- 協会 (1987) 23-36.
- 14) Ohta, A., Mawari, T. and Suzuki, N., Evaluation of Effect of Plate Thickness on Fatigue Strength of Butt Welded Joints by a Test Maintaining Maximum Stress at Yield Strength, Engng. Fracture Mech. 37 (1990) 987-993.
- 15) Ohta, A. and Mawari, T., Fatigue Strength Evaluation of Butt Welded Al-Mg Alloy: Test with Maximum Stress at Yield Strength, Fatigue & Fracture Engng. Materials & Structures 13 (1990) 53-58.
- 16) 松岡, 高橋, 藤井, 造論 171 (1992) 587-595.
- 17) ASME Boiler & Pressure Vessel Code Sec. VIII Div. 2.
- 18) 鋼材ワーキンググループ, 最近の建築用鋼材とその溶接, 溶誌 58 (1989) 491-499.
- 19) 佐藤, 寺崎, 溶誌 45 (1976) 560-568.

固有ひずみの関数表示法および推定法*

—固有ひずみ分布の関数表示による残留応力の推定法と測定法 (第 1 報)—

上田 幸雄**, 麻 寧緒***

Expression of Inherent strain in Form of Function and its Estimation*

—Estimating and Measuring Methods of Residual Stresses Using Inherent Strain Distribution Described as Functions (Report 1)—

by Yukio Ueda** and Ning Xu Ma***

When three dimensional welding residual stresses are measured based on inherent strains using Finite Element Method, too many inherent strain components in elements have to be specified to express their distribution. If these are determined experimentally, measurements of elastic strains must be made for points more than the inherent strain components. In order to reduce the number of measurements and to find the general distribution pattern of inherent strains, the functions are introduced to express the distribution of inherent strains instead of specifying those in individual elements. With the aid of functions describing the distribution of the inherent strains, the total number of unknown constants can be greatly reduced.

To verify this new method, residual stresses and inherent strains in bead-on-plate welds are estimated. The estimated residual stresses by simple functions show very good accuracy compared with those computed by thermal elastoplastic Finite Element analysis.

Key Words: Residual stresses, Inherent strains, Distribution functions, Estimating method, Bead-on-plate welds

1. 緒 言

溶接残留応力を推定する方法を大別すると、理論的および実験的方法に分けられる。すなわち、前者の例としては、溶接に伴う温度、応力、ひずみ履歴を逐次追跡する熱弾塑性解析が挙げられ、後者として、ひずみゲージやX線等を用いた物理的測定法がある。特に、残留応力の測定に関しては、上田、福田¹⁾らは固有ひずみを用いた3次元残留応力測定法の一般理論を提案し、その測定法に基づいて、いくつかの溶接継手について残留応力を測定している^{2,3)}。しかし、一般的な継手形状に対しては、まだ、いくつかの実用的な問題が存在している。たとえば、

1) 有限要素法の各要素に対して定義された固有ひずみを未知数とする方法 (以下では固有ひずみ分布の要素表示法、あるいは簡単に要素表示法と呼ぶ) を用いて、3次元残留応力を測定する場合には固有ひずみ成分の総数が非常に多くなる。また、それを決めるためには、少なくとも固有ひずみ成分の総数以上の計測ひずみが必要

である。これらの計測ひずみを測定するためには、切断などの加工が必要となるので、多くの労力と時間を要する。

2) 局所の詳細な分布を含めて3次元残留応力の分布を精度良く推定するためには、有限要素の分割を細かくする必要がある。この場合、固有ひずみの数が多く、その分布が複雑となる。従って、このような固有ひずみ分布から一般的な傾向を抽出することは非常に難しい。また、標準的な継手形式に対して求めた固有ひずみをデータベースの形で保存し、これに必要な修正を加えて実構造物における類似した溶接継手に生じた残留応力を推定しようとする場合に困難が生じる。

これらの問題を解決するために、継手形式ごとに適当な関数を選び、3次元固有ひずみ分布を関数表示する方法 (関数表示法と呼ぶ) を提案した。この場合には、固有ひずみ分布を決める形状係数の数だけの弾性ひずみを測定すれば、原理的には固有ひずみ分布が決定され、それにより残留応力が推定できる。さらに、その分布関数を基に、入熱量など種々の因子が変化した場合の固有ひずみの分布を系統的に整理したり、推定を行うことが可能となる。そこで、本報では、固有ひずみの関数表示法を3次元残留応力の測定に適用する前に、関数表示法の有効性を検討した。そのために、単純なビードオンプレート溶接を対象に、固有ひずみを関数表示した場合に再

*原稿受付 平成4年9月24日 平成4年8月 溶接構造研究委員会が発表

**正 員 大阪大学 Member, Osaka University

***学 生 員 大阪大学 Student Member, Osaka University

現される残留応力の精度について、熱弾塑性有限要素解析を用いて詳細な検討を行った。

2. 要素表示による固有ひずみの推定法

先ず、溶接継手を有限要素に分割する。溶接線近傍の要素には固有ひずみが存在すると仮定する。仮定した固有ひずみの数が q 個であり、それらを $\{\epsilon^*\}_q$ と表す。一方、個々の要素に生じる弾性ひずみおよび残留応力をそれぞれ $\{\epsilon^e\}$, $\{\sigma\}$ とすると、 $\{\epsilon^*\}_q$ と $\{\epsilon^e\}$, $\{\sigma\}$ の関係は次式で表される。

$$\left. \begin{aligned} \{\epsilon^e\} &= [H]\{\epsilon^*\}_q \\ \{\sigma\} &= [D]\{\epsilon^e\} \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

ここで、 $[H]$ は固有ひずみと弾性ひずみの関係を与える弾性応答マトリックスであり、 $[D]$ は弾性応力-ひずみマトリックスである。固有ひずみ $\{\epsilon^*\}_q$ を決定するためには、まず、 m 個の弾性ひずみ $\{\epsilon^e\}_m$ をデータとして用いる。固有ひずみ $\{\epsilon^*\}_q$ と弾性ひずみ $\{\epsilon^e\}_m$ の関係は次式で与えられる。

$$[H]_{mq}\{\epsilon^*\}_q = \{\epsilon^e\}_m \quad (2)$$

上記の方程式は、 $m \geq q$ で条件式の数 m が未知数の数 q よりも大きい場合、一般には、方程式を誤差無く完全に満足する解は存在しない。そこで、式(2)に表れる残差の2乗和を最小とする固有ひずみ $\{\epsilon^*\}_q$ を最良の解として採用する方法が考えられる。式(2)の誤差を $\{e\}$ とすれば、 $\{e\}$ は次式で定義される。

$$\{e\} = \{\epsilon^e\}_m - [H]\{\epsilon^*\}_q \quad (3)$$

式(3)に示された誤差 $\{e\}$ は $\{\epsilon^e\}_m$ を計測する際の測定誤差、 $[H]$ を有限要素法を用いて作成する際のモデリング誤差および $\{\epsilon^*\}_q$ を関数表示する際の表示誤差を含んでいる。本研究では、熱弾塑性有限要素法で得られた $\{\epsilon^e\}_m$ を用い、同じ要素分割で固有ひずみ $\{\epsilon^*\}_q$ を推定するため、測定誤差およびモデリング誤差が無いとする。したがって、ここで考慮する誤差は $\{\epsilon^*\}_q$ の表示誤差のみである。この時、誤差の2乗和 $E(\epsilon^*)$ は、次のように表される。

$$E(\epsilon^*) = \{e\}^T \{e\} = (\{\epsilon^e\}_m - [H]\{\epsilon^*\}_q)^T (\{\epsilon^e\}_m - [H]\{\epsilon^*\}_q) \quad (4)$$

ここで、誤差 $E(\epsilon^*)$ が最小となる条件は、 $E(\epsilon^*)$ の $\{\epsilon^*\}_q$ に関する1次微分がゼロになる事であるから、次式が得られる。

$$([H]^T [H])\{\epsilon^*\}_q = [H]^T \{\epsilon^e\}_m \quad (5)$$

上式の係数行列 $([H]^T [H])$ は正方向行列であるので、固有ひずみベクトル $\{\epsilon^*\}_q$ の各成分が独立であれば、式(5)を $\{\epsilon^*\}_q$ について解くことができる。すなわち、

$$\{\epsilon^*\}_q = ([H]^T [H])^{-1} [H]^T \{\epsilon^e\}_m \quad (6)$$

式(6)により固有ひずみ $\{\epsilon^*\}_q$ が定まれば、式(1)を用いて固有ひずみが作る残留応力を計算することができる。

3. 関数表示による固有ひずみの推定法

3.1 固有ひずみ分布の関数表示

一般に3次元弾性体中存在する各固有ひずみ成分 ϵ_s^* ($s=x, y, z, xy, yz, zx$) は座標 x, y, z の関数である。ここでは、各固有ひずみ成分の分布を次式で示される級数として表現する。すなわち、

$$\epsilon_s^*(x, y, z) = \sum_{i=1}^L \sum_{j=1}^M \sum_{k=1}^N A_{ijk} h_i^s(x) f_j^s(y) g_k^s(z) \quad (7)$$

ただし $s=x, y, z, xy, yz, zx$

ここで、 $h_i^s(x)$, $f_j^s(y)$, $g_k^s(z)$ は固有ひずみ成分 ϵ_s^* の x, y, z 方向分布関数(形状関数と呼ぶ)である。また、 A_{ijk}

を形状関数 $h_i^s(x)$, $f_j^s(y)$, $g_k^s(z)$ に対応する形状係数と呼ぶ。 L, M, N は形状関数の最高次数(以下では形状関数の次数と呼ぶ)である。それらの形状関数は固有ひずみ分布領域の外では零にならなければならない。

まず、固有ひずみの s 成分 ϵ_s^* に対して、式(7)をマトリックスで表すと、

$$\epsilon_s^*(x, y, z) = \{P^s\}_p^T \{A^s\}_p \quad (8)$$

ただし $p_s = L \times M \times N$

ここで、 $\{P^s\}$ と $\{A^s\}$ および p_s はそれぞれ固有ひずみ成分 ϵ_s^* の分布を決める形状関数ベクトルと形状係数ベクトルおよび形状係数の総数である。

さらに、固有ひずみの全6成分 ϵ_s^* ($s=x, y, z, xy, yz, zx$) に対して、次式が成立する。

$$\{\epsilon_s^*\} = \{\epsilon_x^*, \epsilon_y^*, \epsilon_z^*, \gamma_{xy}^*, \gamma_{yz}^*, \gamma_{zx}^*\}^T = [P]\{A\}_p \quad (9)$$

ただし $p = 6p_s$

ここで、 p_s および p はそれぞれ各固有ひずみ成分 ϵ_s^* における形状係数の総数とすべての固有ひずみ成分に対する形状係数の総数を意味する。形状係数ベクトル $\{A\}_p$ および形状関数マトリックス $[P]$ はそれぞれ(10)および式(11)のように表すことができる。

$$\{A\}_p = \{A^x, A^y, A^z, A^{xy}, A^{yz}, A^{zx}\}_p^T \quad (10)$$

$$[P] = \begin{bmatrix} P^x & & & & & \\ & P^y & & & & \\ & & P^z & & & \\ & & & P^{xy} & & \\ & & & & P^{yz} & \\ 0 & & & & & P^{zx} \end{bmatrix} \quad (11)$$

このように、固有ひずみを形状係数 $\{A\}_p$ と形状関数マトリックス $[P(x, y, z)]$ により関数表示した場合、ある形状を持つ弾性体 V に生じる弾性ひずみ成分 ϵ_s^e と残留応力成分 σ_s は概念的に次式で関係付けられる。

$$\epsilon_s^e(x, y, z) = \phi_s(V, \{A\}_p, [P(x, y, z)]) \quad (12)$$

$$\sigma_s(x, y, z) = \psi_s(V, \{A\}_p, [P(x, y, z)]) \quad (13)$$

なお、上の関係を決める関数 ϕ_s , ψ_s は弾性理論に基づく解析解あるいは有限要素法を用いて求めることができるが、ここでは、有限要素を用いる。

3.2 関数表示による固有ひずみ分布の推定法

式(2)と同じように、固有ひずみ分布の形状係数ベクトル $\{A\}_p$ と計測弾性ひずみ $\{\epsilon^e\}_m$ の対応関係は次式で与えられる。

$$[G]_{mp}\{A\}_p = \{\epsilon^e\}_m \quad (14)$$

ここで、式(14)の $[G]_{mp}$ は固有ひずみ分布の形状係数と計測弾性ひずみとの関係を与える弾性応答マトリックスである。

具体的には、マトリックス $[G]_{mp}$ の成分 G_{ij} は仮想的に j 番目の形状係数 A_j のみが1であり、他の形状係数 A_k ($k \neq j$) が零であるときに、弾性体の i 点に生じた弾性ひずみ ϵ^e の大きさを表す。すなわち、

$$G_{ij} = \epsilon_i^e \quad (15)$$

ただし $\{A\}_p = \{0, \dots, 0, A_j (=1), 0, \dots, 0\}_p^T$

したがって、このマトリックスは有限要素法による弾性解析を p 回繰返すことにより作成できる。

一方、固有ひずみを要素表示した場合と同様、残差は $\{e\} = \{\epsilon^e\}_m - [G]\{A\}_p$

となる。さらに、残差の2乗和の最小条件より、形状係数ベクトル $\{A\}_p$ が求まる。すなわち、

$$\{A\}_p = ([G]^T [G])^{-1} [G]^T \{\epsilon^e\}_m \quad (17)$$

また、 $\{A\}_p$ が求まれば、各要素の弾性ひずみは式(14)を用

いて計算でき、残留応力を推定することができる。このように、固有ひずみを関数表示した場合には、形状係数の総数 p は固有ひずみの成分総数 q 以下であれば、任意に選ぶことができるため、要素表示を用いた推定法より少ない計測ひずみから残留応力を推定することが可能になる。

ここで、関数表示された固有ひずみ分布を用いて再現した残留応力の精度を評価するために、熱弾塑性解析により直接計算した m 個の残留応力成分 $\{\sigma^m\}$ と関数表示された固有ひずみを用いて再現した残留応力 $\{\sigma^e\}$ の残差の二乗和の平方根と、直接計算した残留応力の二乗和の平方根との比 (Normalized root mean square error) を全体誤差 E_r として導入する。すなわち、

$$E_r = \frac{\sqrt{\sum_{i=1}^m (\sigma_i^m - \sigma_i^e)^2}}{\sqrt{\sum_{i=1}^m (\sigma_i^m)^2}} \quad (18)$$

一方、局部残留応力に対しては、直接計算した残留応力と再現した残留応力の残差の最大値と溶接金属の降伏応力 σ_{yw} の比を局部相対誤差 (Local relative error) e_r とする。すなわち、

$$e_r = \frac{\max |\sigma_i^m - \sigma_i^e|}{\sigma_{yw}} \quad (i=1, 2, \dots, m) \quad (19)$$

4. ビードオンプレート溶接の残留応力と固有ひずみ

4.1 解析条件

ビードオンプレート溶接された板は十分長く、溶接速度は十分速いと仮定すると、継手の中央部分では自由端部の影響はなくなり、変形前の横断面が変形中も変形後も平面を保つと仮定できる。そのため、解析には平面変形条件を採用し、熱弾塑性有限要素法を用いて、溶接により中央断面に生じる3次元残留応力を解析した。

ビードオンプレート溶接における残留応力には4つの成分がある。それらは溶接線方向の応力 σ_x 、板幅方向の応力 σ_y 、板厚方向の応力 σ_z および剪断応力 τ_{yz} である。残留応力の成分と対応する固有ひずみにもそれぞれ ϵ_x^* , ϵ_y^* , ϵ_z^* , γ_{yz}^* の成分が存在するが、剪断固有ひずみ γ_{yz}^* の影響は小さいので、これを無視し、固有ひずみの垂直成分⁴⁾ ϵ_x^* , ϵ_y^* , ϵ_z^* のみが存在すると仮定する。

4.2 固有ひずみの分布領域

固有ひずみの分布を推定するために、固有ひずみの分布領域 (形状と大きさ) を先に設定しなければならない。そのために、ビードオンプレート溶接による各点の最高

Fig. 1 Contour lines of max. temperature in thermal cycle and boundary between plastic and elastic zones.

Fig. 2 Shape of inherent strain zones in bead-on-plate weld.

到達温度の等温線および塑性ひずみの領域を Fig. 1 に示した。Fig. 1 から明らかなように、両者はほぼ楕円状であるので、固有ひずみの分布領域を Fig. 2 に示されたように楕円とした。ただし、各固有ひずみ成分により分布領域を表す楕円の大きさは異なる。

4.3 固有ひずみ分布の関数表示

ビードオンプレート溶接における固有ひずみ成分 ϵ_s^* ($s=x, y, z$) を半径 r および θ の関数で表す。すなわち、

$$\epsilon_s^*(r, \theta) = \sum_{i=1}^M \sum_{j=1}^N A_{ij}^s f_i(r) g_j^s(\theta) \quad (20)$$

ただし $s=x, y, z$

さらに、半径 r および θ をそれぞれ無次元量 ξ_s および ω に変換すると、固有ひずみの分布関数が式(21)となる。

$$\epsilon_s^*(\xi_s, \omega) = \sum_{i=1}^M \sum_{j=1}^N A_{ij}^s f_i(\xi_s) g_j^s(\omega) \quad (21)$$

ただし $s=x, y, z$, $\xi_s=r/R_s$, $\omega=\theta/(\pi/2)$

ここで、 R_s は Fig. 2 に示された原点 O から固有ひずみ成分 ϵ_s^* の分布領域の境界線までの距離である。 $\theta=0$ および $\theta=\pi/2$ はそれぞれ板幅方向の軸 y および板厚方向の軸 z に対応する。固有ひずみの分布領域の大きさは成分ごとに異なる。固有ひずみ分布を表示する関数系は種々の形態が考えられるが、本研究では形状関数 $f_i(\xi_s)$ および $g_j^s(\omega)$ として非常に簡単な無次元座標のべき関数を採用した。ここで、選んだべき関数は、各固有ひずみ成分に対して同じ形であり、固有ひずみとその分布領域と母材の境界線で零になり、また、 r および θ 方向に対して多項式表示することができる。すなわち、

$$\epsilon_s^*(\xi_s, \omega) = \sum_{i=1}^M \sum_{j=1}^N A_{ij}^s (1 - \xi_s^2) \omega^{j-1} \quad (22)$$

4.4 関数表示法による固有ひずみの推定

4.4.1 計測弾性ひずみおよび推定手順

まず、平面変形条件を仮定し、有限要素法を用いた熱弾塑性解析によりビードオンプレート溶接残留応力を計算した。次に、熱弾塑性解析で得られた弾性ひずみを計測弾性ひずみとして想定し、固有ひずみを推定した。

4.4.2 固有ひずみの分布領域の決定

Fig. 2 に示したように固有ひずみ成分 ϵ_x^* , ϵ_y^* , ϵ_z^* の分布領域を表す楕円の大きさをそれぞれ R_x , R_y , R_z で表す。 R_x , R_y , R_z の値については、誤差を最小にする値を数値計算に基づく試行錯誤により探索する形で決定することができる。

しかし、すべての固有ひずみ成分の分布領域を未知変数とした場合、探索に要する数値計算量が非常に多くなる。そのため、まず、 ϵ_x^* の分布領域 R_x は Fig. 3 に示した熱弾塑性解析で得られた塑性ひずみ ϵ_p^x の分布および残留応力 σ_x の分布から決める。すなわち、 ϵ_x^* および σ_x

Fig. 3 Distributions of plastic strain ϵ_p^x and residual stress σ_x computed by thermal elastoplastic analysis.

Fig. 4 Effect of distribution zones of inherent strains on accuracy of estimated residual stresses. (E_r : normalized root mean square error, e_r : local relative error)

の分布を見ると、 ϵ_p^x の分布幅と σ_x の引張側から圧縮側への分布の圧縮側の折れ曲り点までの幅がほぼ一致している。したがって、 R_x として、 ϵ_p^x の分布幅を採用する。一方、 ϵ_p^y と ϵ_p^z の分布領域は多少に異なるが、数値計算を簡単にするため、近似的に同じで、 ϵ_p^x の分布領域 R_0 ($=R_x$)より小さく、 R ($=R_y=R_z$)と仮定する。ただし、 R は未知数なので、次のような手順でこれを求める。すなわち、 R/R_0 の比を1.0から順次小さくした場合について、残留応力を再現し、それぞれの場合の推定誤差を求め、誤差が最小となる R/R_0 の値を固有ひずみの分布領域として採用する。Fig. 4は固有ひずみの領域(R/R_0)が推定した残留応力の誤差に及ぼす影響を示す。全体誤差 E_r も局部誤差 e_r も R/R_0 が0.6の近辺で最も小さい。これにより、板幅方向の固有ひずみ ϵ_p^y と板厚方向の固有ひずみ ϵ_p^z の分布領域は溶接線方向の固有ひずみ ϵ_p^x の分布領域より小さく、約60%の大きさであることが分る。

さらに、精度を向上するために、 ϵ_p^y と ϵ_p^z の分布領域が異なるとして計算することができる。たとえば、 ϵ_p^y と ϵ_p^z の分布領域の大きさをそれぞれ ϵ_p^x の分布領域の約60%と55%とすると、誤差が ϵ_p^y と ϵ_p^z の分布領域を同じとする場合より小さくなる。以下では固有ひずみと残留応力を推定するとき、これらの固有ひずみ分布領域を選んだ。

Fig. 6 Effect of total number of unknown constants of assumed shape functions on accuracy of estimated residual stresses. (E_r : normalized root mean square error, e_r : local relative error)

4.4.3 固有ひずみと残留応力の推定結果

各固有ひずみ成分に対して分布領域が異なる場合に、それぞれ次数が1次、2次および4次の形状関数を用いて推定した固有ひずみと残留応力の、45°傾斜した断面上での分布をFig. 5に示す。同図中のTEPAとISEAはそれぞれ熱弾塑性解析結果と固有ひずみによる弾性解析結果を意味する。以下では同じ意味に用いる。溶接接線方向の固有ひずみ ϵ_p^x 、板幅方向の固有ひずみ ϵ_p^y 、板厚方向の固有ひずみ ϵ_p^z のいずれについてもその分布は単純な形状になる。しかし、次数の大小にかかわらず、推定した残留応力と熱弾塑性直接計算した残留応力の分布形状は良く対応している。また、次数が高くなると、固有ひずみの分布を決める形状係数の数が多くなるため、Fig. 6に示されたように残留応力の全体誤差 E_r 、局部 e_r 共に小さくなる。しかし、次数が2次以上になると、誤差の変化は小さくなる。固有ひずみ分布を2次の形状関数で表示する場合、各固有ひずみ成分における形状係数の総数が4であり、理論的には各成分の計測値は4で、全固有ひずみ分布を決定することができる。したがって、本法では、必要な計測点数は従来の要素表示法より大幅に軽減される。

一方、Fig. 5に示されたように局部最大誤差はHAZと母材の境界近傍で生じている。これは熱弾塑性解析で得られた応力分布がその境界近傍で角を持つのに対して、連続関数で表示された固有ひずみが作る応力は滑らかな分布になっているためである。このようなHAZと母材の境界近傍を除くと、精度良く残留応力分布が推定できることが分る。

5. 溶接金属と母材の降伏応力が異なる場合

溶接継手部の材料特性に注目すると、溶接金属の強度が母材と同等である場合、母材のそれより高い場合(Overmatching)および低い場合(Undermatching)がある。ここでは、溶接金属と母材の強度が異なる場合を対象として、残留応力および固有ひずみの推定法を示す。

5.1 固有ひずみ分布の近似的関数表示

理論的には、式(22)で示された連続的な固有ひずみ分布関数がHAZを含めた溶接金属部と母材の降伏応力が異なる場合にも適用できるが、高い精度の残留応力および

Fig. 5 Inherent strain distributions estimated by assumed shape functions and residual stress distributions computed by TEPA and ISEA. (TEPA: thermal elastoplastic analysis, ISEA: inherent strain elastic analysis)

降伏応力の不連続性を反映した固有ひずみの分布を得るために必要な形状関数の次数が高くなると考えられる。ここでは、簡単のため、溶接金属の相変態による膨張がなく、溶接金属とHAZの降伏応力は同じであると仮定する。溶接金属およびHAZと母材の降伏応力の差を近似的に考慮する方法として固有ひずみ分布に降伏応力の差に対応した付加量 $\Delta \epsilon_s^*$ を導入した。この場合、固有ひずみの分布は次式で与えられる。

$$\epsilon_s^*(\xi_s, \omega) = \sum_{i=1}^M \sum_{j=1}^N A_{ij}^s (1 - \xi_s)^j \omega^{i-1} + \Delta \epsilon_s^* \quad (23)$$

ここで、付加量 $\Delta \epsilon_s^*$ は溶接金属とHAZの領域のみに存在するが、母材での値は零である。

Fig. 7 は溶接金属の降伏応力 (450 MPa または 250 MPa) が母材の降伏応力 (330 MPa) と異なる場合に、 $\Delta \epsilon_s^*$ を未知数として含む 2 次の形状関数により推定した固有ひずみおよび残留応力を示す。Fig. 7 と Fig. 5 (c) 比較すると、溶接金属およびHAZの降伏応力の相対的大きさが溶接線方向の固有ひずみ ϵ_x^* に大きく影響するが、板幅方向の固有ひずみ ϵ_y^* と板厚方向の固有ひずみ ϵ_z^* には影響をほとんど与えないことが分る。

5.2 固有ひずみ付加量 $\Delta \epsilon_s^*$ の近似

一般に、溶接金属およびHAZ部の溶接線方向の残留応力 σ_x は降伏応力にはほぼ一致するが、板幅方向の残留応力 σ_y および板厚方向の残留応力 σ_z は降伏応力より小さ

Fig. 7 Residual stress distributions estimated by assumed shape functions with additional inherent strain increment $\Delta\epsilon_s^*$ for weld metal and HAZ. (TEPA: thermal elastoplastic analysis, ISEA: inherent strain elastic analysis)

Fig. 8 Residual stress distributions estimated by assumed shape functions with approximately value $\Delta\epsilon_s^* \equiv \epsilon_{yw} - \epsilon_{yB}$ for weld metal and HAZ. (TEPA: thermal elastoplastic analysis, ISEA: inherent strain elastic analysis)

く、これらについては溶接金属およびHAZの降伏応力の変化に伴う差はほとんど生じない。したがって、固有ひずみの付加量は、 $\Delta\epsilon_x^*$ については確かに存在するが、それに直交する $\Delta\epsilon_y^*$ 、 $\Delta\epsilon_z^*$ は微量量として無視することにする。そこで、固有ひずみの付加量 $\Delta\epsilon_x^*$ は溶接金属およびHAZと母材の降伏ひずみの差に等しいとし、その

大きさを次のように近似する。

$$\left. \begin{aligned} \Delta\epsilon_x^* &\equiv \epsilon_{yw} - \epsilon_{yB} = (\sigma_{yw} - \sigma_{yB})/E \\ \Delta\epsilon_y^* &\equiv \Delta\epsilon_z^* \equiv 0 \end{aligned} \right\} \quad (24)$$

ここで、 ϵ_{yw} と ϵ_{yB} はそれぞれ溶接金属と母材の降伏ひずみである。 σ_{yw} と σ_{yB} はそれぞれ溶接金属と母材の降伏応力であり、Eは材料のヤング率である。Fig. 8(a)と

Fig. 8 (b)はそれぞれ溶接金属およびHAZの降伏応力が高い場合と低い場合に対して式(24)の固有ひずみ付加量 $\Delta\epsilon_x^*$ を用いて推定した残留応力を示す。同図により、 $\Delta\epsilon_x^*$ をあらかじめ定数として与えた場合にも、残留応力は十分な精度で推定できることが分る。

6. 結 論

- 1) 3次元固有ひずみ分布の関数表示法および推定法を提案した。
- 2) ビードオンプレート溶接における固有ひずみは横断面上で、ほぼ楕円領域に分布しており、分布領域の大きさは各固有ひずみ成分により異なる。
- 3) ビードオンプレート溶接における3次元固有ひずみの関数表示を用いて残留応力を再現した。再現された残留応力は熱弾塑性有限要素法を用いて解析した残留応力と良く一致する。
- 4) 固有ひずみ分布を関数表示することにより、少ない未知パラメーター(すなわち少ない計測数で、局部的分布を含めた残留応力の推定が可能になる。また、固有ひずみの関数表示法による残留応力計測の効率化の可能

性を示した。

5) 溶接金属およびHAZと母材の降伏応力が異なる場合にも、溶接線方向の付加量 $\Delta\epsilon_x^*$ を用いることにより、未知変数の数を増すことなく、残留応力が精度良く再現できる。

終わりに、本研究を行うに当たって、有益な助言を頂いた大阪大学溶接工学研究所助教授村川英一氏に御礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 上田幸雄, 福田敏二ら: 残留応力の有限要素法に基づく測定原理と推定値の信頼性, 日本造船学会論文集, 第138号(1975)。
- 2) 上田幸雄, 福田敏二ら: 固有ひずみ論に基づく3次元残留応力測定法, 日本造船学会論文集, 第145号, 昭和54年5月。
- 3) 上田幸雄, 福田敏二ら: 長い溶接継手の3次元残留応力測定理論, 日本溶接学会誌, 第12号, 第49巻(1980)。
- 4) 藤本二男: 溶接残留応力の解析, 日本溶接学会誌, 昭和34年3月, 昭和37年3月, 昭和37年8月。
- 5) 上田幸雄, 袁敏剛: 残留応力の生成源を用いた残留応力推定法, 日本溶接学会論文集, 第1号, 第6巻(1988)。

オーステナイト系ステンレス鋼溶接金属の不均一変形挙動*

佐伯 義隆**, 小松 伸一***, 松田 昭一****

Non-uniform Deformation Behaviour of Austenitic Stainless Steel Weld Metals*

by Yoshitaka Saeki**, Shin-ichi Komatsu*** and Syoichi Matsuda****

In order to clarify a cause of non-uniform deformation behaviour of austenitic stainless steel weld metals produced with high heat input, crystallographic orientation and internal strain of columnar crystals were studied.

The grain structure of weld metals consists of a central band and both side arms. As the weld metal was stretched along transverse direction to the weld line, the elongation of the central band was larger than that of the side arms of weld metals. Therefore, the thinning of the central band occurred.

Average value of Schmid factor of the columnar crystals in the central band with respect to the tensile direction was the same with that of side arms. While, larger internal strain is observed for the crystals in the side arms in comparison with in the central band.

It is concluded that the thinning of the central band during tensile deformation is due to smaller internal strain of the central band than that of the side arms.

Key Words: Stainless steel, Submerged arc weld metal, Non-uniform deformation, Columnar crystal, Crystallographic orientation, Schmid factor, Preferred orientation, Internal strain

1. 緒 言

溶接金属の結晶は固相-液相の界面に垂直に凝固成長し、柱状晶組織を形成する。しかしながら、凝固時の熱流方向が溶接金属の各領域で違うのでこの界面の向きも

異なり、結晶成長方向も変化する。結晶には容易成長方向があり、面心立方金属や体心立方金属の場合には柱状晶の成長方向に〈100〉の集合組織が形成される¹⁾。したがって、溶接金属の各領域ではそれぞれ異なった方向にこの〈100〉集合組織が発達することになる。

集合組織の発達の方向が溶接金属のそれぞれの領域で異なれば、強度や変形挙動が溶接金属内で様にならないことも考えられる。もし、一様でない場合には溶接線に垂直に負荷したときや、溶接による角変形の矯正のために曲げ加工をしたときなどでは、溶接金属は不均一な変形をすることになる。また、特定方向に集合組織が発達したために、溶接金属の強度が低下することも考えら

*原稿受付 平成4年8月7日 平成3年度秋季全国大会で発表

**正 員 名古屋工業大学 Member, Nagoya Institute of Technology

*** 名古屋工業大学(院)(現日本ガイシ) Graduate School, Nagoya Institute of Technology

**** 名古屋工業大学 Nagoya Institute of Technology