割れ感受性試験片として斜め Y 形溶接割れ試験片の板厚のみ増厚させて用いることがある。

このように広く用いられている斜め Y 形溶接割れ試験片が、幾何学形状、入熱量等の変化する一般の場合に対しどのような力学条件を想定したことになるかを知ることが重要であり、この点を明らかにすることが本論文の目的である。

本論文では、1) 任意板厚のスリット試験片を考え、初層溶接で生じる溶接線直角方向の拘束応力・拘束ひずみを板厚およびどの厚の効果を含めて解析的に求める計算法を示す。2) この計算法から計算される拘束応力・拘束ひずみに注目して、その大きさと分布状態からこの試験片の力学的背景を明らかにする。すなわち、幾何学形状入熱量の変化する一般の場合、斜め Y 形溶接割れ試験片がどのような拘束応力、拘束ひずみを想定したことになるかを明確にする。3) 厚板に対する割れ感受性試験片として斜め Y 形溶接割れ試験片を用いる際の力学的条件も明らかにする。

2. 任意板厚を有するスリット試験片の固有収縮量および拘束応力・拘束ひずみ

比較的薄板に対するスリット試験片の溶接金属に生じる拘束応力・拘束ひずみの生成源である固有収縮量およびこれに基づく拘束応力、拘束ひずみの解析的計算法は既に述べた²⁾。また、計算結果と実験結果とを比較し、解析法の妥当性を確認した³⁾。しかし、上述の計算法を厚板に適用する場合には母板の板厚に比べてどの厚は小さくなるので、どの厚の有効性を含めて生じる応力・ひずみを検討する必要がある。ここでは、厚板スリット溶接の初層溶接を対象に、どの厚の有効性を考慮して溶接金属に生じる溶接線直角方向の拘束応力・拘束ひずみの解析法を示す。

2.1 温度解析

固有収縮量は、近似的に溶接金属が剛性回復温度 T_m に冷却したときのスリット縁に生じるクイチガイ量として求めることができる^{2,4)}。このクイチガイ量を解析的に求めるには、温度分布を簡単にかつ精度よく式で表示することが必要である。このため、試験片の熱伝導は物理定数の温度依存性を無視した解析解を利用する。

スリット内の板厚中心に単位長さ当り q (cal/mm) の瞬間熱源を置いた場合、スリット中央の板厚中心 ($x=y=z=0$) が剛性回復温度 T_m に冷却したとき、任意の点における温度 T は板表裏面からの熱反射を無視する

と、母板の板厚 h と限界板厚 h_{cr} との相対的大きさ： $h < h_{cr}$, $h \geq h_{cr}$ を含めて h'_{cr} を用いると統一的に表わすことができ、次式から計算できる。

$$T = \frac{T_m - T_i}{2} e^{-\pi c r / h'_{cr}} \left\{ \Phi \left[\frac{\sqrt{\pi}}{2} \frac{l}{h'_{cr}} (1 + X) \right] + \Phi \left[\frac{\sqrt{\pi}}{2} \frac{l}{h'_{cr}} (1 - X) \right] \right\} \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここに、

T_m : 剛性回復温度, T_i : 初期温度, $X = 2x/l$

$\Phi(u) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^u e^{-u^2} du$: 誤差関数

$h < h_{cr}$ の場合, $h'_{cr} = h_{cr}^2/h$, $r^2 = y^2$

$h \geq h_{cr}$ " , $h'_{cr} = h_{cr}$, $r^2 = y^2 + z^2$

$h_{cr} = \sqrt{\frac{q}{c \rho (T_m - T_i)}}$: 限界板厚 (mm)

式 (1) から計算される温度分布の精度向上のためには、解析解に用いる諸定数: 密度 ρ , 比熱 c , 熱効率 ξ 等は溶接金属が剛性回復温度に冷却した時点における温度分布の実測結果とよく対応するように選定する必要がある。本研究では、次のように決定した³⁾。

$T_m = 700^\circ\text{C}$: 軟鋼の剛性回復温度, $T_i = 15^\circ\text{C}$

$\rho = 7.66 \text{ g/cm}^3$, $c = 0.188 \text{ cal/g} \cdot ^\circ\text{C}$, $\xi = 0.75$

2.2 3次元熱弾性解析による固有収縮量の検討

固有収縮量の解析的計算法²⁾は、スリット中央 ($x=y=0$) の板厚中心 ($z=0$) が剛性回復温度に冷却したときの板の各点 (x, y) における板厚中心の温度が、その点の板厚方向に一樣に分布すると仮定して展開している。この仮定は、単位溶接長、無限板厚とした2次元問題では高精度の近似を与えることが理論的に明らかにされている⁵⁾。しかし、厚板スリット溶接の初層溶接では溶接線に沿う変化がありどの厚部は3軸応力状態となるので現象は複雑で、解析的計算法の適用は難しくなる。ここでは、有限要素法を用いた3次元熱弾性解析を行い、その結果と文献 2) で示した固有収縮量とを比較することから、厚板スリット溶接の固有収縮量 S_T を推定する場合の適用限界を検討する。

有限要素法を用いた3次元熱弾性解析で S_T を計算する際に用いた温度分布は、初層溶接が板厚中心に置かれるものとして無限板厚の3次元熱伝導の解である式(1)を用いて、各要素の重心における温度を計算し要素内で一定とした。また、3次元弾性解析では線膨張係数 $\alpha = 1.2 \times 10^{-5}$ ($1/^\circ\text{C}$)、縦弾性係数 $E = 21000 \text{ kg/mm}^2$ を用いた。

解析は、斜め Y 形溶接割れ試験片 (Fig. 1) に対して、入熱量 $Q = 17000 \text{ J/cm}$ 一定で母板の板厚 $h = 25, 50 \text{ mm}$ と変化させて行った。

どの厚部分に生じた固有収縮量 S_T のスリット縁に沿

Fig. 1 Y-Groove cracking test specimen of arbitrary thickness

Fig. 2 Distributions of inherent shrinkage: S_T

う解析結果を実線で Fig. 2 に示す。図中の一点鎖線は文献 2) の解析的計算法から求めた固有収縮量である。計算結果は 3 次元熱弾性解析結果とよい一致を示している。また $h=25$ mm に示している「●」は先に行った固有収縮量の実測結果である³⁾。

以上の結果より、文献 2) で述べた解析的計算法を用いて計算する固有収縮量は、厚板の初層溶接に対しても妥当な結果を与えることが 3 次元熱弾性解析結果から確認された。

2.3 拘束応力・拘束ひずみの解析的計算法

前述の固有収縮量をのど厚部分に強制変位として負荷し、3 次元弾塑性解析することから溶接金属に生じる拘束応力・拘束ひずみが計算できる。しかし、厚板になるとのど厚部の拘束は厳しく溶接金属はほとんどの場合スリット全長にわたって塑性化しており、生じる拘束応力はスリット全長にわたって降伏応力 σ_Y に一致する。この状態に対しては、力学的拘束条件の厳しさは拘束ひず

みの大きさと分布を基に議論すべきである。ここでは、溶接金属が全長塑性化している場合を対象にのど厚の有効性を考慮して、固有収縮量によって生じる拘束ひずみ ϵ_w を 3 次元弾塑性解析することなしに解析的に求める計算法を示す。

溶接金属が全長塑性化する場合、拘束ひずみ ϵ_w は弾性拘束ひずみ ϵ_w^e と塑性拘束ひずみ ϵ_w^p の和として計算される。すなわち、

$$\epsilon_w = \epsilon_w^e + \epsilon_w^p \quad \dots\dots\dots(2)$$

ここに、

$$\epsilon_w^e = \sigma_Y / E \quad \text{：弾性拘束ひずみ} \quad \dots\dots\dots(3)$$

$$\epsilon_w^p = (S_T - S_e) / b_w \quad \text{：塑性拘束ひずみ} \quad \dots\dots\dots(4)$$

S_T : 固有収縮量 (mm)

S_e : 母板の弾性変形量 (mm)

σ_Y : 溶接金属の降伏応力 (kg/mm²)

b_w : スリット間隙 (mm)

塑性拘束ひずみ ϵ_w^p を計算するには、 S_T と S_e を必要とする。まず、 S_T はスリット中央における溶接金属ののど厚中心 ($z=0$) が T_m に冷却したときののど厚部に生じるとじ込み量である。これは、文献 2) で示した解析的計算法から計算できる。また、 S_T の定量的評価を容易にするため高精度の近似計算式を付録に示す。

次に、 S_e は母板の弾性変形量でありスリット縁に沿ってのど厚 h_w 部のみに一定応力 σ_Y (溶接金属の降伏応力) を負荷することによってスリット縁に生じる変形である。この変形量 S_e は一定荷重に対するのど厚の効果を考慮した拘束度⁶⁾ $(R_p)_\eta$ (以下、有効拘束度と称す) を用いて次式から簡単に計算できる。

$$S_e = \sigma_Y h_w / (R_p)_\eta \quad \dots\dots\dots(5)$$

ここに、

$$(R_p)_\eta = \eta R_p \quad \text{：一定荷重に対する有効拘束度} \quad \dots\dots\dots(6)$$

$$\eta = 1 / \left[1 + \sum_{m=1}^{\infty} \frac{8}{m\pi} \left(\frac{\sinh m\pi h_w / h}{m\pi h_w / h} \right)^2 \cdot \frac{\sinh^2 m\pi B / h}{\sinh 2m\pi B / h + 2m\pi B / h} \right] \quad \dots\dots\dots(7)$$

$$R_p = (1 - \beta_p) (E/2) (h/l) \{ 1 / \sqrt{1 - (2x/l)^2} \} \quad \dots\dots\dots(8)$$

$$\beta_p = 0.6 / (L/l)^n + 0.75 / (B/l)^{1.82}$$

$$n = 5.8 / (B/l)^2 + 2.2$$

$$[B/l \geq 1.8, L/l \geq 1.5]$$

以上から、スリットを有する厚板の初層溶接を対象に溶接金属が全長にわたって塑性化している場合、溶接金属に生じる溶接線直角方向の拘束ひずみが 3 次元弾塑性解析することなしに式 (2) から簡単に計算できる。

3. 斜めY形溶接割れ試験片の力学的特性

試験片寸法、入熱量が変化する場合、斜めY形

溶接割れ試験片の力学的拘束条件の厳しさを溶接金属に生じる拘束応力・拘束ひずみの大きさと分布から明らかにする。また、斜め Y 形溶接割れ試験片の板厚が増加する場合の力学的条件の変化も検討する。

3.1 斜め Y 形溶接割れ試験片の力学的特性

解析は、斜め Y 形溶接割れ試験片 ($B=150$, $L=200$, $l=80$ mm) の寸法比 $B/l=1.875$, $L/l=2.5$ を一定にして、スリット長 l のみ種々変化させた。結果的に、試験片の実寸法も相似的に変化する。また、計算に際し次の諸定数を用いた。

$\sigma_Y=50$: 降伏応力 (kg/mm^2), $Q=17000$: 入熱量 (J/cm), $h=20$: 母板の板厚 (mm), $h_w=5$: のど厚 (mm), $b_w=4$: スリット間隙 (mm)

以上の条件で、種々の l/h_{cr} に対する溶接金属に生じる溶接線直角方向の (1) スリット中央における塑性拘束ひずみ ϵ_{w0}^p および同じ幾何学寸法における (2) 一定荷重に対する平均有効拘束度 $(\bar{R}_p)_\eta$ を Fig. 3 に示す。また、「●」は斜め Y 形溶接割れ試験片の ϵ_{w0}^p を示す。

Fig. 3 Relation between l/h_{cr} and plastic strains

これによれば、平均有効拘束度 $(\bar{R}_p)_\eta$ (幾何学形状のみの関数として一意的に計算される有効拘束度のスリット全長にわたる平均値) はスリット長が短くなれば単調に増大し、斜め Y 形溶接割れ試験片に対しては $(\bar{R}_p)_\eta=2100 \text{ kg/mm} \cdot \text{mm}$ であり、それ程大きな値でない。一方、溶接金属に生じる塑性拘束ひずみはスリット長 l と入熱量の関数である h_{cr} との相対的大きさ l/h_{cr} に依存して、スリット縁に沿う分布は次の 3 領域に分けられる³⁾。

- 1) $1.0 \leq l/h_{cr} < 2.9$ の領域で生じる塑性拘束ひずみのスリット縁に沿う分布は凸形となり、力学条件はスリット中央部が厳しい。
- 2) $2.9 \leq l/h_{cr} < 4.6$ の領域では近似的に楕円分布となる。

3) $4.6 \leq l/h_{cr} \leq 10.0$ の領域では凹形となり、力学条件はスリット端部側が厳しい。

この傾向の中で、入熱量 $Q=17000 \text{ J/cm}$ としたこの種の試験片寸法における斜め Y 形溶接割れ試験片は小型であるにもかかわらず塑性拘束ひずみがほぼ最大値を示す寸法となっており、スリット中央部で極めて厳しい拘束を受ける試験片であることが認められる。

ここでは、入熱量を一定にしてスリット長を種々変化させた。入熱量が変ればのど厚が変化することになる。しかし、入熱量、降伏応力が変化しても l/h_{cr} の大きさが等しければ、定性的に同じ傾向の結果を得る³⁾。斜め Y 形溶接割れ試験片を使っても、入熱量が変化すると l/h_{cr} の大きさが異なり、力学条件の違うものを試験していることになるので注意を要する。

3.2 斜め Y 形溶接割れ試験片の厚板への適用

解析は、初層溶接が板厚中心になされるものとし、斜め Y 形溶接割れ試験片ののど厚 $h_w=5 \text{ mm}$ 一定として試験片の板厚 h のみ種々変化させて行った。その他の条件は 3.1 節と同様である。

斜め Y 形溶接割れ試験片の板厚のみ変化させると、(1) $h < h_{cr}$ の領域では塑性拘束ひずみ ϵ_{w0}^p の大きさ、分布ともに変化する。(2) $h \geq h_{cr}$ の領域では大きさは異なるが、分布は変化しない。 $h \geq h_{cr}$ の領域で生じる ϵ_{w0}^p の分布の一例 $h=20 \text{ mm}$ を Fig. 4 に示す。

Fig. 4 Distribution of residual stress and plastic strain along slit

Fig. 5 には、板厚の増加に伴う、

- (1) 母板の板厚 h が限界板厚 h_{cr} より大きくなってこれを無視し、常に $h < h_{cr}$ という条件の基で計算したスリット中央の塑性拘束ひずみ $\epsilon_{w0}^p \sim (h < h_{cr})$,
- (2) 上述とは逆に、 $h < h_{cr}$ の場合でも $h > h_{cr}$ として計算した $\epsilon_{w0}^p \sim (h > h_{cr})$,
- (3) のど厚の有効性を考慮した一定荷重に対する平均有効拘束度 $(\bar{R}_p)_\eta$,

Fig. 5 Effect of plate thickness on effective restraint intensity and plastic strain

(4) 拘束度が, 単純に板厚に比例するとして計算した平均拘束度 $\bar{R}_p$ を示す. また, 同図中に,

(5) 斜めY形溶接割れ試験片と同一のスリット長 $l = 80$ mm に対し, ほぼ無限板とみなせる寸法比⁷⁾ ($B/l = 4$, $L/l = 3.7$) を有する板厚 $h = 100$ mm とした場合のスリット中央の塑性拘束ひずみ (ϵ_{WO}^0)[∞] を「●」で,

(6) 上述(5)と同一試験片に対する一定荷重に対する平均有効拘束度 ($\bar{R}_p$)_η[∞] を「○」で示す.

これによれば, ϵ_{WO}^0 は $h = h_{cr}$ となる点で折れ線になっている(細線). これは, $h < h_{cr}$, $h \geq h_{cr}$ に関係なく全領域で板表裏面からの熱反射の影響を無視し, 無限板厚の温度解を用いたためである. 有限板厚の効果が顕著な領域に対しては, 板表裏面からの熱反射の影響を考慮すると同図中の実線(1)と(2)を結ぶ太線のように連続な曲線となり, 板厚の増加に伴って単調に増加し一定値に収束する傾向を示す. 一方, 継手の有効な拘束度 ($\bar{R}_p$)_η は板厚に単純に比例せず, 板厚の増加に対して一定値に収束する傾向を示す.

斜めY形溶接割れ試験片の寸法をそのままにして, 母板の板厚 $h = 50 \sim 60$ mm とした場合のスリット中央の塑性拘束ひずみ ϵ_{WO}^0 は, 無限板とみなせる寸法で $h = 100$ mm として求めた塑性拘束ひずみ (ϵ_{WO}^0)[∞] (「●」) の90%以上となっているので, この程度の板厚の試験片を用いれば力学的には最大に近い拘束状態となっている. このため, 極厚板の初層溶接を対象として溶接施工条件を決める際にも試験片の諸寸法は従来の斜めY形溶接割れ試験片寸法そのまま, 板厚のみ $h = 50$ mm とすれば十分でありそれ以上板厚が増しても力学的拘束条件はほとんど厳しくならない. これに関連して, この試験片 ($B = 150$, $L = 200$, $l = 80$, $h = 50$, $h_w = 5$ mm) の平均有効拘束度 ($\bar{R}_p$)_η は同一スリット長を有する無限

板で板厚 $h = 100$ mm として求めた平均有効拘束度 ($\bar{R}_p$)_η[∞] (「○」) の50%程度であって単純に拘束度の点からみると, この試験片は無限板, 無限板厚と同じ⁸⁾ とみることとはできない.

Fig. 5 では, スリット中央の塑性拘束ひずみ ϵ_{WO}^0 および平均有効拘束度 ($\bar{R}_p$)_η は板厚に対して, 比例的ではないが単調増加している. これを基に, ϵ_{WO}^0 と ($\bar{R}_p$)_η の関係を Fig. 6 に示す. ϵ_{WO}^0 と ($\bar{R}_p$)_η は単調増大の関係にある. このように, 同種類の試験片における有効拘束度は生じる塑性拘束ひずみとの関連において, 相対的な力学条件の厳しさを比較する簡明な力学的指標として用いることができる.

Fig. 6 Relation between plastic strain and effective restraint intensity

4. 斜めY形溶接割れ試験片と最大拘束試験片との関係

溶接金属に生じる拘束ひずみは基本的に,

1) スリット縁に沿う分布は l/h_{cr} に依存して決まる.

2) 大きさは, 幾何学寸法の影響を受ける.

入熱量 $Q = 17000$ J/cm, 試験片寸法比 $B/l = 1.875$, $L/l = 2.5$ の場合, l/h_{cr} が種々変化する中で斜めY形溶接割れ試験片は小型であるにもかかわらず, 溶接金属部にはほぼ最大の拘束応力・拘束ひずみを生じさせることがわかった. ここでは, 前述の影響因子を考慮して力学的に最大の拘束を受ける試験片について考察する.

スリットを有する板厚 $h = 20$ mm の無限板に対し, l/h_{cr} を種々変化させた場合の溶接金属に生じる塑性拘束ひずみ (ϵ_{WO}^0)[∞] を計算した. (ϵ_{WO}^0)[∞] のスリット中央の値 (ϵ_{WO}^0)[∞] を Fig. 3 に示す. 無限板の溶接金属に生じる (ϵ_{WO}^0)[∞] は有限板の ϵ_{WO}^0 より大きい. すなわち, l/h_{cr} が

同じであれば考えられも最も拘束の厳しい状態を作る試験片は無限板である。

一方、 l/h_{cr} の変化に対し塑性拘束ひずみの傾向は無限板、有限板ともに同じであり、(1) $l/h_{cr}=2.5\sim 3.5$ 程度で最大値を示し、(2) 拘束の最も厳しい位置はスリット中央である。

以上から、力学的に最大の拘束を受ける試験片は、

(1) スリット長 l と入熱量の関数である限界板厚 h_{cr} に対しては、 $l/h_{cr}=2.5\sim 3.5$

(2) 幾何学寸法に対しては、無限板： $B/l\geq 4.0$ 、 $L/l\geq 3.7$ であれば、生じる拘束応力・拘束ひずみは無限板の95%以上となり、ほぼ無限板とみなせる。実例を示すと、入熱量 $Q=17000\text{ J/cm}$ ($h_{cr}=17.5\text{ mm}$) の場合には、スリット長 $l=55\text{ mm}$ 、試験片幅 $B=220\text{ mm}$ 、長さ $L=200\text{ mm}$ で考えられる最大の拘束状態となる。

次に、力学条件の厳しさは斜めY形溶接割れ試験片と同じに保つような、他の試験片への置換えを考える。この場合、具体的には前記の無限板 (Fig. 3) を用いて試験片の実寸法を決定することができる。ここで注意する点は、先にも述べたように同じ斜めY形溶接割れ試験片を用いても入熱量が変化すると l/h_{cr} の相対的の大きさが変わるため、力学条件の違うものを試験していることになることである。このため、スリット中央の塑性拘束ひずみ $\epsilon_{\theta 0}$ が斜めY形溶接割れ試験片の $\epsilon_{\theta 0}$ と同じになるよう試験片を選ぶべきである。

斜めY形溶接割れ試験片で生じる $\epsilon_{\theta 0}$ は Fig. 3 の「●」である。「●」印と等しくなる無限板の ($\epsilon_{\theta 0}$) $_{\infty}$ に注目すると、 $l/h_{cr}=6.35$ がこれに相当する (破線)。入熱量が決まっている場合、 $l/h_{cr}=6.35$ となるスリット長 l を決めるとともに試験片の実寸法：試験片板幅 $B\geq 4l$ 、板長 $L\geq 3.7l$ に取れば、スリット中央の力学条件は斜めY形溶接割れ試験片と同じになる。実例を示すと、板厚 $h=20\text{ mm}$ 、入熱量 $Q=17000\text{ J/cm}$ ($h_{cr}=17.5\text{ mm}$) とすれば、 $l=110\text{ mm}$ 、 $B\geq 440\text{ mm}$ 、 $L\geq 410\text{ mm}$ となる。実構造物のスリット溶接継手に対しても、同じ考えを適用することができる。

5. 結 言

通常、溶接割れの生じない溶接条件を、斜めY形溶接割れ試験片を用いて決定する場合が多い。本論文ではこの斜めY形溶接割れ試験片を溶接した場合に、どのような力学的拘束条件が作り出されるかを理論的に明らかにした。

本研究で得られた主な結果は次のとおりである。

1) 任意板厚の斜めY形溶接割れ試験片の、のど断面に生じる拘束応力、拘束ひずみを解析するために、既に

薄板に対して展開した解析的計算法²⁾を拡張した。拘束応力・拘束ひずみの生成源である固有収縮量の精度の高い近似計算式を導出した。

2) 厚板の斜めY形溶接割れ試験片の初層溶接を考えると、溶接金属はほとんどスリット内全域で塑性化する。この場合、1)の固有収縮量を用い、のど断面の有効性を考慮した拘束ひずみ (弾性および塑性拘束ひずみの和) を3次元弾塑性解析することなしに解析的に簡単に求める計算式を導出した。

3) 一般に、スリット溶接試験片に生じる拘束応力、拘束ひずみの大きさは、同じ試験片寸法でも入熱量の大きさによって異なる。拘束条件の厳しさを拘束ひずみを基準として検討すると、決められた入熱量に対して、最も厳しい拘束条件を与えるスリット試験片は、常に無限板である。この状態に近似できる有限板の試験片寸法比は、 $B/l\geq 4$ 、 $L/l\geq 3.7$ である。斜めY形溶接割れ試験片は無有限板の試験片よりも緩い拘束条件を与える寸法比となっている。

4) 斜めY形溶接割れ試験片の寸法比 ($B/l=1.875$ 、 $L/l=2.5$) を一定とした場合、入熱量 $Q=17000\text{ J/cm}$ に対しては斜めY形溶接割れ試験片の実寸法 ($B=150$ 、 $L=200$ 、 $l=80\text{ mm}$) が、ほぼ最も厳しい拘束ひずみを生じさせる。

5) 厚板の初層溶接施工条件を決定するために、斜めY形溶接割れ試験片を用いると、生じる塑性拘束ひずみは板厚とともに増加する傾向を示すが、その大きさから判断して板厚は $h=50\text{ mm}$ で十分であり、それ以上板厚が増しても力学的拘束条件はほとんど厳しくならない。

6) 斜めY形溶接割れ試験片において、板厚のみ種々変化するような場合には、一定荷重に対する平均有効拘束度 ($\bar{R}_p$) $_n$ と生じる塑性拘束ひずみとの対応関係 (Fig. 6) をみると、平均有効拘束度は相対的な力学的条件の厳しさを比較する力学的指標として、その簡便さから有用である。

スリット溶接試験片に対しても、同じことがいえる。

7) 実構造物のスリット溶接継手に生じる拘束ひずみを推定することが可能な場合には、同じ大きさの拘束ひずみを生じさせるような小型のスリット溶接試験片 (斜めY形溶接割れ試験片を含む) に置換えることができる。

付録 固有収縮量 S_T の近似計算式

固有収縮量 S_T の定量的評価を容易にするため、最小二乗法を用いて精度の高い定式化を行った。 S_T は無限板のスリット縁に生じる熱変形 S_T^{∞} (解析解) と有限板の効果による付加変形 ΔS_T との和として求まる²⁾。すなわち、

$$S_T = S_T^\infty + \Delta S_T \quad \dots\dots (a-1)$$

上式の右辺第一項 S_T^∞ は次式のように定式化される。

$$S_T^\infty = S_{T0}^\infty (1 - X^{m_1})^{m_2} \quad [l/h'_{cr} \geq 3] \quad \dots\dots (a-2)$$

ここに,

$$S_{T0}^\infty = S_T^\infty (X=0) = 2\alpha(T_m - T_i)h'_{cr} [1 - 0.68 \cdot (l/h'_{cr})^{-0.6258}]$$

$$m_1 = 6.9116e^{-[3.3271/(l/h'_{cr})]}, \quad X = 2x/l$$

$$m_2 = 0.63 - 0.5754e^{-[19.5708/(l/h'_{cr})]},$$

また, ΔS_T は矩形板の板境界から熱反射の影響が無視できる大きさ $B/l \geq 2(h'_{cr}/l)$, $L/l \geq 1 + 2(h'_{cr}/l)$ および試験片寸法比 $B/l \geq 1.8$, $L/l \geq 2.0$ を満たせば, 次式のように定式化される。

$$\Delta S_T = 0.6366(1 - \beta_p)^{-1} [\alpha(T_m - T_i)h'_{cr}] (c_2 - c_1) \cdot \sqrt{1 - X^2} \quad \dots\dots (a-3)$$

ここに,

$$\left. \begin{aligned} c_1 &= 1.25(L/l)^{-2.15} \quad [2 \leq L/l < 0.9675] \\ &\quad \cdot (B/l)^{0.8186} \\ c_1 &= 1.36(B/l)^{-1.76} \quad [L/l \geq 0.9675] \\ &\quad \cdot (B/l)^{0.8186} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots (a-4)$$

$$\left. \begin{aligned} c_2 &= 2\beta_p \cdot a \cdot [1 - e^{-(\pi/4)(l/h'_{cr})^2}] \\ a(l/h'_{cr}) &= 2 - 1.5649(l/h'_{cr})^{-0.4694} \end{aligned} \right\} \quad [l/h'_{cr} \geq 1] \quad \dots\dots (a-5)$$

β_p : 式(8)に示している。

これらの式を用いて計算される固有収縮量 S_T は, スリット縁に沿う分布, 大きさともに最大誤差 $\pm 5\%$ 内で簡単に計算できる。

参 考 文 献

- 1) 例えば, 堀川他: 大形溶接構造物の溶接割れに関する研究 (その1), JSSC, 11-113 (1975), 33-46
- 2) 上田, 福田, 金: スリット溶接の拘束応力・拘束ひずみの解析的計算法, 本誌, 50-9 (1981), 930-937
- 3) 上田, 福田, 金, 古木: スリット溶接継手に生じる拘束応力・拘束ひずみの一般特性および拘束度の力学的指標としての意義, 本誌投稿中
- 4) 佐藤, 中島, 鈴木: スリット溶接部の拘束応力・ひずみについて, 本誌, 45-4 (1976), 309-315
- 5) 佐藤, 松井, 小林: アーク溶接継手の収縮過程に関する研究 (第1報), 本誌, 35-3 (1966), 246-256
- 6) 上田, 福田, 金: 厚板スリット溶接継手の有効拘束度, WD, W2分科会, 16-81 (1981)
- 7) 上田, 福田, 金: スリット溶接継手の拘束度, 本誌 48-10 (1979), 851-858
- 8) 堀川他: 大形溶接構造物の溶接割れに関する研究 (その2), JSSC, 11-114 (1975), 24-28

低温用アルミキルド鋼の大入熱溶接 (第2報)*

—溶接熱サイクル冷却過程における AlN の再析出挙動と靱性の相関—

渡邊 之**, 鈴木 元昭**, 小嶋 敏文**, 土田 正治***

High Heat Input Welding of Al-killed Steel for Low Temperature Service (Report 2)*

—Correlation between Notch Toughness and Reprecipitation of AlN on Cooling Stage of Welding Thermal Cycle—

by Itaru Watanabe**, Motoaki Suzuki**, Toshifumi Kojima** and Syoji Tsuchida***

Previous paper demonstrated that the C-Mn steels for low temperature service with high Al-low N-micro Ti could ensure a high weld-HAZ toughness even in high heat input welding. It was assumed that such superior weld-HAZ toughness is attributed to a significant reduction of free-N resulted from reprecipitation of AlN on cooling stage after welding.

To verify the mechanisms which governs correlation between the weld-HAZ toughness and N, Al and Ti contents of steel, the morphologies of N in weld-HAZ were determined by careful phase analysis includ-

*原稿受付 昭和58年3月1日

**正 員 日本鋼管(株)技術研究所 Member, Technical Research Center, Nippon Kokan K.K.

*** 日本鋼管(株)技術研究所 Technical Research Center, Nippon Kokan K.K.