MAG 溶接プロセスのモデル解析*

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

A Mathematical Modeling of MAG Welding*

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

In the present work, a three-dimensional numerical model for MAG (Metal Active Gas) welding of thin plate is developed. In MAG welding, metal is deposited into the molten pool from the electrode wire, and the metal plays an important role in determining weld bead profiles. In the model, the thermal energy enters the plates through two mechanisms, i.e., direct heating from arc plasma and indirect heating by melting wire. The transient temperature distribution on base metal is numerically analyzed in order to estimate the molten pool size by using a finite difference model based on heat flow equation, and the theoretical configuration of molten pool is calculated, taking account of the balance of gravity, surface tension and arc pressure.

By using these models, the transient MAG welding process is numerically analyzed. The numerical results are in good agreement with the experimental results for bead-on-plate-MAG welds on mild steel plate. Accordingly, it is concluded that the model, proposed in the present work, is useful for prediction of MAG weld bead formations.

Key Words: transient MAG welding process, three-dimensional numerical model, finite difference model, undercutting, irregular bead, metal transfer

1. 緒 言

MAG 溶接は、自動車や船舶、橋梁といった大きな構造物での溶接・接合に広く用いられており、汎用な溶接法としてロボット化が積極的に進められている。

しかしながら、要求される溶接部を確保するための施工条件を決定するには、多くの場合、経験を積んだ溶接技術者の実験の積み重ねに依らねばならない。このような問題に対しては、数値計算によるシミュレーションが有効であると考えられる。計算モデルが構築されていれば、溶接施工条件を計算機上で推定・評価することが可能である。

以上のような観点から、これまで数多くのモデルが GTA 溶接を対象として構築されてきている¹⁻¹¹⁾。一方 MAG 溶接では、電極ワイヤの溶融移行現象など複雑となるため、MAG 溶接を対象としたモデルは少ない¹²⁻¹⁷⁾。

近年、Dilthey ら¹³⁾ は三次元準定常状態の GMA 溶接のモデル化をおこなっている。このモデルでは、入熱は溶融池表面ではなく母材表面に投与されている。また電極ワイヤの溶融金属が運ぶ熱エネルギーは考慮されていない。

Rardo と Weckman¹⁶⁾ は溶融池表面に入熱を投与し、電極ワイヤによる熱エネルギーを考慮した三次元準定常状態の GMA 溶接のモデル化をおこなっている。ただし入熱を投与する溶融池の形状は、楕円形であると仮定している。Kim と Na¹⁷⁾ は対流も考慮に入れた GMA 溶接のモデル化をおこなっている。しかし、溶融池内の流れが定常であると仮定して準定常状態のモデルを構築している。

本研究では、三次元非定常状態の MAG 溶接を対象に計算モデルを構築している。本論文の前半は、電極ワイヤの溶融によって運ばれる熱を溶融池表面に投与するとともに、その表面をアークで加熱するモデルを提案している。ただし、簡単のため溶融池内における対流熱輸送は無視している。さらに本論文の後半では、実験を行なうことで計算モデルの妥当性を検討している。

2. 計算モデルと計算方法

本計算モデルは、熱伝導計算モデルによる温度場の推定と、溶融池形状計算モデルによるビード形状の推定とから構成されている。計算に用いた主な仮定と基礎式は以下の通りである。

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。
- 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。

*原稿受付 平成11年12月27日 平成11年度秋季全国大会で発表

**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 Osaka University

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

- 3) 表面張力および熔融金属の密度は一定であるとする。
 - 4) 熔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・アーク圧力の分布は、円状均一とする。
- 基礎式

以上の仮定のもとでは、次式^{1,9)}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

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

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

ここで, ϕ : 母材表面の変位, ψ : 母材裏面の変位, σ : 表面張力, g : 重力加速度, P_a : アーク圧力, λ : Lagrange 乗数, $\phi_x = \partial\phi/\partial x$, $\phi_{xx} = \partial^2\phi/\partial x^2$ 等

Fig. 1 に計算のフローチャートを示す。まず、母材表面に入熱を投与し、(1)式から各格子点の温度場を推定する。ついで(2), (3)式により熔融池表裏面の変位を算出する。得られた変位を初期値として Fig. 2 のように差分格子をきり、熔融池表面に入熱を投与し、(1)式から温度場を再度推定す

る。表面変位の変動により、熔融池形状に変化が生じるため、この計算を繰り返しておこない収束させ、熔融池形状と温度場を求める。この結果をもとに次の時間ステップへと移る。

電極ワイヤの溶融現象は、Fig. 3 のようにモデル化した。電極ワイヤの溶融量は次式¹⁸⁾

$$V_{Mr} = \alpha I + \beta I^2 \quad (4)$$

V_{Mr} : ワイヤ溶融速度 [m/s], α, β : 定数 ($\alpha = 2.0513 \times 10^{-2}$, $\beta = 2.8239 \times 10^{-5}$), I : 溶接電流 [A]

で表現し、溶着率は100%としている。

よって、時間ステップ Δt 間に熔融池に供給されるワイヤ溶融体積は、

$$V_w = V_{Mr} \times \left(\frac{d}{2} \right)^2 \times \pi \times \Delta t \quad (5)$$

V_w : ワイヤ溶融体積, d : ワイヤ径, Δt : 時間ステップである。ここで、アーク入熱 Q [J/s] は、

$$Q = I \times V \times \eta \quad (6)$$

V : 溶接電圧 [V], η : 熱効率 [%]

で求められる。

しかし、MAG 溶接では、アーク入熱の全てが母材に直接投与されるのではない。その一部はワイヤを溶融させるために使われ、残りの入熱が熔融池表面へ投与されることに

Fig. 2 Finite difference model.

Fig. 1 Flow of calculation.

Fig. 3 Image of heat input.

なる。したがって母材に直接投与される入熱 Q_b は、

$$Q_b = Q - Q_w \quad (7)$$

となる。

なお、溶滴が母材へ持ち込む熱エネルギーを次のように仮定している。 T_m をワイヤの融点、 $(T_m + \alpha)$ を溶融池へ投与されるワイヤ溶融金属の温度、 T_∞ を室温と仮定すると、 Q_w は、

$$Q_w = V_w \rho c \{ (T_m + \alpha) - T_\infty \} \quad (8)$$

となる。これを Fig. 3 に示すように、溶融池表面上に分布させている。これにより、電極ワイヤの溶融金属が運ぶエネルギーを分布熱源として考慮することが可能となる。

3. 計算例

ここでは軟鋼板 ($100 \times 25 \times 3$ mm) のビードオンプレート溶接を対象とした計算例を示す。なお Table 1 が計算に用いた物性値である。図中に付記した記号は、以下のようである。

I : 溶接電流 [A], V : 溶接電圧 [V], v : 溶接速度 [mm/s], R_h : 熱源半径 [mm], R_a : アーク圧力半径 [mm], P_a : アーク圧力 [Pa], α : 溶融池へ投与されるワイヤ溶融金属の融点からのずれの温度 [K]

ただし、本論文での計算ではすべて $\alpha = 0$ としている。Fig. 4 (a), (b) の右図はそれぞれ母材表面を斜め上から見た図であり、左図は矢印の位置でのビード横断面を示している。図中のドットの粗い部分は現在溶融している部分、細

かい部分は凝固部分である。(a) は溶接速度 16 mm/s, (b) は 12 mm/s の場合である。この計算例では、溶接速度の違いでは、裏面まで溶融している。(a), (b) 図を対比すれば明らかに、溶接ビードの形態が裏面の溶融状態により、大幅に変化する。また溶接速度の速いほうでは 2 番目の位置でも溶融池が存在し、溶融池が溶接線方向に長くなっているのがわかる。

Fig. 5 はアーク圧力の影響を検討したものである。アーク圧力を 500 Pa とし、アーク圧力の作用範囲、すなわちアーク圧力半径を (a), (b), (c) の順に 4 mm, 5.5 mm, 7 mm

Fig. 4 Effect of welding speed on bead profiles.
($I = 250$ A, $V = 20$ V, $R_h = 4$ mm, $R_a = 4$ mm, $P_a = 500$ Pa, $\alpha = 0$)
(a) $v = 16$ mm/s (4.3 s after arc start) (b) $v = 12$ mm/s (5.8 s after arc start)

Table 1 Physical properties used in the calculation.

Melting point : T_m [K]	1808
Latent heat : L [kJ/kg]	272
Specific heat : c [kJ/kg]	0.775
Surface tension : σ [N/m]	1.0
Density : ρ [kg/m ³]	$273 \leq T < 1808$ $-0.36T + 7.95 \times 10^3$ $T \geq 1808$ 7.30×10^3
Heat conductivity : K [J/m · s · K]	$273 \leq T \leq 1173$ $2.19 \times 10^{-5} T^2 - 8.53 \times 10^{-2} T + 97.0$ $T \geq 1173$ 27.0

Fig. 5 Effect of arc pressure on bead profiles.
($I = 250$ A, $V = 20$ V, $v = 20$ mm/s, $R_h = 4$ mm, $P_a = 500$ Pa, $\alpha = 0$, 3.5 s after arc start)
(a) $R_a = 4$ mm (b) $R_a = 5.5$ mm (c) $R_a = 7$ mm

としている。ただし熱源半径は 4 mm で固定している。(b)ではアンダカットビード、また(c)ではハンピングビードに近い様相を呈することがわかる。

4. 実験との比較

ここでは提案した 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、シールドガスは Ar 80%+CO₂ 20%，ガス流量は 20 [l/min]，電極突き出し長さは 12 mm とした。実験で用いた溶接条件を Table 2 に、実験および計算で用いた試験片を Fig. 6 に示す。

Fig. 7, Fig. 8, Fig. 9 は溶接電圧 20 V，溶接速度をそれぞれ

Fig. 6 Schematic illustration of thin plate bead on plate welding.

Table 2 Experimental parameters in MAG welding.

Welding current I[A]	Welding voltage V[V]	Welding speed v[mm/s]
160	20	10, 13, 16
190	20	10, 13, 16
220	20	10, 13, 16
250	20	13, 16
260	20	13, 16
270	20	16

Fig. 7 Comparison between experimental and calculated top bead width.
($V=20$ V, $R_h=4$ mm, $P_a=0$ Pa, $\alpha=0$)
(a) $v=10$ mm/s (b) $v=13$ mm/s (c) $v=16$ mm/s

Fig. 8 Comparison between experimental and calculated top displacement.
($V=20$ V, $R_h=4$ mm, $P_a=0$ Pa, $\alpha=0$)
(a) $v=10$ mm/s (b) $v=13$ mm/s (c) $v=16$ mm/s

Fig. 9 Comparison between experimental and calculated bottom displacement.

($V=20$ V, $R_h=4$ mm, $P_a=0$ Pa, $\alpha=0$)

(a) $v=10$ mm/s (b) $v=13$ mm/s (c) $v=16$ mm/s

Fig. 10 Effect of arc pressure on bead profiles.

($V=20$ V, $R_h=4$ mm, $P_a=0$ Pa, $\alpha=0$)

(a) $v=13$ mm/s (b) $v=16$ mm/s

れ10 [mm/s], 13 [mm/s], 16 [mm/s] としたときの、表面のビード幅、表面の変位(余盛高さ)、裏面の変位をプロットしたものである。●印は実験結果、○印、△印、□印は計算結果で、それぞれ熱効率を80%、70%、60%と設定している。母材表面を基準とし溶着金属側を正、母材への溶込みを負としてプロットしている。表面のビード幅および表面の変位に関しては熱効率が80%前後でよく一致している。

しかし裏面の変位、とくに裏面まで溶融した場合には、誤差が大きい。ここでの計算はアーク圧力を考慮しておらず、入熱は盛り上がった溶着金属の上から投与される。ところが、実際の溶接では、入熱はアーク圧力で押さえられ窪んだ溶融池表面に投与されている。この現象をモデルに反映させるために、アーク圧力を考慮して計算をおこなった。その結果を Fig. 10 に示す。

Fig. 10 の●印は実験結果、○印はアーク圧力を加えない

Fig. 11 Comparison between experiment and calculation on top and bottom displacement.
 $(I=320\text{ A}, V=30\text{ V}, v=20\text{ mm/s}, \alpha=0)$
 (a) Top displacement (b) Bottom displacement

もの、△印はアーク圧力を500 Paとして計算した結果である。なお熱効率80%とし、アーク圧力半径は熱源半径と一致させている。Fig. 10を見ると表裏面の変位はアーク圧力を加えたほうが実験値に近づいている。アーク圧力を加えることで溶融池表面の変位が押し下げられ、その結果熱源位置が下がり裏面まで熱が伝達しやすくなり、裏面の変位は実験値に近づく。このようにアーク圧力の作用を考慮に入れることで、定性的にはよく一致しているのがわかる。なお、対流を考慮していないにも関わらず、計算結果は実験結果を比較的良好に説明している。これは、MAG溶接では溶接速度が速いため、静止アークやGTA溶接の場合に比べると、相対的に対流の影響が緩和されるためであると考えている。

Fig. 11は、不整な溶接ビードが得られる条件下での実験結果を計算と比較した例で、溶接電流320 A、溶接電圧30 V、溶接速度20 mm/sの場合である。ただし計算における熱源半径は4 mm、アーク圧力半径を7 mm、アーク圧力500 Paとしている。

(a)が表面ビード、(b)が裏面ビードを対比したものである。裏面ビード側における両者の対応関係は良いとは言えないが、表面ビードに注目すると、ビード幅は両者でほぼ等し

く、かつその形態も類似している。例えば、溶接開始点から余盛り高さが徐々に減少し、50 mmの位置でアンドカットぎみとなっている。50 mm以降は変位が再び上昇している。この例のように、本計算モデルによって、アンドカットのような不整なビードができる実験結果の予測がある程度可能であると考えている。

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の比較検討を試みた。以下に得られた結果をまとめる。

- 1) 電極ワイヤの溶融によって運ばれる熱を溶融池表面に投与するとともに、その表面をアークで加熱するモデルを提案した。
- 2) 平板のビードオンプレートによる実験結果と計算結果を比較し、両者が定性的に良い一致を示すことを確認した。
- 3) アーク圧力の作用を考慮に入れることで、アンドカットやハンピングビードのような不整ビードの形成が予測できる可能性があることを示した。

今後、定量的な立場から溶接電流とアーク圧力の相関関係、アーク圧力の分布等をモデルに反映させ、より詳細な検討を行なう予定である。

謝 辞

株式会社安川電機 岡本 健氏には、MAG 溶接に関する基礎データを提供頂き、実験に際してもご協力を頂きました。ここに厚く御礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) T. Ohji and K. Nishiguchi: "Mathematical Modeling of a Molten Pool in Arc Welding of Thin Plate", Technology reports of the Osaka university, Vol. 33, No. 1688(3), pp. 35-43 (1983).
- 2) T. Zacharia, A.H. Eraslan and D.A. Aidun: "Modeling of Non-Autogenous Welding", Weld J., Vol. 67(1), pp. 18s-27s (1988).
- 3) T. Zacharia, A.H. Eraslan and D.A. Aidun: "Modeling of Autogenous Welding", Weld J., Vol. 67(3), pp. 53s-62s (1988).
- 4) M.C. Tasi and S. Kou: "Electromagnetic-force-Induced Convection in Weld Pools with a Free Surface", Weld J., Vol. 69(6), pp. 241s-246s (1990).
- 5) T. Zacharia, S.A. David and J.M. Vitek: "Effect of Evaporation and Temperature-Dependent Material Properties on Weld Pool Development", Metallurgical Transactions, Vol. 22B, pp. 233-241 (1991).
- 6) R.T.C. Choo, J. Szekely and R.C. Westhoff: "Modeling of High-Current Arcs with Emphasis on Free Surface Phenomena in the Weld Pool", Weld J., Vol. 69(9), pp. 346s-361s (1990).
- 7) S. Kou and Y.H. Wang: "Weld Pool Convection and Its Effect", Weld J., Vol. 66(3), pp 63s-70s (1986).
- 8) S. Kou and Y.H. Wang: "Computer Simulation of Convection in Moving Arc Weld Pool", Metallurgical Transactions, Vol. 17A(12), pp 2271-2277 (1986).
- 9) 横川, 宮坂, 榎谷, 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, Vol. 16, No. 3, pp. 324-331 (1998).
- 10) T-J Lho, MSc and S-J Na: "A study on three-dimensional transient heat flow in circumferential GTA welding of pipes using periodicity conditions", Journal of Engineering Manufacture, Vol. 205, pp. 271-278 (1991).
- 11) T. Zacharia, S.A. David, J.M. Vitek and H.G. Kraus: "Surface Temperature Distribution of GTA Weld Pools on Thin-Plate 304 Stainless Steel", Weld J., Vol. 75(11), pp. 353s-362s (1995).
- 12) 西口, 黄地, 吉田, 白樫: アーク溶接における溶融池の非線形モデル, 溶接学会論文集, Vol. 4, No. 4, pp. 673-667 (1986).
- 13) U. Dilthey and S. Roosen: "Computer Simulation of Thin Sheet Gas-Metal-Arc Welding", Proc. Int. Sump. on Theoretical Prediction in Joining & Welding, Nov., Osaka, Japan, (Ed. Ushio, M.) pp. 133-154 (1996).
- 14) K.C. Taso and C.S. Wu: "Fluid Flow and Heat Transfer in GMA Weld Pools", Weld J., Vol. 67(3), pp. 70s-75s (1988).
- 15) P. Tekriwal and J. Mazumder: "Finite Element Analysis of Three-Dimensional Transient Heat Transfer in GMA Welding", Weld J., Vol. 67(7), pp. 150s-156s (1988).
- 16) E. Pardo and D.C. Weckman: "Prediction of Weld Pool and Reinforcement Dimensions of GMA Welds Using a Finite-Element Model", Metallurgical Transactions, Vol. 20B(12), pp. 937-947 (1989).
- 17) 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, Transactions of the ASME, Vol. 116(2), pp. 78-85 (1994).
- 18) Lesnewich. A: "Control of Melting Rate and Metal Transfer in Gas Shielded Metal Arc Welding", Weld J., Vol. 37, pp 343s-418s (1958).