固有ひずみを媒介としたパイプ円周溶接で生じる 残留応力と溶接変形の予測*

野 本 敏 治^{*1}, 寺 崎 俊 夫^{*2}

Prediction of Residual Stress and Welding Deformation Generated by Pipe Welding Through the Medium of Inherent Strain

Toshiharu NOMOTO and Toshio TERASAKI^{*3}^{*3} Kyushu Institute of Technology, 1-1 Sensui Tobata-ku Kitakyushu-city, Fukuoka, 804-8550 Japan

A method of elastic theory with inherent strain is proposed for estimating residual stress and deformation in a pipe due to welding. Experiment of deflection was done for deciding conditions of numerical analysis on base of thermal elasto-plastic theory. Inherent strains were calculated under above useful conditions. By combining elastic theory and stress source of inherent strain, new equations are derived for calculating deflection and residual stress generated by circumferential welding of pipe. The results of numerical analysis show a good agreement with the results predicted by the proposed equations.

Key Words: Inherent Strain, Pipe, Residual Stress, Welding Deformation, Circumferential Weld, Elastic Theory

1. 緒言

パイプを円周溶接したときに生じるたわみと残留応力に関する研究は今までに多くなされており、多くの有用な知見が報告されている⁽¹⁾⁻⁽⁴⁾。しかし、軸対称の円周溶接に限定しても、たわみと残留応力を統一的に取り扱うパラメータ（相似則のパラメータ）を基本にした実験による検討、あるいは、数値解析による検討を行って、小さな寸法のパイプから大きな寸法のパイプまで取り扱える普遍的な結論を導いた論文は無いようである⁽⁵⁾。今までの研究は実験を中心とした研究⁽²⁾と数値解析を中心とした研究⁽¹⁾に大きく大別され、研究成果も限られた条件範囲でしか検討されなかったため、普遍的な結論に達していないようである。この原因としてたわみと残留応力の発生原因である固有ひずみに注目しなかったことが考えられる。

現在では、福田⁽⁶⁾の研究に基づけば、固有ひずみ分布を実験により推定できるようになったが、パイプの固有ひずみのデータを蓄積するのは多大な労力を必要とする⁽⁷⁾⁻⁽⁹⁾。一方、熱弾塑性性による数値解析の精度もある程度信頼できるようになり、市販ソフトも手軽に利用できるようになった。そこで、実験結果と比較して、信頼できることを確認した計算条件で数値実験を行えば、実験の困難なパイプの固有ひずみ分布が精度良く得られる。そして、その結果として、固有ひずみを媒介としてたわみと残留応力が弾性論で取り扱えるようになる。

本研究では 1 層 1 パスで円周溶接する場合の固有ひ

ずみによるたわみと残留応力を研究対象とした。最初に実験値を説明できる数値解析の条件を明らかにする。次に、溶接諸条件と結びついた相似則のパラメータを使用して、固有ひずみ分布の特徴を数値解析により明らかにする。最後に、固有ひずみを媒介とした理論式を導き、たわみと残留応力を比較的容易に推定できる工学的な手法を提案する。

2. 実験方法

実物の圧力容器やパイプを 1 層 1 パスで円周溶接した試験体を作成して、たわみや固有ひずみを測定することは一般に困難である。著者^{(10),(11)}の一人が明らかにした熱伝導に注目した相似則を利用すれば、実験室で取り扱える寸法でパイプの実験値が得られる。相似則の概念は簡単であり、幾何学的に相似な物体に、相似点の温度履歴が同じになるように溶接入熱を与えれば、熱弾塑性性に基づいて発生する固有ひずみ値が同じになることを利用しているだけである。従って、相似点の変形は相似比になり、応力とひずみは相似点で同じとなる。パイプを 1 層 1 パスで溶接する場合の相似則のパラメータは、パイプの直径、板厚、長さを D, h, L (mm) とし、単位溶接長当たりのパイプに与えられる真の溶接入熱を Q_{nei} (J/mm) とすると次の 3 つのパラメータ $Q_{nei}/h^2, L/h, D/h$ となる⁽⁵⁾。従って、相似則に従ってたわみ w や残留応力 σ_R の実験値や計算値を w/h , σ_R で整理しておけば、圧力容器のような大型構造物から、直径数 mm 程度の微小パイプまでのたわみや残留応力が統一的に取り扱える。

2. 1 試験体寸法

実験室で取り扱いやすいパイプ寸法として直径 D を約 100mm とした。次に、過去の実験値⁽¹⁾⁻⁽⁵⁾および圧力

* 原稿受付 1999 年 5 月 20 日。

^{*1} 正員, 東京大学工学部 (☎ 113-8656 東京都文京区本郷 7-3-1)。

^{*2} 正員, 九州工業大学 (☎ 804-8550 北九州市戸畑区仙水町 1-1)。

E-mail: terasaki@tobata.isc.kyutech.ac.jp

容器の寸法を参考にして、板厚 h と直径の比 D/h を大きく変化させるために、パイプの板厚を減肉して1.25mmおよび2.55mmと薄くした。パイプの長さ L が直径以上になるとたわみがほぼ一定になる実験事実を参考にして、 $L=150\text{mm}$ および 175mm とした⁽¹⁾。

2. 2 溶接方法

実験室で取り扱えるパイプ寸法を使用して、実際の大きなパイプの溶接現象を再現するには入熱のパラメータ $Q_{\text{net}}/h^2(\text{J}/\text{mm}^3)$ を同じにする必要がある。例えば、板厚10mmのパイプを溶接する場合を板厚1mmのパイプで再現するためには、真の溶接入熱 Q_{net} を1/100倍にしなければならない。そこで、1層1パスで溶接できる溶接熱源としてヤグレーザを使用し、ビード溶接した。出力は最大2kWであり、溶接速度を調整して、真の溶接入熱 $Q_{\text{net}}(\text{J}/\text{mm})$ を制御した。板に与えられた真の溶接入熱はレーザ溶接により板が温度上昇する平均温度上昇を熱電対で測定して決定した⁽¹²⁾。

2. 3 たわみの測定方法

試験片を小さくすると溶接変形も小さくなるため、精度の良いたわみの測定装置が必要となる。例えば、 Q_{net}/h^2 を一定にして溶接したときの板厚10mmのパイプのたわみを $w_1(\text{mm})$ とすると、板厚1mmのパイプのたわみは w_1 の1/10倍となる。従って、実験室で取り扱えるパイプのたわみを測定するためには高い精度が必要となる。そこで、試験片をXYテーブルに設置して、10分の1mm間隔で移動させ、1/1000mmまで測定できる接触式変位計でたわみを測定した。(レーザ変位形は非接触であるが、表面仕上げの微妙な凸凹の影響を受けてレーザ光の反射が異なり、1/1000mmまでの精度が得られず、接触式変位計より精度が劣った。)

3. 数値解析結果と実験値の比較

最近の市販ソフトは数値解析精度が向上している。そこで、使用するソフトで目的である円周溶接の実験値が予測できるか否かを最初に確認した。たわみと残留応力は固有ひずみにより発生している。熱弾塑性の数値解析により得られる残留塑性ひずみは固有ひずみに等しく、固有ひずみにより発生する見かけのひずみの積分がたわみとなる。残留応力は降伏応力で降伏する現象を伴うため、数値解析の精度が少し悪くても溶接残留応力の実験値と数値解析値は一致しやすい⁽¹⁸⁾。また、精度の高い切り出し法による残留応力の測定ではひずみゲージの大きさの制限のために、小さな範囲での残留応力を測定するのは困難である。一方、たわみは連続的に測定できるため、小さな範囲にわたって、使用するソフトの精度を確認することに適している。

3. 1 数値解析方法

数値解析には市販の汎用有限要素法解析ソフトABAQUSを使用した。計算に使用する材料定数の温度依存性などの情報が正確にすべて分かれば問題ないが、大抵の場合にはほとんど情報がないのが現実である。著者らが約25年前に行った熱弾塑性の数値計算の研究では^{(10),(13)}、計算機的能力及び費用の制限などにより、3角形一定要素の使用及び繰返し計算による各計算ステージでの外力と内力の釣合の収束確認の欠除など問題があるが、溶接問題の主要な因子は材料の降伏応力と溶接入熱であった。そこで、実験で使用した鋼管の降伏応力を求めた。実験では購入した配管用炭素鋼管STPT380を600℃で1時間の応力除去焼鈍を行って実験をしたため、同様な熱処理を行った試験片から引張試験片を作成した。室温での降伏応力を調べた結果 $\sigma_Y = 285\text{MPa}$ であった。計算に使用した材料の温度依存性をASTM⁽¹⁴⁾のデータを参考にして図1に示すようにした。降伏応力とヤング率 $E(\text{MPa})$ 以外の線膨張係数 $\alpha = 1.2 \times 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ 、熱拡散率 $k = 10 \text{ mm}^2/\text{s}$ 、比熱 $c = 0.473 \text{ J/g } ^\circ\text{C}$ 、密度 $\rho = 0.0078 \text{ g/mm}^3$ は一定とした。計算では円周溶接が瞬間的に置かれると仮定して軸対称とした。溶接線上の最高温度は図1に示す降伏応力とヤング率がもっとも小さくなる温度1000℃以上の1220℃とした。また、軸長 z 方向の中央($z=0$ とする)を溶接する場合を対象としたため、 $z=0$ の面に対して、

Fig.1 Temperature dependence of Young's modulus and yield strength

Fig.2 Element division for analyzing pipe

現象は面対称となり、要素分割は1/4部分で十分となる。計算に使用した要素分割の1例を図2に示す。長谷川⁽¹⁾の実験値を使用した予備計算の結果によると、8節点低減積分要素と8節点の普通要素によるたわみの計算結果は変わらなかったが、シェル要素ではたわみの計算結果は実験値と大きく異なったため、本論文では8節点低減積分要素を使用した。

3. 2 実験値と計算値の比較

パイプの円周溶接を1層1パスで手溶接や炭酸ガス溶接で仕上げる現場の溶接条件を調査すると^{(1),(2)}、入熱のパラメータは $Q_{net}/h^2 = 10 \sim 35 \text{ J/mm}^3$ の範囲にあり、寸法のパラメータは $D/h = 20 \sim 80$ であった。そこで、 $D=96.5\text{mm}$ 、 $L=150, 175\text{mm}$ の制限された条件下でヤグレーザ溶接の溶接速度 v と板厚 h を変化させて、
 条件 1 : $v=970\text{mm/min}$, $h=1.27\text{mm}$ より $Q_{net}/h^2 = 18.9 \text{ J/mm}^3$, $D/h = 76$, $L/h = 138$
 条件 2 : $v=300\text{mm/min}$, $h=2.55\text{mm}$ より $Q_{net}/h^2 = 25.5 \text{ J/mm}^3$, $D/h = 38$, $L/h = 59$
 で実験を行った。図3に条件1の実験結果と熱弾塑性解析 (ABAQUS) による計算結果の比較を示す。細線に番号3,6,9とあるのは図中にパイプの断面図を示すように、溶接スタート点を時計の0時にして、時計回転方向に溶接したときの3時、6時、9時の位置で軸長方向に測定したたわみ $w(\text{mm})$ を意味する。3時、6時、9時のたわみがほぼ一致しているため、パイプの溶接結果はほぼ軸対称と見なせる。図中の太い実線は数値解析結果であり、実験値と計算値は良く一致している。

図4に条件2での実験値と計算値を示す。図3の場合と異なり、たわみのピーク値で一致していないが、その他の部分で概ね一致している。

図5に長谷川⁽¹⁾の実験値と計算結果を示す。板厚 6.4mm 、直径 319mm のパイプを手溶接で溶接した場合のたわみが実験値として報告されている。計算結果は実験値よりも少し小さくなっており、ピーク値で約 0.1mm の相違がある。長谷川によると円周溶接前の仮付け溶接によりたわみが生じていると報告されているため、円周溶接のみによるたわみは図5の△印の実験値よりも小さくなり、実験値と計算値の相違はもっと小さくなる。なお、紙面の都合上、図示していないが長谷川⁽¹⁾の残留応力の実験値も計算値で説明できた。

以上の図3から図5の3例よりたわみの数値解析結果は実験値を予測できていると考えられる。 Q_{net}/h^2 は溶接入熱による熱応力の強さを表すことを考えると、 Q_{net}/h^2 が約 30 J/mm^3 以下で、寸法のパラメータ D/h が約80以下の範囲で数値解析で得られる残留塑性ひずみが信頼できる固有ひずみとして利用できる。

Fig.3 Comparison of experimental data with numerical results calculated by FEM

Fig.4 Comparison of experimental data with numerical results calculated by FEM

Fig.5 Comparison between Hasegawa's data and numerical result

Fig.6 Distribution of inherent strain

4. 固有ひずみ分布

4. 1 固有ひずみ分布の特徴

数値実験による円周方向の固有ひずみ g_θ の分布を図6に示す。計算条件は図5の長谷川の条件である⁽¹⁾。図には円筒殻の内半径 $R_i = 153.1$ に近い位置 $r = 154.7$ の固有ひずみ分布を○印で、外半径 $R_o = 159.5$ に近い位置 $r = 158.3$ の固有ひずみ分布を△印で示す。図より固有ひずみ分布の特徴は

- (1) 図中に g_0^{in} , g_0^{out} で示す一定値となっている固有ひずみの絶対値は外径近傍よりも内径近傍で大きくなっており板厚内で分布していること
- (2) 固有ひずみ分布は図中に示す太い実線の台形（台形の特徴点は g_0^{in} , g_0^{out} , z_1 , z_2 である）で近似できること

である。従って、降伏応力 σ_Y を一定にして、相似則のパラメータ Q_{net}/h^2 , D/h , L/h と固有ひずみ分布、すなわち、台形の特徴点 g_0^{in} , g_0^{out} , z_1/h , z_2/h を示す図を作成しておけば、溶接条件とパイプ寸法の情報から簡単に固有ひずみ分布が得られるようになる。

4. 2 相似則のパラメータと固有ひずみ分布

4. 2. 1 入熱のパラメータ Q_{net}/h^2 の影響

配管用の降伏応力 285MPa の炭素鋼鋼管を対象にして、固有ひずみ分布に及ぼす入熱のパラメータ Q_{net}/h^2 の影響を数値解析した。図7に固有ひずみ分布の特徴点 g_0^{in} , g_0^{out} , z_1/h , z_2/h に及ぼす Q_{net}/h^2 の影響を示す。計算ではパイプの軸長から得られる寸法のパラメータ L/h を 163 と一定にしている。図7(a),(b)の縦軸の固有ひずみ値 g_0^{in} , g_0^{out} は降伏ひずみ ϵ_Y で除してい

(a) $g_0^{\text{in}}/\epsilon_Y$ vs. Q_{net}/h^2 (b) $g_0^{\text{out}}/\epsilon_Y$ vs. Q_{net}/h^2 (c) z_1/h vs. Q_{net}/h^2

Fig.7 Effect of heating input parameter Q_{net}/h^2 on special point g_0, z_1, z_2 of inherent strain distribution

る。図7より以下の特徴が明らかになった。

- (1) Q_{net}/h^2 の増加とともに g_0^{in}, g_0^{out} の絶対値及び、発生域 z_1, z_2 が大きくなっている。
- (2) Q_{net}/h^2 が5以下の範囲では g_0^{in}, g_0^{out} が一定、位置 $z_1/h, z_2/h$ が原点を通る直線で示されることより、固有ひずみ分布の特徴点 $g_0^{in}, g_0^{out}, z_1, z_2$ は Q_{net}/h のみで決まる。

4. 2. 2 寸法のパラメータ $D/h, L/h$ の影響

パイプの外径 D から得られる寸法のパラメータ D/h が固有ひずみ分布に及ぼす影響も図7に示されている。 Q_{net}/h^2 が5以下の範囲では D/h は固有ひずみ分布に影響を与えないが、 Q_{net}/h^2 が5を越えると g_0^{in}, g_0^{out} の絶対値は D/h が大きくなると小さくなり、発生域 z_2/h は逆に D/h が大きくなる大きくなっている。

一方、パイプの軸長 L から得られる寸法のパラメータ L/h が固有ひずみ分布に及ぼす影響の1例を図8に示す。 g_0^{in} の絶対値が L/h の影響を受けなくなる値は図より40以上となる。 L/h が40以上で g_0^{in} が一定となる事実は、 D/h が81以下の条件で成立している。 D/h が81以下、 L/h が40以上の場合には紙面の都合で図を省略するが発生域 $z_1/h, z_2/h$ 及び外形側の固有ひずみ値 g_0^{out} も一定となっており、固有ひずみ分布は L/h の影響を受けていない。

5. 固有ひずみに基づく残留応力とたわみの予測式

3節で示したように市販された有限要素法のソフトを使用して熱弾塑性解析すれば、たわみと残留応力分

Fig.8 Effect of size parameter L/h on inherent strain value g_0^{in}

布が求められる。しかし、工学的には、机上でパソコンソフトなどを利用して、比較的簡単にたわみと残留応力分布を溶接条件から導けることが要求される。また、たわみと残留応力の関係を考察する場合には、従来の研究成果である弾性解析が威力を発揮する。そこで、たわみと残留応力分布を固有ひずみから求める弾性解析を以下に提案する。

最初に、著者の一人である野本⁽⁴⁾が提案した一次元熱弾塑性解析法の理論式を利用する。外径 D のパイプの座標を図9のように取る。パイプの軸方向を z 軸、円周方向を θ 軸、半径方向を r 軸とし、各軸方向の変位を u, v, w とする。理論式を導くに当たり、次の仮定

- (1) パイプは薄肉円筒殻であるから、内半径 R_i と外半径 R_o は半径 $D/2$ にはほぼ等しく、板厚方向の垂直応力 σ_r とせん断応力 $\tau_{r\theta}, \tau_{z\theta}$ は零である。
- (2) 溶接は全円周に瞬間的におかれる。

を設ける。

以上の仮定により、パイプの変形は軸対称となるから、

$$v = 0, du/d\theta = dv/d\theta = dw/d\theta = 0$$

となる。従って、ひずみと変位の関係は軸対称でたわ

Fig.9 Coordinate system of pipe

み w の 2 次微分項まで考慮すると、次式で与えられる。

$$\varepsilon_z = du/dz - (d^2w/dz^2) \cdot (r - D/2 + h/2) \quad (1-1)$$

$$\varepsilon_\theta = 2w/D \quad (1-2)$$

$$\gamma_{z\theta} = 0 \quad (1-3)$$

応力と弾性ひずみの関係式は平面応力状態と同じであるから

$$\sigma_z = E(\varepsilon_{ez} + \nu\varepsilon_{e\theta}) / (1 - \nu^2) \quad (2-1)$$

$$\sigma_\theta = E(\varepsilon_{e\theta} + \nu\varepsilon_{ez}) / (1 - \nu^2) \quad (2-2)$$

$$\tau_{z\theta} = 0 \quad (2-3)$$

ただし、 E : ヤング率; ν : ポアソン比
となる。

力学の境界条件である z 軸に垂直な断面上の応力の総和は零

$$\int_0^{2\pi} \left(\int_{D/2-h}^{D/2} \sigma_z dr \right) R d\theta = 2\pi R \int_{D/2-h}^{D/2} \sigma_z dr = 0 \quad (3)$$

を使用すると式(1-1)より変位微分 du/dz はたわみ w で表示される。従って、応力とひずみはたわみ w のみで表すことが出来る。

次に、固有ひずみによるたわみを考える。半径方向の固有ひずみ g_r は図9から分かるように平板での板厚方向の固有ひずみであるから、 g_r による収縮は板厚の変化に表れるのみで、たわみにはほとんど寄与しない。また、 g_r による残留応力も薄板であるからほぼ零となる。軸方向の固有ひずみ g_z は図9から分かるように、軸方向の収縮に寄与するがたわみにはほとんど寄与しない。また、軸対称であるから、軸方向の残留応力も g_z により発生しない。従って、薄板円筒殻のたわみと残留応力の主原因となる固有ひずみは円周方向(溶接線方向)の g_θ となる。

そこで、野本⁽¹⁾の導いた式を簡単にして、 g_θ のみによる残留応力を導く。固有ひずみ g_θ による見かけのひずみは弾性ひずみ、塑性ひずみの和で与えられるから

$$\varepsilon_z = \varepsilon_{ez} \quad (4-1)$$

$$\varepsilon_\theta = \varepsilon_{e\theta} + g_\theta \quad (4-2)$$

となり、式(1),(4)を式(2)に代入して整理すると次式が得られる。

$$\sigma_z = E / (1 - \nu^2) \cdot \{ du/dz - (r - D/2 + h/2) d^2w/dz^2 + 2\nu w/D - \nu g_\theta \} \quad (5-1)$$

$$\sigma_\theta = E / (1 - \nu^2) \cdot [\nu \{ du/dz - (r - D/2 + h/2) d^2w/dz^2 \} + 2w/D - g_\theta] \quad (5-2)$$

式(5-1)を式(3)に代入して整理すると

$$du/dz = -2\nu w/D + \nu g_{av} \quad (6-1)$$

$$\text{ただし、 } g_{av} = (1/h) \cdot \int_{D/2-h}^{D/2} \nu g_\theta dr \quad (6-2)$$

となる。

式(6)を式(5)に代入すると残留応力はたわみ w と 2 次の微係数 d^2w/dz^2 および固有ひずみ g_θ で表される。

$$\sigma_z = -E / (1 - \nu^2) \cdot \{ (r - D/2 + h/2) \cdot d^2w/dz^2 - \nu g_\theta + g_{av} \} \quad (7-1)$$

$$\sigma_\theta = -E / (1 - \nu^2) \{ (r - D/2 + h/2) \cdot \nu d^2w/dz^2 - \nu g_{av} + g_\theta \} + 2Ew/D \quad (7-2)$$

次に、軸対称固有ひずみ g_θ によるたわみ w と 2 次の微係数 d^2w/dz^2 を求める。固有応力源の考えでは固有ひずみが存在する円輪が固有ひずみにより変形しないように固有応力源が作用する^{(3),(15)}。軸対称では円輪が半径方向に変形しない条件は見かけの歪 ε_θ が零になる条件

$$\varepsilon_\theta = \sigma_\theta^* / E + g_\theta = 0$$

となり、固有応力源 σ_θ^* は上式より計算できる。応力は固有ひずみ発生域外では $-\sigma_\theta^*$ により計算された応力値となり、発生域内では、計算された応力に σ_θ^* を加算した応力値となる^{(15),(16)}。一方、変形は $-\sigma_\theta^*$ により与えられる⁽³⁾。薄肉円筒の圧力 p により生じる円周応力 σ_θ が $\sigma_\theta = pD/2h$ で与えられることを参考にすると、 $-\sigma_\theta^*$ と等価となる圧力 p は板厚内の固有ひずみが一定の場合には図10の図中に示す図より

$$p \cdot (D/2 \cdot d\theta) = -2\sigma_\theta^* h \sin(d\theta/2) \approx -\sigma_\theta^* h d\theta$$

$$\therefore p = -2\sigma_\theta^* h / D$$

となり、板厚内で分布を持っている場合には

$$p = 2(-\int_{D/2-h}^{D/2} \sigma_\theta^* dr) / D$$

となる。固有ひずみ g_θ による圧力 p は

$$p = (2E \int_{D/2-h}^{D/2} g_\theta dr) / D \quad (8)$$

となる。従って、 $-\sigma_\theta^*$ による変形は式(8)に示す圧力 p

Fig.10 Relation between inherent stress and pressure

による変形で取り扱える。

任意点 $z = \xi$ に作用している圧力 p による集中円輪上の分布荷重 $pd\xi$ による無限軸長のたわみ w (mm) は Timoshenko⁽¹⁷⁾ の式を利用すると次式のように与えられる。

$$w(z) = (pd\xi / A) \cdot e^{-\beta|z-\xi|} \{ \sin \beta|z-\xi| + \cos \beta(z-\xi) \} \quad (9-1)$$

$$\text{ただし, } A = 8E / \{ [12(1-\nu^2)]^{1/4} D / h \sqrt{D/h} \},$$

$$\beta = \{ [12(1-\nu^2)]^{1/4} / h \sqrt{D/h} \}$$

そして、第2次導関数は

$$d^2w(z) / dz^2 = (2\beta^2 pd\xi / A) \cdot e^{-\beta|z-\xi|} \{ \sin \beta|z-\xi| - \cos \beta(z-\xi) \} \quad (9-2)$$

となる。

式(8),(9)を用いると固有ひずみ g_θ による応力分布式(7)が解ける。現代ではパソコンを使用すると、任意の $g_\theta(\xi)$ 分布によるたわみとたわみの第2次導関数は式(9)の重ね合わせにより数値解析できるから、残留応力も求められる。

6. 固有ひずみによるたわみと残留応力の予測精度

4節の第一近似した台形分布の固有ひずみ分布を利用して、5節の固有ひずみに基づく弾性解析の式からたわみと残留応力を計算し、熱弾塑性解析結果（正解と考える）とどの程度一致するか検討する。

図11の残留応力分布は $D/h = 40$, $L/h = 163$, $Q_{net}/h^2 = 30 \text{ J/mm}^3$ の条件での熱弾塑性解析結果と弾性解析による計算値である。弾性解析の計算には図7に示す台形固有ひずみ分布の特徴点の情報を $D/h = 40$, $L/h = 163$, $Q_{net}/h^2 = 30 \text{ J/mm}^3$ から読みとった。熱弾塑性解析結果は離散値であるため記号○, □で、弾性解析による計算結果を実線と破線で示している。外径側の円周方向応力 σ_θ^0 のみが溶接部近傍で少し一致していないが、その他の残留応力はほぼ一致している。特に、軸長方向の残留応力は良く一致しており、溶接継手の応力腐食および疲労強度に関連する残留応力は十分な精度で予測できている。従って、工学的には提案する固有ひずみの理論式で残留応力は評価できている。

次に、固有ひずみを媒介とする計算方法の長所を示す。固有ひずみ分布の主要因子は図7に示すように入熱のパラメータ Q_{net}/h^2 である。従って、第1近似では入熱のパラメータ Q_{net}/h^2 が同じ条件下では、同一の固有ひずみ分布を使用してたわみと残留応力に及ぼす寸法効果の傾向が検討できる。そこで、図7において寸法のパラメータ D/h の相違が固有ひずみ分布に大きな影響

(a) Residual stress σ_θ

(b) Residual stress σ_z

Fig.11 Comparison of numerical results with theory values of residual stress

を与える $Q_{net}/h^2 = 30 \text{ J/mm}^3$ の条件でたわみ及び軸長の残留応力分布を計算した。計算には図7における $D/h = 40$ の固有ひずみ分布を使用した。図12に軸長方向の残留応力を示す。弾性解析値で熱弾塑性解析結果はほぼ説明できている。図13にたわみ分布を示す。図より固有ひずみ分布として正しい値を使用した $D/h = 40$ のたわみはほぼ評価できているが、 $D/h = 81.3$ のたわみはピーク値で少しずれている。しかし、工学的には弾性解析値で熱弾塑性解析結果がほぼ説明できていると思われる。

次の固有ひずみを媒介とする理論の長所は疲労や腐食に大きな影響を与える軸長方向の残留応力を非破壊的に推定する方法の存在である。式(7-1)の右辺から、固有ひずみ vg_θ と式(6-2)に示す g_{av} がほぼ等しい場合に

Fig.12 Comparison of numerical results with theoretical values of residual stress σ_z

Fig.13 Comparison of numerical result with theoretical value of deflection

は、溶接後の軸長方向のたわみ測定値からたわみの2次の微係数を計算すれば残留応力が推定できることが分かる。1層1パスで円周パイプ溶接をした場合には図6や図7(a),(b)に示すように g_0^{in} と g_0^{out} の差は小さいため、 g_0^{in} と g_0^{out} の平均値にポアソン比を乗算した値である g_{av} は vg_0 にはほぼ等しくなる。従って、1層1パス円周溶接後の軸長方向の残留応力は非破壊で測定できることになる。

7. 結論

本論文で得られた主な結論を以下に示す。

(1)たわみの実験値と有限要素法の熱弾塑性解析結果を比較して、実験値が説明できる数値解析条件と条件範囲を明らかにして、固有ひずみ分布を数値解析

により計算した。そして、相似則のパラメータを使用して固有ひずみ分布を整理した。

(2)固有ひずみに基づく弾性理論式を展開して、固有ひずみからたわみと残留応力が導ける式を導出した。

(3)たわみ及び残留応力について、熱弾塑性解析結果と誘導した理論解を比較して十分な精度があることを証明した。提案した固有ひずみに基づく弾性理論式で軸長方向の残留応力が推定できることから、1層1パス円周溶接をしたパイプの残留応力が溶接後のたわみの測定により非破壊的に推定できることを明らかにした。

謝辞

パイプのたわみの測定実験にアイデアを提供していただいた九州工業大学の秋山先生に感謝いたします。

参考文献

- (1)藤田譲, 野本敏治, 長谷川寿男: 日本造船学会論文集, 第146号(1979), 383-392
- (2)佐藤邦彦, 豊田政男, 吹田義一, 田中正文, 平野俊雄, 溶接学会論文集, 2(1984), 495-502
- (3)松岡一様, 直井保: 溶接学会誌, 51(1982), 148-155
- (4)S.VAIDYANATHAN, A.F.TODARO, I.FINNIE: Trans. ASME, JI. Eng. Mate. Tech., 1973, 233-237
- (5)河野光雄: 溶接による変形の発生と防止対策, 1982, 溶接学会東部支部, p.163
- (6)福田敬二, 残留応力測定的一般理論と3次元溶接残留応力測定法の開発に関する研究, (1979) 大阪大学提出学位論文
- (7)福田敬二, 金裕哲, 秋山哲也, 寺崎俊夫: 溶射, 27(1990), 124-131
- (8)寺崎俊夫, 秋山哲也, 吉村直隆: 日本機学会論文集(A)59(1993), 2694-2701
- (9)寺崎俊夫, 陳俊, 秋山哲也, 岸武勝彦: 溶接学会論文集, 15(1997), 529-534
- (10)佐藤邦彦, 寺崎俊夫: 溶接学会誌, 45(1976), 150-156
- (11)寺崎俊夫, 横島直彦: 材料, 30(1981), 777-783
- (12)野本敏治, 寺崎俊夫, 前田和伸: 日本機学会論文集(A), 63(1997), 1063-1068
- (13)藤田譲, 野本敏治: 日本造船学会論文集, 第130号(1971), 183-198
- (14)Elevated Temperature Properties of Carbon Steel, ASTM-ASME Joint Committee, STP180
- (15) Niku-lari, A., Methode de la Fleche methode de la Source des Contraintes Residuelles, *Proceedings of ICSP I*, edited by Niku-lari, A., Pergamon Press, Oxford, 237.
- (16) S. P. Timoshenko, S. W. Krieger, Theory of Plates and Shells, second edition (1959), McGraw-Hill, 471-475
- (17)Timoshenko, S.P. and Goodier, J.N., Theory of Elasticity, (1970), 433-438, McGraw-Hill, International Editions.
- (18)上田幸雄, 福田敬二, 中長啓治: 溶接学会誌, 45 (1976), 29-35