三次元モデル数値解析による TIG-MIG 複合溶接法のアーク現象の考察*

金丸 周平**, 佐々木智章**, 佐藤 豊幸**, 三島 久***, 田代 真一***, 田中 学***

Study for the Arc Phenomena of TIG-MIG Hybrid Welding Process by 3D Numerical Analysis Model*

by KANEMARU Shuhei**, SASAKI Tomoaki**, SATO Toyoyuki**,
MISHIMA Hisashi***, TASHIRO Shinichi*** and TANAKA Manabu***

Hybrid welding process is effective technique to solve the problem of the welding execution by combining the merit of various heat sources. However, the hybrid welding process is complicated by interaction of the heat sources and selection of the suitable welding condition is difficult. The numerical analysis enables to investigate an influence of each parameter on hybrid arc phenomena theoretically. In this study, we simulated the influence of the hybridization condition such as TIG current and torch angles on the TIG-MIG hybrid arc phenomena. The main results are as follows: (1) Repulsion between TIG and MIG arc depends on the distance between the tip of both electrodes. (2) More than certain degree of TIG and MIG torches that is cross each other causes formation of direct current path between both electrodes. (3) The direct current does not increase so much with TIG current and reaches upper limit in certain value. When the TIG current is over the limit value, all increase current flow forward the base metal, and contributes to heat input.

Key Words: Three dimensional analysis, hybrid welding, Pure Argon shielding gas, TIG, MIG, High efficiency, High quality

1. 緒 言

ハイブリッド溶接法は、複数熱源の組合せによって単独の熱源では超えられない課題を解決することができる有効な手段である。簡便かつ実用的に、組み合わせる各々の熱源の長所を生かすことができることから、種々の産業分野において、その溶接施工における要求に対応した、様々なハイブリッド溶接法が実施されている。

その中でも、コストおよび実用性に優れ、幅広い産業で利用されているアーク熱源は、ハイブリッド溶接にも利用されることが多い。例えば、レーザ-アーク複合化においては、熱集中性が高く、歪みが小さい高品質なレーザ熱源とアーク熱源を組合せることで、条件裕度の拡大や高速化が可能となり、生産性を高めることができる^{1, 2)}。あるいは、同一のアーク熱源の多電極化による複合化も多く実施されており、多電極化によってアーク圧力が分散され高電流・高速溶接においてもハンピングが防止できることや、MIG (MAG) などの消耗電極式溶接の多電極化では、溶着量を倍増できることなどから、そのアーク熱源のもつ品質を維持したまま能率を向

上することができる^{3, 4)}。

著者らは、この汎用的なアーク熱源の組合せにおいて、高品質かつ高能率なハイブリッド溶接法として TIG-MIG 複合溶接法を検討している。すなわち、純 Ar シールドかつノンスパッタで高品質な特徴を持つ TIG 熱源と、高速かつ高溶着で高能率な特徴を持つ MIG (MAG) 熱源との組合せによって、両方の長所を併せ持った新しい溶接法が可能となる⁵⁾。

ハイブリッド溶接法における問題点は、複合化に伴い条件パラメータが増えるため、最適な複合化条件の検討に手間がかかり、なおかつ熱源同士の相互作用によって現象が複雑化し、現象理解に基づいた施工条件の確立が難しくなることである。このような複雑化したアーク現象の考察において、相互に作用する各々の物理特性の影響を評価し、複合化した結果に至る機構を理解して施工条件を確立していくために、モデル化・数値計算シミュレーションは有効な手法である。アーク溶接を構成する種々の要素に対し、数値計算シミュレーションを利用して詳細な機構を考察した多くの報告がなされている⁶⁻⁹⁾。

ハイブリッド溶接法のモデル化にあたっては、複合化した熱源の構造が非対称かつ立体的となる場合が多く、二次元軸対称座標によるモデル化が困難となるため、三次元座標によるモデル化が必要となる。前報では、この TIG-MIG 複合溶接法の三次元モデル化を試み、「電極-アークプラズマ-溶融池」に亘る熱輸送現象を可視化するとともに、両電極の間を直接流れる電流の存在など TIG-MIG 複合溶接法で見られる特徴的な現象を定量的に示した¹⁰⁾。本研究では、この TIG-MIG 複合溶接法の三次元モデルを用い、電流条件およびアーク間距

*受付日 平成24年8月1日 受理日 平成24年9月25日 平成24年度春季全国大会で発表, 平成24年5月溶接法研究委員会

**正 員 大陽日酸株式会社 Member, TAIYO NIPPON SANSO Corporation

***正 員 大阪大学接合科学研究所 Member, Joining and Welding Research Institute Osaka University

離，トーチ角度といった条件が，複合化したアーク現象へ及ぼす影響について検討した。

2. シミュレーションモデル

本モデルでは，Fig. 1 に示す通り，奥行 30 mm (x 軸方向)，幅 80 mm (y 軸方向)，高さ 45 mm (z 軸方向) の空間で規定される面对称の三次元直交座標系を計算領域とした。トーチ配置に関する条件値は Fig. 2 の通り定義し，アーク長は各電極先端から母材への最短距離とした。アーク間距離は，電極軸の延長線すなわち互いのアークが電極軸方向に沿ってまっすぐに発生した場合の，母材上での距離とした。

Table 1 に計算における溶接条件を示す。Table 1 左の基本条件での計算において示される結果に対し，Table 1 右における条件範囲で，トーチ角度，アーク間距離および TIG 電流を変更し，計算結果を比較した。これらのパラメータ変化が複合アーク現象に及ぼす影響を考察した。

本モデルにおいては，アークプラズマについて局所熱平衡 (LTE) 近似が成立するものとし，また，熔融池は流動せず，かつ母材表面は平坦なまま変形しないものとした。TIG 電極について，アークの集中性を現実系により近い形で表現するために，電子エミッターとして酸化トリウム (ThO_2) を考慮したモデルとしている¹¹⁾。MIG ワイヤおよび母材の物性値については Boulos らの文献より引用して用いた¹²⁾。これらの仮定のもと，以下に示す支配方程式および補助方程式について，SIMPLER 法を用いて解いた。

Fig. 1 Schematic illustration of simulation model

Fig. 2 Schematic illustration of welding condition

運動量保存式

x 軸方向：

$$\frac{\partial}{\partial x}(\rho v_x^2) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho v_x v_y) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho v_x v_z) = -\frac{\partial p}{\partial x} + j_y B_z - j_z B_y + \eta \left(\frac{\partial^2 v_x}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v_x}{\partial z^2} \right) \quad (2)$$

y 軸方向：

$$\frac{\partial}{\partial x}(\rho v_x v_y) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho v_y^2) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho v_y v_z) = -\frac{\partial p}{\partial y} + j_z B_x - j_x B_z + \eta \left(\frac{\partial^2 v_y}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v_y}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v_y}{\partial z^2} \right) \quad (3)$$

z 軸方向：

$$\frac{\partial}{\partial x}(\rho v_x v_z) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho v_y v_z) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho v_z^2) = -\frac{\partial p}{\partial z} + j_x B_y - j_y B_x + \eta \left(\frac{\partial^2 v_z}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v_z}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v_z}{\partial z^2} \right) + \rho g \quad (4)$$

エネルギー保存式

$$\frac{\partial}{\partial x}(\rho v_x h) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho v_y h) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho v_z h) = \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\kappa}{c_p} \frac{\partial h}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\kappa}{c_p} \frac{\partial h}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{\kappa}{c_p} \frac{\partial h}{\partial z} \right) + j_x E_x + j_y E_y + j_z E_z - U \quad (5)$$

電流保存式

$$\frac{\partial}{\partial x}(j_x) + \frac{\partial}{\partial y}(j_y) + \frac{\partial}{\partial z}(j_z) = 0 \quad (6)$$

$$j_x = -\sigma E_x, j_y = -\sigma E_y, j_z = -\sigma E_z \quad (7)$$

ここで， h はエンタルピー， p は圧力， v_x, v_y, v_z は x, y, z の各軸方向の速度， j_x, j_y, j_z は各軸方向の電流密度， B_x, B_y, B_z は各軸方向の磁場の強さ， g は重力加速度， c_p は比熱， κ は熱伝導度， ρ は密度， η は粘性係数， U は放射係数 (放射損失)， σ は電気伝導率である。 E_x, E_y, E_z は各軸方向の電界で，電位 V を用いて以下の式で定義される。電位 V は， x - y 平面 ($z=0$ mm) の境界条件において，電極上部にて TIG と MIG の入力電流値を与え， x - y 平面 ($z=45$ mm) の母材底部にて $V=0$ として (6) の式より求めた。また，母材内の熱輸送に関してエネルギー保存式 (5) の移流項に，溶接速度に相当する速度を加えることで，溶接速度を考慮した。

$$E_x = -\frac{\partial V}{\partial x}, E_y = -\frac{\partial V}{\partial y}, E_z = -\frac{\partial V}{\partial z} \quad (8)$$

一方，自己電流によって誘起される磁場は次に示すマクスウェル・アンペールの式によって定義される。ここで， μ_0 は真空の透磁率である。

x 軸方向：

$$\frac{\partial^2 B_x}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 B_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 B_x}{\partial z^2} - \mu_0 \left(\frac{\partial j_z}{\partial y} - \frac{\partial j_y}{\partial z} \right) \quad (9)$$

y 軸方向：

$$\frac{\partial^2 B_y}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 B_y}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 B_y}{\partial z^2} - \mu_0 \left(\frac{\partial j_x}{\partial z} - \frac{\partial j_z}{\partial x} \right) \quad (10)$$

z 軸方向：

$$\frac{\partial^2 B_z}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 B_z}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 B_z}{\partial z^2} - \mu_0 \left(\frac{\partial j_y}{\partial x} - \frac{\partial j_x}{\partial y} \right) \quad (11)$$

陰極とアークプラズマ、アークプラズマと陽極、それぞれでのエネルギーの授受においては、そこで生じている現象を考慮する必要がある。すなわち、陰極および陽極の表面における熱流束 H_c および H_A について、以下の式で定義されるエネルギーバランスを付け加える。

$$\text{陰極-アーク間：} H_c = H_c = -\varepsilon \alpha T^4 - |j_e| \phi_c + |j_i| V_i \quad (12)$$

$$\text{陽極-アーク間：} H_A = H_A = -\varepsilon \alpha T^4 + |j| \phi_A \quad (13)$$

ここで、 ε は放射率、 α はステファン・ボルツマン定数、 ϕ_c は陰極材料の仕事関数、 V_i はプラズマガスの電離電圧、 ϕ_A は陽極の仕事関数である。陰極表面においては、(5) のエネルギー保存式の各項以外に陰極表面からの放射損失、電子放出による冷却、到達したイオンの再結合エネルギーの3つがバランスしていることが仮定される。一方、陽極表面の場合も、(5) 式の各項以外に陽極表面からの放射損失と陽極金属の仕事関数に相当する電子のポテンシャルエネルギーの2つがバランスしていることが仮定される。

但し、MIG アークと母材間におけるエネルギー授受においては、(12)、(13) 式に $\rho V_m h_p$ の項を足し引きする形で追加し、溶滴移行に伴う熱輸送のみを考慮した。 ρ はワイヤの密度、 V_m はワイヤ送給速度、 h_p はワイヤ端のエンタルピーである。ワイヤ溶融送給速度は一定とし、ワイヤ端のエンタルピーすなわち溶滴保有熱量は溶滴温度 2200 K に相当する熱量を有するものとし、常に一定とした¹³⁾。見積もった熱量は、母材に対して MIG ワイヤ電極軸の延長線がその表面と交わる位置で、溶滴体積を想定した 2 mm 四方の表面直下の直方体領域に均等に投入し、一方で、等しい熱量をワイヤ先端の融点 (1750 K) 以上の領域より差し引いた。また、母材表面においては陰極と陽極の取扱いが混在するが、これについては、母材表面における電流の流れる方向によって陰極と陽極を区別し、式 (12) と (13) を適用した。

なお、陰極においてのみ電子電流 j_e とイオン電流 j_i が別々に考慮されるが、これは次式のリチャードソン・ダッシュマンの熱電子放出電流密度式に基づいて定義される。

$$|j_e| = AT^2 \exp \left(-\frac{e \phi_c}{k_B T} \right) \quad (14)$$

ここで、 k_B はボルツマン定数、 A は陰極材料に依存するリチャードソン定数である。イオン電流 j_i は $j_i = j - j_e$ とし、また、 $|j| = |j_e| + |j_i|$ とする。

境界条件は、x-y、x-z、y-z の各平面において、以下の条件を満たすものとした。境界条件と各平面を対応付けた模式図を Fig. 3 に示す。

x-y 平面 ($z=0 \text{ mm}$)：

$$\frac{\partial V}{\partial z} = 0, T = 300 \text{ K}, \frac{\partial B_x}{\partial z} = \frac{\partial B_y}{\partial z} = \frac{\partial B_z}{\partial z} = 0, v_x = v_y = 0, \quad (15)$$

$v_z = 0$ (ガス導入部は除く)

x-y 平面 ($z=45 \text{ mm}$)：

$$V = 0, T = 300 \text{ K}, \frac{\partial B_x}{\partial z} = \frac{\partial B_y}{\partial z} = \frac{\partial B_z}{\partial z} = 0, v_x = v_y = v_z = 0, \quad (16)$$

x-z 平面 ($y=0 \text{ mm}$)：

$$\frac{\partial V}{\partial y} = 0, T = 300 \text{ K}, B_x = B_y = B_z = 0, \frac{\partial v_x}{\partial y} = 0, \frac{\partial \rho v_y}{\partial y} = 0, \frac{\partial v_z}{\partial y} = 0 \quad (17)$$

x-z 平面 ($y=80 \text{ mm}$)：

$$\frac{\partial V}{\partial y} = 0, T = 300 \text{ K}, B_x = B_y = B_z = 0, \frac{\partial v_x}{\partial y} = 0, \frac{\partial \rho v_y}{\partial y} = 0, \frac{\partial v_z}{\partial y} = 0 \quad (18)$$

y-z 平面 ($x=0 \text{ mm}$)：

$$\frac{\partial V}{\partial x} = 0, \frac{\partial T}{\partial x} = 0, \frac{\partial B_x}{\partial x} = 0, B_y = B_z = 0, v_x = 0, \frac{\partial v_y}{\partial x} = \frac{\partial v_z}{\partial x} = 0 \quad (19)$$

y-z 平面 ($x=30 \text{ mm}$)：

Fig. 3 Schematic illustration of boundary condition

$$\frac{\partial V}{\partial x} = 0, T = 300, B_x = B_y = B_z = 0, \frac{\partial \rho v_x}{\partial x} = 0, \frac{\partial v_y}{\partial x} = \frac{\partial v_z}{\partial x} = 0 \quad (20)$$

3. 計算結果および考察

3.1 電極配置による複合アーク現象への影響

3.1.1 アーク間距離の影響

Table 1 左に示した基本条件での計算結果における, y - z 平面 ($x=0$) での二次元温度分布および電位分布, 電流密度分布を Fig. 4 に示す¹¹⁾. 両アークの電流によって発生する磁界に依存して, 互いに逆向きに電流が流れるアーク間には反発作用が働き, 離れあう方向へとアークが発生する (Fig. 4 (a)).

(a) Temperature distribution

(b) Electric potential distribution and current density

(c) Current density distribution and current path classification

Fig. 4 Simulation results on basic condition

また, Fig. 4 (b) 中に示したモデル内の電流について, その経路ごとに, 次の通り分類することができ, これを Fig. 4 (c) 中に示す.

I_T : TIG 電極内部 (TIG 入力電流)

I_{T-B} : TIG 電極表面~母材表面の間

I_{T-M} : TIG 電極表面~MIG ワイヤ表面の間

I_{M-B} : 母材表面~MIG ワイヤ表面の間

I_M : MIG ワイヤ内部 (MIG 入力電流)

アークプラズマより母材表面に流れ込んだ電流の積分値を I_{M-B} とし, 母材表面よりアークプラズマへ流れた電流積分値を I_{T-B} とした. I_M と I_{M-B} の差と, I_T と I_{T-B} の差は等しく, この差分を I_{T-M} とした.

すなわち, 本溶接法のモデルに特有の結果として, プラズマ気流が衝突するアーク間の領域において, 高温のアークプラズマ領域が発生し電気伝導度が高まり, TIG-MIG 電極間を直接短絡する電流経路 I_{T-M} が形成することが挙げられる. ここで, 電極間電流 I_{T-M} は, アークプラズマを介した電流経路によるものであり, すなわちその挙動は, プラズマの電気伝導度に大きく依存すると考えられる. Fig. 5 に, Ar ガスの温度と電気伝導度の関係を示す. 基本的に高温になるにつれて電気伝導度は増加するが, 10,000 K 以上の領域では漸的に一定値へと近づいていく. よって, プラズマ中の電流経路を考える上では, 10,000 K 以上の高温領域の広がり, 電流経路の距離が, その流れ易さに寄与すると考えられる.

以上の前提に基づき, アーク間距離について, その変化がアーク間の反発や電極間電流 I_{T-M} などの現象に及ぼす影響について比較した. アーク間距離を Table 1 右の範囲で変更し, 計算した結果を Fig. 6 (i)~(ii) に示す.

距離を 0 mm とした条件 (i) では, アークの反発が増大し, 両アークは鉛直真下よりも離れあう方向へ発生した. また, 電極間電流 I_{T-M} については, 基本条件よりも増加し 49 A となった. 一方, 距離を 8 mm とした条件 (ii) では, 両アークの反発の程度については基本条件と大きな違いがみられず, アークの指向角度としては基本条件とほぼ同じとなった. しかしながら, 電極間電流 I_{T-M} は著しく減少し, 9 A となった.

アーク間距離の変化がアーク間の反発へ及ぼす影響につ

Fig. 5 Temperature dependence of Ar electrical conductivity

Fig. 6 Temperature distribution on each condition of torch configuration

いて考える。まず式(9)～(11)より、磁場の強さは電流密度勾配に依存することがわかる。次にFig. 3(ii)より、電極先端およびその周辺2～3mmの領域では電流密度が集中的に高まっており、この領域では磁場が顕著に強まると考えられる。しかし、アーク中心から4～5mm離れると、電流密度はほぼ周辺雰囲気と同一となっており、高電流密度部分の広がり、温度分布におけるアークの広がりほどの範囲ではないことがわかる。

よって、アーク間の反発について、条件(i)のような配置では電流密度の高い電極先端部分が近接するため、反発が著しく増大すると考えられる。一方、基本条件および条件(ii)のように、一定以上の距離となり電流密度の高い部分が重ならなくなると、それ以上の距離では反発作用の大きさもそれほど変化しないため、アーク指向角度はあまり変わらなかったと考えられる。

各々の距離条件における温度分布において、10,000 K以上の高温領域を比較すると、いずれもその広がりには顕著な差はなく、条件(i)では反発が強まったことで、むしろやや狭まっている。このことから、本条件においては、高温領域の広が

りに大きな差はなく、単純に電流経路としての距離が最も支配的に作用し、その結果、先端同士の距離が最も近い条件(i)において最大値の49 Aとなったと考えられる。

3.1.2 トーチ角度の影響

Fig. 6(iii)～(iv)に、トーチ角度をTable 1右の範囲で変更し計算した結果を示す。

まず、トーチ角度を $-15^\circ / +15^\circ$ とした条件(iii)において、基本条件よりも両アークは大きく反発し、鉛直下向きよりも離れ合う方向となった。アーク間距離を一定としたままトーチ角度を変更するため、電極先端同士は近づくこととなり、条件としては、アーク間距離を小さくした条件(i)と近くなる。実際にアークの発生形状はFig. 6(i)によく似たものとなったが、電極間電流 I_{T-M} の値が大きく異なり、本条件ではまったく流れないという結果となった。Fig. 6(i)と(iii)を比較すると、電極間における温度分布に違いがあり、Fig. 6(iii)では、最高温度が5000～6000 K程度となっている。ここでFig. 5より、この温度領域では電気伝導度が顕著に小さくなっていることがわかる。よって、トーチの向合い角が小さくなったことで、プラズマ気流衝突により形成される高温領域

Table 1 Welding condition on simulation model

	Basic condition	Range of condition
Current (TIG : I_T / MIG : I_M)	300A / 270A	50~500A / 270A
Tungsten cathode	2%ThO ₂ ϕ 4.0mm Tip angle : 30° Tip diameter : 1mm	
Wire anode	Iron ϕ 1.2mm Extension : 25mm	
Distance between TIG and MIG arc	4mm	(i) 0mm (ii) 8mm
Torch angle (TIG / MIG)	-30° / +30°	(iii) -15° / +15° (iv) -60° / +60°
Arc length	5mm (TIG and MIG)	
Wire feeding speed	8m/min	
Welding speed	30cm/min	
Shielding gas	Ar 25L/min (TIG and MIG)	
Base metal	SUS304 t10mm

Fig. 7 Temperature distribution of each condition of TIG current 50~500A

が減少し、電流経路を形成するには不十分となったため、電極間電流 I_{T-M} が 0 A になったと考えられる。すなわち、距離が近くともプラズマ気流衝突による高温領域の形成がなければ電極間電流 I_{T-M} は流れず、高温領域が形成されるには、ある程度の向き合い角で電極が向かい合う必要があることがわかった。

トーチ角度を $-45^\circ / +45^\circ$ とした条件 (iv) の計算結果においては、反発作用は小さくなり、ほぼ電極軸方向に沿ったアークの発生がみられた。トーチ角度変化により電極先端同

士の距離は遠ざかることになるため、反発作用が低減したと考えられる。一方、電極間電流 I_{T-M} は基本条件よりも増加し、45 A となった。これは条件 (ii) における傾向とは逆であり、向合い角が増加することによってプラズマ気流の衝突が大きくなり、10,000 K 以上の高温領域が大きく広がったことが原因と考えられる。

以上より、距離・角度の電極配置の影響をまとめると、次の通りとなる。

1) アーク間の反発については距離の影響が大きく、電極先

Table 2 Detail of current value on each TIG current condition

I_{T-B}/I_T		54%	77%	86%	90%	92%	96%
Input	I_T	50A	100A	200A	300A	400A	500A
Output	I_{T-B}	27A	77A	172A	270A	368A	481A
	I_{T-M}	23A	23A	28A	30A	32A	19A
	I_{M-B}	247A	247A	242A	240A	238A	251A
Input	I_M	270A

Fig. 8 Comparison of simulation results and experimental results

端周辺の高電流密度の部分が近づく、反発は顕著に増大する。

- 2) 電極間電流は、プラズマ気流衝突による高温領域の広がり電流経路の距離に依存する。距離が近くともプラズマ気流衝突による高温領域形成がなければ電極間電流は流れず (Fig. 6 (iii)), 距離が遠くともプラズマ衝突によって高温領域が広がれば電極間電流は流れる (Fig. 6 (iv)).

3.2 TIG 電流変化による複合アーク現象への影響

Fig. 7 に、MIG 電流 I_M を 270 A で一定とし、TIG 電流 I_T を Table 1 右の通りとして計算した結果を示す。Table 2 に TIG 電流 I_T の各条件における電流経路毎の電流値を示す。電極間電流 I_{T-M} を含む各電流経路への電流の分配、およびアーク間の反発について、次の結果が得られた。

- 1) 電極間電流 I_{T-M} の値は、TIG 電流 I_T によってあまり変化せず、20~32 A の範囲に留まった。 I_T の値が 400 A の条件において、 I_{T-M} は最大の 32 A となった。
- 2) 電極間電流 I_{T-M} があまり変化しなかったため、TIG 電流 I_T の増加は、ほぼ全て TIG 電極～母材間の電流 I_{T-B} の増加となった。
- 3) TIG 電極～母材間の電流 I_{T-B} は、電極間電流 I_{T-M} とは独立して流れるため、その増加に伴いアーク同士の反発作用は大きくなる。その結果、TIG 電流 I_T が 400 A 以上となる条件では、MIG アークは垂直下向きよりも後方へと指向した。

- 4) TIG 電流 I_T が 500 A となる条件では、電極間電流 I_{T-M} が再び減少した。

TIG 電流 I_T は、母材へ直接流れ込む電流 I_{T-B} と電極間電流 I_{T-M} に分配されるが、TIG アークによる母材への入熱については、 I_{T-B} の電流値が支配的に寄与すると考えられる。各 TIG 電流 I_T において、 I_T 中に占める I_{T-B} の割合 I_{T-B}/I_T を Fig. 8 に示す。

ここで、実験において同様に一定の MIG 電流に対して TIG 電流を変化させた場合の、TIG 電流と溶込み深さの関係を同じく Fig. 8 中に示す。基本的に、TIG 電流を増大するほど母材への入熱が増え、溶込みは増大すると予想できるが、本溶接法においては TIG 電流の範囲によって、TIG 電流と溶込みの関係に差がみられた。TIG $\geq$ MIG の電流条件となる、TIG 電流 250 A 以上の領域では溶込みは TIG 電流に比例して大きくなり、一方 TIG $\leq$ MIG となる TIG 250 A 以下の領域では、溶込みは TIG 電流に依存せず、おおよそ一定の溶込みとなった。このような違いが出る理由について、電流経路に関する計算結果と併せて考察した。

計算結果をみると、 I_{T-B}/I_T が初め 54% と小さく、徐々に大半を占める 90% 前後の割合へと推移した。すなわち、 I_T が 200 A 以下となる電流範囲では、 I_T の値は小さい上、その一部の電流が I_{T-B} として入熱に寄与している状態であるため、 I_{T-B} の電流値は 27~172 A という MIG 電流と比べて小さい値となる。これらの値は、TIG 単独の電流値としても小さく、溶込み深さにあまり大きく寄与する値ではないと考えられる。一方、200 A 以上の電流範囲では、 I_{T-B}/I_T は常に 90% 前後となり、TIG 電流 I_T はほとんど母材への入熱に寄与し、なおかつ I_{T-B} の値としても 270~481 A と大きい電流値となるため、溶込み深さへの影響も大きくなると考えられる。

計算結果に基づく実験結果への考察としては以上の通り考えることができ、TIG-MIG 複合溶接の現象が、単純な熱源の足し合わせではなく、反発や電極間電流の相互作用を含んだ興味深い複合プロセスであることを示唆している。

4. 結 言

TIG-MIG 複合溶接の三次元数値解析モデルを用い、アーク間距離およびトーチ角度、TIG 電流の変化が複合アーク現象へ及ぼす影響について検討した。得られた知見を以下に示す。

- (1) アーク間の反発について、アーク間距離の影響が大きく、電流密度が高い電極先端周辺の部分が近づく条件では、特に反発が大きくなる。
- (2) 電極間電流は、プラズマ気流衝突による高温領域の形成と、電流経路の距離に依存し、距離が近く、電極の向き合い角が大きい程、大きな電極間電流が流れる。
- (3) TIG 電流値による電極間電流の変化は距離・角度の配置による変化よりも小さい。
- (4) TIG 電流が低い条件では、そのうちの母材に流れ込む電流が少ないため、TIG 電流と溶込み深さが比例せず、TIG 電流が一定値以上（本条件では 200 A）になると、母材に流れ込む電流が大半となるため、TIG 電流に比例して溶込み深さが増加するようになると考えられる。

参 考 文 献

- 1) T. Suga, Y. Murai, T. Kobashi, O. Ueyama, T. Era, Y. Ueda, M. Sato, N. Hara: Research on Laser-arc Hybrid Welding of HT780 Steel, Quarterly Journal of Japan Welding Society Vol.29, No.4 (2011), pp248-257. (in Japanese)
- 2) F. Vollertsen, C. Thomy: Laser-MIG Hybrid welding of aluminium to steel-A straightforward analytical model for wetting length, Welding in the World, 55 (2011), 58-66.
- 3) T. Ueyama, T. Ohnawa, M. Tanaka, K. Nakata: Effect of Torch Configuration on High Speed Welding Bead Formation in Tandem Pulsed GMA Welding Process, Quarterly Journal of Japan Welding Society Vol.23, No.3 (2005), pp383-391. (in Japanese)
- 4) K. Kobayashi, T. Matusoka, M. Ushio, M. Tanaka: The elucidation of twin-electrodes TIG arc Phenomenon. Preprints of The National Meeting of Japan Welding Society, Vol.73 (2003), pp194-195. (in Japanese)
- 5) S. Kanemaru, T. Sasaki, T. Sato, M. Tanaka: Basic Study on TIG-MIG Hybrid Welding Process, Quarterly Journal of Japan Welding Society Vol.30, No.1 (2012), pp29-34. (in Japanese)
- 6) J. J. Lowke, M. Tanaka, A. B. Murphy: Metal Vapor in MIG Arcs can cause (1) minima in central Arc Temperatures and (2) Increased Arc Voltages, Welding in the World, Vol.54 (2010), No.9/10, ppR292-R297.
- 7) K. Nomura, K. Morisaki, Y. Hirata: Magnetic Control of Arc Plasma and its Modeling, Welding in the World, Vol.53 (2009), No.7/8, ppR181-R187.
- 8) Y. Tsujimura, S. Kanemaru, M. Tanaka: An Engineering Model for Numerical Simulation of GMA Welding, Quarterly Journal of Japan Welding Society Vol.30, No.1 (2012), pp60-67. (in Japanese)
- 9) R. P. Reis, D. Souza, A. Scotti: MODELS to describe PLASMA JET, ARC TRAJECTRY and arc blow formation in arc welding, Welding in the World, Vol.55 (2011), No.3/4, pp24-32.
- 10) S. Kanemaru, T. Sasaki, T. Sato, H. Mishima, S. Tashiro, M. Tanaka: 3D Numerical Analysis model for TIG-MIG Hybrid Welding Process, Quarterly Journal of Japan Welding Society, Vol.30, No.4 (2012), pp306-312. (in Japanese)
- 11) M. Tanaka, S. Tashiro, J. J. Lowke: Current attachment at thermionic cathode for TIG arc at atmosphere pressure, IIW Int.Cong.Welding in South-East Asia: A Challenge for the Future, (2006), pp190-194.
- 12) M. I. Boulos, P. Fauchais: Emil Pfender, THERMAL PLASMAS, Plenum Press (1994), No.8, pp388-392.
- 13) K. Yamazaki, E. Yamamoto, K. Suzuki, F. Koshiishi, K. Waki, S. Tashiro, M. Tanaka and K. Nakata: The Measurement of Metal Droplet Temperature in GMA Welding by Infrared Two-Color Pyrometry, Quarterly Journal of Japan Welding Society, Vol.26, No.3 (2008), pp214-219. (in Japanese)