多層盛溶接による熱応力・ひずみに関する熱弾塑性解析*

— 累層して加熱冷却をうける帯板の熱応力およびひずみについて —

佐藤邦彦** 瀬尾健二*** 岩井健治**** 高橋大輔*****

Thermal elasto-plastic analysis on stress and strain induced in weld metal during multi-pass welding*

by Kunihiro Satoh**, Kenji Seo***, Kenji Iwai**** and Daisuke Takahashi*****

Abstract

This paper is concerned with the elasto-plastic analysis of thermal stresses and strains in weld metal of multi-pass butt weld. Analysis is performed based on the incremental theory of thermo-elasto-plasticity under one dimensionally distributed temperature. Numerical calculations are made for two kinds of weld joint as shown in Figs. 1(b), (c), each of which corresponds to the behavior of the transverse and longitudinal section of weld joint respectively.

Assumptions are made for heat flow that a rectangular distribution of initial temperature is given at the start of each pass and heat flow occurs only in y-direction. Another initial condition is also applied to the calculations that a line heat source is given at the start of each pass as shown in Fig. 9.

From the calculations are estimated successfully transient thermal stress and plastic strain distributions. Effects of weld conditions on residual stress and strain are clarified. Relations between plastic strain in back surface and angular distortion under several weld conditions are also obtained.

1. 緒 言

溶接による熱応力あるいは変形に関する従来の研究の大部分は溶接部およびその近傍の細部を除く巨視的な応力あるいは変形を取扱っており¹⁾, 溶接割れ現象などに関連して特に重要となる溶接部およびその近傍の局部的応力あるいはひずみについては未知の点が多い。特に多層盛溶接で生じる局部的な応力およびひずみについての解析的研究は全く行なわれていないといつてよい状態である。

本研究では多層盛溶接の際に溶接部に発生する局部的応力・ひずみ挙動を明らかにして多層盛溶接で生じる溶接割れの力学的条件を考察する為の基礎的資料を得ることを目的として、模型化した溶接継手について熱弾塑性解析を行なった。

熱弾塑性解析問題の数値解析法として、最近有限要素法の利用が行なわれるようになってきた^{2,3)}。この方法は一般性を有し非常に有力な手段であるがパラメータ整

理が行ないにくく、また計算が非常に複雑となり、多層盛溶接で生じる熱応力・ひずみ解析には多大な計算時間を要するという難点がある。

そこで本研究では後に述べるように問題を模型化し、辻⁴⁾によって与えられたひずみ増分理論による一次元熱弾塑性解析法を適用して計算を行なった。

2. 解 析 方 法

2.1 多層盛溶接の一次元モデル化

多層盛溶接としては Fig. 1(a) に示すような I 形開先の実合せ溶接継手で、溶接は瞬間的に温度 T_0 の溶接金属がのど厚 a づつ順次盛られていくようなモデルを想定する。この場合溶接線に直角方向 (x 方向) 応力に対しては母材部分の抵抗を無視し、Fig. 1(b) に示すような周辺自由な帯板の上に初期温度 T_0 の帯板を順次重ねていくような一次元問題として解析した。一方溶接線方向 (z 方向) 応力に対しては縦曲がり変形がほとんど生じないと考えられるので Fig. 1(c) に示すような曲率を零とした帯板の積み重ね問題として解析した。

2.2 温度分布

Fig. 1(b) に示すように任意ののど厚 C_0 まで溶接金属が盛られた上に、時刻 $t=0$ で温度 T_0 の溶接金属が a だけ盛られてのど厚が C になった時、任意時刻 t に

*原稿受付 昭和48年3月8日(48年度春季全国大会にて発表)
**正 員 大阪大学溶接工研研究所 Member, Osaka
***正 員 大阪大学工学部 Member, Faculty of Engineering Osaka University
****正 員 大阪大学大学院 Student Member, Graduate Student Osaka University,
*****正 員 新日本製鉄(株) Member, Nippon Steel Corporation

Fig. 1. Explanation of multi-pass weld joint model in which a rectangular distribution of initial temperature is given at the start of each pass.

おける温度分布 $T(y)$ は下縁 ($y=0$) における熱の反射を考慮すると (1) 式で与えられる。ただし温度は y 方向にのみ伝導するものとしている。

$$T(y) = \frac{T_0}{2} \sum_{n=1}^{\infty} \left\{ \phi \left(\frac{2(n-1)c - y + c + a}{2\sqrt{kt}} \right) - \phi \left(\frac{2(n-1)c - y + c - a}{2\sqrt{kt}} \right) \right. \\ \left. + \frac{T_0}{2} \sum_{n=1}^{\infty} \left\{ \phi \left(\frac{2nc + y - c + a}{2\sqrt{kt}} \right) - \phi \left(\frac{2nc + y - c - a}{2\sqrt{kt}} \right) \right\} \right\} \quad \dots\dots\dots (1)$$

ただし $\phi(z) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^z e^{-u^2} du$, k : 熱拡散率

ここで次のような無次元変数を導入する。

$$\left. \begin{aligned} \tau &= \alpha T / \varepsilon_{Y0}, & \tau_0 &= \alpha T_0 / \varepsilon_{Y0}, & \eta &= y/c \\ \eta_0 &= a/c, & \kappa &= 2\sqrt{kt}/c \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

ただし E : ヤング率 α : 線膨脹係数

σ_{Y0} : 基準温度における材料の降伏応力

$\varepsilon_{Y0} = \sigma_{Y0} / E$

(2) 式を用いると (1) 式は (3) 式のように書き換えられる。

$$\tau(y) = \frac{\tau_0}{2} \sum_{n=1}^{\infty} \left\{ \phi \left(\frac{2(n-1) - \eta + 1 + \eta_0}{\kappa} \right) - \phi \left(\frac{2(n-1) - \eta + 1 - \eta_0}{\kappa} \right) \right. \\ \left. + \frac{\tau_0}{2} \sum_{n=1}^{\infty} \left\{ \phi \left(\frac{2n + \eta - 1 + \eta_0}{\kappa} \right) - \phi \left(\frac{2n + \eta - 1 - \eta_0}{\kappa} \right) \right\} \right\} \quad \dots\dots\dots (3)$$

なお温度分布の数値計算においては { } 内の値が 1.0

Table 1 Variables used in this paper

Item	Mark	Nondimension
Time	t	$k = 2\sqrt{\kappa t}/C$
Location	y	$\eta = y/C$
Stress	σ	$s = \sigma/\sigma_{Y0}$
Yield Strain	ε_Y	$e_Y = \sigma_Y/\varepsilon_{Y0}$
Strain	ε	$e = \varepsilon/\varepsilon_{Y0}$
Plastic strain	ε_P	$e_P = \varepsilon_P/\varepsilon_{Y0}$
Temperature	T	$\tau = \alpha T/\varepsilon_{Y0}$
Moment	M^*	$M = M^*/C^2\sigma_Y$
Material constant	Thermal diffusivity	k
	Young's modulus	E
	Thermal expansion	α
	Yield strength dependent on temperature	q
	Strain hardening	h
	Yield strength	σ_Y

$\times 10^{-7}$ 以下になるまで行なっている。また温度がほぼ一様な分布 (表面と裏面の τ の差が 0.016 以下) になると、それ以後は一様に冷却するとみなしている。

2.3 熱弾塑性解析

熱弾塑性解析法としては辻による増分理論⁴⁾をそのまま適用している。なおここで用いる変数は Table 1 に一括して示している。

材料の降伏応力 (σ_Y) の温度依存性とひずみ硬化依存性は (4) 式のように仮定している。

$$\left. \begin{aligned} T \leq \frac{1}{8} \text{ の時 } & \sigma_Y = \sigma_{Y0}(1 - qT)(1 + h\varepsilon_P) \\ T > \frac{1}{q} \text{ の時 } & \sigma_Y = 0 \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

ただし q : 降伏応力の温度依存性を示す材料定数

h : 降伏応力のひずみ硬化依存性を示す材料定数

$$\bar{\varepsilon}_P = \sum |\Delta \varepsilon_P|$$

$\Delta \varepsilon_P$: 塑性ひずみ増分

(4) 式を無次元化すると (5) 式となる。

$$\left. \begin{aligned} \tau \leq 1/n \text{ の時 } & S_Y = e_Y = (1 - n\tau)(1 + m\bar{\varepsilon}_P) \\ \tau > 1/n \text{ の時 } & S_Y = 0 \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (5)$$

ただし $\bar{e}_P = \sum |\Delta e_P|$, $\Delta e_P = \Delta \varepsilon_P / \varepsilon_{Y0}$

また Fig. 1(b), (c) に示すような周辺自由および曲率零なる拘束条件の帯板の下端から任意距離 η だけ離れた点において、時刻 κ_i から κ_{i+1} までの $\Delta \kappa$ なる時間間隔におけるひずみの変化量は (6) 式のように無次元化して与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \Delta e &= \Delta a + \Delta b \cdot \eta - \Delta \tau \quad (\text{周辺自由のとき}) \\ \Delta e &= \Delta a - \Delta \tau \quad (\text{曲率零に拘束のとき}) \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (6)$$

ただし

$$\Delta a = \frac{-L_{3B} \cdot \Delta P + L_{2B} \cdot \Delta Q}{L_{2B}^2 - L_B \cdot L_{3B}}, \quad \Delta b = \frac{L_{2B} \cdot \Delta P - L_B \cdot \Delta Q}{L_{2B}^2 - L_B \cdot L_{3B}}$$

曲率 $B = \sum \Delta b$ (周辺自由のとき)

$$\Delta a = \frac{\Delta P}{L_B} \quad (\text{曲率零に拘束のとき})$$

$$\Delta P = \int_0^1 g \cdot \Delta \tau \cdot d\eta - \int_0^1 (1-g)(sgn \Delta e_Y) d\eta$$

$$\Delta Q = \int_0^1 g \cdot \Delta \tau \cdot \eta d\eta - \int_0^1 (1-g)(sgn \Delta e_Y) \eta d\eta$$

$$L_B = \int_0^1 g d\eta, \quad L_{2B} = \int_0^1 g \eta d\eta, \quad L_{3B} = \int_0^1 g \eta^2 d\eta$$

$$g = \begin{cases} 1 & \dots \text{弾性域} \\ 0 & \dots \text{塑性域} \end{cases}, \quad sgn = \begin{cases} +1 & \dots \text{引張} \\ -1 & \dots \text{圧縮} \end{cases}$$

$\Delta \tau$: 時刻 κ_i から κ_{i+1} までの間の温度変化

また(5)式から降伏応力の変化量は(7)で与えられる。

$$\Delta e_Y = m(1-n\tau_i) |\Delta e_p| - n(1+m\bar{e}_i) \Delta \tau \quad \dots (7)$$

また降伏条件と応力-ひずみ関係式から(8)式が得られる。

$$\left. \begin{aligned} S_i^2 &< \{(1-n\tau_i)(1+m\bar{e}_i)\}^2 \text{ または} \\ S_i &= \pm \{(1-n\tau_i)(1+m\bar{e}_i)\} \text{ で } \Delta e \pm (1+\bar{e}_i)n\Delta \tau \leq 0 \\ \text{ならば } \Delta e_p &= 0 \quad g=1 \\ S_i &= \pm \{(1-n\tau_i)(1+m\bar{e}_i)\} \text{ で } \Delta e \pm (1+m\bar{e}_i)n\Delta \tau \geq 0 \\ \text{ならば} \\ \Delta e_p &= \frac{\Delta e \pm (1+m\bar{e}_i)n\Delta \tau}{1+m(1-n\tau_i)}, \quad g=0 \end{aligned} \right\} \quad \dots (8)$$

各点の Δe と Δe_p が得られると応力増分は(9)式から得られる。

$$\Delta S = \Delta e - (1-g)\Delta e_p \quad \dots (9)$$

なお(6)式, (7)式, (8)式において S_i , τ_i , $\bar{e}_i$ は時刻 $\kappa = \kappa_i$ における応力, 温度, 塑性ひずみ量を表わしている。

実際の数値計算においては, 鋼の多層盛溶接の場合を想定して次のような数値を採用した。

降伏応力の温度依存性 (Fig. 2 参照):

Fig. 2. Temperature dependency of yield strength of the materials.

$$\text{材料 1 } \sigma_{Y0} \cdot q = \frac{28.7}{932} \quad (\text{すなわち } n=0.1)$$

$$\text{材料 2 } \sigma_{Y0} \cdot q = \frac{86.1}{932} \quad (\text{すなわち } n=0.3)$$

材料のひずみ硬化依存性: $m=0.0137$

線膨脹係数: $\alpha = 1.47 \times 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$

溶接金属の初期温度: $T_0 = 1500^\circ\text{C}$

なお溶接金属の初期温度と溶接入熱との相関については後に3.4項で考察している。

3. 過渡的熱応力と塑性ひずみ

3.1 応力および塑性ひずみ分布

初層溶接は一樣に自由収縮し, 応力およびひずみは生じないものとして2層目の溶接金属が置かれた瞬間からそれが冷えるまでの応力, 塑性ひずみおよび変形様相の時間的変化について示す。

溶接線に直角方向 (x 方向) 断面での時間経過に伴う変形様相を Fig. 3 曲線 B で示している。図の横軸には2層目の溶接金属が置かれた瞬間からの経過時間を, 縦軸には曲率をそれぞれ無次元量で示している。初期段階では表面側に凸の変形をするが熱が裏面の方へ伝わりと共に逆の変形を生じ, 裏面側に凸の変形となる。そしてこの変形は断面の温度が一樣になるまで続くが, 一樣温度として表裏面の温度差がその温度の2%以内と考えると, 計算上は $\kappa \approx 1.50$, また0.5%以内とすると $\kappa \approx 1.85$ で変形が終わることになる⁵⁾。いっぽう溶接線方向 (z 方向) 断面に関してはこのような変形は拘束されているため, この変形に対応して Fig. 3 曲線 M に示すよう

Fig. 3. Transient curvature in transverse section and bending moment in longitudinal section after the second pass weld.

な曲げモーメントが発生する。

次に断面内で発生する熱応力の過渡的变化を Fig. 4 (a) (b) に示している。図の縦軸は応力値を、図中の数字は経過時間をそれぞれ無次元量で、また横軸には初層裏面からの距離を示している。図 (a) に示す溶接線に直角方向 (x 方向) 応力は、初期段階 (例えば $\kappa=0.029$) では 2 層目溶接金属内で引張、初層表面 (図中 a 点) 近傍で大きな圧縮、中央部で引張、裏面で圧縮応力となっている。しかし時間の経過とともに各部の応力値は逆転し、最終的 ($\kappa=\infty$) に残留応力として、2 層目表面では圧縮、中央部および裏面で引張、初層表面で引張、中央部で圧縮、裏面で引張応力が生じている。

一方溶接線方向 (z 方向) 応力は図 (b) に示すように、初期段階 (例えば $\kappa=0.032$) では 2 層目溶接金属内で

Fig. 4. Transient stress distributions after the second pass weld.

引張、初層表面近傍で圧縮、中央部および裏面で引張応力となるが、時間経過とともに初層表面近傍で引張、中央で圧縮、裏面で引張の応力値に変化し、最終的 ($\kappa=\infty$) には残留応力として 2 層目には引張、初層には圧縮応力が生じる。なお Fig. 4 で残留応力値が基準温度での降伏応力に比べてかなり小さな値となっているのは表裏面が一樣になる温度が高くなっているためである。

Fig. 5 (a) (b) にはこの時の塑性ひずみ量 (本論文においては、塑性ひずみ量は 932°C 以下で受けたひずみ量の代数和とする) の変化する様相を示している。溶接線直角方向断面では 2 層目表面および初層表面に圧縮の塑

Fig. 5. Transient plastic strain distributions after the second pass weld.

性ひずみ, 2 層裏面および初層裏面には引張の塑性ひずみが生じている。溶接線方向では 2 層目に引張塑性ひずみ, 初層には圧縮塑性ひずみが生じている。

3.2 前の層に存在する残留応力の影響

次にこのような残留応力あるいは残留塑性ひずみが存在する上に 3 層目の溶接金属を盛った時の過渡的応力変化を Fig. 6 (a), (b) に, 塑性ひずみの変化を Fig. 7 (a), (b) に示している。この場合 2 層溶接による残留応力 (図中破線で示す) が存在しているため初期段階では応力分布はかなり複雑な分布をするが熱の伝導とともに再分布する。

2 層まで残留応力が生じないとして, 3 層溶接を行なった場合の残留応力分布を Fig. 6 中に 1 点鎖線で示しており, これと比較すると残留応力分布には 2 層目の残留応力の影響はほとんど現われていないことがわかる。また塑性ひずみについては 2 層目までの残留塑性ひずみ (Fig. 7 中に破線で示す) の上に, 3 層目の溶接による塑性ひずみ加わるような分布傾向を示している。

(a) Transverse section

(b) Longitudinal section

Fig. 6. Transient stress distributions after the third pass weld.

3.3 熱応力の時間的変化

Fig. 8 は主要位置の応力推移を示したもので, Fig. 8 (a) は溶接線直角方向, Fig. 8 (b) は溶接線方向の場合で

(a) Transverse section

(b) Longitudinal section

Fig. 7. Transient plastic strain distributions after the third pass weld.

ある。図の縦軸は応力を, 横軸に各層溶接開始からの経過時間をそれぞれ無次元量で示している。

Fig. 8 (a) の左半分に示した 2 層目溶接後の応力推移によると, 初層裏面は曲線 1 に示すように初期段階では圧縮応力であるが時間の経過とともに引張に移り $\kappa=0.8$ で極大となった後, 最終的には断面の平均温度上昇における降伏応力に対応した応力値になる。初層と 2 層の境界部 (境界より $a/40$ 離れた位置での応力を図示している) では, 曲線 2, 3 に示すように初期段階において初層側は圧縮, 2 層側には引張応力が生じるが, 時間の経過とともに両者はほぼ等しい応力値になる。2 層目の表面は最初は高温状態を持続するため $\kappa=0.85$ まで応力は零であるが, 曲線 4 に示すように温度降下につれて圧縮応力が発生し, 最終的には断面の平均温度上昇の降伏強度に等しい応力が残留する。

Fig. 8 (a) 右半分に示した 3 層目を溶接後の応力推移も 2 層溶接時と類似の傾向を示している。

Fig. 8 (b) には溶接線方向応力の推移を示しており, この場合曲げ変形が拘束されるため, 表裏面については溶接線直角方向の場合と応力の正負が逆になっている。しかし各層の境界部については曲げモーメントの影響が

(a) Transverse section

(b) Longitudinal section

Fig. 8. Stress cycle at several locations in weld metal.

小さいため、溶接線直角方向の場合と類似の傾向となっている。

3.4 二次元熱伝導による温度分布を与えた場合の計算

以上に示した解析では無次元量を用いているが、これを実際の溶接に対応させる意味において、例えば1層で盛られる溶接金属の深さと巾を共に10 mmと仮定して入熱量を計算すると、約6300 joule/cmの入熱しか与えられていないことになる。これは実際の溶接において普通に与えられる入熱よりかなり小さく、実際の溶接と

の対応を考えることができない。これは実際の溶接では熱は母材部へも二次元的に伝導していくのに対して本解析ではこれを考慮していないことによる。そこで次に熱伝導のみを二次元的に考え応力解析についてはこれまでと同様に一次元解析を行なった結果について示す。

今 Fig. 9 に示すように N 層目の溶接金属が置かれた場合を考える。この時 N 層目の溶接金属の表面に瞬間的に Q joule/cm の線状熱源が与えられたものと考え、このような線状熱源による y 軸上の温度が x 方向に一樣に分布するものと仮想して計算を行なってみた。この場合 N 層目の裏面(图中 η_n 点)が溶融温度 (1500°C) になった瞬間を初期状態としてそれ以後について計算を行なっている。ここで溶接金属ののど厚 a は線状熱源 Q による N 層目の裏面の点の最高到達温度が丁度 1500°C に等しくなるようにきめる。溶接金属ののど厚 a をこのように決めておくと温度分布に関しては相似則が成立し、したがって入熱が変化しても個々に計算する必要がない。今入熱を 21000 joule/cm とするとのど厚 $a = 0.88$ cm となる。

Fig. 9. Multi-pass weld joint model in which a line heat source is given at the start of each pass.

熱伝導をこのように考えると、2層溶接後断面が一樣になる温度は約 650°C となる。これを2項で述べた矩形状熱源の初期温度 (T_0) に換算すると 1300°C となり、前述のように T_0 として 1500°C を与えることは、やや過大に与えたことになる。

Fig. 10 (a) には2層目を置いた時の溶接線に直角方向断面内での過渡的応力の変化する様子を示している。これを Fig. 4 (a) に示す場合と比較すると、初期段階の応力分布はかなり異なっているが時間の経過とともによく似た傾向を示すようになり、残留応力分布はほぼ等しくなっている。このことは Fig. 10 (b) に示す2層目および3層目の残留応力分布を見るとよりはっきりと理解することができる。

すなわち図中実線は熱伝導を二次元的に考えた場合の残留応力分布を、破線は Fig. 4 (a) および Fig. 6 (a) に

(a) Transient stress

(b) Residual stress distribution

Fig. 10. Transient and residual stress distributions of a model as shown in Fig. 9.

示した一次元熱伝導による解析結果であり、両者はほぼ等しい応力分布となっている。したがって矩形熱源の初期温度がやや高すぎることは残留応力分布に関してはさして問題にならないと考えられる。そこで以下の計算は矩形熱源で初期温度 1500°C の条件で行なった。

4. 残留応力および塑性ひずみにおよぼす溶接条件の影響

4.1 層数の影響 (各層の入熱一定の場合)

Fig. 11 (a) (b) には 6 層まで溶接金属をおいた時に各層で生じる残留応力分布を示している。図 (a) は溶接線に直角方向 (x 方向) の応力分布を、図 (b) は溶接線方向 (z 方向) の応力分布を示している。図 (a) をみると初層裏面は表裏面の温度が一樣になった時点では、いずれの層数においても降伏しており、平均温度上昇に対応した降伏強度に等しい引張応力が残留している。いっぽう最終層表面では層数が少ない時は曲がり変形のため圧縮の残留応力が存在しているが、これは層数の増加とともに小さくなり引張側へと移る傾向にある。これは層数が増すほど曲げ剛性が大きくなり、曲げ変形が生じにくくなるためである。またこの応力分布において、3 層目以後はいずれの場合も最終層のすぐ下の層の表面側に大きな引張残留応力が存在している。この引張残留応力は、小林ら⁶⁾が HY 80 鋼の多層盛溶接において認めて

(a) Transverse section

(b) Longitudinal section

Fig. 11. Residual stress distributions of multi-pass weld model as shown in Fig. 1.

Fig. 12. Residual stress distributions of a model as shown in Fig. 9.

いる再熱割れに対する力学的要因の一つであろう。

一方図 (b) に示す溶接線方向応力はいずれの層数においても、初層側半分では圧縮残留応力、最終層側半分では引張残留応力となっている。そして図 (a) の場合と同様に層数が多くなると最終層のすぐ下の層の表面側にかなり大きな引張残留応力が存在している。これはサブマージアーク溶接による多層盛溶接で生じる横割れ⁷⁾と応力的な面に関連づけられるのではないと思われる。

また Fig. 12 には 3.4 項で述べたのと同様な考え方で二次元熱伝導による温度分布を与えた場合について溶接線に直角方向断面の残留応力分布を示している。図中破線で示したものは Fig. 11 (a) に示した計算結果から 6 層溶接後の残留応力分布を転記したものであり、両者を比較すると非常によく似た傾向を示していることがわかる。

Fig. 13 (a) (b) には 6 層まで溶接金属をおいた時に、各層で生じる塑性ひずみ量の分布を示している。図 (a)

Fig. 13. Residual plastic strain distributions of multi-pass weld model as shown in Fig. 1.

は溶接線に直角方向 (x 方向) 断面, 図 (b) は溶接線方向 (z 方向) 断面についてのものである. 図 (a) をみるといずれも各層の裏面で大きな引張の塑性ひずみが残留している. そして初層裏面の塑性ひずみは Fig. 14 に示すように層数が増すとともにほぼ直線的に増加していることがわかる. 一方 Fig. 13 (b) では初層には圧縮塑性ひずみ, 最終層では引張塑性ひずみが残っている.

4.2 層数と入熱の組み合わせの影響

Fig. 15 (a) (b) は一定のど厚 c が与えられた場合に, これを3層, 4層および6層で溶接を完了させる場合の溶接線直角方向断面における残留応力分布と塑性ひずみ分布を示している. 一般に少ない層数で溶接を完了した場合 (大入熱溶接) は残留応力は小さくなり, また初層裏面の塑性ひずみの値も小さくなっていく. 荒木ら⁹⁾によると剝離割れ試験でみられるルートからの割れは, 同じのど厚 20 mm を溶接するのに手溶接5層7パスより, MIG 溶接4層盛りの方が割れ率が小さく, サブマージアーク溶接3層盛りになるといって割れ率は低下するとの報告がなされている. これは拡散性水素量あるいは溶接法のちがいが主な要因かと思われるが, 応力的な面からも大入熱小数盛りの方が割れに対して有効であることがうかがわれる.

4.3 予熱および層間温度の影響

次に多層盛溶接における熱応力および変形におよぼす予熱と層間温度の影響について検討する. なお解析は層

Fig. 14. Relation between plastic strain on back surface and number of weld passes.

Fig. 15. Effect of heat input on residual stresses and plastic strains.

間温度約 150°C の場合について行なっている.

Fig. 16 (a) (b) には層数の増加にともなう最終層表面および初層裏面の残留応力値および塑性ひずみ量の変化の様子を示している. 図中実線は層間温度が 150°C の場合, 破線は層間温度 0°C のものである. なお図 (a) は溶接線に直角方向 (x 方向) 断面, 図 (b) は溶接線方向 (z 方向) 断面に関してのものである. これより表面, 裏面を問わず, 層間温度が高い場合の方が残留応力, 塑性ひずみ量ともに小さくなっている. 水素の拡散および硬化組織の生成という観点から予熱は溶接割れ防止の有効な手段であることはよく知られた事実であるが, 残留応力あるいは塑性ひずみ量の点からも予熱はある程度有効であることがわかる.

4.4 溶接金属の降伏強度の影響

これまでの解析例は溶接金属の降伏強度が 28.7 kg/mm^2 (Fig. 2 の材料 1) の場合についてのものであるが次に降伏強度が 3 倍の 81.1 kg/mm^2 (Fig. 2 の材料 2) の場合についての解析結果を示す。

Fig. 17 (a) (b) は層数の増加にともなう最終層表面および初層裏面の残留応力値および塑性ひずみ量の変化する様子を示している。図中破線は降伏強度が 28.7 kg/mm^2 の場合についてのものである。図の縦軸はそれぞれの溶接金属の降伏強度に対しての無次元量で示している。図 (a) をみると初層裏面は 4.1 項で述べたように平均温度上昇に対応した降伏強度に等しい引張応力が残留するため、初層裏面の残留応力値は溶接金属の降伏強度にはほとんど影響されないことがわかる。しかし塑性ひずみ量は降伏強度が高い場合はいちじるしく小さくなっている。いっぽう最終層表面の残留応力は降伏強度

mm² の場合についてのものである。図の縦軸はそれぞれの溶接金属の降伏強度に対しての無次元量で示している。図 (a) をみると初層裏面は 4.1 項で述べたように平均温度上昇に対応した降伏強度に等しい引張応力が残留するため、初層裏面の残留応力値は溶接金属の降伏強度にはほとんど影響されないことがわかる。しかし塑性ひずみ量は降伏強度が高い場合はいちじるしく小さくなっている。いっぽう最終層表面の残留応力は降伏強度

Fig. 16. Effects of number of weld passes and interpass temperature on residual stresses and plastic strains.

Fig. 17. Effects of number of weld passes and yield strength on residual stresses and plastic strains.

が高い場合は低い場合に比べて角変形が小さいため引張側となっている。

また図 (b) の場合は裏面, 表面ともに平均温度上昇に対応した降伏強度に等しい応力が残るため, 残留応力値はほとんど変わらないが, 塑性ひずみ量は降伏強度が高い場合は非常に小さくなっている。

5. 角変形量と塑性ひずみの関係

Fig. 18 は溶接線直角方向断面における最終角変形量と層数の関係を示したもので, 角変形量は各層の厚さ 4 mm, 巾 11 mm であるとして曲率から計算している。図の実線と破線は材料 1 (Fig. 2 参照) で層間温度がそれぞれ 0°C および 150°C の場合, 一点鎖線は材料 2 (Fig. 2 参照) で層間温度 0°C の場合の結果を示している。この計算結果から同じ層数でも層間温度の高い方が最終角変形量が小さく, また溶接金属の降伏強度の高い方が最終角変形量が小さいことがわかる。

Fig. 18. Effects of number of weld passes, yield strength and interpass temperature on angular distortion.

Fig. 19 は上と同じ条件について最終角変形量と初層の裏面に生じる残留塑性ひずみ量の関係を示したものである。図からわかるように, 同じ角変形量でも塑性ひずみ量は条件によって異なり, 両者の間に一対一の対応関係は存在しない。

最近, 厚板高張力鋼の多層盛溶接熱影響部に生じる剝離割れに関連して, Cranfield Test が各所で行なわれている (たとえば文献 9)。Cranfield Test によって溶接ルート部から割れが発生する場合の力学的条件は多層盛溶接によるルート部近傍の応力・ひずみ状態であるがその実測が困難である為, 工学的手段として

Fig. 19. Relations between plastic strain in back surface and angular distortion under several weld conditions.

割れが発生するまでの角変形量を実測し, これを割れ防止の目安とすることが行なわれている。このような手段は工学的にはそれなりの意味を持っているであろうが, 最終角変形量と塑性ひずみの関係は Fig. 19 に示したように条件によって異なることに注意しなければならない。

6. 結 論

本研究の結果を要約すると次の通りである。

- 1) 突合せ継手の多層盛溶接部を簡単な一次元モデルにおきかえることにより溶接部の局部的熱応力・ひずみ挙動を熱弾塑性計算によって明らかにすることができた。
- 2) 溶接線に直角方向の残留応力 σ_x は初層の裏面では引張応力である。その大きさは, 各層の溶接入熱によるのど断面平均温度上昇における溶接金属の降伏応力に等しく, 層数が増すほど大きくなる。表面の σ_x は層数の小さい間は圧縮応力であるが, 層数が増すと引張応力に移る。(Fig. 11(a))
- 3) 溶接線方向および直角方向の残留応力はいずれも最終層のすぐ前の層の表面付近において大きな引張応力となる。(Fig. 11)
- 4) 多層盛溶接で生じる残留応力には前層までに生じていた残留応力の影響はほとんどない。(Fig. 6)
- 5) 溶接線に直角方向の残留塑性ひずみは各層の裏面で大きな引張塑性ひずみとなる。(Fig. 13(a))
- 6) 同一のど厚の溶接を行なう場合は大入熱小数盛りの溶接を行なう方が残留応力・塑性ひずみともに

小さくなる。(Fig. 15)

- 7) 角変形量と初層裏面に生じる残留塑性ひずみの関係は、層間温度や溶接金属の降伏強度によって異なり、両者に一対一の対応関係は存在しない。
(Fig. 19)

謝 辞 本研究に対して有益なご討論を賜った溶接学会溶接構造研究委員会および日本造船学会溶接研究委員会第2分科会委員各位に対して深く謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 例えば渡辺, 佐藤, “溶接力学とその応用” 朝倉書店
- 2) Y. Ueda; “Analysis of Thermal Elastic-Plastic Stress and Strain during Welding” IIW X-616-71
- 3) 藤田, 野本: “熱弾塑性問題に関する研究 (その1)” 日本造船学会論文集, 第130号 (1971)
- 4) 辻: “一次元温度分布を有する矩形板の熱弾塑性応力問題に関する研究”, 造船協会論文集, 第115号 (1964)
- 5) 佐藤, 松井: “アーク溶接継手の収縮過程に関する研究 (第1報)”, 本誌, 第35巻 (1966)
- 6) 小林, 西川, 田村: “高張力鋼の多層溶接部における再熱割れについて”, 本会講演概要, 第11集 (1972)
- 7) 奥村, 荒木, 能戸: “HT80 のサブマージアーク溶接における横割れについて”, 本会講演概要, 第10集 (1972)
- 8) 荒木, 能戸, 原沢: “HT80 の多層すみ肉溶接部に発生する割れについて”, 本会講演概要, 第10集 (1972)
- 9) 浮田, 荒木, 永尾, 原沢: “多層すみ肉溶接部に発生する割れについて”, 本会講演概要, 第11集 (1972)

次 号 予 告

論 文

ろう付用アミン塩酸塩フラックスの作用機構に関する研究……………	{ 木岡大	原本森	邦	博男
鉄鋼溶接部における硫化物の挙動と凝固割れ (第3報) ……………	{ 仙松中	田川崎	富福博忠	男久二
Pb の Hot dip coating に関する研究 (第2報)……………	{ 植川	田村	正	博潔
金属溶浸漬急冷による鋼材溶接継手の疲れ強さ改善 (第5報) ……………	{ 益岩渡	本田辺	光	勇晃
遅れ割れによるぜい性破壊発生の研究……………	{ 西梶広吉	尾本実田	安勝常康	功正
テーパかたさ試験法確立のための検討……………	{ 稲村	垣松	道田	弘也
融点近傍における溶融金属の粘性と拡散粘性と表面張力などとの間の関係……………	{ 木岡飯	原本田	郁孝	登之夫
鉄鋼溶着金属の異常破面に関する研究 (第2報) ……………	{ 西吉岡三	尾田本浦	安康善	樹博
				男道
				弘之郎
				譲

資 料

はんだ脆性について……………	{ 石	崎	敬	三
	{ 稲	垣	博	己