MAG 溶接のシミュレーションモデル*

山本 剛史**, 辻 陽子***, 宮坂 史和****, 黄地 尚義****

A Simulation Model of MAG Welding*

by YAMAMOTO Takeshi**, TSUJI Yoko***, MIYASAKA Fumikazu**** and OHJI Takayoshi****

In the present work, a three-dimensional (3-D), non-stationary thermal model for MAG (Metal Active Gas) welding is developed. The transient temperature distribution on the base metal is numerically analyzed in order to estimate the molten pool size by using a finite difference model based on the heat flow equation, and the theoretical configuration of molten pool is calculated, taking account of the balance of gravity, surface tension and arc pressure. The developed model can be applied to various welding processes such as multi-pass welding, lap welding and welding with torch weaving. To evaluate the validity of the model analysis, the calculated results are compared with the experimental results in MAG welding. Good correspondence is demonstrated between experiment and calculation. Accordingly, it is concluded that the model is capable of predicting MAG arc welding process.

Key Words: MAG welding, simulation, non-stationary model, fillet welding, multi-pass welding, and weaving pattern

1. 緒 言

MAG 溶接プロセスは重要な接合法として広く利用されている。この溶接の作業パラメータを正確に選択することで、高能率な溶接が可能となる。しかしながら、最適な作業パラメータを実験的に決定するには、多くの時間とコストが必要になる。このような課題を解消する手段として挙げられるのが、数値モデルによるシミュレーションである。これにより最適な溶接パラメータを設定できるのであれば、実際に溶接を行わず評価できるという点で、有効なツールになるものと思われる。

しかしながら、これまでの溶接の数値モデルでは TIG 溶接を対象としたもの¹⁻⁴⁾が多く、MAG 溶接を対象としたもの⁵⁻⁸⁾は、現象が複雑であるが故に少ない。その中からいくつか例を挙げると、Dilthey ら⁹⁾は三次元準定常状態の MAG 溶接シミュレーションモデルを構築している。このモデルでは電極のワイヤ径やシールドガスの組成もパラメータとして扱うことができるようになっている。Kim と Na⁷⁾は対流も考慮に入れた MAG 溶接のモデル化を行っ

ている。しかしながら、これらはいずれも溶融池が定常状態であると仮定したモデルであり実用化には問題が残されている。すなわち、様々な溶接状況に対応するには時間に依存する非定常モデルが必要である。そこで本研究では、三次元非定常状態における MAG 溶接のシミュレーションモデルを構築することを目的とした¹⁰⁾。とくに、このモデルを多様な実構造物に適用することを目指して検討している。ここではすみ肉溶接を対象とした多層溶接、重ね溶接についての計算結果を示し、さらに、実験結果との比較をもとに、本モデルの妥当性を検討した結果について述べる。

2. 計算モデルと計算手法

本計算モデルの計算方法を簡単に説明する。Fig. 1 はすみ肉溶接の溶接線上における縦断面形状を示した図で、微小時間ステップ間の計算の流れを表している¹⁰⁾。まず、(i) トーチ（電極ワイヤ）をある位置に固定して、(ii) 母材に入熱を行い、(iii) その微小時間ステップ間で溶融するワイヤ量を母材に投与し、(iv) その後溶融池内での力の釣り合いにより表面形状を計算する、というものである。本計算モデルでは、入熱を行い母材の温度分布を推定するのに熱伝導計算モデルを、表面形状の推定を行うのに溶融池形状計算モデルを用いている。計算に用いた主な仮定と基礎式を以下に示す。

主な仮定

- 1) 溶融池内においても熱の流れは、熱伝導方程式に従うものとする。

*原稿受付 平成13年3月29日 平成13年度春季全国大会で発表

**学 生 員 大阪大学大学院工学研究科 Student Member, Osaka University

*** 大阪大学大学院工学研究科(現:松下電器㈱) Graduate Student, Osaka University (Present address: Matsushita Electric Industrial Co., Ltd.)

****正 員 大阪大学大学院工学研究科 Member, Osaka University

Fig. 1 Process of MAG arc welding.

- 2) 溶融潜熱等の非線形効果はエンタルピ法で取り扱うものとする。
- 3) 表面張力および溶融金属の密度は一定であるとする。
- 4) 溶融池に作用する力は、重力、表面張力、アーク圧力のみとする。
- 5) アーク入熱、アーク圧力分布は軸対称の分布熱源であるとする。

基礎式

以上の仮定のもとで、次式^{1,2,9)}が成立する。

$$\rho(T) \frac{\partial H}{\partial t} = - \frac{\partial}{\partial X} \left\{ K(T) \frac{\partial T}{\partial X} \right\} + \frac{\partial}{\partial Y} \left\{ K(T) \frac{\partial T}{\partial Y} \right\} + \frac{\partial}{\partial Z} \left\{ K(T) \frac{\partial T}{\partial Z} \right\} \quad (1)$$

 ρ : 密度, H : エンタルピ, K : 熱伝導率, T : 温度

$$\sigma \left[\frac{(1 + \phi_x^2) \phi_{xx} - 2 \phi_x \phi_y \phi_{xy} + (1 + \phi_y^2) \phi_{yy}}{(1 + \phi_x^2 + \phi_y^2)^{3/2}} \right] = \rho g \phi + P_a - \lambda \quad (2)$$

 ϕ : 母材表面の変位, σ : 表面張力, g : 重力加速度, P_a : アーク圧力, λ : Lagrange 乗数

3. 計 算 例

前項で述べた計算モデルを用いて、すみ肉溶接を対象に溶融形状や溶込みに影響を与える因子について検討する。なお、以下の図中に記している記号はそれぞれ、 I : 溶接電流, V : 溶接電圧, v : 溶接速度, R_q : 熱源半径, R_p : アーク圧力半径, P_a : アーク圧力である。まず、水平すみ肉溶接を対象として、アーク圧力の影響について検討を行ったものを Fig. 2 に示す。ここで、計算結果の右図はビード外観であり、紙面奥が溶接開始位置で手前に向かって溶接が進行している。左図はビード外観上の矢印位置における横断面形状である。溶接パラメータは同一で、アーク圧力を

Fig. 2 Effect of arc pressure on bead profiles in horizontal fillet welding.

 $(I=200 \text{ A}, V=25 \text{ V}, v=35 \text{ cm/min}, \eta=65\%, R_q=4 \text{ mm}, R_p=9 \text{ mm})$ (a) $P_a=0 \text{ Pa}$ (b) $P_a=500 \text{ Pa}$ (c) $P_a=1000 \text{ Pa}$

Fig. 3 Calculated results in vertical welding.

 $(I=200 \text{ A}, V=30 \text{ V}, v=80 \text{ cm/min}, \eta=65\%, R_q=4 \text{ mm}, R_p=4 \text{ mm}, P_a=500 \text{ Pa})$

(a) Vertical up position (b) Vertical down position

Fig. 4 Effect of cooling time on the second layer bead.
 (First layer: $I=230$ A, $V=25$ V, $v=40$ cm/min, $\eta=65\%$, $R_q=4$ mm, $R_p=4$ mm, $P_a=500$ Pa
 Second layer: $I=230$ A, $V=25$ V, $v=40$ cm/min, $\eta=65\%$, $R_q=4$ mm, $R_p=4$ mm, $P_a=500$ Pa)
 (a) First layer (b) Second layer (Cooling time: 5 s)
 (c) Second layer (Cooling time: 10 s)

(a)では0 Pa, (b)では500 Pa, (c)では1000 Paと仮定している。これらを見ると、加えるアーク圧力を大きくしていくにつれて、溶融池の凹みが次第に大きくなっていくのが分かる。それに伴い溶込みが深くなる。これは溶融池の凹んだところに熱が加えられるためである。また、(b)、(c)では両母材側でアンダカットの形成も見られる。

つぎに、立向溶接についての計算結果を Fig. 3 に示す。溶接パラメータは同一にして、(a)に立向上進溶接の計算結果を、(b)に立向下進溶接の計算結果を示している。なお、ここでは、ビード外観、横断面に加え、溶接線上の縦断面形状も合わせて掲載している。これらを見ると、いずれも重力の影響を受け、溶融金属が下側に集積しているのが分かる。

立向上進溶接では溶融池内の溶融金属が後方へ垂れ下がるため、深い溶込みが得られている。他方、立向下進溶接では溶融金属が溶融池内に集積し、その上から入熱されるため、浅い溶込みとなっている。

Fig. 5 Effect of weaving amplitude on welding profiles.
 ($I=120$ A, $V=20$ V, $v=12$ cm/min, $\eta=65\%$, $R_q=4$ mm, $R_p=4$ mm, $P_a=500$ Pa)
 (a) $W_a=4$ mm (b) $W_a=8$ mm

つぎに、ロボット溶接でよく用いられる多層溶接についての計算結果を示す。Fig. 4 に下向すみ肉溶接を対象とした、二層溶接の計算結果を示す。溶接条件は初層、二層目とも同じである。(a)は初層ビードの計算結果で、(b)、(c)はともに(a)の上に二層目ビードを置いた場合である。(b)では初層と二層目の間の冷却時間を5秒、(c)では冷却時間を10秒とした。(a)のビード外観を見ると、アーク消去後に形成されるクレーターが表現されているのが分かる。つぎに(b)と(c)を比較すると、5秒冷却の方が10秒冷却よりも溶込み、ビード幅とも大きいことが分かる。

つぎに、トーチ・ウィービングの影響について検討した結果を示す(ただし、ウィービングに際しては、入熱位置を溶接線と垂直方向に定速度で周期1秒で変化させている。)。Fig. 5 に示しているのは、立向上進溶接の計算結果で、溶接パラメータは同一として、トーチの振幅のみを変化させている。(a)は振幅4 mm, (b)は振幅8 mmで計算している。これらを見ると、(a)では、余盛の高さが高くなっている。(b)では入熱が分散され、広幅の溶込みが得られている。

4. 実験結果と計算結果の比較

ここでは試作したMAG溶接の計算モデルの妥当性について実験的に検討する。実験にはMAG溶接ロボットを使用し、母材は軟鋼、シールドガスはAr 80%+CO₂ 20%、ガス流量は10 l/min、ワイヤ(1.2 mm ϕ)突き出し長さは

(a)

(b)

Fig. 6 Comparison between experimental and calculated penetrations.
 ($V=25\text{ V}$, $v=40\text{ cm/min}$, $\eta=60\%$, $R_q=4\text{ mm}$, $R_p=4\text{ mm}$)
 (a) Leg length in horizontal side (b) Actual throat depth

(a)

(b)

Fig. 7 Comparison between experimental and calculated penetrations.
 ($I=230\text{ A}$, $V=25\text{ V}$, $\eta=60\%$, $R_q=4\text{ mm}$, $R_p=4\text{ mm}$)
 (a) Leg length in horizontal side (b) Actual throat depth

12 mm とした。まず、水平すみ肉溶接を対象に、脚長、実際のど厚の比較を行った。Fig. 6 には溶接電流を200, 230, 250, 300 A と変化させたときの(a)脚長、(b)実際のど厚を比較している。ただし、ここでは簡単のため、熱効率 η は60%としている。なお、脚長に関しては水平側母材における値について示している。また、図の●が実験結果を、○がアーク圧力を考慮しないで計算した結果を、△がアーク圧力を考慮して計算した結果を示している。これらを見ると、計算にアーク圧力を加えないものよりも加えた方が、いずれの場合も実験結果に近づいているのが分かる。つぎに溶接電流、溶接電圧を一定にして、溶接速度を30, 40, 50, 60 cm/min と変化させたときの計算結果と実験結果を比較したものを Fig. 7 に示す。図中のそれぞれの印は Fig. 6 と同様である。これらを見ると、Fig. 6 と同様、アーク圧力を加

えないものよりも加えた方が実験結果をよく表している。また、Fig. 6 と Fig. 7 を比較すると、溶接速度変化のグラフ (Fig. 7) では実験結果、計算結果ともに傾向が似ているのに対し、電流変化のグラフ (Fig. 6) では、電流の低い側では計算結果の方が実験結果よりも脚長、実際のど厚が大きい値を示している。しかし、電流値の大きい領域ではそれらの値が逆転しているのが分かる。これはアーク圧力が電流値に依存しているために起こると考えられる。本モデルではアーク圧力を独立に設定できるようにしているが、この結果はモデルにアーク圧力の電流電圧依存性を考慮する必要があることを示唆している。つぎに、計算結果と実験結果のビード外観と横断面を比較した。Fig. 8 に水平すみ肉溶接の、Fig. 9 に立向下進溶接の比較を行っている。(a)、(b)はそれぞれ実験結果、計算結果のビード外観と横断面形状を示している。Fig. 8 を比較すると、溶接開始位置におけ

Fig. 8 Comparison between experiment and calculation in horizontal fillet welding.
 ($I=230$ A, $V=25$ V, $v=60$ cm/min, $\eta=60\%$,
 $R_q=4$ mm, $R_p=4$ mm)
 (a) Experiment (b) Calculation

Fig. 9 Comparison between experiment and calculation in fillet welding in vertical down position.
 ($I=230$ A, $V=25$ V, $v=60$ cm/min, $\eta=60\%$,
 $R_q=4$ mm, $R_p=4$ mm)
 (a) Experiment (b) Calculation

Fig. 10 Comparison between experimental and calculated cross section.
 (First layer: $I=230$ A, $V=25$ V, $v=60$ cm/min, $\eta=60\%$, $R_q=4$ mm, $R_p=4$ mm
 Second layer: $I=230$ A, $V=25$ V, $v=60$ cm/min, $\eta=60\%$, $R_q=4$ mm, $R_p=4$ mm)
 (a) Cross section of first layer (b) Cross section of second layer after 10 s cooling (c) Cross section of second layer after 30 s cooling

る表面形状ならびにアーク消去後に形成されるクレーターが両者ともほぼ一致している。また、実験結果の垂直側母材で見られるアンダカットが、計算結果でもごくわずかながら形成されている。Fig. 9 について比較すると、ビード外観、横断面形状とも実験結果と計算結果がよく一致していることが分かる。

つぎに、下向きすみ肉溶接を対象として二層溶接の実験結果と計算結果の比較を行ったものを Fig. 10 に示す。溶接パラメータは初層、二層目とも同一である。(a)は初層の横断面を、(b)は10秒冷却した後に溶接した二層目横断面、(c)は30秒冷却した後に溶接した二層目横断面である。それぞれ左図が実験結果で右図が計算結果である。なお、実験結果の横断面では初層と二層目の溶込みの違いを明確にするため、二層目溶込みを色づけしている。これを見ると、初層ビードの計算結果と実験結果は脚長、実際のど厚とも非常によく一致している。また、二層目の形状を見ると、実験結果、計算結果とも10秒冷却の方が30秒冷却よりもビード幅、溶込みが大きく、傾向がよく似ていると言える。以上のような結果から、実験結果と計算結果は定性的によく一致しており、本計算モデルの妥当性がある程度示されたとと言える。

5. 結 言

本研究では、MAG 溶接を対象とした計算モデルを提案し、実験結果と計算結果を比較することで、本計算モデルの妥当性を検討した。以下に得られた結果をまとめる。

- 1) すみ肉溶接を対象にした非定常の MAG 溶接シミュレーションモデルを構築した。
- 2) 計算モデルを用いて、各種溶接パラメータやトーチ・ウィービングがすみ肉溶接現象に及ぼす影響を検討した。
- 3) 実験と計算による脚長、実際のど厚、ビード外観を比較し、両者が定性的に良く一致していることを示すことができた。

6. 謝 辞

本研究は経済産業省重要地域技術開発制度の一環として、NEDO から JSUP を通じて委託された「溶接技術の高度化による高効率・高信頼性溶接技術の開発」の成果である。

参 考 文 献

- reports of the Osaka university, 33-1688 (1983), 35-43.
- 2) 横川, 宮坂, 榎, 黄地, 平田: パイプの円周溶接のモデル解析, 溶接学会論文集, 16-3 (1998) 324-331.
- 3) T. Zacharia, A.H. Eraslan and D.A. Aidun: Modeling of Non-Autogenous Welding, Weld J., 67-1 (1988) pp. 18s-27s.
- 4) T. Zacharia, S.A. David, J.M. Vitek and H.G. Kraus: Surface Temperature Distribution of GTA Weld Pools on Thin-Plate 304 Stainless, Weld J., 75-11 (1995) pp. 353s-362s.
- 5) 西口, 黄地, 吉田, 白樫: アーク溶接における熔融池の非線形モデル, 溶接学会論文集, 4-4 (1986) 673-677.
- 6) U. Dilthey and S. Roosen: Computer Simulation of Thin Sheet Gas-Metal-Arc Welding, Proc. Int. Symp. on Theoretical Prediction in Joining & Welding, Nov., Osaka, Japan, (Ed. Ushio, M.) (1996) 133-154.
- 7) J.W. Kim and S.J. Na: A Study on the Three-Dimensional Analysis of Heat and Fluid Flow in Gas Metal Arc Welding Using Boundary-Fitted Coordinates, J. Engineering for Industry, Trans. ASME, 166-2 (1994) 78-85.
- 8) E. Pardo and D.C. Weckman: Prediction of Weld Pool and Reinforcement Dimensional Transient Heat Transfer in GMA Welding, Welding Journal, 67 (1998) 150s-156s.
- 9) 黄地: 溶接ビードの表面形状と熔融池の保持形態に関する界面張力論的解析, 大阪大学学位論文 (1978).
- 10) 辻, 山本, 宮坂, 黄地: MAG 溶接プロセスのモデル解析, 溶接学会論文集18-4 (2000) 527-533.

- 1) T. Ohji and K. Nishiguchi: Mathematical Modeling of a Molten Pool in Arc Welding of Thin Plate, Technology