高精度組立のための溶接変形シミュレーション

——(第三報)板継溶接時の面外変形——

正員 上 田 幸 雄* 正員 村 川 英 一*
 学生員 顧 斯 美** 正員 奥 本 泰 久***
 正員 石 山 隆 庸****

Simulation of Welding Deformation for Accurate Ship Assembling (3rd Report)

——Out-of-plane Deformation of Butt Welded Plate——

by Yukio Ueda, *Member* Hidekazu Murakawa, *Member*
 Simei Gu, *Student Member* Yasuhisa Okumoto, *Member*
 Morinobu Ishiyama, *Member*

Summary

In this research, a 3-D thermal-elastic-plastic FEM is developed to simulate the out-of-plane deformation caused by one-sided automatic submerged arc welding. Efforts have been made to improve the reliability and accuracy of the FEM calculation. To prevent the phenomenon of transverse-shear-locking, which is observed as overestimation of the stiffness of a plate for a bending problem when solid elements are used, reduced integration method is employed and proven to be effective. A special type of spring-element is utilized to deal with the contact problem between the plate and the working table.

Using the 3-D FEM, the effects of various factors, such as gravity, the method of supporting, magnetic constraint and force from the backing near the welding line have been investigated. The results from the numerical simulation can reasonably explain the phenomena observed from the real situation in shipyards. In the case of FCB automatic submerged arc welding which has the feature of large heat input, out-of-plane welding deformation is mainly affected by constraint condition. The gravity of the plate and the backing force have great influences on the shape of angular distortion. Magnetic constraint can reduce the welding deformation effectively.

1. 結 言

船舶の建造工程の多くの部分が熟練技能者の技に依存していたが、こうした熟練工の減少や製造コストの低減という要求のため、溶接・組立て作業の自動化、ロボット化が現在進められている。熟練工と自動機械の差は前工程で発生した加工誤差に対する許容範囲の幅であり、後者の場合一般に裕度が小さく、加工精度の確保が自動化のための必要条件となる。そのため著者らは、造船所での組立工程に

おける工作精度の向上を目的として、切断および溶接による面内変形に伴う加工誤差についてFEMを用いた理論的分析を試みている^{1)~3)}。本来、加工精度の問題は、切断、板継、小組立、大組立といった個々の段階毎に取扱うべき問題ではなく、組立工程全体を一貫した流れとしてとらえる必要がある。また、設備やコストの面からの制約条件も当然考慮して、全体としてバランスのとれた精度管理あるいは目標精度の設定が必要となる。一方、船舶は立体構造を有しており、加工精度を議論する場合には、面内変形と同時に角変形などの面外変形についても定量的な検討が必要となる。

そこで著者らは、溶接による面外変形を理論的に予測し、これに影響を及ぼす支配因子を抽出する手段として、3次元熱弾塑性解析のためのFEMを新たに開発した。このFEMは8節点立体要素を用いており、いわゆるロッキング現象を解決するために、選択的低減積分法を採用し、さ

* 大阪大学溶接工学研究所

** 大阪大学工学研究所

*** 近畿大学工学部

**** 石川島播磨重工業(株)

らに重力の作用下での鋼板と定盤間の接触問題を処理するために接触要素を導入した。今回開発された FEM の妥当性および有効性を、単純な梁の熱ひずみによる座屈の問題および辻が行った溶接変形の実験⁹⁾について検証した後、FCB 板継溶接における角変形の問題に適用した。角変形を支配する要因として、重力、定盤による拘束、入熱分布、裏当てに働く空気圧およびマグネットによる拘束力などが考えられ、これらの影響について FEM 解析による検討を行った。

2. 三次元数値シミュレーション

2.1 解析法

溶接による面外変形のシミュレーションは、従来、溶接線に垂直な断面上の 2 次元問題として行われているが^{4),5)}、次節で述べるように、2 次元解析では板の長さの影響が無視されるので、真に定量的な検討を行うためには長さも考慮した 3 次元解析が是非必要となる。一方、溶接分野へ有限要素法を適用するための理論的展開は 20 数年前に確立されているが⁶⁾、計算機の容量と処理速度の制限のため立体要素を用いて溶接変形を 3 次元解析することは不可能であった。しかし、この状況は急速に変化しており、現在ではワークステーションと呼ばれる中型の計算機が普及し、溶接変形の 3 次元熱弾塑性 FEM シミュレーションが時間的にも、経済的にも実行できるようになってきている。ただし、立体要素を用いて板継溶接を 3 次元数値シミュレーションする場合、計算量が急増するほか、次の問題も現れる。一つは transverse shear locking を初めとする種々のロッキング現象であり、もう一つは、重力に起因する接触問題である。造船所で見られる鋼板の板継溶接のように、寸法の大きい板の溶接では、重力による変形とこれに伴う定盤との微妙な接触状態の変化は、面外方向の溶接変形に大きな影響を及ぼすと予想される。

そのために著者は、ロッキング現象の防止には選択的低減積分法を採用し、また、鋼板と定盤との接触問題には接触要素を用いた溶接変形の 3 次元シミュレーションを目的とした新しい FEM プログラム (JWRAN-W 94) を開発した。今回開発された FEM は上田ら⁶⁾によって示された熱弾塑性理論を基本的に採用し、座屈などのような幾何学的非線形の影響が考慮できるように大変形理論に基づく改良を行ったものである。実際の計算は、2 次元の場合と同様、温度分布を求めるための非定常熱伝導解析と、変形および応力を求めるための熱弾塑性解析の二段階に分けて行われ、要素としては 8 節点のアイソパラメトリック立体要素を用いた。また、溶接では電極の移動に伴って、開先に順次溶着金属が供給され、継手が形成される。このような過程をモデル化するために、2 次元熱弾性計算²⁾⁻³⁾では、未溶接部分の溶着金属に相当する要素は剛性がほとんど無いダミー要素として取扱ったが、3 次元の場合では、繰返し

計算における収束性を上げるため、それらの要素は未溶接時には存在せず、電極の通過した後に初めて実体を持つ要素として生成されるという、より現実に近い形で取扱った。鋼材の物性値および機械的性質の温度依存性については、第二報³⁾に示されたものと同じ値を使用した。また、本研究で報告する解析例は全てワークステーション (YHP 9000-735) 上で計算を実行したものである。

2.2 ロッキング現象およびその防止

立体要素を薄板の曲げ問題に適用すると、計算された変形が実際より小さくなるという、いわゆるロッキング現象が生じることが知られている。これは面外剪断剛性が板の曲げ変形を拘束したり、幾何学的非線形による高次ひずみ成分が変形を拘束するために、板の曲げ剛性が過大評価されることから生じると考えられている。このようなロッキング現象を防止するための有効な手段として選択的低減積分法を採用した。ここで採用した選択的低減積分法は、面外剪断ひずみと大変形による非線形ひずみ成分が要素内で一定であると仮定し、それらの成分を要素中心の値で評価する方法である。具体的には、線形の垂直ひずみおよび面内の剪断ひずみ成分に対する積分点数を $2 \times 2 \times 2$ にし、面外剪断ひずみと非線形ひずみ成分に対する積分点数を 1 個とし、要素中心を積分点として採用した。

選択的低減積分法の効果を検証するため、Fig. 1 に示されるように、初期たわみを有する両端が固定された梁が、均一に加熱された場合の座屈変形を解析した。梁の全長、深さ、幅は $400 \times 4 \times 5$ mm であり、ヤング率および降伏応力は、それぞれ、210,000 MPa、330 MPa、と仮定した。また、梁中央部における初期たわみの大きさとして、0.1, 0.2, 0.5 mm の 3 ケースを想定した。FEM の計算では、初期温度を 0°C とし、約 190°C まで温度が上昇する過程を増分的に追跡した。同じ問題を、微小変形理論および大変形理論に基づく FEM でそれぞれ選択的低減積分法を適用する場合と適用しない場合の 4 種類の FEM を用いて解析した。なお、FEM 解析では、梁の半分の 20 個の立体要素に等分割したモデルを用いた。計算結果を、軸方向の圧縮応力と梁の中央におけるたわみの関係について整理したものが Fig. 2 である。温度上昇に伴う熱膨張により梁には圧縮の応力が発生し、梁は安定を失って座屈する。計算で用いられた梁に対する Euler の座屈応力は、約 69 MPa で、梁の降伏応力より小さいので梁は弾性座屈する。基準として

Fig. 1 Buckling of beam under thermal expansion.

Fig. 2 Comparison among different Finite Element Models.

設定した初期たわみが0.2 mmの場合に注目し、4種類のFEMを比較すると、まず、微小変形の場合は、幾何学的非線形の影響が考慮されていないので圧縮応力が弾性座屈応力を超え、ほぼ降伏応力に達している。また、微小変形理論に基づいているが選択的低減積分法を採用しているFEMでは曲げ剛性が改善されるため、たわみの増加が認められるが、弾性座屈は現われない。次に、大変形の場合、選択的低減積分法を採用しない場合に注目すると、わずかに曲げ剛性の低下が見られる程度であるが、選択的低減積分法を採用した大変形のFEMでは、Eulerの弾性座屈に対応する応力の値で座屈が明らかに認められる。また、比較のため初期たわみが0.1 mmおよび0.5 mmのケースについて、同じく選択的低減積分法を採用した大変形FEMを用いて計算した結果も同図に示している。図から分るように、初期たわみの大きさによらず、いずれの場合においても、座屈応力付近でたわみが急増しており、現象が正しく再現されている。

板縦溶接の場合、鋼板の板厚は他の寸法と比較して非常に小さいことから、板の曲げ剛性は相対的に小さく、溶接によるたわみ変形を検討する際に、熱膨張・収縮などによって発生する大きな面内応力がたわみに及ぼす影響は無視できないと予想されるので、解析には大変形理論を適用する必要がある。また、溶接線方向およびこれに垂直な方向での現象の3次元的变化を捕えるためには、立体要素を用いた3次元解析を行わなければならないが、立体要素特有のロッキング問題を解決する必要がある。このような理由から、以下の解析には、大変形理論に基づき、選択的低減積分法を採用したFEMを用いることにした。

2.3 帯板の角変形シミュレーション

実物大の板縦溶接の3次元解析を行う前の準備として、小型の帯板モデルについて辻らが報告している実験結果⁴⁾と、3次元熱弾塑性解析により得られた結果を比較することにより、FEMシミュレーションの妥当性を検証した。辻らは、Fig. 3に示すように長さLが異なる、幅180 mm、厚さ15 mmの周辺自由な帯板の、溶接による角変形を実験

および2次元FEM解析により検討している。この実験と同様の検討を3次元FEMを用いて行うため、溶接線を境として試験片の片側半分をFig. 4に示されるようにメッシュ分割した。同図は、試験片の長さLが50 mmの場合を一例として示しており、溶接線近傍における板厚方向の温度分布が忠実に再現できるように、溶接線周辺は板厚方向に7分割している。また、溶接線から遠い領域では、温度の絶対値やその勾配も小さいと考えられるので、板厚方向の分割を最小の1分割にしている。実験では試験片の幅の中央にあらかじめ、深さが約3.5 mmのV形溝を設け、1パスのビード溶接が行われている。解析では図のハッチングされた領域に溶接入熱に相当する熱量を与え、熱伝導解析を行った。そうして得られた温度履歴を用いて熱弾塑性解析を行った結果をFig. 5およびFig. 6に示している。Fig. 5は、長さが10 mm、100 mmおよび300 mmの場合について、帯板の中央断面abにおける過渡角変形量の時間変化を示している。なお、図の横軸の時間は、アークが板の中央断面を通過する瞬間を0秒として表示されている。図から分るように長さが非常に短い10 mmの場合、初期の加熱段階では、加熱域が膨張するために板は下方向へのそりを示すが、冷却過程ではこのような変形が減少し、ついには平坦な状態を通過して逆に上方向に板はそり、完全に冷却した後は、上向きの角度変形が永久変形として残る。このように板の長さが短い場合は、変形に対する拘束が小さいので、熱膨張はそのまま角変形として現われる

Fig. 3 Model and welding conditions for bead-on-plate welding.

Fig. 4 Mesh division for simulation of bead-on-plate welding.

Fig. 5 Transient angular distortion under welding.

のに対し、板の長さが大きい時には、アーク前方部の剛性および既に溶接が終了し冷却過程にあるビード部の収縮が、加熱部の熱膨張による変形を妨げるため、下向きの角変形は次第に減少し、これと平行して上向きの残留角変形が大きくなる。このような板の長さ L が角変形に及ぼす影響を定量的に整理したものが Fig. 6 である。同図は、アークが中央断面を通過後、中央断面上の点 a が経験した最小過渡たわみ δ_T と冷却後の残留たわみ δ_R を、板の長さ L に対してプロットしたものである。なお、たわみ δ_T および δ_R は、溶接線上の点におけるたわみを基準とした相対値を表わす。また、図中に示された丸印は実験点を、実線および破線は3次元 FEM による計算結果を表わす。計算結果と実験結果を比較した場合、傾向も値もよく一致している。すなわち、辻らが指摘しているように、最小過渡変位 δ_T は、板の長さの増加に従い減少するが、これと同程度に残留撓み δ_R が増加する。ここで示した例では板の長さが約 200 mm を越えると、 δ_T , δ_R ともにほぼ一定値に収れんする。

ここで示された、計算値と実験値の良好な一致は、今回開発した3次元 FEM プログラムが、溶接による面外変形を定量的に予測するための非常に有効な手段であることを示唆している。

3. 重力および接触条件の処理

溶接変形は溶接条件、板の寸法・幾何形状に大きく依存するほか拘束条件も重要な支配因子になっている。特に FCB 片面自動溶接の場合、多電極であり入熱量が大きいので力学的溶融温度を越える領域が溶接線方向に長く、かつ幅広く分布するため、溶接中における剛性は著しく低下する。したがって、溶接部近傍の温度が下がって剛性が回復するまでは、変形に対する抵抗が小さく、鋼板の変形は外部的な拘束に強く支配されることになる。一方、船殻ブロックを構成する外板は、普通3メートル前後の幅と十数メートルの長さを持つ大板である。このような大寸法、大入熱の溶接では、重力の影響が大きく、これを無視することはできない。また、造船所における実際の工作法に対応し

Fig. 6 Comparison between experimental and computed angular distortions.

た形で溶接変形を予測するためには、鋼板と定盤間の接触やマグネットなどによる拘束の影響も考慮する必要がある。

3.1 重力の与え方

標準的な有限要素法の考え方⁷⁾に従い、体積力である重力と等価な節点力を次式に基づいて計算した。

$$\{f\}_z = \int_V [N]^T \rho g dV$$

ここで、

$\{f\}_z$: 要素節点に与える重力

$[N]$: 形状関数マトリックス

ρ : 密度

g : 重力加速度

V : 要素の体積

をそれぞれ表わす。

3.2 接触問題の処理

鋼板は支持物である工作台や定盤からの反力を受け、重力と平衡する。これら重力と反力の作用により鋼板は変形するため、定盤との接触は一般に部分接触となる。さらに、溶接中および溶接終了後においては熱膨張や収縮により板に面外変形が生じ、そのために鋼板と定盤の接触状況が時間的に複雑な変化を示す。このような接触状態の変化は、溶接部の拘束状態に直接関係し、寸法が大きい鋼板の溶接変形に顕著な影響を与えると予想される。そこで今回の FEM 解析では、重力の作用や、過渡的熱変形、さらには、裏当て金に作用する空気圧や拘束用マグネットの吸着力等の下での、鋼板の複雑な接触状態を忠実に再現できるように、接触要素を導入した。

定盤と鋼板の間の接触問題は、両者の間に架空の非線形バネを挿入することによって比較的簡単に処理できる。すなわち、Fig. 7 に示すように、鋼板と定盤上面に相当する支持面の間に後述するような接触要素を挿入する。接触要素は鋼板上および支持面上の節点を結ぶ4本の独立したバネから構成されており、個々のバネの剛性 K 、伸び W_0 、張力 F は Table 1 の関係を満足する。

Fig. 7 Special element for contact problem.

Table 1 Relations of spring constant K , nodal displacement W_s and spring force F

接触状態	接 触	非接触	
バネ係数	$K \neq 0$	$K = 0$	$F = K W_s$
節点変位	$W_s < 0$	$W_s \geq 0$	$K_i \neq 0$
バネ張力	$F < 0$	$F = 0$	$K_i = 0$

Fig. 8 Forming of spring-element.

このような非線形バネ型の接触要素は、Fig. 8 に示すように8節点立体要素を少し改造することにより容易に作る事ができる。すなわち、

- 1) 要素の剛性を積分するための積分点を通常的位置から S_1-B_1 , S_2-B_2 , S_3-B_3 , S_4-B_4 辺上に移動する。
- 2) 要素内の応力成分として σ_z のみが存在すると考え、 σ_z に対応したひずみエネルギー、 $1/2E(\epsilon_z)^2$ から要素の剛性を評価する。
- 3) この要素で、

$$\epsilon_z < 0 \text{ ならば、接触状態で } E \neq 0$$

$$\epsilon_z \geq 0 \text{ ならば、非接触状態で } E = 0$$

とする。ただし、 E は接触要素のヤング率である。

以上の処理を行なうことにより、節点ごとに接触の判定をすることができる簡便な接触要素が得られる。

Fig. 9 Measured displacements in z direction at both ends of plate welded by FCB welding.

Table 2 List of cases for numerical simulation of FCB welding

計 算 ケ ー ス	鋼 板 寸 法 長さ×幅×板厚 (mm×mm×mm)	重力	Z-拘束	裏当て 圧 力	拘束石 磁石	初期 変形	加熱 タイプ
C 1	3500×3000×16	無視	無 し				
C 2		考 慮	全 面	無 し	無し	無し	I
C 3			部分的				II
C 4							
C 5			全 面	考 慮			
C 6			部分的		有り		
C 7				無 し	無し	有り	

4. FCB 自動溶接における板の面外変形

4.1 検討モデル

FCB 自動溶接における面外変形を実測した結果の一例を Fig. 9 に示している。同図は溶接始端側および終端側における面外変形の大きさと、鋼板の長さの関係をプロットしたものである。溶接による面外変形の大きさは、板の長さと共にやや増加しているようにも見る事ができるが、量的ばらつきが大きい。また、たわみの方向に注目すると、ほとんどが上に凸になるような変形をしているが、いくつかは全く逆の変形をしている。このように、FCB 溶接による面外変形には、形状、絶対値ともにばらつきがかなり認められ、その原因として、溶接条件、拘束条件、初期不整などの要因が考えられる。そこで、さまざまな要因の影響を検討するため、Table 2 に示される7ケースについて、重力および鋼板と定盤間の接触問題を考慮した3次元熱弾塑性 FEM を用いて溶接変形の数値シミュレーションを行った。計算に用いたモデルの寸法は、長さ 3.5 m、板幅 3.0 m、板厚 16 mm である。表に示された中で、C 1 は重力を考慮しない場合で、C 2 および C 3 は重力並びに板と定盤との接触を考慮したケースである。そのうち、C 2 は、溶

接線直下の幅 120 mm の部分を除いて、鋼板の他の部分はすべて、平板状の定盤上に載せられている状態で溶接される場合を想定したものである。これに対して、C3では、すのこ状の定盤を想定し、溶接線から 850 mm の部分は定盤の隙間に相当し、支持物が無いと仮定した。また、溶接入熱の分布形態の影響を検討するためのケースが C4 であり、拘束条件は C3 と同じで、入熱分布だけが異なる。さらに、C5 および C6 は裏当て銅板に働く空気圧および拘束用マグネットの影響について検討したものである。特に、C6 は溶接面外変形の軽減に対する、マグネットによる拘束の効果を確かめるためのものであり、C7 は、初期変形の影響を検討するためのものである。

なお、FEM 解析では問題の対称性を考慮し、溶接線を対称軸とする 1/2 モデルについてシミュレーションを行った。メッシュは Fig. 10 に示すように板厚方向に、ビード部は 4 層、ビードの近傍では 3 層、ビードから離れた位置では 1 層に分割されている。座標系は溶接方向を x 軸、板幅方向を y 軸、板厚方向を z 軸にとり、 x - y 平面が鋼材の底面になるように座標原点を定義した。また、シミュレーションで想定した溶接法は 3 電極レーン走行方式の片面自動 FCB 溶接で、開先形状はルート面が 3 mm の Y 開先であ

Fig. 10 Mesh division for simulation of FCB welding.

Table 3 FCB welding conditions

電極	電流 (Amp)	電圧 (Volt)	溶接速度 (mm/min)	開先形状
L	1180	33	680
T ₁	1130	37		
T ₂	830	39

Fig. 11 Heating types and position of tack weld.

る。溶接条件を Table 3 に示す。温度場の計算では、3 電極のそれぞれからの入熱を合計し、溶接速度に対応した単位体積当りの平均入熱量に換算し、これを 3 電極間に存在する溶接金属部に与えた。ただし、溶接熱効率率は 85% と仮定した。溶接線に垂直な断面内における加熱領域は Fig. 11 に示すように、入熱が板の上面に偏った type-I と、入熱の偏りが小さい type-II の 2 種類を仮定した。また、仮付けは溶接線方向に連続していると近似し、Fig. 11 に示されるように、板の裏面から 2 層目の要素が仮付けに相当する。一方、溶着金属部に相当する要素は、未溶接時には存在しないものであり、アークの中心点が通過した後に、初めて発生するものとして取扱った。

4.2 重力および z 方向の拘束の影響

重力を考慮しない場合の C1 について計算して得られた溶接面外変形を Fig. 12 に示す。同図中の (a) は板の始端、中央、終端部における角変形、(b) は溶接線近傍から外縁までの溶接線に平行な 4 つの縦断面における z 方向の変位 (縦曲り変形) である。縦曲り変形は板の中央部に關してほぼ左右対称であり、溶接線の付近 ($y=17$ mm) の線では、板の中央部で z 方向のたわみが約 10 mm で、端部と比較して大きく、溶接線に添うたわみ分布は上に凸となる。また、横断面の角変形は溶接線近傍のみに現われ、溶接線から離れた部分の板はほぼ平面を保っており、両端部と中

(a) Transverse section

(b) Longitudinal section

Fig. 12 Computed out-of-plane deformation (case C1).

中央部の角変形量の差も小さく、溶接線方向にほぼ均一になっている。参考までに、重力が作用していない状態で溶接を行い、Fig. 12 に示されるように変形した板を、平坦な定盤の上に置き、重力を作用させた時の変形状態を、接触を考慮した弾塑性解析により計算した結果が、同図(a)中の破線である。ここに示された破線は、重力作用下での溶接を、溶接と重力の作用という二つの独立したプロセスに分離して考えた時の変形を現わしており、この時の最大たわみ量は約6.5 mmで、溶接線を谷とする形状となる。

次に、現実には忠実に、重力が作用している状態で溶接を行った場合が、C2およびC3のケースである。ケースC2は、溶接線直下の120 mm ($D=60$ mm)の部分に溝がある平坦な定盤上での溶接を想定したものであり、C3は、すのこ状の定盤を想定し、溝に相当する部分の幅が大きく、 $D=850$ mmの場合である。先に示したC1と同様に、計算結果を始端、中央および終端における角変形と、各縦断面の縦曲り変形について示したものがFig. 13である。溶接と重力を分離して計算した結果であるFig. 12(a)中の破線と比べ、この場合の上方向の最大たわみは約1/4の1.5 mmであり、非常に小さい。このことは、溶接中の過渡変形が重力によって拘束されるために、残留角変形の原因となる固有ひずみ(溶接により作られる永久ひずみ)そのものの大きさが小さく抑えられたためと考えられる。一方、溶接線方向のたわみ分布に注目すると、たわみの絶対値は小さ

いが、分布の形状がC1とは逆に、中央部のたわみが小さい凹形状になっている。

次に、定盤によって支持されていない部分の幅が大きいC3のケースに対する計算結果がFig. 14に示されている。同図(a)中の破線は、溶接前の状態に注目し、重力による板のたわみを中央断面について示したものであり、たわみ量は、僅かに0.18 mmである。一方、溶接後の横断面は、溶接線上の点が約10 mmと大きく下方に移動するような形で変形する。板は、板の縁($y=3000$ mm)および定盤の端($y=850$ mm)で、定盤と接しており、その間では、定盤から浮き上がっている。この場合の変形量がC2と比較して大きいのは、定盤の隙間 D が大きいために、溶接中の過渡変形に対する重力による拘束が弱く、C1の重力が作用しない場合に比較的近い現象になっているためと考えられる。またこのケースについて過渡および残留溶接変形をFig. 15に示している。図から分るように定盤によって支持されていない溶接線付近で大きなたわみが現れている。

板継溶接における角変形は、入熱分布、特に板厚方向の分布の影響を強く受けると考えられるので、前述のtype-IおよびType-IIの入熱のタイプについて検討を行った。Fig. 11に示されるように、type-Iと比較してtype-IIの場合は、入熱の板厚方向の偏りが小さく、その影響を検討したものがそれぞれ、ケースC3とC4である。Fig. 16は入熱の偏りが少ないC4における残留溶接変形を示す。C3

(a) Transverse section

(b) Longitudinal section

Fig. 13 Computed out-of-plane deformation (case C2).

(a) Transverse section

(b) Longitudinal section

Fig. 14 Computed out-of-plane deformation (case C3).

(a) Transient deformation

(b) Transient deformation

(c) Residual deformation

Fig. 15 Welding deformation by 3-D FEM analysis (case C3)

と比較すると、たわみの分布形はほぼ一致しているが、たわみ量は約1/2になっている。より厳密な議論をするためには、現実の溶接における入熱分布を正確に把握し、できるだけ忠実にこれをシミュレーションにおいて再現する必要があるが、現状においては、入熱分布に関する定量的なデータが得られないので、今回は典型的な2例についてのみ検討した。

4.3 裏当てに作用する圧力とマグネットによる拘束の影響

FCB片面溶接では良好な裏波形状を得るため、溶接部の裏側には銅製の当て金が配置されており、裏当てと溶接部の密着性を保つために、エアースホースにより圧力がかけられた状態で溶接が実施される。この下からの空気圧によって、溶接中の鋼板の溶接線近傍は、やや浮き上がった状態になる。この影響で、面外変形が助長されることも考えられるので、ケースC5では、空気圧を考慮して計算を行った。計算では、エアースホースから作用する上向きの力を、

(a) Transverse section

(b) Longitudinal section

Fig. 16 Computed out-of-plane deformation (case C4).

Fig. 17 Arrangements of working table, magnet and backing force.

単位長さ当り 130 kgf/m と仮定し、Fig. 17 に示す溶接線近傍の位置に外力として均一に与えた。

エアースホースからの圧力が作用している状態で、溶接を実施し、冷却が完了した後の変形状態を計算し、その結果を示したものが Fig. 18 である。Fig. 18(a) 中の破線は、溶接前の状態で、圧力を作用させた時の板の変形状態を現わしている。板は、圧力により、溶接線から約 1300 mm の位置まで浮き上がり、そのときのたわみ量は約 1.9 mm である。この量は、ケース C3 で示した重力によるたわみ量の約 10 倍になっている。溶接終了後の変形は、初期変形と同じ

(a) Transverse section

(b) Longitudinal section

Fig. 18 Computed out-of-plane deformation (case C5).

(a) Transverse section

(b) Longitudinal section

Fig. 19 Computed out-of-plane deformation (case C6).

形状で、上に凸の角変形が発生する。温度分布のみを考慮すると残留角変形は凹状にならないといけないが、このケースではエアースホスから作用する上向きの力が勝ったために残留変形が凸になったものと考えられる。Fig. 18(a)に示された横断面の変形図からは、溶接始端部と中央部における角変形はほぼ同じ程度であり、終端部で、たわみ量は最大となり、その大きさは約20 mmであることが分る。

一方、たわみ量に注目するとその大きさは、定盤による拘束が大きいC2および拘束が小さいC3と比較した場合、C5はC3に近く、たわみは大きい。この原因としては、裏当て金を通して作用する空気圧で、鋼板が押し上げられるので、溶接線に近い部分の鋼板は定盤から離れ、定盤に拘束されることなく自由に変形できることが考えられる。そこで、鋼板を積極的に拘束するためにマグネットによる拘束を導入した場合の効果について検討した。そのための計算モデルであるC6では、全長3.5 mの板に、吸着力が1.5 tのマグネットをFig. 17に示すように3個を配置した。具体的な計算は、空気圧およびマグネットの吸着力が作用している状態で溶接を実施し、溶接が完了し完全に冷却した後に、空気圧および吸着力を除去した状態の残留変形を計算した。その結果得られた残留変形を示したものがFig. 19である。たわみの分布形態に注目すると、今まで検

討してきたケースとは異なり、両端部に凸の角変形、中央部に凹の角変形が認められる。また、最大のたわみは、1.0 mm以下に抑えられており、定盤のみにより単純に支持されているC5のケースと比較して、マグネットを用いて積極的に拘束した場合の効果は認められる。

4.4 初期変形の影響

現場での溶接変形を実測した結果を示すFig. 9からも分るように、角変形の方法やたわみ量にはばらつきがあり一定していない。このようなばらつきの原因として拘束条件の差とともに、仮付けなどにより、本溶接を行なう前の板に生じた初期変形も、ばらつきの原因になり得る。そこで、ケースC7では、鋼板に次式で示される初期変形を与えて計算を行った。

$$z = z_0 + 5 \cos \left\{ \frac{(3500 - x)\pi}{3000} \right\} \cos \left(\frac{y\pi}{1700} \right)$$

ただし、 $x > 2000$, $|y| < 850$ mm

上式による初期変形は、板の終端側の長さ1.5 m、溶接線から幅0.85 mの部分で、最大5 mm上方向にたわんだ状態である。このような初期たわみを有する板の溶接変形を計算した結果がFig. 20に示されている。初期変形のないC3の結果と比較すると、初期変形のない板の始端部および中央部では、C3と同様に下に凸な角変形が生じ、たわみの大きさもほぼ同じであるのに対し、初期変形が大きな終

(a) Transverse section

(b) Longitudinal section

Fig. 20 Computed out-of-plane deformation (case C7).

端部では初期変形の形が溶接後の変形に大きく影響を及ぼし、最終的な角変形は上に凸となっている。

5. 結 言

溶接変形、特に角変形などの面外変形を積極的に制御し、加工精度を飛躍的に向上させるためには、理論解析による定量的な予測と、これに基づく支配的影響因子の抽出が必要である。そこで本研究では、面外変形も含めて3次元溶接変形を解析するためのFEMを開発し、FCB板継溶接を対象に一連のシミュレーションを行い以下の結論を得た。

- 1) 3次元立体要素を薄板の解析に適用する際に生じるロッキングの問題を選択的低減積分法を採用することにより解決した。
- 2) 辻らが小型の試験片を用いて行なった溶接変形の計

測結果と、3次元FEM解析の結果は定性的にも定量的にも良く一致しており、今回開発されたFEMの妥当性が検証された。

- 3) FCB板継溶接では溶接変形に対する重力による拘束の影響は大きく、重力とこれに伴う鋼板・定盤間の接触問題を忠実に考慮する必要がある。
- 4) 溶接によるたわみを低減するためには、間隔の広いすのこ状の定盤よりは、より密な平板に近い定盤が望ましい。
- 5) 溶接による角変形は必ずしも、アーク側が凹になるのではなく、拘束条件や裏当て金からの圧力、初期変形等により凸形状になる場合もある。
- 6) 板継溶接による角変形を低減するために拘束は非常に有効であり、その意味で、裏当て金からの圧力に打ち勝ち、鋼板を積極的に拘束するマグネットは効果的である。

謝 辞

本研究を進めるに当たり、斉藤忠雄氏（石川島播磨重工業(株)）から貴重なご議論を頂いたことを記し謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 上田, 村川, 顧, 奥本, 石山: 鋼板のガスおよびプラズマ切断による変形のFEM解析, 日本造船学会論文集第175号 (1994), pp. 307-315.
- 2) 上田, 村川, 顧, 奥本, 神近: 高精度組立のための溶接変形シミュレーション (第1報), 日本造船学会論文集第171号 (1992), pp. 395-404.
- 3) 上田, 村川, 奥本, 顧, 中村: 高精度組立のための溶接変形シミュレーション (第2報), 日本造船学会論文集第172号 (1992), pp. 559-566.
- 4) 辻, 小川: 帯板の局部加熱による過渡応力ならびに変形の解析, 溶接学会誌, 第45巻第1号 (1976), pp. 36-41.
- 5) 佐藤, 寺崎: 構造用材料の溶接変形に及ぼす溶接諸条件の影響, 溶接学会誌, 第45巻第4号 (1976), pp. 302-309.
- 6) 上田, 山川: 有限要素法による熱弾塑性挙動の解析, 溶接学会誌, 第42巻第6号 (1973), pp. 567-577.
- 7) 矢川, 宮崎: 有限要素法による熱応力・クリープ・熱伝導解析, サイエンス社 (1985), pp. 135-138.