スリット溶接部の拘束応力・ひずみについて*

佐藤 邦彦** 中島 宏幸*** 鈴木 直樹****

Restraint Stresses-Strains in Slit Weld*

by Kunihiro Satoh**, Hiroyuki Nakajima*** and Naoki Suzuki****

Relating to cold cracking in steel welds, restraint stresses and strains are studied theoretically for the slit weld, in which a slit is made in an infinitely large plate and welding is done into the slit. Restraint of weld will be higher at the ends than at the middle part of the slit. Assumptions used in the analysis are that 1) welding heat is given instantaneously along the length of a slit and 2) throat thickness of weld is rather small as compared with the plate thickness. These assumptions are enable us to make elastic analysis concerning stress-strain in the plate even when general yielding occurs in the weld metal. According to a model considered for obtaining the restraint severity in the weld metal along a slit, restraint deformations in the weld are given by the sum of the elastic movement of the slit edges at elevated temperatures and the contraction of weld metal. Plastic part of the restraint deformations will be a measure of restraint severity in slit weld. It is obtained along a slit as functions of variables such as length of slit, thickness of plate, weld heat input, yield strength of the material etc. General yielding in the weld metal occurs over a certain length near the ends of a slit. The restraint deformation or restraint strain become maximum at a location apart the value of critical plate thickness, or 15-20 mm in shielded-metal-arc-welding of steels, from the ends of a slit. Examples of them are calculated for steel welds.

1. 緒 言

鋼の溶接割れに影響を与えるものとしていくつかの因子が存在する。溶接継手の拘束応力・ひずみもそれらの因子のうちの一つである。一次元応力場すなわち溶接長の比較的短かい拘束された溶接継手では、拘束度の概念が厚板の初層溶接における拘束応力・ひずみをあらわす尺度として有用であることがすでに明らかにされている¹⁾。しかしながら、実際の構造物の溶接継手では拘束応力・ひずみはかならずしも溶接線に沿って一様ではない。この場合の継手の拘束状態を明らかにすることは実用上重要である。

上記の例として平板上に存在するスリットの中に溶接が行なわれる場合、すなわち、スリット溶接の拘束応力・ひずみの問題をここでは取り扱う。拘束状態をあら

わす尺度として溶接部のうける拘束変位 (拘束ひずみ) に着目し、拘束変位がスリット長・板厚・溶接入熱などの条件によってどのように変化するかを簡単なモデルによって明らかにする。

2. 拘束応力・変位を求めるモデル

Fig. 1 に示すようなスリット溶接を対象とし、次の仮定のもとに拘束応力・拘束変位を考察する。

仮定 1) 母板はスリット長 L に比べて十分に大きな広がりをもつ。

Fig. 1. Slit weld

*原稿受付 昭和50年11月20日 (昭和50年10月31日溶接構造研究委員会にて発表)

**正 員 大阪大学工学部 Member, Faculty of Engineering, Osaka University

***正 員 日立造船技術研究所 Member, Technical Research Institute, Hitachi Shipbuilding and Engineering Co.

****学生 員 大阪大学大学院 Student member, Graduate Student, Osaka University

2) 厚板の初層溶接を対象とし, 溶接ののど厚 h_w は母板の厚さ h に比べて小さいとする。このため, 溶接金属に全面降伏を生じても, 母板の応力・ひずみに関してはスリット端部付近の小領域を除いて弾性的扱いが可能であるとする。

Fig. 2 の3つの模式図はスリット溶接のスリット縁の変位を示したものである。Fig. 2(a) は溶接金属が変形抵抗を持ち始める直前の状態を示したもので母板の温度上昇にともなう熱応力によって初期のスリット縁①は曲線②のようにスリット間隔を短縮する方向に変位する²⁾。この曲線②はスリット縁の①から②への変位にともなってスリット両端付近の母板に生じる塑性変形による変位 $\lambda_{b(1)}^p$ (曲線③) と弾性変位 S' (曲線②と③の差) に分けられる。Fig. 2(b) の曲線④は完全冷却後のスリット縁の位置を示したものである。冷却中に溶接線上に生じる引張拘束応力に抵抗してスリット端部付近の母板にはわずかの圧縮塑性変形を生じる。この塑性変形のために生じるスリット縁の変位を $\lambda_{b(2)}^p$ とする。(曲線⑤と曲線③の差)。曲線④と曲線⑤の差は引張拘束応力による母板の弾性変位 λ_b^e である。冷却後の収縮 s は

$$s = \lambda_b^e + \lambda_{b(1)}^p + \lambda_{b(2)}^p \quad \dots\dots\dots (1)$$

で与えられる。Fig. 2(c) は完全冷却後にスリット縁に沿って母板と溶接金属を切りはなした場合の変位を示し

Fig. 2 Schematic presentation of displacement of slit edge due to welding
(a) Before solidification of weld metal
(b) After solidification of weld metal
(c) After cutting of weld metal

たものである。スリット縁の切断によって母板は曲線④から曲線⑤へ移動し, 溶接金属はその弾性変位 λ_w^e だけ移動して曲線⑥ようになる。クイチガイ δ は

$$\delta = \lambda_b^e + \lambda_w^e \quad \dots\dots\dots (2)$$

で与えられる。拘束応力はこのクイチガイによる応力として求められる。溶接金属の剛性はスリット端部付近以外では母材の剛性に比べてかなり大きいから $\lambda_b^e \gg \lambda_w^e$ であり, 式(2)を式(1)と比較すると冷却後の収縮はクイチガイより大きくなる。

Fig. 2(a) の状態で母板と溶接金属を切断して冷却させると溶接金属は熱収縮によって S_w だけ収縮する。熱収縮 S_w は溶接線に沿ってほぼ一様であろう。Fig. 2(c) において曲線⑥に平行な曲線⑦はこの熱収縮をあらわしている。拘束のために溶接金属はこの曲線⑦を基準にして曲線④まで引き伸ばされている。溶接金属のうけるこの拘束変位 λ_w のうちの一部は弾性変位 λ_w^e で残りは塑性変位 λ_w^p (曲線④と曲線⑦の差) である。Fig. 2 (b) (c) から次式が成立する。

$$\lambda_{b(1)}^p + \lambda_{b(2)}^p + \lambda_b^e + \lambda_w^e + \lambda_w^p = \lambda_{b(1)}^p + S' + S_w \quad \dots\dots\dots (3)$$

これから, 溶接金属の拘束変位 λ_w は次式によって求められる。

$$\lambda_w = \lambda_w^e + \lambda_w^p = S' + S_w - \lambda_b^e - \lambda_{b(2)}^p \quad \dots\dots\dots (4.1)$$

別に行なった計算によれば, スリット両端付近の母板の塑性変位 $\lambda_{b(2)}^p$ はスリットの両端にきわめて近いところを除けば弾性変位 S' などに比べて無視できる程度の大きさである³⁾。そこで

$$\lambda_w = \lambda_w^e + \lambda_w^p = S' + S_w - \lambda_b^e \quad \dots\dots\dots (4.2)^*$$

によって溶接金属の拘束変位の計算を行なうことにする。

3. 溶接部の拘束応力・拘束変位の計算

3.1 スリット縁の弾性変位 S'

熱源の移動効果は無視して, Fig. 1 に示す長さ L のスリットに沿って板の中央面 ($z=0$) に単位長さ当り q cal/cm の瞬間線熱源が与えられた場合について計算を行なう。板厚 h が限界板厚 h_c より大きい場合には^{**}, 溶接金属が変形抵抗をもち始める温度 θ_m に冷却するまでは板の表裏面の熱反射を無視できる。この場合の温度分布はよく知られた誤差関数と指数関数の積の形で与えられる。冷却の初期の段階では, 熱源上 ($y=z=0$) の温度はスリットの両端付近を除いてほぼ一様である。スリットの両端付近を除く熱源上の温度が θ_m に

*式(4.2)の関係は一次元拘束応力場について求められているものと同一である¹⁾。

**限界板厚 h_c は鋼の被覆アーク溶接の通常の入熱条件では, $h_c=15\sim 20$ mm 程度である。(Table 1 参照)。

到達する時刻 t_m は次式で与えられる。

$$t_m = \frac{h_c^2}{4\pi k} \quad \dots\dots\dots (5)$$

ただし

$$h_c = \sqrt{\frac{q}{c\rho(\theta_m - \theta_i)}} \quad \dots\dots\dots (6)$$

k : 熱拡散率 c : 比熱 ρ : 密度 θ_i : 板の初期温度
時刻 t_m における板の中央面の温度上昇 $\theta - \theta_i$ を求めると次のようになる。

$$\frac{\theta - \theta_i}{\theta_m - \theta_i} = \frac{1}{2} e^{-\pi y^2 / h_c^2} \left[\Phi\left(\frac{\sqrt{\pi} x}{h_c}\right) + \Phi\left\{\frac{\sqrt{\pi}(L-x)}{h_c}\right\} \right] \quad \dots\dots\dots (7)$$

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

式(7)の温度分布による母板の熱応力によって、スリット縁に変位を生じる。時刻 t_m においては溶接部の温度は θ_m で変形抵抗をもたない。したがってスリット縁の変位の弾性分 S' を求めるには、

① スリットのない無限板に式(7)の温度分布がある場合の x 軸上の熱応力 σ_y を二次元熱弾性理論によって求め、

② この熱応力を打ち消すような応力をスリットの両縁に加えたときのスリット縁の弾性変位を求めればよい。

①の熱応力 σ_y は次式で与えられる。

$$\sigma_y = -\frac{E\alpha}{2\pi} \left[\frac{1}{x} (1 - e^{-\pi x^2 / h_c^2}) + \frac{1}{L-x} (1 - e^{-\pi(L-x)^2 / h_c^2}) \right] \quad \dots\dots\dots (8)$$

ただし 上式の S は

$$S \equiv \alpha(\theta_m - \theta_i) h_c \quad \dots\dots\dots (9)$$

α : 線膨張係数

で与えられ、たとえば RRC 試験のような一次元拘束応力場において、母板の熱膨張に基づく開先間隔の短縮量に相当する (Table 1 参照)。

スリット上 ($0 \leq x \leq L$) では式(8)の熱応力は圧縮応力である。したがって上記②の手法によってスリット縁はスリット間隔が短縮する方向に移動する。

スリット縁の弾性変位を求めるために次の手法を採った。Fig. 3 に示すように長さ L のスリットの任意の点 x' における微小区間 dx' に引張力 pdx' が働くときのスリット両縁の弾性変位 dv は次式で与えられる⁵⁾。

$$dv(x) = \frac{4pdx'}{E\pi} \cosh^{-1} \left| \frac{L(x'+x) - 2x'x}{L(x'-x)} \right| \quad \dots\dots\dots (10)$$

式(10)の p に式(8)を適用し、これを $x'=0 \sim L$ の区間で積分することによって弾性変位 S' を求めることができる。計算は数値積分によって行なった。

式(8)によるスリット上の弾性熱応力 σ_y とこれに対応するスリット両縁の弾性変位 S' の計算例を Fig. 4

Table 1 Variables Used For Restraint Stress-Strain Study

Term	Formula	Conventional formula for SMAW of steel
Critical thickness of base plate (h_c)	$h_c = \sqrt{\frac{q}{c\rho(\theta_m - \theta_i)}}$	$h_c = \frac{\sqrt{Q}}{6.0} \text{ mm}$
Thermal expansion of base plate for RRC-test (S)	$S = \alpha(\theta_m - \theta_i) h_c$	$S = 9.8 \times 10^{-3} h_c = 0.160 \sqrt{Q} \text{ mm}$
Thermal contraction of weld metal (S_w)	$S_w = S \sqrt{\frac{c(\theta_m - \theta_i) \tan \beta}{H}}$	$S_w = (0.15 - 0.2) S$
Weld restraint stress factor (m)	$m = \alpha \sqrt{\frac{(\theta_m - \theta_i) H \tan \beta}{c}}$	$m = 2.7 \times 10^{-2} - 3.9 \times 10^{-2}$
Weld restraint strain factor (m_s)	$m_s = \frac{m}{\tan \beta}$	$m_s = 4.7 \times 10^{-2} - 6.8 \times 10^{-2}$

Note

c : specific heat ($= 0.12 \text{ cal/g}^\circ\text{C}$)
 ρ : density ($= 7.8 \text{ g/cm}^3$)
 α : linear thermal expansion coefficient ($= 1.3 \times 10^{-5} / ^\circ\text{C}$)
 H : specific heat of electrode ($= (1.2 - 2.5) \times 10^4 \text{ cal/g}$)
 θ_m : elasticity recovery temperature ($= 750^\circ\text{C}$)
 θ_i : initial temperature of the plate ($= 0^\circ\text{C}$)
 Q : weld heat input in Joule/cm
 q : effective weld heat input in cal/cm ($= \frac{0.8Q}{4.2}$)
 β : bevel angle of groove ($= 60^\circ$)

Fig. 3 Slit with concentrated forces in infinite plate

Fig. 4 Effect of slit length on thermal stress and deformation of slit edges

に示す。式(8)からわかるように、スリットの両端からおよそ h_c 程度以上内部に入ると熱応力 σ_y は

$$\sigma_y = -\frac{ES}{2\pi} \left(\frac{1}{x} + \frac{1}{L-x} \right) \quad \dots\dots\dots(11)$$

によって近似され、これはスリット上に大きさ $2S$ なる一様なクイチガイがあるときの応力に等しい⁴⁾。応力 σ_y はスリットの端部から $x=0.6h_c$ の位置で最大となり、スリット端 ($x=0$) の σ_y はスリット中央 ($x=\frac{L}{2}$) の応力の $\frac{1}{4}$ である。弾性変位 S' は常にスリット中央部 ($x=\frac{L}{2}$) において最大である。スリット長の増大にともない、応力 σ_y は減少し、弾性変位 S' は増加するが、 $L/h_c \geq 40$ ではスリット端部付近の σ_y と S' はスリット長にほぼ無関係になる。

3.2 溶接金属の熱収縮 S_w

溶接金属の平均巾を b_w とすると溶接金属の熱収縮 S_w は

$$S_w = \alpha(\theta_m - \theta_i)b_w$$

に等しい。溶接のグルーブ角度を 2β とし、溶着金属の断面が角度 2β のど厚 h_w の3角形で与えられると単純に仮定すれば

$$b_w = h_w \tan \beta$$

であり、またのど厚 h_w は

$$h_w = \sqrt{\frac{q}{H \tan \beta}} \quad \dots\dots\dots(12)$$

ただし H : 比溶着熱 (cal/g)

で与えられる⁴⁾。式(6), (9), (11) から熱収縮 S_w は

$$S_w = S' \sqrt{\frac{c(\theta_m - \theta_i) \tan \beta}{H}} \quad \dots\dots\dots(13)$$

鋼の被覆アーク溶接ではグルーブ角度 60° の場合・ $S_w \approx (0.15 \sim 0.2) \times S$ の程度である。(Table 1 参照) この値は Fig. 4 に示した弾性変位 S' に比べるとかなり小さいが、スリットの端部にきわめて近いところでは S' に対して無視できない。

3.3 溶接部の拘束応力 σ_w

2節で述べたモデルにおいて、もし溶接金属が温度 θ_m から室温に冷却する過程で母板と溶接金属が完全に弾性的挙動をするならば、式(2)と式(4)からクイチガイ δ は

$$\delta = \lambda_\delta^e + \lambda_w^e = S' + S_w$$

で与えられ、3・1、3・2項の方法によってクイチガイを求めることができる。弾性問題であることから、 S' なるクイチガイによって母板のスリット縁に生じる σ_y は式(8)の符号を変えたものに等しい。同様に S_w なる一様なクイチガイによる応力 σ_y は式(11)の符号を変え、 $2S$ の代りに S_w と置いたものに等しい。母板の厚さ h と溶接金属のど厚 h_w の差のために、クイチガイ $\delta = S' + S_w$ によって溶接部に生じる拘束応力 σ_w

は上記の応力 σ_y の $\frac{h}{h_w}$ 倍に等しい。したがって溶接部の弾性拘束応力 σ_w は次式で与えられる。

クイチガイ S' によるもの

$$\sigma_w = \frac{mEh}{2\pi} \left[\frac{1}{x} (1 - e^{-\pi x^2/h_c^2}) + \frac{1}{L-x} (1 - e^{-\pi(L-x)^2/h_c^2}) \right] \quad \dots\dots\dots(14.1)$$

クイチガイ S_w によるもの

$$\sigma_w = \frac{S_w m E h}{4\pi} \left(\frac{1}{x} + \frac{1}{L-x} \right) \quad \dots\dots\dots(14.2)$$

ただし

$$m = \frac{S}{h_w} = \alpha \sqrt{\frac{(\theta_m - \theta_i) H \tan \beta}{c}} \quad \dots\dots\dots(15)^*$$

$$S_w^* = \frac{S_w}{S} \approx 0.15 \sim 0.2$$

Fig. 5 は溶接部の拘束応力 σ_w の分布を模式的に示したものである。曲線①②はそれぞれ式(14.1)(14.2)から求められる。曲線③はこの両者を加えたもので、これは溶接金属が温度 θ_m から室温まで冷却する過程で母板と溶接金属が完全に弾性的挙動をする場合の拘束応力に相当する。式(14.2)あるいは曲線③の性質上この弾性拘束応力はスリットの端 ($x=0$) で ∞ となる。したがってスリット溶接ではスリットの両端付近の溶接金属は冷却過程で大なり小なり引張塑性変形を生じ、この部分の拘束応力は溶接金属の引張降伏応力 σ_Y のオーダーより大きくはならない。したがって溶接金属の拘束応力 σ_w は第一近似としては Fig. 5 の太い実線のように与えられるであろう。

Fig. 5 Distribution of weld restraint stress along weld line

Fig. 5 において l_Y はスリット両端付近に生じる塑性変形領域の長さの第一近似である。式(14.1)と(14.2)からわかるように曲線①と②はスリット長 L が短くなるにつれて上昇し、塑性域の長さ l_Y は次第に増加して、終にはスリットの全長にわたって塑性域がひろがるに至る。スリットの全長にわたって塑性域を生じる最

*式(15)の m 値を拘束応力係数 (Weld restraint stress factor) と名付ける。RRC 試験のような一次元拘束応力場では、溶接金属の拘束応力 σ_w が降伏点を超えない場合 $\sigma_w = mK$ で与えられる⁵⁾。鋼の被覆アーク溶接では $m \approx 0.03 \sim 0.04$ の程度である。(Table 1 参照)。

大のスリット長さを L_c とすると、 L_c は $x = \frac{1}{2}$ において $\sigma_w = \sigma_Y$ の条件を式 (14) に適用することによって求められる。 $e^{-\pi L^2/4h_c^2} \ll 1$ としてこの L_c は次のように与えられる。

$$L_c = (2 + S_w) \cdot \frac{mEh}{\pi\sigma_Y} \quad \dots\dots\dots(16)$$

スリット長 L が L_c より大きいとき、溶接金属の全断面降伏域はスリット両端部の長さ l_Y の部分にだけ生じる。式 (14.1) (14.2) からこの長さ l_Y を求めると次のようになる。

$$l_Y = \frac{L}{2} \left(1 - \sqrt{1 - \frac{L_c}{L}} \right) \\ = \frac{L_c}{4} \left\{ 1 - \frac{1}{4} \left(\frac{L_c}{L} \right) + \frac{1}{8} \left(\frac{L_c}{L} \right)^2 \dots\dots\dots \right\} \quad \dots\dots\dots(17)$$

Fig. 6 は $\frac{l_Y}{L_c}$ と $\frac{L}{L_c}$ の関係を示したもので、 $L \gg L_c$ のとき $l_Y = \frac{1}{4} L_c$ になる。

式 (16) によって与えられる L_c 値はスリット溶接部の拘束応力分布を決定するのに重要な因子である。拘束応力 σ_w は $L \leq L_c$ のときスリット全長にわたって $\sigma_w = \sigma_Y$ であり、 $L > L_c$ のときスリット両端の長さ l_Y の部分を除いて拘束応力は次式で与えられる。

$$\sigma_w = \frac{\sigma_Y L_c}{4} \left(\frac{1}{x} + \frac{1}{L-x} \right) \quad \dots\dots\dots(18)$$

Fig. 6 Yielding length as a function of L/L_c

3.4 溶接部の拘束変位 λ_w

Fig. 5 に太い実線で示した拘束応力 σ_w が前項の方法によって求められると、この拘束応力による母板の弾性変位 λ_b^e は 3.1 項で弾性変位 S' を求めたのと同じ手法で求めることができる。母板と溶接金属の厚さの差を考慮して、 $\sigma_w \times \frac{h_w}{h}$ を式 (10) の p に適用する。 $L \leq L_c$ のときはスリットの全長にわたって $\sigma_w = \sigma_Y$ (一定) であるから (10) を積分することは容易であって、 λ_b^e はよく知られているように次式で示す楕円分布になる。

$$\lambda_b^e = \frac{4S\sigma_Y}{mEh} \sqrt{x(L-x)} \quad \dots\dots\dots(19)$$

$L > L_c$ のときは式 (10) を積分するのに数値計算を行な

わねばならない。上述の方法で求められた λ_b^e を用いると溶接部の拘束変位 λ_w を式 (4.2) によって計算することができる。

Fig. 7 は $\frac{L_c}{h_c} = 10$ の場合についてのスリット上の λ_w の分布の計算例である。拘束変位 λ_w の最大値はスリット長の短い場合にはスリットの中央に生じる。スリット長が長くなると λ_w の最大値が減少するとともに、最大値を生じる位置はスリットの端部の $x = h_c$ の付近に移動する。拘束変位 λ_w の最大値 $(\lambda_w)_{\max}$ と最大値を生じる位置 $x_{\max}$ は L_c と L によって異なる。種々の L_c と L の値に対する $x_{\max}$ と $(\lambda_w)_{\max}$ を Fig. 8 と Fig. 9 に示す。Fig. 8 によればスリット長が十分に長い場合、最大の拘束変位はスリットの端部からおおよそ h_c 程度の位置に生じることがわかる。また Fig. 9 から L_c/h_c が一定の場合、最大の拘束変位を生じるスリット長さが存在し、その値は $L = (2.5 \sim 5)h_c$ である。

Fig. 7 Effect of slit length on restraint deformation of weld metal

Fig. 8 Location of maximum restraint deformation as a function of slit length

Fig. 9 Maximum restraint deformation of weld metal as a function of slit length

以上のようにスリット溶接では, スリット端部が見かけ上最も拘束が高いにもかかわらず, 実際の拘束変位はスリット端部からやや離れた部分に生じる理由は, 拘束変位の原因になるところのスリット縁の弾性変位 S' がスリット端部からスリット中央に向かって次第に大きくなるという Fig. 4 の事実によるものである。

3.5 溶接部の拘束ひずみ ε_w

溶接部のうける平均の拘束ひずみを ε_w とすると

$$\varepsilon_w = \lambda_w \div (\text{溶接部の平均巾 } b_w)$$

と与えられる。3.2 項で述べたように $b_w = h_w \tan \beta$ と単純に仮定すれば, ε_w は次式から計算される。

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_w &= m_e \lambda_w^* \\ \text{ただし } \lambda_w^* &\equiv \frac{\lambda_w}{S} \\ m_e &\equiv \frac{m}{\tan \beta} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (20)$$

上式の m_e を拘束ひずみ係数 (Weld restraint strain factor) と名付ける。その値は鋼の被覆アーク溶接では $m_e \approx 0.05 \sim 0.07$ 程度である (Table 1 参照)。 λ_w^* は $\frac{L}{h_c}$, $\frac{L_e}{h_c}$ によって異なる。(Fig. 7, Fig. 9 参照)。

4. 鋼のスリット溶接に対する計算

鋼の被覆アーク溶接を対象とし, 溶接入熱 $Q = 17,000$ J/cm の場合についてスリット溶接部の拘束状態に関する検討を行なう。Table 1 から $Q = 17,000$ J/cm の場合 $h_c = 22$ mm であるから本研究の結果は板厚 22 mm 以上の場合に対して適用できる。Table 1 を参照して必要な諸定数として下記のものを使用した。

$$E = 21,000 \text{ kg/mm}^2$$

$$S_w^* = 0.2$$

$$m = 0.03$$

$$m_e = 0.06$$

- (1) 拘束応力が降伏点を越える部分の長さ l_Y :

式 (16), (17) および Fig. 6 から次のことがいえる。

(a) l_Y は $250 \frac{h}{\sigma_Y}$ (mm) 以上にはならない。

(b) $L \geq 1000 \frac{h}{\sigma_Y}$ (mm) の場合には

$$l_Y \approx 125 \frac{h}{\sigma_Y} \text{ (mm) である。}$$

- (2) 拘束ひずみ ε_w が最大となる位置 $x_{\max}$:

Fig. 8 から $x_{\max}$ はただか h_c の 1~3 倍程度あるいは 20~60 mm 程度である。

- (3) 最大拘束ひずみ $(\varepsilon_w)_{\max}$:

$(\varepsilon_w)_{\max}$ と板厚 h との関係を Fig. 9 から計算した結果を Fig. 10(a) ($\sigma_Y = 50 \text{ kg/mm}^2$), Fig. 10(b) ($\sigma_Y = 90 \text{ kg/mm}^2$) に示す。 $(\varepsilon_w)_{\max}$ は板厚の増加とともに上昇するがその増加の割合はに

(a) 50 kg/mm² yield strength steel

(b) 90 kg/mm² yield strength steel

Fig. 10 Maximum weld restraint strain and maximum restraint deformation of weld metal for slit weld of high-strength steels

ぶくなる。この計算からスリット長の十分に長い場合には最大拘束ひずみは数%のオーダーである。

5. 結 論

(1) スリット溶接部で最大の拘束をうける位置はスリット長の短かいときはストットの中央部であり, スリット長が長くなるにともない, スリット端部から限界板厚 h_c 程度 (鋼の被覆アーク溶接では 15~20 mm 程度) はなれた位置へ移る。

(2) スリット溶接部の最大拘束変位 (拘束ひずみ) は, 溶接金属の降伏応力 (σ_Y)・スリット長 (L)・板厚 (h)・溶接入熱 (Q) などに依存する。 $\frac{h}{\sigma_Y}$ が一定の場合, 最大拘束変位 (拘束ひずみ) を生じるスリット長は $L = (2.5 \sim 5)h_c$ 程度で, 鋼の被覆アーク溶接では $L \approx 50 \sim 100$ mm の程度になる。

(3) 鋼の被覆アーク溶接を対象としてスリット溶接部の拘束状態に対する計算例を示した。最大拘束ひずみは板厚とスリット長によって異なるが, 数%のオーダーである。

文 献

- 1) K. Satoh and S. Matsui; Reaction Stress and Weld Cracking under Hindered Contraction. IIW Doc. IX-574-68
- 2) 上田幸雄他; スリット溶接による残留応力の発生機構に関する研究. 溶接学会誌 44 (1975) No. 7.
- 3) 鈴木直樹; 大阪大学大学院修士論文 (昭51~3)
- 4) K. Satoh; An Analytical Approach to the Problem of Restraint Intensity in Slit Weld, Trans. JWRI 1 (1972), No. 1
- 5) Muskhelishvili; "Singular Integral Equations", N. V. P. Noordhoff Groningen (1953), p. 251

溶接に関する国際行事の御案内

1. International Conference on Liquid Metal Technology in Energy Production
3-6 May, 1976 Pennsylvania (USA) AMERICAN NUCLEAR SOCIETY
2. The 1976 AWS Convention and Welding Show
10-14 May, 1976 Missouri (USA)
AMERICAN WELDING SOCIETY
3. 2nd National Conference on Physical Methods of Welding with international participation.
12-13 May, 1976 High Tatras (CZECHOSLOVAKIA)
CZECHOSLOVAK SCIENTIFIC AND TECHNICAL SOCIETY
4. 7th International Welding and Welded Constructions Fair
18-23 May, 1976 Zagreb (YUGOSLAVIA) ZAGREB FAIR
5. (29th) International Institute of Welding
22-28 Aug., 1976 Sydney (AUSTRALIA)
AUSTRALIAN ORGANISING COMMITTEE
6. Metals Technology Conference on Metals & Welding
24-27 Aug., 1976 Sydney (AUSTRALIA)
THE AUSTRALIAN WELDING INSTITUTE & THE AUSTRALIAN INSTITUTE OF METALS
7. 10th International Congress of IABSE 6-11 Sep., 1976 Tokyo (JAPAN)
INTERNATIONAL ASSOCIATION FOR BRIDGE AND STRUCTURAL ENGINEERING
8. Up date '76 Expo Conference for the Weld Fabricating Industries
21-23 Sep., 1976 Toronto (CANADA)
CANADIAN WELDING SOCIETY
9. IVth International Electroslog Welding and Surfacing Symposium
22-24 Sep., 1976 High Tatras
(CZECHOSLOVAKIA) THE WELDING RESEARCH INSTITUTE
10. INVEX 76 (International Exhibition of Inventions and Novel Features
19-24 Oct., 1976 Brno (CZECHOSLOVAKIA)
BRNO TRADE FAIRS AND EXHIBITIONS
11. 9th International School of Welding lasting 10 days Oct., 1976 High Tatras (CZECHOSLOVAKIA) THE WELDING RESEARCH INSTITUTE
12. International Conference on Fabrication and Reliability of Welded Process Plant
16-18 Nov., 1976 London (UK) THE WELDING INSTITUTE
13. 3rd International Conference on Pressure Vessel Technology (ICPVT)
18-22 Apr., 1977 Tokyo (JAPAN)
3RD INTERNATIONAL CONFERENCE ORGANISING COMMITTEE
14. (30th) International Institute of Welding
4-10 July, 1977 Copenhagen (DENMARK)
DANISH ORGANISING COMMITTEE
15. International Welding Fair 21-28 Sep., 1977 Essen (GERMANY)
DEUTSCHER VERBAND FUR SCHWEISSTECHNIK E.V. (DVS)
16. (31st) International Institute of Welding July, 1978 Dublin (IRELAND)
IRISH ORGANISING COMMITTEE

* 論文応募・参加登録など詳細のお問合せは事務局までお願いいたします。(担当・鈴木)