球殻構造における溶接変形の研究 (第 2 報)

—貫通部材溶接時の溶接変形に関する解析的検討—

正員 藤 田 譲*	正員 野 本 敏 治*
正員 安 澤 幸 隆**	正員 山 田 桑 太 郎***
正員 松 村 裕 之***	正員 長 谷 川 壽 男***
正員 猪 野 一 郎****	正員 隆 杉 憲 行****

Research on Welding Deformations of Spherical Shell Structure (2nd report)

—Analytical study of welding deformation—

by Yuzuru Fujita, <i>Member</i>	Toshiharu Nomoto, <i>Member</i>
Yukitaka Yasuzawa, <i>Member</i>	Sotaro Yamada, <i>Member</i>
Hiroyuki Matsumura, <i>Member</i>	Hisao Hasegawa, <i>Member</i>
Ichiro Ino, <i>Member</i>	Noriyuki Takasugi, <i>Member</i>

Summary

Welding deformations and residual stresses are major factors which affect the collapse strength of externally pressurized vessels. Problems of circumferentially welded cylindrical shell and spherical shell welded along the equator have been already investigated by some of the authors^{1),2)}.

There are many cases that a penetrator or a partial sphere is welded circumferentially to a spherical shell in actual structures. In this case, the spherical shell near the weld line and the penetrator tend to sink toward the center of spherical shell.

In the previous paper³⁾, the deformations of a spherical shell caused by the welding of penetrator were investigated. Experiments were carried out in order to clarify the characteristics of welding deformations and the effects of shell and penetrator dimensions and welding procedures on them.

In this paper, one dimensional thermal elasto-plastic analysis using Rayleigh-Ritz method is applied to the axi-symmetric thermal stress problems of thin spherical shells. The following conclusions are obtained from this analysis. The effectiveness of this analytical method and reliability of its results are confirmed by comparison with the experimental results. The influence of size of spherical shells and penetrators and welding heat input on welding deflections and residual stresses is described. It is clarified that the parameter λ and $\lambda\alpha$, which correlate the rigidity of shell and the size of penetrator, and the parameter $(Q/h)\beta$, which correlates welding thermal cycle, are effective to estimate the welding deflections. The deflection caused by the welding of penetrator shows maximum value when the size of penetrator $\lambda\alpha$ equals 0.7~1.3, and this value is three times as large as that by the welding along the equator, and as the size of penetrator $\lambda\alpha$ is larger than 4.0~5.0, the welding deflection is almost the same as that by the welding along the equator.

1 緒 言

球殻構造は、潜水船の耐圧殻、球形ガスホルダ等の圧力容器など、耐圧構造物に数多く用いられており、これ

* 東京大学

** 東京大学大学院

*** 川崎重工業(株)技術研究所溶接研究室

**** 川崎重工業(株)潜水艦設計部

らは、一般にその半径に比べて板厚が比較的薄い場合が多い。このような構造物では、その製作時に曲げ加工、切削、溶接施工などを受けるが、この時に変形や残留応力などのいわゆる初期不整が発生する可能性があり、もし、これらが生じた場合には、構造物の疲労強度、脆性破壊強度のみならず、座屈・最終強度にも大きな影響を与えることが予想される。

したがって、その溶接変形量を把握するとともに、球殻の形状精度を確保するための溶接変形の有効な制御方法を見出し、工作時の寸法精度管理限界を明らかにすることは極めて重要であると考え。

筆者らは数年来、実構造物に多く見られる殻構造の溶接に着目し、円筒殻円周溶接時の溶接変形・残留応力に関する研究¹⁾に引続き、球殻赤道溶接時の溶接変形についても解析的研究²⁾および実験を実施してきた。

前報³⁾においては、球殻に部分球殻や貫通部材(本論文では以下これらをすべて貫通部材と呼ぶ)をはい込み溶接する時に生じる溶接変形に関して実験的検討を行い、溶接による撓み変形の分布形状および変形の発生機構を明らかにするとともに、球殻および貫通部材の寸法形状や取付状態など、各種因子が撓み変形に及ぼす影響について調査した。

本報では、この問題に対し、先に球殻赤道溶接に対して適用したのと同様の Rayleigh-Ritz 法にもとづく解析手法を適用し、貫通部材溶接時に生じる撓み変形に及ぼす球殻寸法、貫通部材寸法、溶接入熱量などの影響について解析的に検討する。

2 理 論

球殻の貫通部材円周溶接による溶接変形、残留応力を解析するにあたり、球殻赤道溶接の場合²⁾と同様に2本の子午線に囲まれる strip を考え、これに対して適当な変位関数を選び、Rayleigh-Ritz 法を用いた1次元熱弾塑性解析を実施する。

2.1 基 礎 式

1次元熱弾塑性解析法を適用するにあたり、既報の球殻赤道溶接の解析の場合²⁾と同様に以下の仮定をおく。

(1) 薄肉球殻を対象とし、板厚方向の応力(σ_z)および剪断応力($\tau_{\varphi z}, \tau_{z\theta}$)は、零と見なす。

(2) 溶接位置には、溶接により全周にわたって瞬間的に熱が授与されるものとする。また、温度分布は、緯線方向および板厚方向にも同様であるとし、経線方向の座標 φ のみの関数として表わされる1次元温度場を考える。

(3) Kirchhoff-Love の仮定が成立つとする。つまり、板中央面に垂直な板内の直線は、変形後も、板中央面と垂直な直線となる。

解析は Fig. 1 に示すような開口部を有する球殻を対象とし、緯線方向に θ 、経線方向に φ 、板厚方向には板厚中央から球殻中心方向に z 軸をとり、各方向の変位成分をそれぞれ u, v, w とする。軸対称な熱荷重を受けるので $u=0$ となり、軸対称な変形を生じる。この時、歪-変位関係は次式で表わされ、他の成分はすべて零となる。

Fig. 1 Coordinate systems of spherical shell

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_{\varphi\varphi} &= 1/R(dv/d\varphi - w), \\ \kappa_{\varphi} &= 1/R^2(dv/d\varphi + d^2w/d\varphi^2) \\ \epsilon_{\theta\theta} &= 1/R(v \cot \varphi - w), \\ \kappa_{\theta} &= \cot \varphi/R^2(v + dw/d\varphi) \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

$$\epsilon_{\varphi} = \epsilon_{\varphi\varphi} - z\kappa_{\varphi}, \quad \epsilon_{\theta} = \epsilon_{\theta\theta} - z\kappa_{\theta}$$

ただし、下添字 θ は、板厚中央面の歪を表わす。

また、応力-歪関係は、平面応力状態の場合と同様に次式で表わされる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{\varphi} &= E(\epsilon_{\varphi\varphi}^e + \nu\epsilon_{\theta\theta}^e)/(1-\nu^2) \\ \sigma_{\theta} &= E(\epsilon_{\theta\theta}^e + \nu\epsilon_{\varphi\varphi}^e)/(1-\nu^2) \\ \tau_{\varphi\theta} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

ただし上添字 e は弾性歪を表わしており、全歪 $\epsilon_{\theta}, \epsilon_{\varphi}$ は次式で表わされる。

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_{\theta} &= \epsilon_{\theta}^e + \epsilon_{\theta}^p + \epsilon_{\theta}^t \\ \epsilon_{\varphi} &= \epsilon_{\varphi}^e + \epsilon_{\varphi}^p + \epsilon_{\varphi}^t \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

ただし、上添字 p, t は、それぞれ塑性歪、熱歪を表わす。

2.2 変 位 関 数

本解析では、変位 v, w に対してそれぞれ次式のように Fourier 級数に展開した変位関数を仮定し、Rayleigh-Ritz 法を適用して熱応力解析を実施する。

$$\left. \begin{aligned} v &= \sum_{i=1}^N a_i \sin i\varphi \\ w &= \sum_{i=0}^N b_i \cos i\varphi \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

ただし、 a_i, b_i : 未定係数

本報では、このように Fourier 級数に展開した変位関数を採用したため、完全球殻ばかりでなく、開口部を有する球殻の円周溶接の軸対称熱応力解析が可能である。

弾塑性解析を実施するため、各増分間において(1)~(4)式が成立つものとし、以下、増分形で表示する。

2.3 解析手法

(4) 式の変位関数を Rayleigh-Ritz 法に適用すれば、この問題は、各増分段階で未定係数 $\Delta a_i, \Delta b_i$ に関する $(2N+1)$ 元連立方程式を解くことに帰着できる。

$\Delta v, \Delta w$ なる変位増分を生じた時に、球殻に蓄えられる歪エネルギー増分 ΔU は次式で与えられる。

$$\begin{aligned}\Delta U &= 1/2 \iiint_V \Delta e_{ij}^e \Delta \sigma_{ij} dV \\ &= 1/2 \iiint_V (\Delta e_\varphi \Delta \sigma_\varphi + \Delta e_\theta \Delta \sigma_\theta) dV \quad (5)\end{aligned}$$

基礎式(1)~(4)式の増分形を考え、(5)式に代入すれば、 ΔU は、 $\Delta a_i, \Delta b_i$ を用いて表わされる。

いま、 $\Delta \Pi$ をポテンシャルエネルギー増分、 ΔV を外力ポテンシャル増分とすれば $\Delta \Pi = \Delta U + \Delta V$ となり、ポテンシャルエネルギー最小の原理より次式が得られる。

$$\partial \Delta \Pi / \partial \Delta a_i = \partial \Delta \Pi / \partial \Delta b_i = 0 \quad (6)$$

ただし、熱応力解析では外力は存在しないので $\Delta V = 0$ となり、 $\Delta \Pi = \Delta U$ である。

(6) 式を解くと未定係数 $\Delta a_i, \Delta b_i$ に関する $(2N+1)$ 元連立1次方程式が得られるが、その詳細については Appendix を参照されたい。

なお、熱応力解析に先立って、球殻の周継手溶接に対応するような外力のみを負荷(文献2)の Fig.3 参照)した弾性応力解析を実施し、有限要素法の結果と対応させたところ、解析結果は充分よい一致を示し、変位関数の妥当性が確かめられた。

2.4 数値解析

(6) 式を解いて得られる $(2N+1)$ 元連立方程式((A-1)式)で剛性行列に対応する左辺の $(2N+1) \times (2N+1)$ のマトリックス A は、球殻寸法と変位関数の採り方のみによって決まり、増分法による各増分段階において不変である。一方、外力ベクトルに対応する右辺の $(2N+1)$ 次元ベクトル b は、温度増分および塑性歪増分の関数になっている。そこで、本報でも文献4)に示した初期歪法を用いてこれを解くことにする。

本解析では、薄肉球殻の1パス周溶接を想定し、溶接による熱源移動は無視し、瞬間平面熱源を考えている。

溶接熱履歴を考えると、溶接部は溶接熱が投与された後直ちに最高温度に達し、その後、球殻全体に熱伝導してゆき、溶接部は冷却してゆく。高温状態では降伏応力が非常に小さいので、本解析では溶接部に溶接熱が投与された状態では球殻全域にわたって無応力状態にあり、変形はないものと仮定し、熱伝導による冷却過程のみを解析した。

材料定数の温度依存性は、降伏応力についてのみ考慮した。材料は軟鋼を想定し、降伏応力 σ_y は室温から 350°C まで 25 kg/mm²、700°C で 5 kg/mm²、1,500°C

で 1 kg/mm² とし、それぞれの間を直線近似した。また、ヤング率 $E=21,000$ kg/mm²、ポアソン比 $\nu=0.3$ 、比重 $\rho=7.8$ g/cm³、比熱 $c=0.16$ cal/g・°C、線膨張係数 $\alpha=1.0 \times 10^{-5}$ /°C、熱効率 $\eta=0.7$ を用いた。

降伏判定および負荷・除荷判定は、積分点(板厚方向 11 点、経線方向 35~40 点)において、それぞれ von Mises の降伏条件、Prandtl-Reuss の流れ則のスカラー量 $d\lambda$ を用いて行う。また撓み波形は、 $N=50$ 項に展開し、初期歪法による繰返し計算の収束判定は、全積分点に対して、 $|d\lambda_n - d\lambda_{n-1}|/d\lambda_n \leq 0.0125$ (n :イタレーション回数)とし、各増分段階での繰返し計算は 7~15 回で打切った。

3 解析結果

本章では、前章で述べた解析手法を用いた解析結果について報告する。

3.1 固有歪の概念による弾性解析

溶接は局部的な急熱急冷による溶接・凝固の過程を有するため、溶接線およびその近傍には不可避免的に塑性歪が発生し、これにより溶接変形ならびに残留応力を生じる。

実構造物における溶接変形・残留応力には構造物の材質および溶接継手の拘束状態ならびに溶接による熱履歴など、多くの因子が複雑に関与するため、実験や解析結果を統一的に整理することははなはだ困難である。このため、従来からこれら各種因子の影響を個別に明らかにする努力がはらわれてきた。このような簡易解析手法のひとつに固有歪の概念⁵⁾がある。

この概念は溶接による変形および残留応力を、これを生ぜしめるに必要な固有歪 ϵ_0 に置換して取扱おうとするものであり、通常、残留塑性歪に対応するような位置に等方な固有歪が存在するとして簡易解析が実施される。

ここでは、溶接線近傍に存在する固有歪は等方かつ一様であり、その大きさは球殻や貫通部材寸法および溶接による熱履歴にかかわらず一定であると仮定し、球殻・貫通部材寸法など、継手の拘束状態の相違が溶接変形量に及ぼす影響について検討する。

Fig.2 は半径 250mm、板厚 10mm の球殻に貫通部材を溶接した場合の溶接変形が、溶接線近傍の幅 $Rr=16.4$ mm の領域に単位の固有歪 ϵ_0 が存在すると考えることによって表わせると仮定し、貫通部材寸法が $\alpha=1.875 \sim 40.625^\circ$ と種々異なる場合について、その撓み形状を示したものである。貫通部材が比較的小さい場合は、貫通部材中央部で最大の撓み量を示し、その最大撓み量は貫通部材寸法が大きくなるにつれ増大する。さらに貫通部材寸法が増大すると、次第に溶接線近傍で最大撓みを示すようになり、その最大撓み量は減少してゆ

Fig. 2 Deflection distributions due to inherent strains (elastic analysis)

Fig. 3 Deflections due to inherent strains for various size of shell and penetrator

き、赤道溶接の場合とほぼ同じ最大撓み量を示すようになる。

Fig. 3 は、球殻の剛性を表わすパラメータ

$$\lambda (= \sqrt[3]{3(1-\nu^2) \cdot (R/h)^2})$$

が同じ値の場合について、横軸に貫通部材の無次元寸法 $\lambda\alpha$ をとり、最大撓み量 $w_{\max}$ 、貫通部材中央の撓み量

$w_{\phi=0}$ および溶接線上での撓み量 $w_{\phi=\alpha}$ をプロットしたものである。貫通部材寸法 $\lambda\alpha=0\sim1.5$ の範囲では、いずれも④に示すような撓み形状を示し、それ以上では⑧に示すような撓み形状を示すが、これらの球殻寸法 ($\lambda=6.427$) の場合、貫通部材寸法 $\alpha\approx10^\circ$ の場合に最大の撓み量を示し、 $\alpha\geq20^\circ$ では赤道溶接時とほぼ同じ最大撓み量を示すことがわかる。相似な形状である①と③を比較すると、貫通部材寸法も相似 (α が同じ) ならばいずれの位置での撓み量も①が③のほぼ2倍の値を示しており、撓み量はほぼ半径 R に比例することがわかる。②は③と球殻寸法は同一であり、固有歪 [E] の存在領域幅が2倍の場合であるが、②は①とほぼ同じ撓み量を示している。固有歪の存在領域幅は、第1次近似としては溶接入熱量に比例して増大するとみなしうるので、球殻および貫通部材寸法が同じならば、撓み量は溶接入熱量 Q/h にほぼ比例するものと考えられる。

Fig. 4 は球殻の剛性を表わすパラメータ λ および固有歪の存在領域幅 γ が種々異なる場合について、それぞれの位置での撓み量を、貫通部材溶接時と赤道溶接時 ($\alpha=90^\circ$) との比で整理したものである。図に示すように、 λ, γ の値にかかわらずほぼ1本の曲線で表わされる。このことは、固有歪の概念のように溶接による熱伝導を無視して考える場合、貫通部材寸法の相違による撓み量の変化は、球殻寸法にかかわらず球殻の剛性を考慮した貫通部材寸法 $\lambda\alpha$ によって整理できることを示している。固有歪の概念による弾性解析によれば、今回の計算範囲では、貫通部材寸法 $\lambda\alpha=0.7\sim1.3$ において最大の撓み量を生じ、その大きさは赤道溶接時の約1.5倍であり、また $\lambda\alpha=2.5\sim3.0$ の貫通部材溶接時には赤道溶接時とほぼ同じ撓み量を示すことが明らかになった。

Fig. 4 Effect of size of penetrator on deflections (elastic analysis based on inherent strain)

3.2 熱弾塑性解析

前節では固有歪の概念を用いた弾性簡易解析を実施し、撓み変形に及ぼす球殻寸法および貫通部材寸法の影響を明らかにした。本節では、溶接による熱履歴を逐次解析する熱弾塑性解析を実施し、溶接変形ならびに残留応力に及ぼす球殻寸法、貫通部材寸法、溶接入熱量および開口部の影響について調査する。

3.2.1 球殻寸法の影響

ここでは完全球殻に貫通部材を溶接する時に生じる溶接変形に及ぼす球殻寸法の影響について述べる。

Fig. 5 (a), (b), (c) は単位板厚当りの溶接入熱量 $Q/h = 2500 \text{ cal/cm}^2$ の場合について、貫通部材の占める角度 α が 5° , 10° , 20° とそれぞれ一定の場合の撓み変形を示したものであり、横軸は貫通部材中央からの角度 φ で表示している。図中、溶接線の左側は貫通部材、右側は球殻側である。 $\alpha = 5^\circ$ の Fig. 5 (a) では、球殻半径 $R = 500 \text{ mm}$ と一定の場合、板厚の増大とともに②, ③, ④に示すように撓み量は次第に減少し、撓み変形を生じる領域(撓み w が零となる位置)も広がる。一方、板厚 $h = 10 \text{ mm}$ と一定の場合、半径の増大とともに撓み量は①, ③, ⑤と次第に増大するが、さらに半径が増大すると⑥に示すように溶接線近傍で最大撓みを示す撓み形状となり、その撓み量も減少する。撓み変形を生じる領域はパラメータ λ が同じ値ならば①, ④および②, ⑤に示すようにほぼ同じとなる。 $\alpha = 10^\circ, 20^\circ$ と貫通部材寸法が大きいくほど溶接線近傍で最大撓みを示す傾向にあり、その撓み量は $\alpha = 5^\circ$ の場合に比べ小さいが、撓み変形に及ぼす球殻寸法の影響は $\alpha = 5^\circ$ の場合と同様の傾向を示す。

Fig. 6 は貫通部材径 $d = 174.5 \text{ mm} \phi$ と一定の場合について、球殻寸法の影響を示したものであり、横軸は貫通部材中央からの距離 x で表示している。溶接線上の撓み量は球殻半径 R が大きいほど、また板厚 h が薄いほど大きく、パラメータ λ が大きい場合や貫通部材の占める角度 α が大きい場合は溶接線近傍で最大撓みを示す撓み

(a)

(b)

(c)

Fig. 5 Deflection distributions for various size of shell (penetrator angle α : const.)

Fig. 6 Deflection distributions for various size of shell (diameter of penetrator d : const.)

形状となる。撓み変形を生じる領域は、球殻の剛性を表わすパラメータ $\beta = (\frac{4}{3}(1-\nu^2)/(Rh)^2) = \lambda/R$ が同じ場合には、①, ②および④, ⑤に示すようにほぼ同じとなる。

Fig. 7 Deflection distributions for various size of shell

Fig. 7 は Fig. 5 (a) に示した解析結果を、溶接線上に原点をとり、横軸は球殻の剛性を考慮した溶接線からの無次元距離 $\lambda\phi'$ で整理したものである。球殻側の撓みを比較すると、いずれの球殻寸法の場合も $\lambda\phi'=2.0\sim 2.5$ で撓みはほぼ零となっている。以上の事実より、距離に対しては前節と同様、 $\lambda\phi(\beta x)$ もしくは $\lambda\phi'$ と無次元表示することが撓み変形を整理するうえで有効であることが明らかになった。

3.2.2 貫通部材寸法の影響

ここでは貫通部材寸法が溶接による撓み変形に及ぼす影響を調査するとともに、このときの溶接残留応力について述べる。

Fig. 8 は、球殻半径 $R=500$ mm、板厚 $h=20$ mm、溶接入熱量 $Q/h=2500$ cal/cm² と一定で、貫通部材寸法が種々変化した場合の撓み形状を示したものである。Fig. 2 に示した固有歪の概念による弾性解析の場合と同様に、最大撓み量は貫通部材寸法 $\alpha=10^\circ$ 程度までは貫通部材寸法の増大とともに増加するが、さらに貫通部材寸法が増大すると次第に減少し、赤道溶接時の撓み量に漸近する。また、 $\alpha=15^\circ$ 程度では貫通部材中央部で最大の撓みを示すが、これより貫通部材が大きくなると溶接線近傍で最大撓みを示すようになる。

Fig. 9 は Fig. 3, 4 と同様、最大撓み量 w_{max} 、溶接線上での撓み量 $w_{\phi=0}$ 、貫通部材中央での撓み量 $w_{\phi=0}$ および最大撓みを示す位置 $\phi_{w_{max}}$ を貫通部材寸法に対してプロットしたものである。この球殻寸法、溶接入熱量の場合、貫通部材寸法 α が約 10° ($\lambda\alpha=0.7\sim 1.3$) において最大の撓み量を示し、その大きさは赤道溶接時の約 3 倍にも達する。また、 α が約 40° 以上 ($\lambda\alpha\geq 4.0\sim 5.0$) の貫通部材溶接時には赤道溶接とほぼ同じ撓み量を示す。

溶接にともなう熱伝導を考えると、貫通部材側では球殻側に比べ単位角度(距離)当りの熱容量が小さいうえ、貫通部材中央部で熱流が反射するとみなしうするため、貫通部材側と球殻側では熱履歴が異なり、一般に貫通部材側が球殻側より高温となる。

Fig. 8 Deflection distributions for various size of penetrator

Fig. 9 Effect of size of penetrator on deflections

固有歪の概念による弾性解析結果 (Fig. 4) と熱弾塑性解析結果 (Fig. 9) とを比較すると、全体的傾向は両者で一致しているが、最大撓み量や赤道溶接とほぼ同じ撓み変形とみなしうる貫通部材寸法などで相違が認められる。これは、固有歪の概念による弾性解析では上述した貫通部材側と球殻側での熱履歴の相違を無視しているためと考えられる。

Fig. 10 は貫通部材寸法が種々異なる場合について、溶接残留応力を示したものである。左側は溶接線方向(緯線方向)残留応力分布、右側は溶接線直角方向(経線方向)残留応力分布であり、実線は球殻内表面、破線は球殻外表面での残留応力を表わしており、溶接線は一点鎖線で表示している。

最下段に示す $\alpha=45^\circ$ と貫通部材寸法が大きい場合の残留応力は球殻赤道溶接とほぼ同じ残留応力分布を示し、球殻内表面では溶接線方向残留応力 σ_θ 、溶接線直角方向残留応力 σ_ϕ とともに溶接線上で引張降伏応力を示し、溶接線から離れるにしたがって圧縮残留応力に転じた後、次第に零に漸近する。これに対し球殻外表面では溶接線方向残留応力 σ_θ は溶接線近傍では引張残留応力であり、内表面の場合と同様の分布形状を示すのに対し、溶接線直角方向残留応力 σ_ϕ は曲げ応力が主であるため、内表面の σ_ϕ と逆符号のほぼ対称な残留応力分布

Fig. 10 Welding residual stress distributions for various size of penetrator

を示す。

貫通部材寸法が小さくなるにつれ、貫通部材側の残留応力分布は図に示すように次第に変化してゆく。最上段に示す $\alpha=5^\circ$ と貫通部材寸法が非常に小さい場合には、貫通部材内の内表面では緯線・経線両方向の応力 $\sigma_\theta, \sigma_\varphi$ とも引張降伏応力を示し、外表面では両方向応力とも圧縮降伏応力を示す。なお、このときの内表面残留応力分布は、平板にスポット溶接を行った場合の残留応力分布とよく類似している。

3.2.3 溶接入熱量の影響

先に実施した弾性解析では、溶接入熱量の影響の第1次近似として固有歪の存在領域幅が溶接入熱量に比例するとみなした解析を実施し、撓み量は溶接入熱量にほぼ比例すると考えられることを示した。

Fig. 11 は球殻半径 $R=500$ mm, 板厚 $h=20$ mm, 貫通部材寸法 $\alpha=10^\circ$ および 20° で、溶接入熱量 $Q/h=1250, 2500, 5000$ cal/cm² と種々異なる場合の熱弾塑性解析結果である。図に示すように、球殻寸法、貫通部材寸法が同一ならば、いずれの溶接入熱量の場合も撓み形状はほぼ相似であり、その撓み量はほぼ溶接入熱量 Q/h に比例する。

3.2.4 球殻開口部の影響

Fig. 11 Deflection distributions for various welding heat input

以上の解析はいずれも完全球殻に貫通部材を溶接する場合を扱ったが、実構造物の製作においては、半球殻時に貫通部材を溶接する場合がしばしば見受けられる。ここでは、このような場合について解析を実施し、完全球殻の場合と比較する。

先に貫通部材寸法の影響は球殻の剛性を考慮した無次元寸法 $\lambda\alpha$ ではほぼ整理できることを示したが、Fig. 12 はこの $\lambda\alpha$ が種々異なる場合について完全球殻（太線）と半球殻（細線）での撓み変形を比較したものである。貫通部材寸法 $\alpha=20^\circ$, $\lambda\alpha=4.49$ の場合でも両者に大差は認められず、この程度の球殻ならびに貫通部材寸法で

Fig. 12 Comparison of welding deflections of hemi-spherical shells with those of spherical ones

は半球殻に貫通部材を溶接する場合の撓み変形は、完全球殻でのそれとほぼ同じであることが明らかになった。

4 考察および実験

前章では、球殻の貫通部材溶接について固有歪の概念による弾性解析ならびに溶接熱履歴を逐次解析する熱弾塑性解析を実施し、溶接変形・残留応力に及ぼす球殻寸法、貫通部材寸法、溶接入熱量および球殻開口部のそれぞれの因子の影響を明らかにした。

本章では、これら因子が種々異なる場合の撓み変形の整理方法について考察を行うとともに、解析結果と実験結果とを比較することにより解析の妥当性を検証する。

4.1 考 察

溶接変形や溶接残留応力は主に次の3つの因子：①材質、②溶接継手の拘束状態、③溶接による熱履歴、に大きく支配される。筆者らは円筒殻円周溶接¹⁾および球殻赤道溶接²⁾においては、上記②、③の因子を統一的に整理できるパラメータとして殻の剛性を考慮した溶接入熱量 $(Q/h) \cdot \beta$ が有効であることをすでに明らかにした。

前章では、球殻の貫通部材溶接の場合、溶接継手の拘束状態を表わすパラメータとしては、球殻の剛性を表わすパラメータ λ および貫通部材の寸法による剛性変化を表わすパラメータ $\lambda\alpha$ の、少なくとも2つのパラメータが必要であることを示した。

球殻赤道溶接の場合、溶接線に関して対称な継手形状であるため、溶接熱履歴を表わすパラメータとしては、単位板厚当りの溶接入熱量 Q/h を考えればよかったが、貫通部材溶接の場合は先に述べたように貫通部材側と球殻側で熱履歴が異なる。このため厳密には貫通部材側および球殻側それぞれに対し熱履歴を表わすパラメータを考える必要があろう。両側の熱履歴を比較すると球殻側より貫通部材側の方が熱容量が小さいため温度が高く、溶接後、時間が経過するにつれ最高温度を示す位置は溶接線上から次第に貫通部材中央へと移動する。したがって、溶接変形・残留応力は主に貫通部材側の熱履歴

(a)

(b)

(c)

(d)

Fig. 13 Welding deflections for various λ , $\lambda\alpha$ and $(Q/h) \cdot \beta$ values

に支配されると考えられ、本報では第1次近似として貫通部材側の熱履歴のみに着目する。

佐藤、寺崎⁶⁾は、平板の突合せ溶接の場合、溶接変形・残留応力を支配する溶接熱履歴を表わすパラメータとしては、板の平均温度上昇 T_{av} が有効であることを明らかにしている。貫通部材側の平均温度上昇は $T_{av} = (Q/h) \cdot 1/c\rho \cdot \sin \alpha / 2R(1 - \cos \alpha)$ で表わされるが、平均温度上昇 T_{av} は先に述べたパラメータ $(Q/h) \cdot \beta$ とほぼ線形関係 ($\alpha = 20^\circ$ で約 1%, $\alpha = 45^\circ$ で約 5% の誤差) にあり、本報では溶接熱履歴を表わすパラメータとして $(Q/h) \cdot \beta$ を採用する。

Fig. 13(a)~(d) は貫通部材寸法 $\lambda\alpha = 1.122, 1.586, 2.243, 3.173$ の場合の撓み変形を種々の球殻寸法、溶接入熱量に対して整理したものである。縦軸は撓み量 w を球殻半径 R で除した無次元撓み w/R 、横軸は球殻の剛性を考慮した無次元距離 $\lambda\varphi (= \beta x)$ である。いずれの図においても、溶接継手の拘束状態を表わすパラメータ λ および $\lambda\alpha$ が同じならば熱履歴を表わすパラメータ $(Q/h) \cdot \beta$ にはほぼ比例して無次元撓み量は大きくなり、 $\lambda\alpha$ および $(Q/h) \cdot \beta$ が同じならば λ が小さいほど大きな無次元撓み量を示す。これらのパラメータ $\lambda, \lambda\alpha, (Q/h) \cdot \beta$ のいずれれもが同じ値の場合は、いずれも非常によく似た撓みの形状を示し、その無次元撓み量は 5~20% の誤差範囲で整理できており、これらパラメータの有効性が明らかになった。

4.2 実験との比較

3.2 項で実施した解析結果の妥当性を確かめるために前報と同様の模型実験を実施した。試験体は冷間もしくは熱間曲げ加工法によって製作した軟鋼 (SS 41) 製半球殻であり、これに取付ける貫通部材は試験体と同一半径・板厚の部分球殻である。溶接は前報と同様、NS 90 鋼用および 10Ni-8Co 鋼用ワイヤを用いた半自動 TIG 溶接である。なお、実験方法の詳細については前報を参照されたい。

Fig. 14, 15 に 1 パス溶接後の撓み変形計測結果 (12 断面の平均値) を○印で示す。図中の実線は完全球殻に貫通部材を溶接した場合に対応する解析結果である。

実験では、溶接前には貫通部材が球殻に仮付けされているのみであり、溶接熱源が移動するにつれ拘束状態が変化するものと考えられる。本実験では約 3~5 分のアーキタイムを要するのに対し、解析ではこれを完全球殻に瞬間熱源を投与し、冷却過程のみ解析している。しかも本実験では特殊な溶接材料を使用している。

これらの差異にもかかわらず、実験結果と解析結果は若干の相違は認められるものの、両者は比較的良好な対応を示している。なお、Fig. 14 (b) で貫通部材内の撓み形状が両者で大きな相違が認められるが、これは貫通

Fig. 14 Comparison of welding deflection obtained by experiments with that of analysis

Fig. 15 Comparison of welding deflection obtained by experiment with that of analysis

部材寸法が比較的大きく、この実験では約 330 秒ものアーキタイムを要するので、上記のような影響が顕著に現われたものと考えられる。

5 結 言

本論文では球殻に部分球殻など貫通部材を溶接する時に生じる溶接変形・残留応力について解析的な検討を実

施した。本論文で得られた結論を以下に示す。

(1) 開口部を有する球殻の円周溶接の溶接変形・残留応力について、既報と同様に Rayleigh-Ritz 法を用いた1次元熱弾塑性解析法を確立した。

(2) 球殻に貫通部材を溶接した時に生じる撓み変形に及ぼす球殻寸法、貫通部材寸法、溶接入熱量および球殻開口部の影響を解析的に明らかにした。

(3) この撓み変形を整理するパラメータとしては、球殻の剛性を表わす λ 、貫通部材寸法を表わす $\lambda\alpha$ および溶接熱履歴を表わす $(Q/h) \cdot \beta$ の3つのパラメータが有効であることを示した。

(4) この撓み変形は、今回の計算範囲では、球殻の剛性を考慮した貫通部材寸法 $\lambda\alpha = 0.7 \sim 1.3$ の場合に最も大きな撓み量を示し、その撓み量は同一寸法の球殻の赤道溶接時の約3倍の撓み量を示す。貫通部材がこれより小さい場合も大きい場合も最大撓み量は減少し、 $\lambda\alpha \geq 4.0 \sim 5.0$ の大きな貫通部材溶接時には赤道溶接の場合とほぼ同じ撓み変形を示す。

(5) 球殻側の撓み変形は、球殻寸法、貫通部材寸法、溶接入熱量に如何にかかわらず、溶接線から無次元距離 $\lambda\varphi' = 2.0 \sim 2.5$ で撓み量が零になる。

本論文では第1報に引き続き、球殻の貫通部材溶接時の溶接変形について、球殻・貫通部材寸法および溶接施工法の影響について調査し、溶接変形を支配するパラメータを明らかにした。次報においては、これら溶接変形の防止法について検討し、工作上の寸法精度管理限界を明らかにしたい。

最後に、本研究の一部は文部省科学研究費の援助のもとになされ、解析の一部は東京大学大型計算機センター HITAC M-200 H を使用させていただいたことを付記するとともに、解析に当たってご協力いただいた餅田義典氏(現在、川崎重工業(株))に感謝いたします。

参 考 文 献

- 1) 藤田, 野本, 長谷川: 熱弾塑性問題に関する研究(その4), 日本造船学会論文集, 第146号(1979), 383.
- 2) 藤田, 野本, 長谷川: 熱弾塑性問題に関する研究(その5), 日本造船学会論文集, 第149号(1981), 335.
- 3) 藤田, 野本, 山田, 松村, 長谷川, 猪野, 隆杉: 球殻構造における溶接変形の研究(第1報), 第149号(1981), 325.
- 4) 藤田, 野本, 長谷川: 熱弾塑性問題に関する研究(その3), 日本造船学会論文集, 第144号(1978), 499.
- 5) 例えば, 渡辺, 佐藤: 溶接力学とその応用, 朝倉書店(1965).
- 6) 佐藤, 寺崎: 構造用材料の溶接残留応力・溶接変形におよぼす溶接諸条件の影響, 溶接学会誌, 45-1 (1976), 42.

Appendix 球殻軸対称1次元熱応力解析法について

本文(6)式を解いて得られる $(2N+1)$ 元連立1次方程式はマトリックス表示すると、次式のように表わされる。

$$\mathbf{A} \cdot \mathbf{X} = \mathbf{b} \quad (\text{A-1})$$

ここでマトリックス $\mathbf{A}$ は $\mathbf{A} = \begin{bmatrix} A_{ij} & B_{ij} \\ C_{ij} & D_{ij} \end{bmatrix}$ と表示で

き、その各成分は次式で表わされる。

$$A_{ij} = \pi E h / 12 R^2 (1 - \nu^2) [2(12 R^2 + h^2) i j \cdot I_{ccs} + 2(12 R^2 + h^2) \nu i I_{csc} + 2(12 R^2 + h^2) \nu j I_{scs} + 2(12 R^2 + h^2) I_{FS}]$$

$$B_{ij} = \pi E h / 12 R^2 (1 - \nu^2) [-2\{12 R^2(1 + \nu) + j^2 h^2\} \times i I_{ccs} - 2 h^2 i j I_{csc} - 2\{12 R^2(1 + \nu) + \nu h^2 j^2\} I_{scs} - 2 h^2 j I_{FS}]$$

$$C_{ij} = B_{ji}$$

$$D_{ij} = \pi E h / 12 R^2 (1 - \nu^2) [2\{24 R^2(1 + \nu) + h^2 i^2 j^2\} \times I_{ccs} + 2 \nu h^2 i^2 j I_{csc} + 2 \nu h^2 i j^2 I_{scs} + 2 h^2 i j I_{FS}]$$

$$\text{ただし, } I_{ccs} = \int_0^\beta \cos i\varphi \cos j\varphi \sin \varphi d\varphi$$

$$I_{csc} = \int_0^\beta \cos i\varphi \sin j\varphi \cos \varphi d\varphi$$

$$I_{scs} = \int_0^\beta \sin i\varphi \cos j\varphi \cos \varphi d\varphi$$

$$I_{FS} = \int_{0+(\varepsilon/2)}^{\beta-(\varepsilon/2)} \sin i\varphi \sin j\varphi \cos \varphi \frac{1}{\sin \varphi} d\varphi$$

$\pi - \beta$: 球殻の開口角

左辺第2項のベクトル $\mathbf{X}$ は未定係数ベクトルであり、次式で表わされる。

$$\mathbf{X} = \begin{Bmatrix} \Delta a_i \\ \Delta b_j \end{Bmatrix}$$

(ただし $i = 1 \sim N, j = 0 \sim N$)

右辺のベクトル $\mathbf{b}$ は外力ベクトルであり、次式で表わされ、その各成分は次のとおりある。

$$\mathbf{b} = \begin{Bmatrix} \Delta F A_i \\ \Delta F B_j \end{Bmatrix}$$

$$\Delta F A_i = 2\pi E / (1 - \nu^2) \left[\int_0^\pi \{(1 + \nu) R h \Delta T + R I_\varphi + \nu R I_\theta - M_\varphi - \nu M_\theta\} i \cos i\varphi \sin \varphi d\varphi + \int_0^\pi \{(1 + \nu) R h \Delta T + R I_\theta + \nu R I_\varphi - M_\theta - \nu M_\varphi\} j \sin j\varphi \cos \varphi d\varphi \right]$$

$$\Delta F B_j = 2\pi E / (1 - \nu^2) \left[\int_0^\pi \{-2(1 + \nu) R h \Delta T - (1 + \nu) R I_\varphi - (1 + \nu) R I_\theta + j^2 M_\varphi + \nu j^2 M_\theta\} \cos j\varphi \sin \varphi d\varphi + \int_0^\pi (M_\theta + \nu M_\varphi) j \sin j\varphi \cos \varphi d\varphi \right]$$

ただし

$$I_\varphi = \int_{-h/2}^{h/2} \Delta \varepsilon_\varphi^p dz, \quad I_\theta = \int_{-h/2}^{h/2} \Delta \varepsilon_\theta^p dz$$

$$M_\varphi = \int_{-h/2}^{h/2} \Delta \varepsilon_\varphi^p \cdot z dz, \quad M_\theta = \int_{-h/2}^{h/2} \Delta \varepsilon_\theta^p \cdot z dz$$