

溶接変形に及ぼす始末端部の影響に関する解析的検討*

望月 正人**, 三上 欣希**, 山崎 紘樹***, 豊田 政男**

Analytical Study on Effects of Strain Distribution in Welding Start/End on Welding Distortion*

by MOCHIZUKI Masahito**, MIKAMI Yoshiki**, YAMASAKI Hiroki*** and TOYODA Masao**

A welding distortion prediction method based on inherent strain concept was presented. In the proposed method, welding distortion of large welded structures could be estimated by elastic analysis using the result of thermal-elastic-plastic analysis result of smaller welded joints or components. Thermal-elastic-plastic analysis is performed to calculate residual plastic strain distribution, which is the input data for the elastic analysis of welding distortion. The obtained residual plastic strain distribution is mapped to non-deformed finite element models to calculate welding distortion by elastic analysis. The mapping procedure is done in different ways for welding start/end parts and the rest of weld length in order to take into consideration of unsteady strain distribution at start/end of welds. For start/end parts, strain distribution used is identical with thermal-elastic-plastic analysis. For the part except start/end parts, strain distribution obtained by thermal-elastic-plastic analysis is extracted from the center of weld length and is extruded along welding direction.

The proposed method was applied to the welding distortion prediction of joints with weld length 900 mm and 1200 mm based on thermal-elastic-plastic analysis result of a joint with weld length 600 mm. The estimated results were in good agreement with the thermal-elastic-plastic analysis results of models of corresponding weld length to show the validity of the proposed method.

Key Words: Inherent strain, Welding distortion, Residual stress, Numerical simulation, Elastic analysis, Thermal-elastic-plastic analysis

1. 緒 言

溶接構造物の製作時には、部材に生じる溶接変形によってギャップや目違いが生じ、矯正工程などの余計な工程を新たに必要とするなどの問題が生じる。そのため以前から溶接変形を正確に予測するための研究が多くなされている。特に最近では有限要素法を用いた熱弾塑性解析によって変形を予測する解析的手法も多く見受けられる¹⁻⁹⁾が、計算時間や解析モデル作成上の問題から実サイズの溶接構造物の変形挙動を詳細な熱弾塑性解析で求めるのは困難である。こういった中で、固有ひずみを用いた溶接変形・残留応力の予測手法は、弾性解析によって変形や応力を求めることができるため、膨大な計算時間も必要とせず、盛んに研究が行われてきた¹⁰⁻¹⁶⁾。

固有ひずみを用いる予測法では、いったん固有ひずみが分かれば容易に溶接変形・残留応力を求めることができるが、固有ひずみを求めるためには、かなり煩雑な実験もし

くは熱弾塑性数値シミュレーションを実施する必要がある。一方、溶接変形や残留応力はたとえ溶接条件が等しくても継手の形状や境界条件が異なると当然違った結果となるのに対し、評価対象を固有ひずみとした場合、その分布範囲は溶接部近傍に限定されるため、溶接条件さえ等しければ、異なる寸法や形状の継手・構造物の残留応力・溶接変形を予測することが可能になると考えられる¹⁷⁻²⁷⁾。

また、これまでの研究ではほとんどの場合、いわゆる端部効果のない溶接線中央部での評価が一般的であった。これに対し、実際の製作・組立で特に問題となるのは部材端部における変形であり、また、残留応力が強度に影響を及ぼす場合も端部が起点となることが多いことは明らかである。

そこで本研究では、工作精度の観点からアSEMBル時に特に重要となる部材端部での溶接変形に注目し、大型部材の溶接変形を精度良く求める手法を開発することを目的とする。すなわち、熱弾塑性解析を用いて溶接始末端部の影響を加味した小型部材の固有ひずみ分布を求め、固有ひずみ分布の特徴を考慮することにより大型部材の溶接変形を詳細に予測できるような数値解析手法の提案するとともに、その妥当性を検討する。本報ではその第一段階として、ある溶接長の継手の熱弾塑性解析結果に基づいて、より長い溶接長の継手の溶接変形を予測する解析例を示すとともに、T型すみ肉溶接継手の溶接変形の弾性解析結果に及ぼす溶接長と始末端部におけるひずみ分布の取扱いの影響について検討する。

*受付日 平成19年9月28日 受理日 平成20年5月1日

平成16年11月 溶接構造シンポジウム2004で発表

**正 員 大阪大学 大学院工学研究科 マテリアル生産科学専攻
Member, Division of Materials and Manufacturing
Science, Graduate School of Engineering, Osaka
University

***学生員 大阪大学 大学院工学研究科 マテリアル生産科学専攻
Student Member, Division of Materials and
Manufacturing Science, Graduate School of Engineering,
Osaka University

2. 熱弾塑性解析による固有ひずみ分布同定シミュレーションと弾性解析による溶接変形の算定

2.1 熱弾塑性解析結果を用いた溶接変形弾性解析の基本概念

一般に、溶接後に残留する変形と応力は固有ひずみによって発生していると理解することができ、固有ひずみの大きさと分布とが分かれば、有限要素法等を用いた弾性計算で溶接変形や残留応力を求めることができる。また初期状態を基準とした塑性ひずみは固有ひずみそのものと考えられる。したがって、本研究では詳細な熱弾塑性解析の結果から求められる塑性ひずみを固有ひずみとして定義し、その固有ひずみテンソルを入力値として弾性解析を行うことで溶接変形を算出することとする。

2.2 数値解析対象および数値解析条件

本研究では、溶接構造物に多く用いられるT型継手を取り上げ、その一例として、Fig. 1に示すようなすみ肉溶接継手モデルを対象に溶接変形の数値解析を行う。銅板は板厚9mmの引張強さ490MPa級鋼を想定しており、継手は板幅600mmのフランジに、高さ140mmのウェブをすみ肉溶接により取付けた形状となっている。なお、溶接長 L (mm)に関しては、以降の検討に合わせて適宜変化させていく。ここではまず、熱弾塑性解析によって得られた残留塑性ひずみ分布を入力値として弾性解析を行うことで、十分な精度で溶接変形を算定できることを示す。そのための基本モデルとし

て、比較的溶接長の短い300mmの場合を取り上げる。

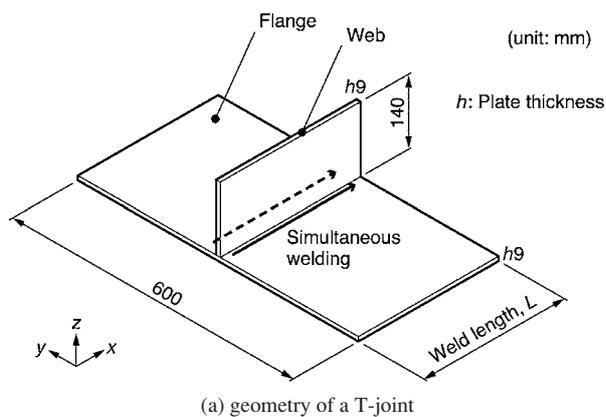
熱弾塑性解析においては、溶接の進行は左右同時とし、対称性を考慮してウェブの板厚中央を対称面とする2分の1モデルにより数値解析を行った。すみ肉溶接金属の脚長は6mmとし、熱源の移動と溶接金属の付加を模擬している。また、以降で熱弾塑性解析の結果として示すケースではいずれも実験時の溶接始端・終端部の処理条件を考慮し、始端部は部材端部から溶接開始、終端部は部材端部を10mm程度残した状態で溶接終了とするようなモデリングを行っている。なお、この熱弾塑性解析における材料特性や解析対象のモデリング手法、ならびに得られた結果の精度については、既に発表の論文²⁸⁾にて、残留変形のみでなく、溶接中の過渡的な熱変形履歴についても実測値を参考にして詳細に検討しており、十分な精度で溶接変形を算定できることを検証済みである。

以上の熱弾塑性解析によって求められた残留塑性ひずみ分布を入力値として、同一の形状・寸法のすみ肉溶接継手モデルに与え、弾性計算により溶接変形を算定した。次に、このようにして得られた熱弾塑性解析結果と弾性解析結果と比較・考察する。

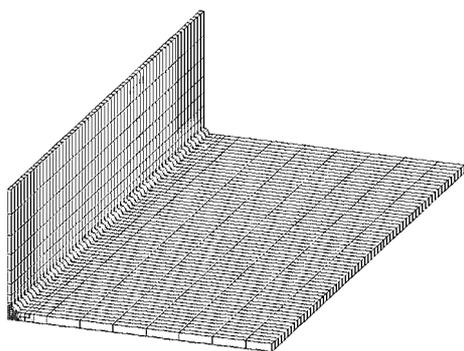
2.3 溶接変形解析結果の比較・考察

熱弾塑性解析結果と弾性解析結果との比較の一例として、フランジの角変形量を取り上げる。ただし、ここでは数値解析モデルが2分の1モデルとなっているため、対称面におけるフランジ下面を基準とした、フランジ端部の垂直方向の相対変位量を板の半幅300mmで割った値を角変形量 δ と定義する。本論文では、このようにして算定した角変形量を用いて熱弾塑性解析結果と弾性解析結果との比較・考察を行うこととする。

溶接線方向の各位置におけるフランジの角変形量をFig. 2に示す。図中には、熱弾塑性解析結果と弾性解析結果とを比較して示しており、両者は非常によく一致していることが分かる。なお、フランジの角変形量は、溶接始端側から



(a) geometry of a T-joint



(b) a finite element model

Fig. 1 Model of fillet T-joint.

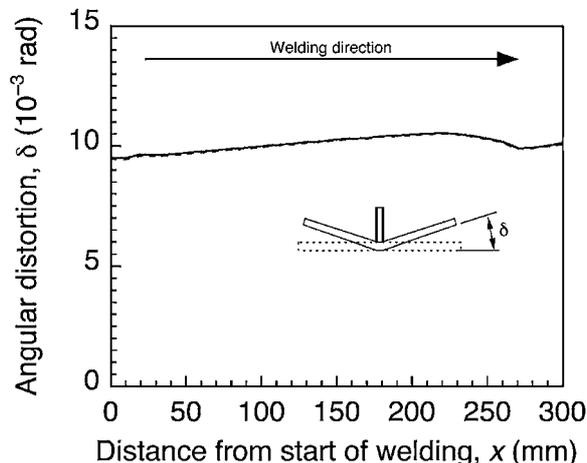


Fig. 2 Comparison of angular distortion between elastic analysis and thermal-elastic-plastic analysis.

溶接線方向に徐々に増加しているが、終端部付近でその傾向が認められなくなり、減少していることが分かる。これは、溶接ビートのモデリングにおいて、部材端部を未溶接のまま残していることに起因していると考えられる。しかしながら、熱弾塑性解析によって得られた残留塑性ひずみ分布を用いて弾性解析を行うことにより、溶接端部における特徴的な変位量の分布も含めて、溶接変形を精度よく算定できることが分かる。なお、縦収縮や横収縮等、他の変形に関しても、熱弾塑性解析と弾性解析とでよく一致していることを確認している。

3. 始末端部と溶接長の影響を考慮した溶接変形予測手法

以上に示したように、熱弾塑性解析によって得られた固有ひずみ分布をそのまま用いて、同一の形状・寸法のモデルについて弾性計算を行えば、非常に高精度かつ短時間で溶接変形を算定することができる。しかし、形状および寸法、特に、熱弾塑性解析の解析時間に大きな影響を及ぼす溶接長が、熱弾塑性解析と弾塑性解析とで同一である場合には、短時間で溶接変形を予測するという観点からは、提案手法の優位性・有効性は小さい。

そこで、熱伝導の観点から十分に溶接長が長い場合には準定常状態が存在することや、溶接の始端部・終端部ではそれ以外の部分と比べて幾何学的な特徴はもちろん、冷却速度や拘束状態が異なることを考慮すると、固有ひずみの溶接線方向の分布を、溶接始端部・終端部における特異な分布と、それ以外の部分におけるほぼ一定値に近い分布との組合せで表現することができると考えられる。このことを利用すれば、ほぼ一定値に近いひずみ量を示している部分を溶接線方向に伸長することにより、より長い溶接長を有するモデルの固有ひずみ分布を再現することができる可能性がある。このようにして決定した固有ひずみ分布を用いることで、熱弾塑性解析を行ったモデルよりも溶接長が長いモデルについて、弾性計算によって溶接変形を予測することが期待できる。

以降ではまず、溶接長が300 mmのモデルの熱弾塑性解析結果を用いて、溶接長が2倍の600 mmのモデルの溶接変形を予測できるかどうかについて検討する。続いて、提案手法の特徴の一つである溶接始末端部における特異なひずみ分布の考慮が、弾性計算による溶接変形の算定結果に及ぼす影響を示し、その必要性を明らかにする。

3.1 溶接長の短いモデルの熱弾塑性解析結果に基づく変形予測

溶接長が300 mmの熱弾塑性解析結果に基づいて、溶接長が600 mmのモデルの溶接変形を弾性解析により算定することを試みた。このときの固有ひずみ分布の与え方を模式的にFig. 3に示す。溶接長300 mmのモデルを溶接線方向に2分割し、始端側150 mmの部分を溶接長600 mmのモデルの始端側150 mmに、終端側150 mmの部分を溶接長

600 mmのモデルの終端側すなわち450 mmから600 mmの部分に入力した。さらに溶接長600 mmのモデルの150 mmから450 mmの範囲に入力するひずみ分布は、溶接長300 mmのモデルの溶接線方向中央部つまり150 mmの位置における値を溶接線方向に伸長したものとした。また、比較のために、溶接長が600 mmのモデルについても熱弾塑性解析を実施した。

先ほどと同様に、熱弾塑性解析結果および弾性解析結果を比較するために、フランジの角変形量の溶接線方向の分布をFig. 4に示す。ここでは、溶接長300 mmのモデルの熱弾塑性解析によって得られた固有ひずみを用いて予測した600 mmのモデルの弾性解析結果(実線)と、溶接長600 mmのモデルの熱弾塑性解析結果(破線)とを比較している。これより、溶接長300 mmのモデルの熱弾塑性解析結果を用いた弾性解析では、溶接長600 mmのモデルの溶接変形を十分な精度で算定することができないことが分かる。

ここで、溶接長が300 mmおよび600 mmのモデルについて、継手の角変形に寄与する溶接線直角方向の残留塑性ひずみの溶接線方向分布を、溶接部近傍のある線上について

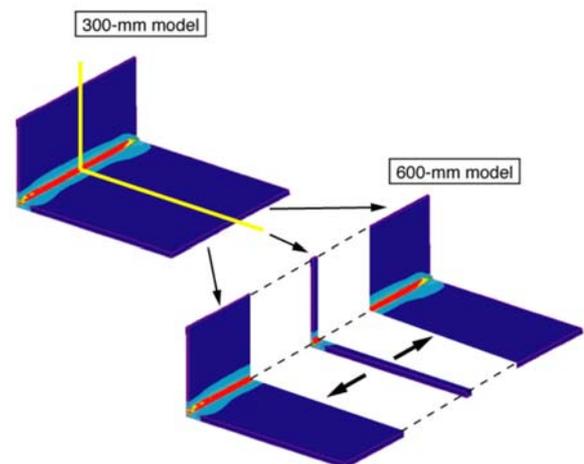


Fig. 3 Procedure of elastic analysis based on the result of thermal-elastic-plastic analysis.

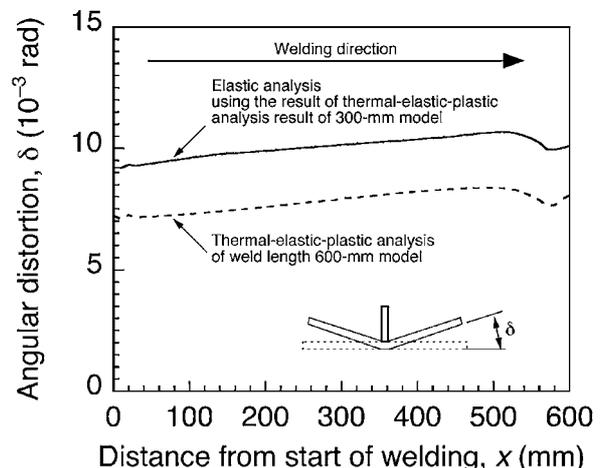


Fig. 4 Elastic analysis result of angular distortion of a model with weld length 600 mm based on the result of thermal-elastic-plastic analysis of a model with weld length 300 mm.

Fig. 5 に示す。図中ではそれぞれ、破線および一点鎖線で示されている。また、溶接長 600 mm のモデルの弾性計算に用いたひずみ分布（実線）も描いている。これは、溶接長 300 mm のモデルの残留塑性ひずみ分布を基に、溶接線方向中央部（150 mm の位置）を溶接線方向に伸長することによって得られたものである。溶接長 300 mm のモデルの熱弾塑性解析結果を伸長して得られたひずみ分布（実線）と、溶接長 600 mm の熱弾塑性解析によって得られたひずみ分布（一点鎖線）とを比較すると、溶接始端部の分布は比較的類似していると言えるが、溶接線方向中央部におけるひずみ量にはかなり違いがあることが分かる。これが、弾性計算によって算定した溶接変形が弾塑性解析結果と十分には一致しなかった原因であると考えられる。

3.2 始終端部の固有ひずみ分布が溶接変形に及ぼす影響

前項の結果から、溶接長 300 mm のモデルの熱弾塑性解析結果は、溶接長 600 mm のモデルの溶接変形を予測するためには必ずしも十分な溶接長ではないと言える。その一方で、Fig. 4 から分かるように、フランジの角変形量に関して、絶対量そのものは一致しないものの、溶接線方向の分布は比較的良好に一致している。これは、弾性解析による溶接変形予測において、始終端部のひずみ分布を考慮した結果であると考えられ、提案手法において端部の影響を考慮することの重要性を示唆している。

そこで本節では、始終端部のひずみ分布の考慮の有無を変化させて弾性解析による溶接変形予測を行い、弾性解析結果がどのように変化するかを検討する。なお、ここでは、溶接長 600 mm のモデルを基本の熱弾塑性解析結果として扱い、これを用いて弾性計算により溶接長 600 mm のモデルの溶接変形の予測を行う。

始終端におけるひずみ分布を考慮することの影響を考察するため、以下の二条件で弾性解析を行った。各条件で入力した固有ひずみ分布の一例を Fig. 6 に示す。図中の細い破線が溶接長 600 mm のモデルの残留塑性ひずみ分布であ

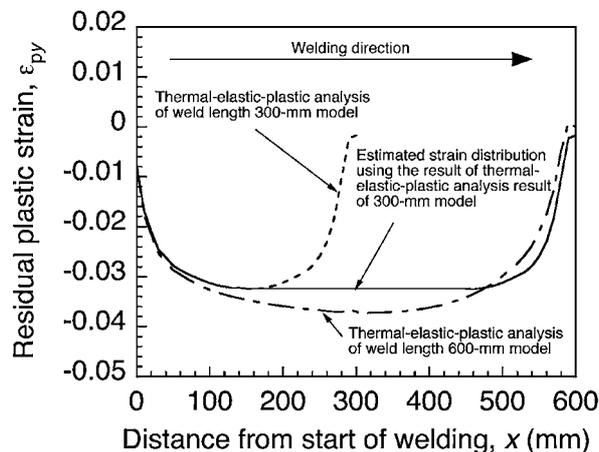


Fig. 5 Residual plastic strain distribution of thermal-elastic-plastic analysis result of 600-mm model and estimated distribution for 600-mm model based on 300-mm model.

り、これに基づいて、太線で示す二条件の固有ひずみ分布を仮定した。

条件 1：始終端部を全く考慮せず、溶接長 600 mm モデルの溶接線方向中央部における残留塑性ひずみ値（Fig. 6 中の○プロット）を、溶接線方向全体に与えて弾性解析を行った場合（Fig. 6 中の一点鎖線、Condition 1）。

条件 2：始端部 0 mm から 150 mm および終端部 450 mm から 600 mm については、溶接長 600 mm のモデルの対応する部分の残留塑性ひずみを入力し、残りの部分については、条件 1 と同様に溶接長 600 mm モデルの溶接線方向中央部における残留塑性ひずみ分布を、溶接線方向全体に与えて弾性解析を行った場合（Fig. 6 中の実線、Condition 2）。

まず、条件 1 での弾性解析結果を Fig. 7 に示す。図中の破線が溶接長 600 mm のモデルの熱弾塑性解析結果、実線が溶接長 300 mm のモデルの溶接線方向中央部の固有ひずみ分布を全溶接長にわたって与えた場合の弾性解析結果である。溶接線方向に一様なひずみ分布を与えた場合には、弾性解析によって得られた変位量も溶接線方向にほぼ一様

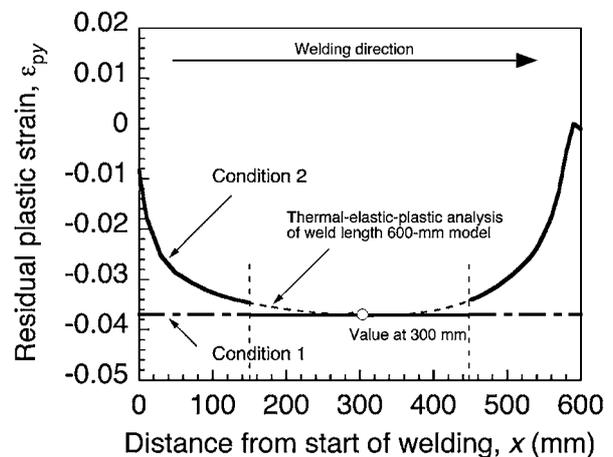


Fig. 6 Residual plastic strain distributions used for elastic analysis to evaluate the effect of strain distribution at welding start/end part.

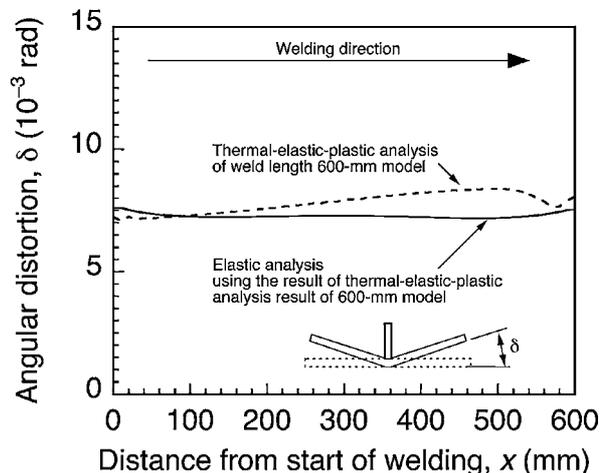


Fig. 7 Elastic prediction result of angular distortion with uniform residual plastic strain distribution along welding direction.

の分布を示している。算定された変位量のレベルのみを考えると、弾塑性解析結果に比較的近く、簡易な算定方法としては有効であると言えるが、溶接線方向全体の分布や端部の変位量に注目すると、大きな違いがある。したがって、始末端部を含めて溶接変形を弾性計算によって精度よく予測するためには、始末端部のひずみ分布の考慮が重要であると考えられる。

一方、条件2のように、始末端部におけるひずみ分布を考慮した弾性解析結果を Fig. 8 中の実線で示す。図中の破線は、溶接長 600 mm のモデルの熱弾塑性解析結果である。Fig. 8 から明らかなように、始末端部を考慮することによって、変位量の値そのものや溶接線方向の分布ともに、熱弾塑性解析結果と非常によく一致することが分かる。これは、角変形を高精度に予測するためには、溶接始末端部における固有ひずみ分布が溶接線方向中央部とは異なる分布になっていることを考慮することが必要であることを示している。

3.3 固有ひずみを用いた弾性解析による大型部材の溶接変形予測への適用例

これまで述べたように、ある程度の溶接長があれば、溶接始末端部に比べて中央部付近では溶接線方向にほぼ様なひずみ分布を示し、本研究で提案する手法を用いることで、溶接長の短いモデルの熱弾塑性解析結果を使って、より溶接長の長いモデルの溶接変形を精度良く予測することが可能となる。なお、本論文で取り上げた継手形状および溶接条件の下では、溶接長が 600 mm 程度あれば、溶接線方向中央部付近ではほぼ一定の固有ひずみ分布が得られるものと考えられる。

そこでここでは、溶接長の短いモデルの熱弾塑性解析結果を用いて、より溶接長の長いモデルの溶接変形を弾性解析により予測する手順の一例として、溶接長が 600 mm のモデルの残留塑性ひずみ分布に基づいて、溶接長が 900 mm, 1200 mm のモデルの溶接変形を弾性計算により予測した。なお、これまでと同様に始末端部としては 150 mm ずつを

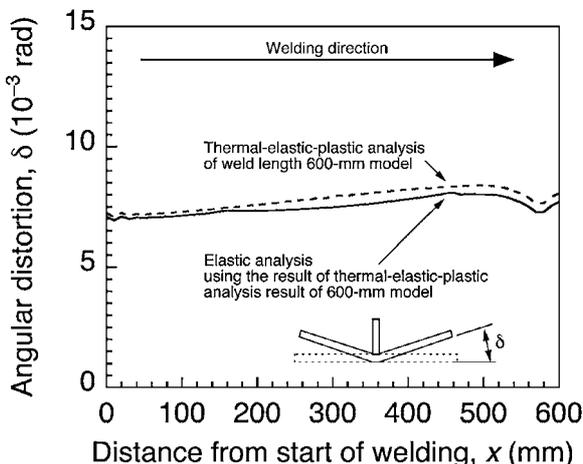


Fig. 8 Elastic prediction result of angular distortion with consideration of welding start/end parts.

取り、残りの部分には溶接長 600 mm モデルの溶接線方向中央部における残留塑性ひずみ分布を溶接線方向全体に与えてに与えている。また、今回も比較のため、それぞれのモデルについて熱弾塑性解析も実施している。

溶接長が 900 mm および 1200 mm のモデルについて、フランジの角変形量をそれぞれの熱弾塑性解析結果と合わせて Fig. 9 および 10 に示す。弾性計算により予測した結果が実線、熱弾塑性解析結果が破線である。角変形量の絶対値に関しては、概ね推定できていると考えられるが、溶接長が長くなるにつれて、溶接線方向中央部における、弾性計算による予測結果と熱弾塑性解析結果との差が大きくなるように見受けられる。これは、すでに Fig. 6 で示したのと同様に、弾性計算において仮定している残留塑性ひずみ分布が、弾塑性計算結果とは異なることに起因し、溶接長が長くなるにつれてその差が顕著になるためであると考えられる。しかしながら、特に、終末端部における角変形量の分布傾向に関しては、本論文で提案したように、始末端部におけるひずみ分布を考慮したことによって詳細に予測できたものと言える。

以上のように、本研究により、提案する始末端部を考慮した弾性解析手法により、溶接線方向中央部付近で準定常なひずみ分布が得られる程度の溶接長のモデルについて熱弾塑性解析結果が得られていれば、その結果を用いて、より溶接長の長いモデルの溶接変形を短時間かつ詳細に算定できる可能性を示すことができたと考える。ただし、同一の弾塑性結果を用いて溶接長の異なるモデルの角変形量を弾性計算により予測した場合には、誤差が大きくなる可能

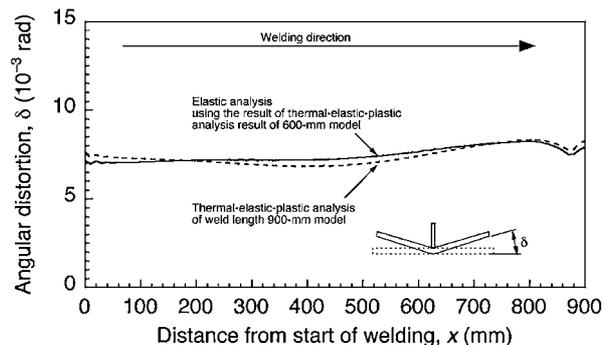


Fig. 9 Elastic prediction result of angular distortion of a joint with weld length of 900 mm based on thermal-elastic-plastic analysis result of 600-mm model.

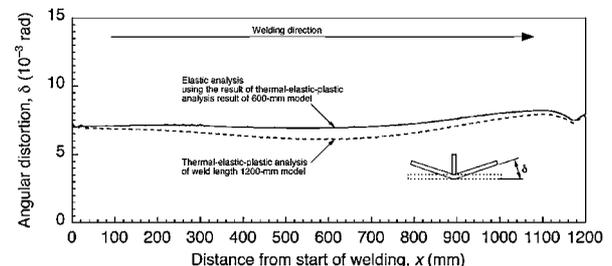


Fig. 10 Elastic prediction result of angular distortion of a joint with weld length of 1200 mm based on thermal-elastic-plastic analysis result of 600-mm model.

性も確認されたことから、基本とする弾塑性計算のモデルと、予測の対象とする継手モデルとの組合せ等については、今後、パラメータの無次元化等も含めた検討が必要であると考えている。

4. 結 言

本研究では、溶接変形を予測するための数値解析手法として、詳細な熱弾塑性解析の結果として得られた残留塑性ひずみ（固有ひずみ）を用いて弾性解析を行うという手法を提案し、その適用可能性について検討した。得られた知見を以下に示す。

- (1) 溶接長が 300 mm のモデルの弾塑性解析によって得られたひずみ分布を、同一の形状および寸法のモデルにそのまま与えて弾性解析を行った場合、その変形状態は精度良く再現できた。すなわち、変形後の固有ひずみ分布が分かっているならば、弾性計算によってその詳細な溶接変形解析が可能である。
- (2) 溶接長が 300 mm のモデルの弾塑性解析によって得られたひずみ分布を用いて、溶接長が 600 mm のモデルの溶接変形の弾性解析を行った結果、変形量を十分な精度で算定することができなかった。このことから、本解析で用いたモデルにおいては、溶接長が 300 mm では力学的に準定常といえるようなひずみ分布が現れておらず、溶接長の長いモデルの変形予測解析に用いるのに十分な長さとはいえないことが明らかになった。
- (3) 溶接長が 600 mm のモデルの溶接変形の弾性解析において、始末端部を考慮することによって溶接線方向の変形量の分布を詳細に評価できることを示した。また、溶接長が 600 mm の場合には中央部分に力学的に準定常な部分が現れており、溶接始末端部以外の部分については、溶接線方向中央断面におけるひずみ分布を溶接線方向に伸長して弾性計算を行うことにより、精度良く溶接変形を算定できることが分かった。
- (4) 溶接長が 900 mm, 1200 mm という長いモデルに対して、溶接長 600 mm のモデルの熱弾塑性解析結果を用いて弾性計算を行い、それぞれの熱弾塑性解析結果と比較した。その結果、本研究で用いた始末端部を含めた変形予測のための固有ひずみによる弾性解析手法の妥当性が確認できたとともに、さらに大型の部材、構造物の溶接変形予測に対しても、本研究で提案した手法は有望であるという見通しを得た。

謝 辞

本研究を行うにあたり、大阪大学 接合科学研究所 村川英一先生、金裕哲先生、中長啓治先生、九州工業大学 寺崎俊夫先生より、貴重な御意見と御討論を賜りましたことをここに記し、謝意を表します。

また、本研究の一部は、文部科学省グローバルCOEプログラム「構造・機能先進材料デザイン教育研究拠点」（研究代表者：掛下知行大阪大学教授）の補助を受けて実施しました。

参 考 文 献

- 1) Y. Ueda and T. Yamakawa: Thermal Elastic-Plastic Stress and Strain during Welding, IIW Doc. X-616-71, (1971).
- 2) Y. Fujita and T. Nomoto: Studies on Thermal Elastic-Plastic Problems (1st Report), Journal of the Society of Naval Architects of Japan, 130 (1971), 183-191. (in Japanese)
- 3) E. Friedman: Thermomechanical Analysis of the Welding Process Using the Finite Element Method, Transactions of the ASME, Journal of Pressure Vessel Technology, 97 (1975), 206-212.
- 4) E. F. Rybicki and R. B. Stonesifer: Computation of Residual Stress due to Multipass Welds in Piping Systems, Transactions of the ASME, Journal of Pressure Vessel Technology, 101 (1979), 149-154.
- 5) J. H. Argyris and J. St. Doltsinis: On the Natural Formulation and Analysis of Large Deformation Coupled Thermomechanical Problems, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 25 (1981), 195-253.
- 6) P. Dong, J. K. Hong, J. Zhang, P. Rogers, J. Bynum and S. Shah: Effects of Repair Weld Residual Stresses on Wide-Panel Specimens Loaded in Tension, Transactions of the ASME, Journal of Pressure Vessel Technology, 120 (1998), 122-128.
- 7) P. Pasquale, W. Burget and W. Pfeiffer: Residual Stresses and Deformation in Dissimilar Girth Welds - Numerical Simulations and Experimental Verifications, Mathematical modelling of Weld Phenomena 5 (H. Cerjak, Ed., IOM Communications), (2001), 635-644.
- 8) S.A. Tsirkas, P. Papanikos and Th. Keramidis: Numerical Simulation of the Laser Welding Process in Butt-joint Specimens, Journal of Materials Processing Technology, 134 (2003), 59-69.
- 9) Darcourt, J. M. Roelandt, M. Rachik, D. Deloison and B. Journet: Thermomechanical Analysis Applied to the Laser Beam Welding Simulations of Aeronautical Structures, ICTPMCS - 2nd International Conference on Thermal Process Modelling and Computer Simulation (S. Denis, P. Archambault J.-M. Bergeheau and R. Fortunier, Eds., EDP Sciences), Nancy, France, Journal de Physique IV, France, 120 (2004), 785-792.
- 10) Y. Ueda, K. Fukuda and M. Tanigawa: New Measuring Method of Three Dimensional Residual Stresses Based on Theory of Inherent Strain, Transactions of the Japan Welding Research Institute, 8-2 (1979), 249-256.
- 11) Y. Ueda and K. Fukuda: New Measuring Method of Three-Dimensional Residual Stresses in Long Welded Joints Using Inherent Strain as Parameters - Lz Method, Transactions of the ASME, Journal of Engineering Materials and Technology, 111 (1989), 1-8.
- 12) E. F. Rybicki and J. R. Shadley: A Three-Dimensional Finite Element Evaluation of a Destructive Experimental Method for Determining Through-Thickness Residual Stresses in Girth Welded Pipes, Transactions of the ASME, Journal of Engineering Materials and Technology, 108 (1986), 99-106.
- 13) M. Beghini and L. Bertini: Residual Stress Modeling by Experimental Measurements and Finite Element Analysis, Journal of Strain Analysis for Engineering Design, 25 (1990), 103-108.
- 14) T. Terasaki, J. Chen, T. Akiyama and K. Kishitake: Broken Piece Method for Measuring Axisymmetric Residual Stresses, Quarterly Journal of the Japan Welding Society, 15-3 (1997), 529-534. (in Japanese)

- 15) M. R. Hill and D. V. Nelson: The Localized Eigenstrain Method for Determination of Triaxial Residual Stress in Welds, Fatigue, Fracture, and Residual Stresses, Proceedings of the 1998 ASME/JSME Joint Pressure Vessels and Piping Conference, S. Rahman ed., ASME-PVP, 373 (1998), 397-403.
 - 16) H. Murakawa, Y. Luo and Y. Ueda: Prediction of Welding Deformation and Residual Stress by Elastic FEM Based on Inherent Strain - First Report: Mechanism of Inherent Strain Production, Journal of the Society of Naval Architects of Japan, 180 (1996), 739-751.
 - 17) M. Mochizuki: Studies on Residual Stress Analysis in Welded Structures and Their Application for Strength Evaluation, Doctorate Dissertation of Kyoto University, 1997, 156-168. (in Japanese)
 - 18) T. Nishio, H. Nakagawa, M. Mochizuki, T. Naruse, K. Shinmei and K. Niikura: Reliability Evaluation in Welded Runner of Pump-Turbine, Proceedings of the 25th Memorial Conference of the Japan Turbomachinery Institute Sapporo, Japan, 41 (1998), 93-98. (in Japanese)
 - 19) M. Mochizuki and M. Hayashi: A Simplified Method for Residual Stress Analysis in Welded Structures with Complicated Shape, Journal of the Japan High Pressure Institute, 37-1 (1999), 27-37. (in Japanese)
 - 20) M. Mochizuki, M. Hayashi and T. Hattori: Residual Stress Analysis by Simplified Inherent Strain at Welded Pipe Junctures in a Pressure Vessel, Transactions of the ASME, Journal of Pressure Vessel Technology, 121-4 (1999), 353-357.
 - 21) T. Namba, Y. Yamauchi, K. Inoue, G. Takano, M. Nayama and K. Satoh: Study on Welding Distortion Prediction of Cylinder Components by Using Inherent Strain, MHI Technical Review, 23-1 (1986), 5-9.
 - 22) K. Saito, A. Tanaka, Y. Ito, R. Sumiya, K. Hamada and H. Murakawa: Optimization of Welding Deformation for Complex Structure with Inherent Strain Method, Pre-Prints of the National Meeting of Japan Welding Society, 70 (2002) 260-261.
 - 23) K. Kamo, Y. Fujitani, S. Shimobata, N. Fujiwara, M. Tabusa and K. Ishii: Application of Simulation to Manufacturing Technology, MHI Technical Review 40-6 (2003), 364-367.
 - 24) Y. Nakashima, H. Hasegawa, W. Liang, H. Serizawa And H. Murakawa: Expansion of the Database on Welding Inherent Strain for Prediction of Welding Distortion, Pre-Prints of the National Meeting of Japan Welding Society, 77 (2005), 306-307.
 - 25) H. Nakamura and A. Kondo: A New Concept Evaluating Welding Deformation and Residual Stresses by Image Processing for Structural Design & Maintenance (1st Report, Formulization of the Method), Transactions of Japan Society of Mechanical Engineers, Series A, 72 -723 (2006), 1615-1622.
 - 26) Y. Yamashita, S. Kawachi, Y. Kinoshita and K. Okamoto: Geometric Accuracy Control of Very Large Floating Structures Considering Welding Distortion - Joining Technology of Very Large Floating Structures (1st Report), Quarterly Journal of Japan Welding Society, 25-1 (2007), 106-113.
 - 27) H. Serizawa, T. Yamamoto, W. Liang, H. Murakawa, T. Mizuno, M. Enyama and F. Matsuda: Prediction of Welding Distortion in a Part of Practical Structure Using Inherent Deformation Estimated through Inverse Analysis for Aluminum Alloy Welded Joints, Pre-Prints of the National Meeting of Japan Welding Society, 81 (2007), 124-125.
 - 28) Y. Mikami, Y. Morikage, M. Mochizuki and M. Toyoda: Measurement and Numerical Simulation of Angular Distortion of Fillet Welded T-joints -Welding Angular Distortion Control by Transformation Expansion of Weld Metals (Report 1)-, Quarterly Journal of the Japan Welding Society, 24-4 (2006), 312-323. (in Japanese)
-