

曲がりブロック溶接変形の推定法

正 員 松 岡 一 祥* 吉 井 徳 治*
 安 藤 孝 弘* 正 員 宇 野 清 隆**

An Estimation Method on Deformation in Welded Built-up Block with Curved Shell Plate

by Kazuyoshi Matsuoka, *Member* Tokuharu Yoshii
 Takahiro Andoh Kiyotaka Uno, *Member*

Summary

Precision of a ship building block gives large influence on a number of works to load the block into a dockyard. So many research projects have been carried out, and measurements of weld deformation and investigations to estimate weld shrinkage have been promoted. However, the methods applicable to a curved block that has curved shell plates were limited.

In this paper, the calculation methods on weld deformation are reviewed, and a new method applicable to the curved block is proposed. The results of experiments, in which weld deformations were measured in two models, are compared with the calculated values using the proposed method. Both experimental and calculated values are in good agreement, and the availability of the method is confirmed.

1. 結 言

船舶の建造ではブロックの精度がその搭載時の工数に大きな影響を与える。そこで、板継ぎ、小組、中組および大組の各段階を追って、溶接変形を計測、評価し、その実用的な推定方法の開発研究が押し進められている¹⁾。そして、部品寸法に溶接収縮量を考慮するための伸ばし、伸べ尺等の高精度化が図られ、平行ブロックについては成果が出始めている²⁾。しかし、曲面外板を含む曲がりブロックの溶接では溶接による熱収縮と面外変形が連成し、面内収縮を想定した伸ばし、伸べ尺等だけでは対応できない溶接変形が生じる。

曲面構造の溶接変形の計算方法としては、鋼管構造の溶接残留応力を主目標とした研究^{3,4)}に、一般的な表現が見られる。しかし、その数学的に厳密な取り扱いには、多大な作業が必要であり、現実には、溶接線方向の収縮による

影響だけを取り扱っている。一方、溶接による3つの変形成分、縦収縮、横収縮および角変形を汎用FEMで実現する方法として溶接線方向収縮力（縦収縮力，Tendon Force⁵⁾）と多点拘束を用いる手法⁶⁾がある。

本論文では、曲がりブロックに適用できる溶接変形の計算方法を整理し、実現可能な手法を提案する。曲がりブロックの一部を想定した模型試験を行い、提案手法による計算結果と実験結果と比較してその有効性を示す。

2. 溶接変形の計算方法

2.1 固有応力法による曲面構造の取り扱い³⁾

(1) 固有応力法

溶接残留応力などの内部応力 σ^{ij} があるとする。応力 σ^{ij} との間にフック則などの構成式が成立するひずみを弾性ひずみ ε_{ij}^E とする。固有ひずみ ε_{ij}^I を仮定し、変形と対応する全ひずみ ε_{ij} がこの仮定された固有ひずみと弾性ひずみの和とする。弾性体と仮定すれば、

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^E + \varepsilon_{ij}^I \quad (1)$$

$$\sigma^{ij} = D^{ijkl} \varepsilon_{kl}^E \quad (2)$$

ここに、 D^{ijkl} は構成テンソルである。以降、上下の添え字の組については総和規約に従う。

(2)式に(1)式を代入して整理すると、

* 船舶技術研究所, Ship Research Institute

** 日本鋼管株式会社, NKK Cooperation

$$\begin{aligned}\sigma^{ij} &= D^{ijkl}(\varepsilon_{kl} - \varepsilon_{kl}^I) \\ &= D^{ijkl}\varepsilon_{kl} + \sigma_I^{ij}\end{aligned}\quad (3)$$

$$\text{ただし, } \sigma_I^{ij} = -D^{ijkl}\varepsilon_{kl}^I \quad (4)$$

となる。(4)式により固有ひずみと関係付けられる応力が固有応力である。

固有応力法には、変形と対応する全ひずみ ε_{ij} を計算するための2つのオペレータ、仮想体積力と仮想外力が用意されている。

熱応力問題における Duhamel の相似定理⁶⁾の手法を内部応力に用いる。物体内部を V 、境界を S とする。体積力がない場合、内部応力の釣り合い条件は(5)式となる。

$$\sigma^{ij}|_j = (D^{ijkl}\varepsilon_{kl})|_j = \sigma_I^{ij}|_j = 0 \quad (\text{in } V) \quad (5)$$

ここに、 $|_j$ は共変微分記号である。一方、内部応力の定義(外力が働いていない)から(6)式が得られる。

$$\sigma^{ij}n_j = D^{ijkl}\varepsilon_{kl}n_j + \sigma_I^{ij}n_j = 0 \quad (\text{on } S) \quad (6)$$

ここに、 n_j は境界 S 上での外向き法線ベクトルである。

(5)、(6)式により「物体内部に仮想体積力 $B_i^j = \sigma_I^{ij}|_j$ が働き、境界で仮想外力 $F_i^j = -\sigma_I^{ij}n_j$ が働く弾性問題の解は、応力 $D^{ijkl}\varepsilon_{kl}$ を与える。」ことがわかる。

以上から、溶接により生じる固有応力 σ_I^{ij} の分布形状がわかれば、仮想外力 $F_i^j = -\sigma_I^{ij}n_j$ と仮想体積力 $B_i^j = \sigma_I^{ij}|_j$ を用いて溶接変形が計算できる。

(2) 曲面構造における仮想体積力

仮想外力 $F_i^j = -\sigma_I^{ij}n_j$ の求め方は比較的簡単であるのに対し、共変微分による仮想体積力 $B_i^j = \sigma_I^{ij}|_j$ の計算法には若干の説明が必要である。

直線でない溶接ビードの断面図心を結ぶ曲線 $\mathbf{r}(s)$ ($\mathbf{r}$ は位置ベクトル) を考える。パラメータ s をこの曲線の弧長とすれば、

$$|d\mathbf{r}/ds| = 1, (d\mathbf{r}/ds) \cdot (d^2\mathbf{r}/ds^2) = 0$$

である。ここに、 $\cdot$ は内積を表している。 $|d^2\mathbf{r}/ds^2| = \lambda(s)$ として、単位接線ベクトル $\mathbf{t}(s) = d\mathbf{r}/ds$ および単位主法線ベクトル $\mathbf{n}(s) = (d^2\mathbf{r}/ds^2)\lambda(s)$ が定まる。さらに、単位陪法線ベクトル $\mathbf{b}(s) = \mathbf{t}(s) \times \mathbf{n}(s)$ を定める。ここに $\times$ は外積を表している。以上により、局所ユークリッド空間(基ベクトルを $\mathbf{t}, \mathbf{n}, \mathbf{b}$ とする)が定義され、以下の関係式が得られる。

$$|\mathbf{t}| = |\mathbf{n}| = |\mathbf{b}| = 1 \quad (7)$$

$$\mathbf{t} \cdot \mathbf{n} = \mathbf{n} \cdot \mathbf{b} = \mathbf{b} \cdot \mathbf{t} = 0 \quad (8)$$

$$d\mathbf{t}(s)/ds = \lambda(s)\mathbf{n}(s) \quad (9)$$

$$d\mathbf{n}(s)/ds = -\lambda(s)\mathbf{t}(s) + \mu(s)\mathbf{b}(s) \quad (10)$$

$$d\mathbf{b}(s)/ds = -\mu(s)\mathbf{n}(s) \quad (11)$$

ただし、 $\lambda(s) = |d^2\mathbf{r}/ds^2|$ は曲率、 $\mu(s) = |d\mathbf{b}/ds|$ は捩率である。

基ベクトル $\mathbf{g}_i$ が3つの単位ベクトル $\mathbf{t}, \mathbf{n}, \mathbf{b}$ と一致するように座標 s^i を定める。すなわち、 $s^1:\mathbf{g}_1 = \mathbf{t}, s^2:\mathbf{g}_2 = \mathbf{n}$ および $s^3:\mathbf{g}_3 = \mathbf{b}$ とする (Fig. 1 参照)。この時、計量テンソル G^{ij}, G_{ij} および反変基ベクトル $\mathbf{g}^i$ が以下になる。

$$G^{ij} = G_{ij} = 1 \quad (i=j) \quad (12)$$

$$G^{ij} = G_{ij} = 0 \quad (i \neq j) \quad (13)$$

$$\mathbf{g}_i = \mathbf{g}^i \quad (i=1 \sim 3) \quad (14)$$

基ベクトルを共変微分し、(7)から(11)式およびクリストフェル記号の定義に従うと、(15)から(18)式の成分を除いてクリストフェル記号 Γ_{jk}^i は0となる。

$$\Gamma_{11}^1 = \lambda \quad (15)$$

$$\Gamma_{21}^1 = \Gamma_{12}^1 = -\lambda \quad (16)$$

$$\Gamma_{21}^3 = \Gamma_{12}^3 = \mu \quad (17)$$

$$\Gamma_{31}^2 = \Gamma_{13}^2 = -\mu \quad (18)$$

これを用いて、(5)式を(19)式の共変微分の定義に従って計算することで、仮想体積力が計算できる。

$$B_i^j = \sigma_I^{ij}|_j = \partial\sigma_I^{ij}/\partial s^j + \Gamma_{jk}^i\sigma_I^{kj} + \Gamma_{jk}^j\sigma_I^{ik} \quad (19)$$

(3) 固有応力法の厳密な適用の限界

固有応力の分布形状が定まっている場合、(5)と(19)式の仮想体積力および(6)式の仮想外力を負荷して構造解析を行えば、溶接変形が計算できる。

溶接変形および残留応力を、熱弾塑性解析あるいは固有ひずみを用いて有限要素法で計算する場合には、細かい要素分割と多大な積分点数が必要である。仮想体積力と仮想外力を用いる固有応力法は、粗い要素分割で溶接変形およびそれに対応する応力を計算するために開発された。特に、曲面構造の溶接線方向の収縮による面外変形を精度よく計算することに威力を発揮した⁴⁾。Fig. 2 に溶接線方向の収縮力による、仮想体積力 B_I と仮想外力 F_I の様子を示す。仮想体積力は、曲がった溶接線の曲率円の中心に向かって、仮想外力は溶接始末端で溶接線を縮める方向に働く。これらの力は溶接線垂直断面での固有応力の積分値と溶接線の幾何形状から決定され、節点外力に変換して負荷される。

溶接線方向の収縮の3次元影響を簡単に評価できるこの方法も、固有応力の溶接線直角方向分布形状の影響を考慮するには、多大な労力が必要となる。溶接線直角方向分布の中で、板厚方向の分布により角変形が生じるが、(5)と(19)式の仮想体積力で有意な角変形を形成するためには、板厚方向の要素分割が必要になり、初めのもくろみであっ

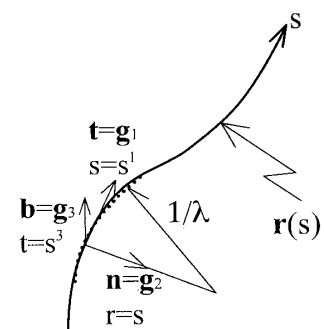


Fig. 1 Coordinate system

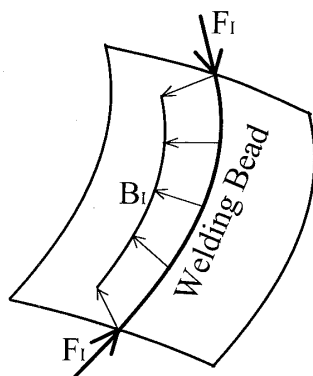


Fig. 2 Imaginary body force B_I and imaginary external force F_I

た粗い要素分割を捨てざるを得ない。横収縮を生じさせる板幅方向の分布についても事情は同じである。

溶接線方向の収縮について粗い要素分割が適用できた理由は、固有応力を集中的な節点荷重として負荷したことにある。上述の角変形および横収縮の要因となる溶接線に垂直な断面上での固有応力の分布も、節点に集中する物理量として取り扱えるなら、粗い要素分割が適用可能となる。

2.2 多点拘束による簡易法⁵⁾

(1) 固有応力と溶接変形

比較的長く条件一定の溶接では固有応力の分布は2次元である。溶接線に垂直な断面に、Fig. 3の座標を取る。溶接線(z)方向に固有応力が変化しないとし、この断面での固有応力の分布形状を(20)式と仮定する。

$$\sigma_f^z(x, y) = \sigma_f^z(x, y) = f_1(\sigma_y) f_2(x) f_3(y) \quad (20)$$

ここに、 σ_f^z および σ_f^x はそれぞれ固有応力の溶接変方向および板幅方向成分、 σ_y は降伏応力であり、(20)式は座標 x, y の変数分離表現である。

関数 f_1 から f_3 は、ビードオン⁷⁾ およびすみ肉溶接⁸⁾ について以下のように求められている。

$$f_1(\sigma_y) = \alpha \sigma_y \quad (21)$$

$$f_2(x) = \exp(-\pi x^2/B^2) \quad (22)$$

$$B = \beta(\gamma Q/\sigma_y)^{1/2} \quad (23)$$

$$f_3(y) = \sum_{n=0}^{\infty} \exp\{-\pi(\lambda y_n/B)^2\} \quad (24)$$

$$y_n = |y + \{(-1)^n(n+0.5) - 0.5\}T| \quad (25)$$

ここに、 α, β, γ および λ は定数、 Q は入熱量、 T は板厚である。 B は固有応力の分布幅を代表する長さである。

α, β, γ および λ の定数はそれぞれ、

$$\alpha = 1.942, \quad \gamma = 0.16, \quad \lambda = 1.788$$

$$\beta = 1.357 \quad (\text{bead on plate})$$

$$1.199 \quad (\text{fillet weld})$$

である。

(24)式の $f_3(y)$ は、(25)式の鏡像の重ね合わせで板の表裏面の影響を考慮している。関数 $f_3(y)$ が $\lambda T/B$ によりそ

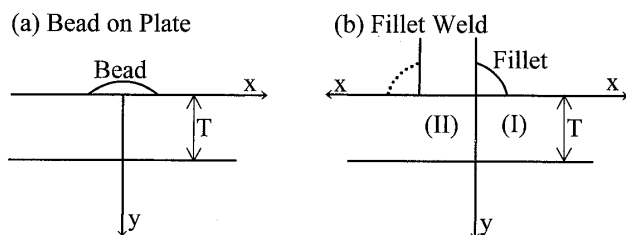


Fig. 3 Coordinates in perpendicular section of weld line

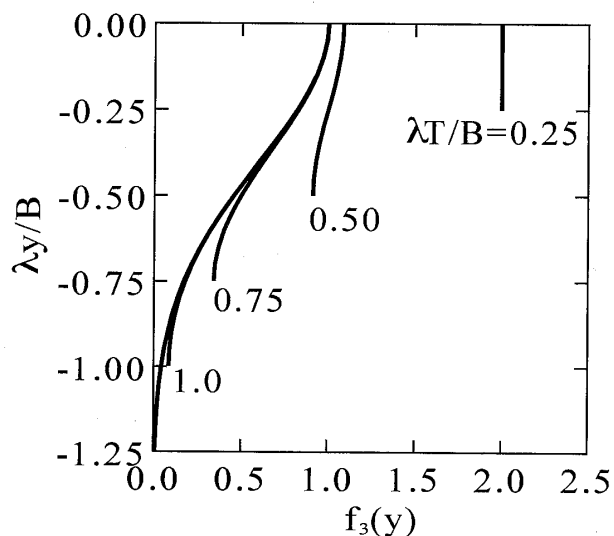


Fig. 4 Distribution shape of f_3 as function of $\lambda T/B$

の分布形状を変える様子を Fig. 4 に示した。入熱量 Q に対して板厚 T が小さくなると、板厚方向の温度分布が一樣になり、 f_3 の板厚方向分布も一樣になる。

なお、すみ肉溶接 (Fig. 3 (b) 参照) で、図中 (II) の領域では $f_2(x)$ を $f_2(\lambda x)$ とする。

(20)から(25)式により、溶接により生じる横収縮量と角変形量が計算できる。

横収縮量は、固有応力 σ_f^z を Fig. 3 の主板の断面で積分し、ヤング率と板厚の積 ET で割ることで計算できる。角変形量は $\sigma_f^z \cdot (y - T/2)$ を主板の断面で積分してモーメントとし、これを $12/ET^3$ で割ることで計算できる。なお、ここでは $\sigma_f^z = \sigma_f^x = \sigma_f^y$ と仮定してポアソン効果を無視している。

(2) 多点拘束による方法⁵⁾

溶接線 (Fig. 3 (b) のようなすみ肉溶接では両側のすみ肉を併せて1つの溶接線とする) に垂直な断面での固有応力の分布形状から、溶接継手の横収縮量 $2\delta_x$ および角変形量 2θ が計算されると、これを強制的な食い違い量として負荷することができる (Fig. 5 参照)。この機能は汎用 FEM では一般的である。例えば、NASTRAN では MPC (Multi-Point Constraint: 多点拘束) である。

Fig. 5 に示したすみ肉溶接の例では、3要素が溶接線に接続されている。溶接線に埋め込まれた参照節点（●印）と接続される要素節点（○印、図の左側では参照節点に隠れている）の変位自由度に図の右側のように食い違い量を与える。図中の δ_x は接続される要素内の固有応力から計算される横収縮量、 θ は角変形量である。なお、図中の δ_y はウェブ等の付加物の横収縮量である。

横収縮量と角変形量を多点拘束で溶接線に沿って与え、Fig. 2 に示した方法で溶接線方向の収縮力を負荷することにより、建造ブロックにも適用できる粗い要素分割で溶接変形が計算できるようになる。

(3) 簡易法の限界

以上のように、固有応力の溶接線方向成分の断面積分値である縦収縮力 (Tendon Force⁹⁾) について仮想体積力と仮想外力の概念を用い、固有応力の板幅方向成分を横収縮量と角変形量に変換し、それぞれを節点外力および節点変位の食い違い量として溶接線に集中的に負荷する方法を用いれば、粗い要素分割で溶接変形が計算できる。しかし、この方法はあくまでも簡易法であるため、幾つかの限界がある。

限界の一つは、要素内で固有応力を積分し、集中的な収縮力、横収縮量および角変形量とすることから生じる。固有応力が溶接線に接続される要素を越えて分布する場合、厳密には、溶接線に接続される要素とその隣接要素の間にも多点拘束を行う必要があり、モデル化は煩雑となる。これを避けるためには接続する要素寸法の下限値を設定する必要がある。この下限値は固有応力の分布幅を規定する長さ (23) 式の B 程度である。ちなみに、標準的な溶接では、 B は 20 ないし 40 mm であり、溶接線に接続される要素の溶接線に直角方向の寸法はこの程度以上に制限される。

上述の制限により、多点拘束を用いる方法は、溶接線から B 以内の変形を取り扱うには適さない。

もう一つの限界の原因は汎用 FEM に一般的な節点自由度と要素内挿関数の形式にある。Fig. 2 に示した仮想体積

力 B_I は溶接線上に線分布荷重として働くため、これを等価な外力として負荷できるか否かは、使用する要素の性質に依存する。節点自由度を 6 とする一般的な汎用要素では、曲線上の任意方向線分布荷重を等価な外力に変換して解析した場合の精度に問題が生じるため、溶接線方向の要素分割寸法は、仮想体積力の向かう曲率中心から中心角 5° 程度以下にする必要がある。

2.3 溶接変形計算方法の提案

前節までの議論に従い、粗い要素分割で溶接変形を計算できる方法を提案する。

(1) 横収縮と角変形の取り扱い

2.2(2) の多点拘束を用いる。ただし、2.2(3) に従い、溶接線に接続される要素の溶接線直角方向の寸法は B ((23) 式参照) 程度以上とする。

角変形については、2.2(1) に示した主板の固有応力による角変形に、すみ肉溶接余盛部の収縮で生じる角変形 (26) 式を加える。

$$\theta_L = 12\sigma_r L^2 / ET^2 \quad (26)$$

ここに、 θ_L は片側のすみ肉溶接余盛部の収縮による角変形、 L は平均脚長 (mm) で、入熱量 Q (MJ/m) との間に

$$Q = 0.033L^2 \quad (27)$$

の関係がある⁹⁾。

(2) 縦収縮の取り扱い

2.2(3) により仮想体積力を与える場合、要素寸法を大きくできない。これを回避するために余盛断面積と等しい断面積の曲がり梁要素を参照節点 (Fig. 5 の●印) に接続し、この梁要素に溶接線方向収縮力 (縦収縮力) と断面力が等しくなる負の熱ひずみを与える。この方法は、プレストレストコンクリートの緊張力導入によく使用される方法である。

任意の 3 次元形状を表現できる曲がり梁要素を持つ汎用 FEM はまれであるが、曲率中心との関係で形状を定義する曲がり梁要素は一般的である。例えば、NASTRAN では CBEND 要素がこれに当たる。

溶接線の振率が小さい場合には、曲率中心との関係で形状を定義する曲がり梁要素 (振率がなく、要素内曲率が一定であるものが多い) を用いることで、2.1(2) の議論の近似的な取り扱いができる。造船ブロックの溶接線の曲率変化および振率は一般的には小さく、振率を考慮せず、要素内曲率が一定の曲がり梁要素を用いても要素寸法をフレームスペースの半分以下に制限する必要のある場合はほとんどない。

なお、溶接線が直線の場合には、曲がり梁ではなく、直線棒要素を用いることになる。

3. 溶接変形計測実験

3.1 試験片形状

試験片の形状と寸法を Fig. 6 に示した。試験片は 1×2

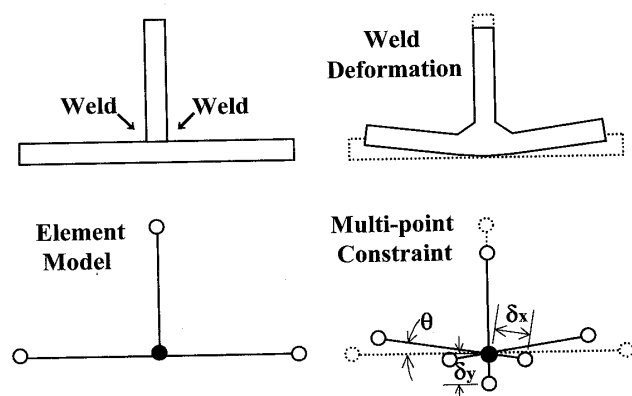


Fig. 5 Weld deformation and multi-point constraint

m²の外板 (skin, 板厚 18.5 mm, 降伏応力 $\sigma_Y=335$ MPa) に深さ 500 mm の骨 (web, 板厚 11.0 mm, 降伏応力 $\sigma_Y=387$ MPa) を溶接するものである。外板を平板とする F Model および曲率半径 3 m の曲がり板とする C Model 各 1 体の都合 2 体である。

3.2 溶接方法

外板と骨を仮付けの後, 1.2φ のワイヤを用いた CO₂ シールドガスアーク溶接で両側すみ肉溶接した。溶接順序および計測位置を示すための外板上の座標を Fig. 7 に示した。また, 溶接条件を Table 1 に示す。片側のすみ肉溶接の後, 十分な冷却時間をおいて反対側のすみ肉溶接を行った。

3.3 計測方法

コンタクトひずみ計および骨に固定したハイトゲージを用いて, Fig. 8 に示した (a), (a') から (e), (e') までの 10 本の計測線上で横収縮量を計測した。外板上の (a) から (e') の 10 本の計測線について, y 座標 50 および -50 mm の位置の表裏面に, 標点としてコンタクトボールを打ち込み, 溶接前後での標点間距離の変化を計測した。ハイトゲージによる計測は, (a) から (d') の (e) と (e') をのぞく 8 本の計測線について, 外板の表側 (骨を溶接した側) で実施した。

Fig. 9 の (f), (f') から (j), (j') の 10 本の計測線について, 外板の表側で, 溶接前後の面外変形を各軸最小目盛 50 μm の 3 次元測定器で計測した。また, Fig. 8 の (a) から (d') の (e) と (e') をのぞく 8 本の計測線に

ついて, 外板の表側でハイトゲージとダイヤルゲージを組み合わせる面外変形を計測した。

4. 結果の比較と検討

4.1 計算モデル

Fig. 7 の $x=0$ および $y=0$ を対称面として 1/4 モデルで計算した。外板の要素分割を Fig. 10 に示した。基本的な要素寸法は 100×100 mm² であるが, 溶接線 ($y=0$ の対称面) に接続される要素の寸法は, 溶接線直角方向に 25 mm で, 2.2(3) で述べた固有応力の分布幅 B による制約より若干小さい値となっている。

F Model 全体の要素分割図は省略するが, C Model の要素分割図を Fig. 11 に示した。

計算に用いた諸量を Table 2 に示した。固有応力の分布形状は, 1 パス目と 2 パス目で生じる固有応力の大きい方が有効であると仮定して求めた。表中の縦収縮力 F_T , 横収縮量 δ および角変形量 θ はそれぞれ全断面の 1/2 の値であり, 1/4 モデルに負荷した数値である。

Table 1 Welding condition

	Current (A)	Voltage (V)	Welding Speed (cm/min)	Heat Input (MJ/m)
F Model	273	36	42.4	1.38
C Model	279	35	40.2	1.47

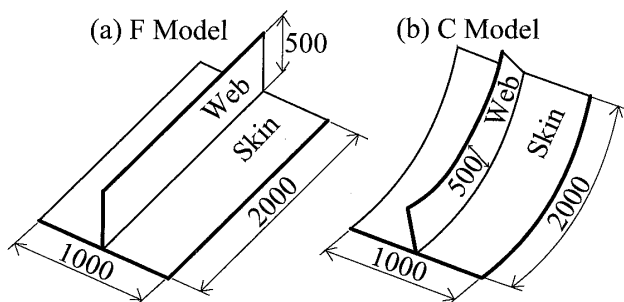


Fig. 6 Outlines of test models

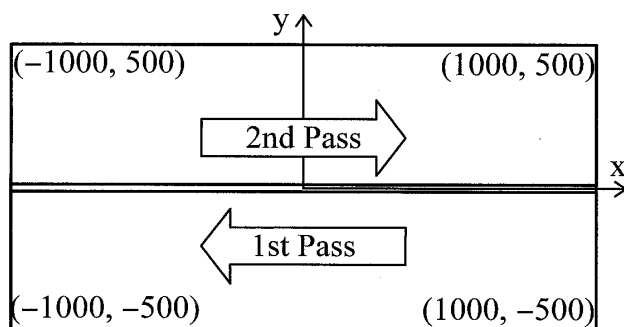


Fig. 7 Coordinates and welding passes

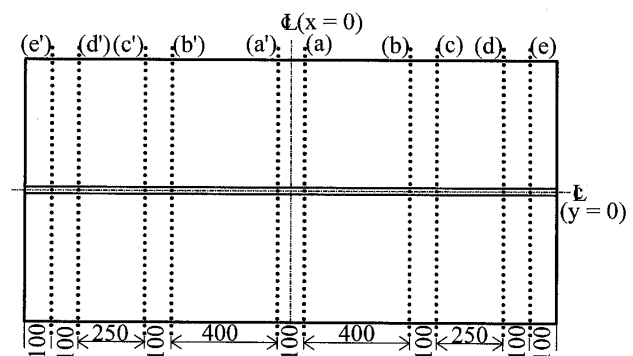


Fig. 8 Measuring lines for transverse shrinkage

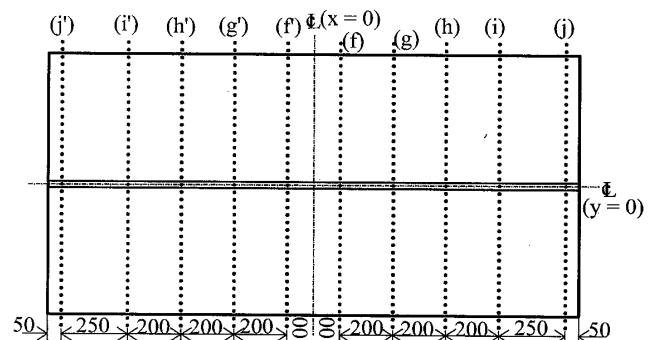


Fig. 9 Measuring lines for lift-up deformation

4.2 F Model

F Model の計測結果と計算結果を比較して、Fig. 12 から 14 に示した。

Fig. 12 に溶接線を挟む長さ 100 mm 標点間の収縮量を示した。表裏面ともに計算結果と計測結果はよく一致している。表裏面の収縮量には差があり、裏面（溶接しなかった側）ではむしろ伸びている。この差は、これが角変形により生じていると考えた場合の値、 $2\theta T (=2 \times 0.00707 \times 18.5 = 0.26)$ と一致する。

Fig. 12 で表裏面ともに計算値と計測値が一致したことから、Table 2 の δ および θ の値は適切であったことがわかる。

Fig. 13 にハイトゲージによる横収縮量の測定結果を計算結果と比較して示した。実線は中央断面 ($x=0$) での計算値、点線は端辺 ($x=\pm 1000$) での計算値である。計測値のばらつきが大きい、これは溶接前後でハイトゲージを骨 (Web) に取り付けた時の取り付け位置の誤差および溶接による骨の変形が影響しているものと考えられる。このばらつきにもかかわらず、横収縮量が中央部で大きく、端部で小さくなる傾向は計算および計測結果に共通

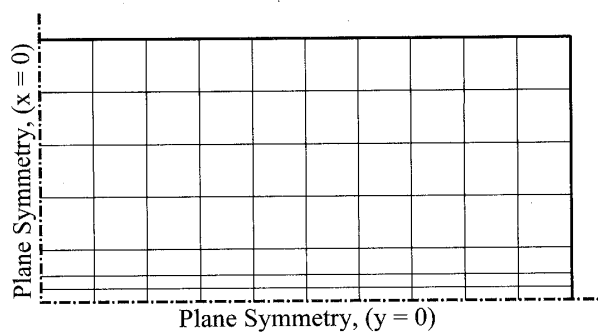


Fig. 10 Mesh plan on skin plate

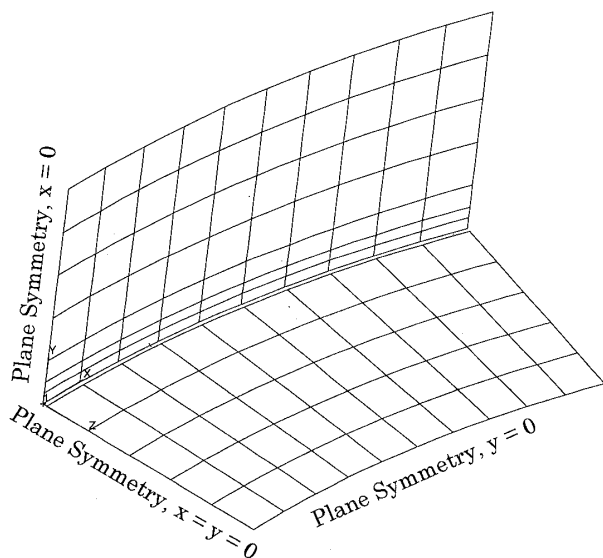


Fig. 11 Mesh layout of C Model

であり、定量的にもほぼ満足できる一致を示していると考えられる。

Fig. 14 にハイトゲージとダイヤルゲージを組み合わせで計測した立ち上がり量の計測値を計算値と比較して示した。実線は中央断面での計算値、点線は端辺での計算値である。立ち上がり量は計測値の方が若干大きい、溶接部で生じた角変形が F Model の外板 (Skin) 全域で変化していないことがわかる。

4.3 C Model

計算された変形の様子を Fig. 15 に示した。実際には C Model 試験体は溶接により捩れ変形した。この捩れ変形

Table 2 Values used in calculation

	F_T (kN)	δ (mm)	Estimated Leg Length (mm)	θ (rad.)
F Model	178	0.0319	6.49	0.00707
C Model	185	0.0338	6.67	0.00730

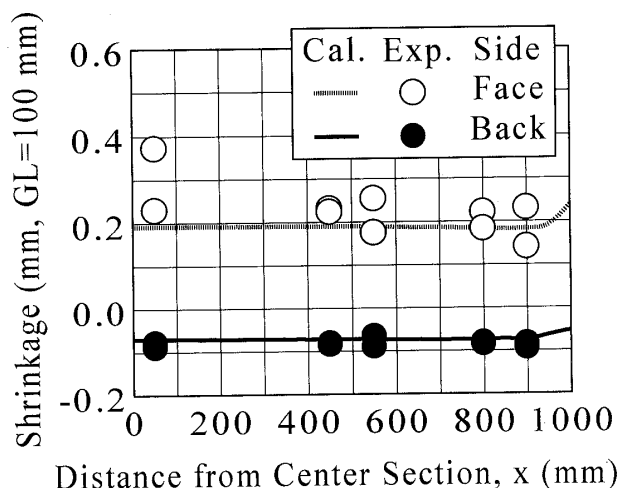


Fig. 12 Transverse shrinkage between target points of $y = -50$ mm and $y = 50$ mm, (F Model)

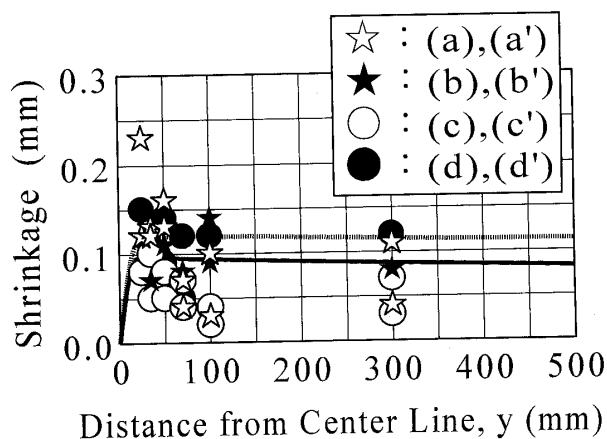


Fig. 13 Distribution of transverse shrinkage in F Model

を Fig. 11 に示した 1/4 モデルで表すことは出来ない。

Fig. 16 から 18 に計測結果と計算結果を比較して示した。

Fig. 16 に溶接線を挟む長さ 100 mm 標点間の収縮量を示した。計測値に若干のばらつきは見られるものの、表裏面ともに計算結果と計測結果は比較的良好一致している。表裏面の収縮量の差は 0.15 mm 程度であり、この差に対応する傾斜角は 0.004 rad. 程度となる。この値は、溶接線に多点拘束で与えた 0.00730 rad. (Table 2 参照) に比べて小さい。すなわち、 $y=0$ の位置で 0.00730 rad. であった傾斜角が $y=50$ mm では 0.003 rad. 以上減少したことになる。この傾斜角の減少は Fig. 15 から見て取れる。

溶接部の角変形は、円筒状の外板の側縁部を曲率中心の方向に変形させようとする。この変形は、側縁辺の弧長を減少させるものであり、弧長の長さを保存するための 2 次的な変形を誘起する。その結果、角変形量は溶接線から側縁部に向かうに従って減少する。弧長を保とうとする拘束

は中央断面 ($x=0$) が最大で、 $x=1000$ mm の端辺では最小となる。その結果、側縁辺は、Fig. 15 のように変形する。

Fig. 17 にハイトゲージによる横収縮量の測定結果を計算結果と比較して示した。実線は中央断面 ($x=0$) での計算値、点線は端辺 ($x=1000$) での計算値である。計測値にばらつきはあるが、端辺側の横収縮が大きいこと、および、側縁辺に近づくに従って横収縮量が緩和して行く傾向は、計算結果と計測結果で変わらない。

Fig. 18 に (f), (f') から (j), (j') の 10 本の計測線における 3 次元測定器による面外変形の計測結果と計算結果を比較して示した。図の左側、計測線 (f') から (j') では、 y が正の側で計算値と計測値がよく一致しているのに対し、 y が負の側では計測値は計算値より大きく曲率中心に向かって変形している。この傾向は端辺部 ($x=-1000$) に近づくに従って顕著になる。図の右側、計測線 (f) から (j) では、 y の正負を逆にして同様の変形をしている。これが、前述の捩れ変形の影響である。

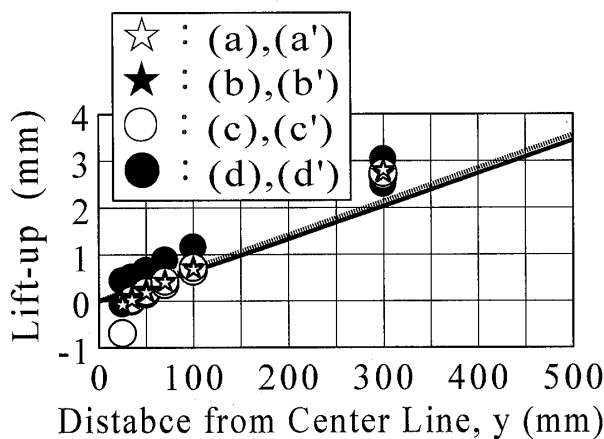


Fig. 14 Distribution of lift-up deformation in F Model

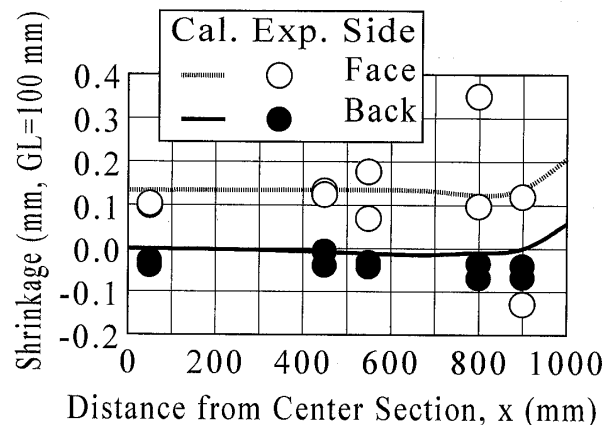


Fig. 16 Transverse shrinkage between target points of $y = -50$ mm and $y = 50$ mm, (C Model)

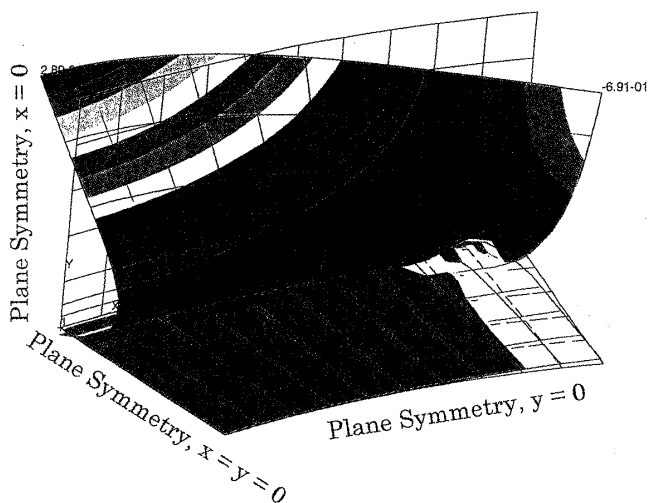


Fig. 15 Calculated overall deformation of C Model

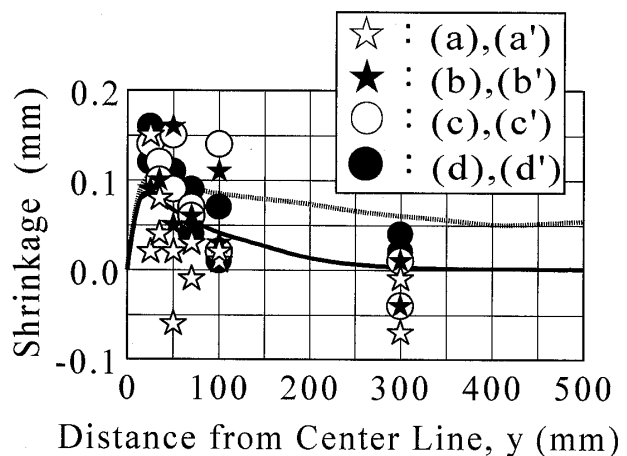


Fig. 17 Distribution of transverse shrinkage in C Model

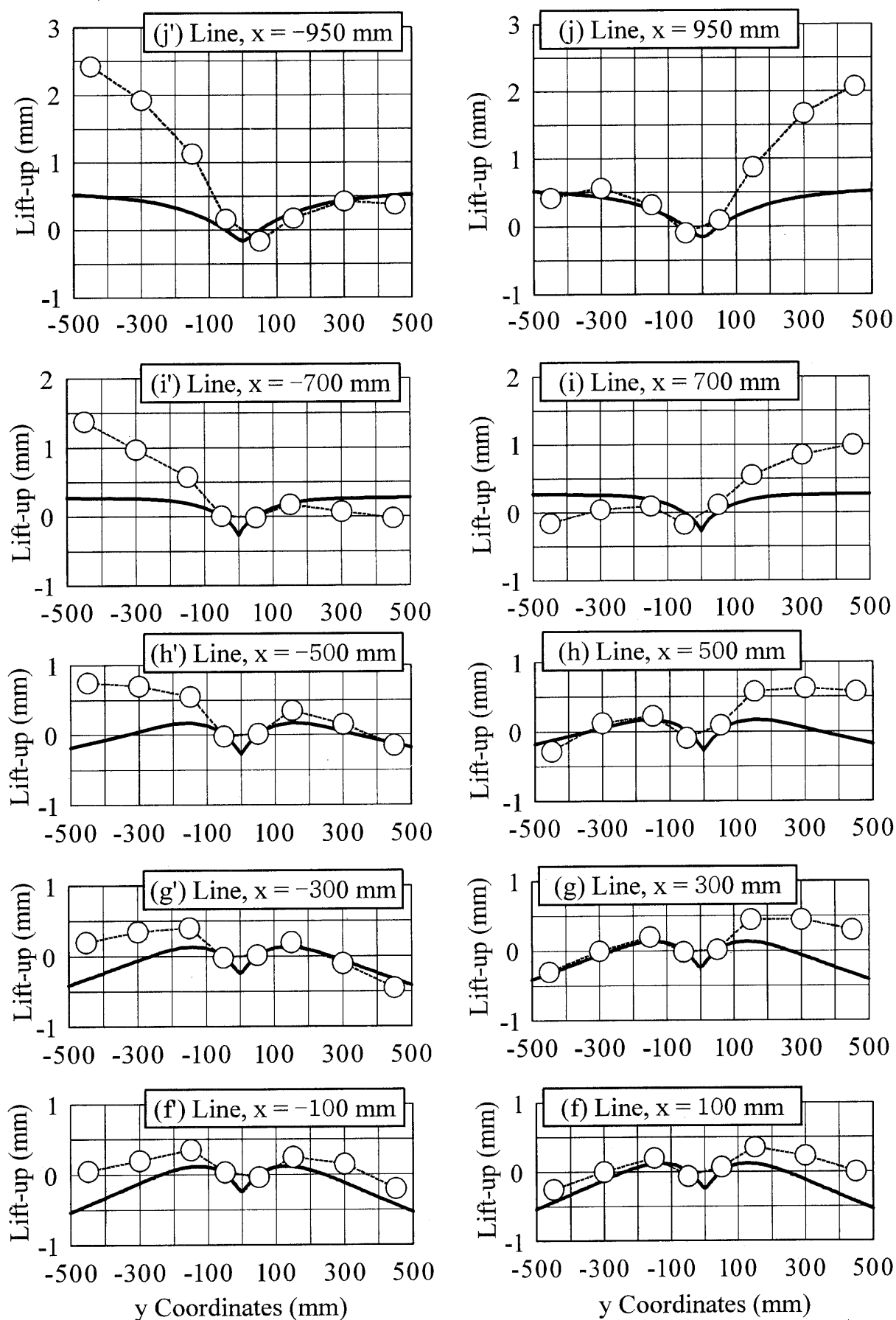


Fig. 18 Distribution of lift-up deformation in C Model

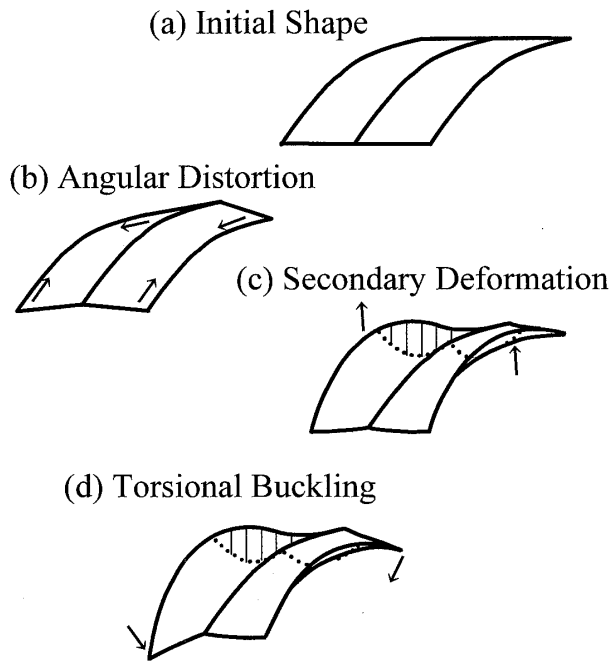


Fig. 19 Mechanism of weld deformation in C Model

Fig. 19 に C Model の溶接変形の生成機構を概念的に図示した。円筒形の外板の中央線に溶接による角変形が生じると、この変形は外板側縁辺を圧縮させることになる (Fig. 19 (b) 参照)。外板の側縁辺では弧長を保存する方が安定であるため、2 次的な変形が生じる (Fig. 19 (c) 参照)。FE 1/4 モデルで表現できるのはこの段階までであるが、C Model 全体ではさらに安定な状態がある。それは、外板の対角の角が曲率中心に向かって変形し (跳ね) さらに側縁辺の弧長を伸ばす捩れ座屈変形である (Fig. 19 (d) 参照)。この時、跳ねない角は図中 (c) の形状を保つ方が安定である。そこで、Fig. 18 に見られるように、片側では 1/4 モデルの計算結果と等しく、反対側で曲率中心に向かってより大きな変形となる。

5. 結 言

溶収縮が面外変形等と連成し、複雑な変形となること

が予想される曲がりブロックの溶接変形の計算方法を提案し、実験計測結果と計算結果を比較してその有効性を確認した。得られた主な結論を以下に示す。

- 1) 溶接による縦収縮、横収縮および角変形の 3 つの変形について、縦収縮は収縮力を、横収縮と角変形については変形量を計算する方法を示した。
- 2) 上述の収縮力と変形を用いて汎用 FEM で溶接変形を計算する方法を提案した。
- 3) 上述 1) および 2) を用いて計算を行い、実験計測結果と比較し、提案方法が平行ブロックおよび曲がりブロックに適用可能であることを示した。

なお、本研究の一部は日本造船研究協会「高度工作精度管理技術に関する研究」部会で実施されたものであり、貴重なお意見を賜った野本敏治部会長、豊貞雅宏主査、中島宏幸代表幹事をはじめ委員の方々に深く謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 第 237 研究部会：高度工作精度管理技術に関する研究，日本造船研究協会，平成 9 年度報告書，(1998)，平成 10 年度報告書，(1999)。
- 2) 沼野，中谷，大澤，青木，福本，山口，綿谷：橋桁製造時の溶接変形推定法の検討，溶接学会全国大会講演概要，第 63 集，162，(1998)。
- 3) 松岡：溶接製殻構造物の残留応力に関する一解法，日本造船学会論文集，第 153 号，210，(1983)。
- 4) 松岡，直井：構造用鋼管 T 継手部の残留応力，日本造船学会論文集，第 157 号，295，(1985)。
- 5) 松岡：アルミニウム構造の溶接変形，軽金属溶接構造協会第 27 回研究発表会講演概要，13，(1997)。
- 6) 竹内：熱応力，日新出版，41。
- 7) 松岡，高橋，吉井，飯高，藤井：荷重非伝達すみ肉溶接継手の疲労強度に及ぼす板厚と入熱量の影響，日本造船学会論文集，第 168 号，507，(1990)。
- 8) 松岡，吉井：角回し溶接継手の残留応力，日本造船学会論文集，第 180 号，753，(1996)。
- 9) White, J. D., Leggatt, R. H., Dwight, J. B.: Weld shrinkage prediction, BOSS' 79, (1979)。