特集

世界に視る溶接・接合科学技術のフロントライン

第11部 溶接・接合科学のフロントライン

金属蒸気挙動を考慮したガスメタル アーク溶接の数値シミュレーション*

Jawad HAIDAR**

Numerical Simulation of Gas Metal Arc Welding with Metal Vapour*

by Jawad HAIDAR**

キーワード ガスメタルアーク溶接, 熱プラズマ, 金属蒸気, 数値計算, シミュレーション

1. はじめに

これまでの20年間に、アーク溶接における物理現象の研究には非常に多くの進歩が見られている。近年の数値解析技術や計算機能力の向上により、溶滴および溶融池のダイナミクスや金属蒸気がアーク溶接プロセスに及ぼす影響等を理論的に検討することが可能になった。金属蒸気の影響は、アーク溶接のメカニズムを明らかにする上で重要な要素となることが長く認識されていたが、最近まで適切に説明することが困難であった。近年、金属蒸気がガスタングステンアーク溶接 (GTAW) 及びガスメタルアーク溶接 (GMAW) の両プロセスに対して及ぼす影響について取り扱った文献において多くの興味深い検討がなされている。

アーク中への金属蒸気の混入により、放射損失の増加やプラズマ物性の変化が生じ、その結果プラズマに影響を及ぼすことが考えられる。特に GMAW においては、比較的低温である金属蒸気が高温のアーク中心部へと多く入り込むことにより、プラズマを直接的に冷却し温度低下が生じるものと考えられている。

GTAW では金属蒸気は溶融池から発生する。これがプラズマに及ぼす影響は主にプラズマ物性に対するものとなり、プラズマに対する直接的な冷却効果は少ないものと考えられる。これは、アークから周囲の空間へと流れるプラズマ流により、溶融池表面近傍の金属蒸気が外側へと吐き出されることによる。アーク中での拡散やガスの循環により、金属蒸気の一部はアークの中心部へと輸送され、そこで放射損失の増加が生じる。GTAW における金属蒸気の効果に関しては、実験的および理論的アプ

ローチによる研究が、大阪大学の田中のグループによって行われている。本論文では、研究対象を GMAW に限定することとした。GTAW に関しては文献¹⁻³⁾にて詳細に説明されている。

GMAW においては、金属蒸気の直接的冷却効果が GTAW より激しくなる傾向がある。これは、溶接ワイヤ先端に形成される溶滴から発生する金属蒸気の大部分が、溶接ワイヤの下部の領域において電磁ピンチ効果や熱的ピンチ効果によって誘起される対流により、アーク中へと輸送されることに起因する。GMAW と GTAW 双方の金属蒸気の効果については、文献⁴⁾のレビューを参考頂きたい。

Haidar らによりアーク溶接における溶滴形成を取り扱ったシミュレーションモデルが1996年に初めて提案され⁵⁾、その後 GMAW での溶滴形成やプラズマ特性のモデル化を試みた多くの論文が発表されている⁶⁻¹⁰⁾。プラズマ中に高濃度の金属蒸気が存在することを示す報告があるものの、これらの研究ではプラズマは純アルゴンであるものと仮定され、金属蒸気の影響は無視されている。Haidar は GMAW での溶滴形成過程における溶接ワイヤ中の熱輸送現象を詳細に解析し、アルゴンアークにおいて1分あたり数グラムを超える蒸発率となり得ることを明らかにした。Zielinska らも分光分析により、GMAW 中のプラズマに大量の金属蒸気が存在することを示した¹¹⁾。

GMAW の金属蒸気の影響に関しては、実験的アプローチによる研究成果がわずかに報告されているのみである。GMAW の分光温度計測では、アーク中の溶滴移行が存在するため、挑戦的であるといえる。GMAW 中のプラズマ温度の分光計測を困難にする要素としては、アークの動的変化や放射の再吸収問題、アークの非軸対称性に起因するアーベル変換手法の問題、ヒューム、アーク周辺のダスト、そしてプラズマ中の溶滴移行の存在が挙げられる。これらの原因により、Ton が実験観察を通じて

*原稿受付 平成22年10月29日

** CSIRO Materials Science and Engineering, Sydney, Australia

提案したアーク軸近傍での低温領域の存在¹²⁾は、最近まで確認することが困難であった。近年、Zielinska らは包括的な実験的研究により GMAW のプラズマ温度を測定し、Ton の提案した低温領域の存在を確認した。軟鋼ワイヤを用いた場合のアークの分光計測を実施し、プラズマ中の鉄蒸気分布を測定するとともに、これがプラズマ温度に及ぼす影響についても明らかにした。彼らは、アークのプラズマ温度はアーク軸から離れた位置にてピークとなり、最大約 13000 K となることを見出した。また、アーク中心領域では金属蒸気により 7000 K 程度にまで温度低下することを明らかにし、アーク中心領域にて高濃度の金属蒸気が存在することを示した。Zielinska らは、アーク中心領域でのプラズマ温度の低下は、金属蒸気の混入によりプラズマの放射損失が増大することによるものとしている。Zielinska は、文献⁶⁻⁸⁾にて計算された結果に見られた高温域は、金属蒸気の効果を見逃していることによるものと述べている。

プラズマ中に高濃度の金属蒸気が存在する理論的根拠は、GMAW において電極及びアークを包括的に扱った Haidar による解析により初めて示された⁹⁾。Haidar による結果は、軟鋼の溶接ワイヤを用いた場合、GMAW のワイヤ端に形成される溶滴からの金属蒸気の蒸発率は 1 g/s を上回ることを示唆している。この発見に基づき、移行型アークを用いることにより陽極を溶融させてナノ粒子を生成するプロセスが新たに提案された^{13, 14)}。金属蒸気がプラズマに及ぼす影響に関するより新しい研究成果としては、GMAW において溶滴から発生する金属蒸気による、アーク中心領域のプラズマの直接的な冷却効果の発見が挙げられる¹⁵⁾。同様の検討が Schnick らによりなされている¹⁶⁾。彼らはこの直接的冷却効果は無視出来るものと結論づけている。Schnick らは、文献¹⁰⁾に記述されたモデルに基づき、質量保存則に対する境界条件を通じて金属蒸気の生成を考慮したが、エネルギー保存則及び運動量保存則に対してはその影響を考慮しなかったため、金属蒸気がアークに及ぼす影響を過小評価しているものと考えられる。一方、Schnick らは溶融池近傍のアーク軸上での低温領域の存在を予測している。これはプラズマからの放射損失が増大した影響と述べられている。しかしながら、彼らの結果では金属蒸気濃度が高くなるワイヤ陽極近傍ではなく、溶融池近傍の領域でプラズマ温度の低下を示している。Murphy⁹⁾は Haidar¹⁵⁾や Schnick ら¹⁶⁾の結果について議論し、温度の計算結果の違いを、文献¹⁵⁾における拡散の無視によるものであると結論づけた。しかしながら、Murphy の分析は、両者間の予測温度の違いを著しく過小評価し、また、アーク内部の温度分布の違いを軽視している。

本論文では、GMAW の金属蒸気の発生に関する我々のこれまでの研究成果を踏まえた総合的な数値解析に基づき、プラズマ特性に及ぼす影響について検討する。また、計算結果の妥当性を証明する実験的根拠を示した文献についても併せて報告する。ここでは、GMAW において金属蒸気混入による放射損失の影響を見逃し、プラズマの直接的冷却効果のみを定量的に評価することを目的とする。2 章では本研究で用いる GMAW の非定常アー

クモデルならびに金属蒸気の蒸発の影響を検討するための定常状態アークモデルについてについて簡単に説明する。3 章では直径 1.2 mm の軟鋼ワイヤを用い電流値 150 A で溶接を行った場合の計算結果を示す。4 章では結論を述べる。

2. 理論的取り扱い

アーク溶接において、金属蒸気の効果適切に検討するためには、プラズマと電極の総合的な取り扱いが不可欠であり、さらに溶滴の成長や溶接ワイヤ端の溶滴ならびに溶融池からの金属蒸気の蒸発、アーク中の溶滴移行、溶融池対流、金属蒸気がプラズマに及ぼす影響等の時間的変化を全て考慮する必要がある。このような扱いは非常に複雑であることから、GMAW に関する多くの文献では単純化したモデルを用いている。

本研究では、2つのモデルに分けて解析を行う。一つ目は自己矛盾のない 2 次元非定常アークモデルである。純アルゴンを仮定し、溶滴からの金属蒸気がアークに及ぼす影響を見逃し、GMAW における溶滴形成過程を取り扱う。本モデルは蒸発を含む溶滴のエネルギーバランスを包括的に求めることができる。計算結果として、温度や速度、圧力、電位の 2 次元分布に加え、蒸発率を考慮したワイヤ陽極の詳細なエネルギーバランスが得られる。そして、二つ目のモデルでは、金属蒸気がアーク特性に及ぼす影響を評価するための定常状態のアークモデルであり、溶滴からの蒸発に関するデータがその入力として用いられる。計算結果として、温度や速度、圧力、電位、電流密度の 2 次元分布ならびにプラズマ中の金属蒸気濃度分布が得られる。

2.1 非定常 GMAW モデル：純アルゴンプラズマ

GMAW モデルの詳細は文献⁵⁻⁸⁾を参考にしたい。ここでは、溶接ワイヤのエネルギーバランスに主眼を置いた本モデルの概要を述べる。図 1 にシミュレーション領域。

図 1 シミュレーション領域。

オン領域を示す。領域は2次元の円筒座標系 (r, z) であり、アーク及び電極を時間の関数として表す。ただし、 r 及び z はそれぞれ半径及び軸方向であることを表す。シミュレーション領域はワイヤ陽極領域、アーク領域、および母材陰極領域から構成される。電極表面においては、陰極、陽極ともにシース領域を考慮することとする。ワイヤ陽極の境界領域は、ワイヤ先端の溶滴形状に依存して時間的に変化する。ワイヤ陽極の表面は、Hirtらによる volume of fluid (VOF) 法¹⁷⁾により時間の関数として追跡される。

プラズマは局所熱平衡 (LTE) にあり、プラズマ流は全領域内で層流であるものと仮定する。モデルは質量、エネルギー、運動量、電流の各保存則に加え、オームの法則とマクスウェルの方程式から構成される。領域のセル (計算メッシュ) に占める流体量の割合に関する連続方程式が、溶滴表面位置の時間変化を追跡するために用いられる (VOF 法)。粘性、熱伝導率、電気伝導率、比熱といったアーク及び電極の物性データは、全て温度の関数として整理され、モデルの入力として用いられる。また、プラズマの放射損失ならびにワイヤ先端の溶滴の表面張力係数と電極の放射率が必要となる。本論文では、シールドガスをアルゴンとし、溶接ワイヤの組成を軟鋼とする。

ワイヤ内部の熱輸送現象に関しては、対流をはじめとして、固体-液体界面における溶融および凝固、アーク電流によるジュール加熱、熱伝導、ワイヤ表面からの放射、溶滴表面からの蒸発、プラズマからの熱輸送等を考慮する。プラズマからワイヤへの熱輸送を取り扱うために、プラズマ-陽極間においては詳細なモデル化を行うこととし、溶滴表面のごく近傍のシース領域における空間電荷を考慮する。プラズマと溶接ワイヤの間の熱輸送には、陽極からプラズマへと流れる電流に伴う電子凝縮、プラズマからの熱伝導、溶滴表面からの金属蒸気の蒸発に伴う熱損失、ワイヤ表面からの放射損失等を考慮する。

モデルへの入力、アーク電流、初期状態の電極構成、プラズマ及び電極の物性データからなる。プラズマは純アルゴンと仮定し、プラズマへの金属蒸気の混入の影響は考慮しない。モデルの出力は、プラズマ及び電極内の温度と圧力、速度、電流密度の2次元分布の経時変化である。また、溶滴移行の形態やワイヤ端の溶滴からの蒸発率等も時間の関数として出力される。

2.2 金属蒸気の影響を考慮した定常状態モデル

ワイヤ陽極表面の温度分布は、2.1章に記述されたGMAW 非定常モデルから求められる溶滴成長時のワイヤ形状と共に、定常モデルにより金属蒸気がプラズマに及ぼす影響を決定するために用いられる。

シミュレーション領域は、図1に示されるように、溶接ワイヤ陽極領域、アーク領域、および母材陰極領域に分割される。これらの領域はアーク軸を中心とした円筒座標系 (r, z) となる。モデルは質量、エネルギー、半径方向及び軸方向運動量、電流の保存則ならびにオームの法則、マクスウェルの方程式に基づいている。プラズマはLTEにあるものと仮定し、領域の外周部では適当な

境界条件が設定される。乱流は無視し¹⁶⁾、流れは層流であるものとする。アーク中の濃度勾配により生じる金属蒸気の拡散効果はここでは無視することとする。通常、対流と比較して拡散の効果は小さいことから、金属蒸気の輸送はアーク中の対流に支配されるものとする。ワイヤ陽極の形状及びワイヤ表面温度は2.1にて説明されたモデルにより求められ、入力として用いられる。ワイヤの表面温度は一定に保たれ、この温度はワイヤ端の溶滴からの金属蒸気の生成速度を推定するために用いられる。モデルに必要なとされる他の入力、アーク電流、電極形状及び温度の関数とした物性データである。

アーク及び電極を記述する各保存則を以下に示す。
質量保存則

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \rho v_r) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho v_z) = S \quad (1)$$

ここで、 ρ は金属蒸気とアルゴンから構成される混合ガスプラズマの密度を表している。 $\rho = \rho_m + \rho_{ar}$ であり ρ_m はプラズマ中の金属蒸気の密度、 ρ_{ar} はアルゴンの密度である。

$$S = \frac{P_{ev} m_a}{4(m_a k_b T_a / 3)^{0.5}} \quad (2)$$

S はアーク-陽極界面においてプラズマに流入する溶接ワイヤからの金属蒸気を表す¹⁸⁾。 k_b は Boltzmann 定数、 m_a は陽極材料の原子質量、 P_{ev} は前述の GMAW モデルにより算出された陽極表面温度 T_a における蒸気圧を表す。

$$P_{ev} = \frac{A}{T} + B + C \log(T) + DT \quad (3)$$

A, B, C, D は電極物質に依存する定数である。
エネルギー保存則

$$\begin{aligned} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \rho v_r h) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho v_z h) &= \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{r \kappa}{c_p} \frac{\partial h}{\partial r} \right) + \\ \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{\kappa}{c_p} \frac{\partial h}{\partial z} \right) &+ \frac{5k_b}{2e} \left(\frac{j_r}{c_p} \frac{\partial h}{\partial r} + \frac{j_z}{c_p} \frac{\partial h}{\partial z} \right) + \frac{j_r^2 + j_z^2}{\sigma} - U \end{aligned} \quad (4)$$

径方向運動量保存則

$$\begin{aligned} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \rho v_r^2) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho v_r v_z) &= -\frac{\partial P}{\partial r} - j_z B_\theta \\ + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(2r \eta \frac{\partial v_r}{\partial r} \right) &+ \frac{\partial}{\partial z} \left(\eta \frac{\partial v_r}{\partial z} + \eta \frac{\partial v_z}{\partial r} \right) - 2\eta \left(\frac{v_r}{r^2} \right) \end{aligned} \quad (5)$$

軸方向運動量保存則

$$\begin{aligned} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \rho v_r v_z) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho v_z^2) &= -\frac{\partial P}{\partial z} + j_r B_\theta + \\ \frac{\partial}{\partial z} \left(2\eta \frac{\partial v_z}{\partial z} \right) &+ \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \eta \frac{\partial v_r}{\partial z} + r \eta \frac{\partial v_z}{\partial r} \right) + \rho g \end{aligned} \quad (6)$$

電流保存則

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \sigma \frac{\partial V}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\sigma \frac{\partial V}{\partial z} \right) = 0 \quad (7)$$

オームの法則

$$j_r = -\sigma \frac{\partial V}{\partial r} \quad ; \quad j_z = -\sigma \frac{\partial V}{\partial z} \quad (8)$$

マクスウェルの方程式

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r B_\theta) = \mu_0 j_z \quad (9)$$

そして、金属蒸気の質量保存則

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \rho_m v_r) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho_m v_z) = S \quad (10)$$

前述のように、 ρ_m はプラズマ中の金属蒸気の密度である。 P は圧力、 T は温度、 v_r 及び v_z は径方向及び軸方向の速度、 j_r 及び j_z は径方向及び軸方向の電流密度、 V は電位、 h はエンタルピー、そして B_θ は方位角方向の磁束密度である。アークプラズマや電極に求められる入力物性データは、密度 ρ 、比熱 c_p 、熱伝導率 κ 、電気伝導率 σ 、そして粘性 η である。 μ_0 は透磁率を表す。また、モデルへの入力には単位体積あたりの放射損失 U も必要とされる。本論文での計算では、純アルゴンの放射係数を使用した。ここでの軟鋼ワイヤ、軟鋼陰極、アルゴン-鉄蒸気プラズマを仮定した計算に際し、温度の関数である電極及びプラズマの物性データを文献¹⁹⁻²³より取得した。

本論文では軟鋼陰極からの電子放出は熱電子放出によるものとした。また、陰極表面においてはプラズマとの相互作用による効果を考慮しエネルギーバランスを求める。陰極での詳細な取り扱い文献¹⁵に記されている。

陽極表面から蒸発しプラズマに入る金属蒸気は、陽極表面と同等の温度を持っていると仮定する。モデルで用いる解析手法を以下に示す。まず、式(1)-(9)により、プラズマ中の電流密度 j 、 T 、 v_r 、 v_z 、 P 、 V を求める。式(1)は、アーク中の金属蒸気密度分布を記述する式(10)とプラ

$$\text{ズマ中のアルゴンの質量保存則} \quad \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \rho_{ar} v_r) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho_{ar} v_z) = 0$$

を組み合わせたものである。式(1)は、Patankar²⁴やVan Doormaalら²⁵によるSIMPLEC法により、圧力分布を決定するために用いられる。一方、式(10)は式(5)及び(6)から求まる v_r と v_z の分布により、プラズマ中における金属蒸気分布を算出するために用いられる。式(1)の生成項 S により、プラズマに入射する金属蒸気による直接的な冷却効果を扱うことができる。陽極表面に隣接したセルにおいては、エネルギー保存則(4)と運動量保存則(5)-(6)は、金属蒸気の入射フラックスの影響を考慮した生成項を持つよう変更される。すなわち、式(1)の生成項は式(4)-(6)に対する離散化に非常に大きな影響を

及ぼし、金属蒸気の蒸発はエネルギー保存則(4)及び運動量保存則(5)及び(6)に強く関与することとなる。金属蒸気がプラズマの物性データに及ぼす影響を考慮する際、プラズマ中の金属蒸気濃度を決定するために密度 ρ_m を用いる。そして、プラズマの物性データ κ 、 σ 、 η の値を金属蒸気濃度の関数として求める。計算の収束のため、 T 、 v_r 、 v_z 、 P 、 V 、 ρ_m の全てのパラメータに対して、1/1000の相対変化を閾値とした。

1気圧における30000 Kまでのプラズマの物性データが平衡計算により導出され、コードの入力として与えられた。計算されたプラズマ組成は、モル濃度でAr 100%、Ar 99%-Fe 1%、Ar 95%-Fe 5%、Ar 90%-Fe 10%、そしてAr 75%-Fe 25%である。これらの入力物性データを線形補完することにより任意の金属蒸気濃度に対して物性データを算出できる。金属蒸気濃度がプラズマの物性データに及ぼす影響についての詳細は文献¹⁵に記されている。金属蒸気の混入により、12000 K以上の温度ではプラズマの熱伝導率と電気伝導率は低下し、逆に5000 K以下の低温域ではこれらの値は上昇する。金属蒸気はプラズマ温度とプラズマ中の金属蒸気濃度に依存して、比熱に影響を及ぼす。プラズマ中に高濃度の金属蒸気が存在する場合、12000 K以下の温度ではプラズマの粘性に影響を及ぼす。プラズマ中の鉄蒸気濃度の変化により、プラズマの物性データは影響を受け、特に25%以上の金属蒸気の濃度においては、計算の収束性に大きな問題を生じる。このため、鉄蒸気濃度が25%を超える場合においては、Ar 75%-Fe 25%の物性データにより計算を行うこととした。

放射係数については、純アルゴンの値を用いることとした。しかしながら、プラズマ中の金属蒸気が放射係数^{26, 27}に強い影響を及ぼすことは、よく知られている。本研究の目的は、熱的及び動的効果を通じて金属蒸気がプラズマに及ぼす影響を解析することである。著者は、放射がこれらの効果に対して付加的に寄与するものと推察している。

本モデルの出力は、 T 、 v_r 、 v_z 、 P 、 V 、電流密度 j_r 及び j_z 、そして ρ_m 及び ρ_{ar} の2次元分布である。

3. 結果と考察

3.1 GMAW モデルによる蒸発率の計算

本論文では、直径1.2 mmの軟鋼ワイヤを用い、アーク電流150 Aとした場合の結果を示す。非定常GMAWモデルを用いた計算では、プラズマは純アルゴンと仮定し、金属蒸気の影響は無視する。図2-aはワイヤ端の溶滴が成長する過程における、溶滴形状の時間変化を表している。これに対応する溶滴表面温度を図2-bに示す。これらの結果は溶滴がワイヤ直径より大きい状態であり、グロービュール移行モードにおけるアークに対応している。溶滴形成時間は145 ms程度である。

図2-bのワイヤ表面温度を見ると、溶滴は過熱されており、計算された温度は3000 Kにまで達していることがわかる。しかしながら、この温度上昇は蒸発モデルや溶融した軟鋼に対して用いられる物性データの沸点近傍の

図 2-a 溶滴成長過程における溶滴形状の時間変化

図 2-b 溶滴及び溶接ワイヤの軸方向温度分布

表 1 溶滴形成過程における蒸発率の時間変化

Time (ms)	1	50	100	145
Evap. Rate (g/s)	0.075	0.134	0.131	0.099

温度域での不確かさに起因するものと考えられる。温度分布の極大値が生じる $t=145$ ms は、溶滴が離脱する直前であり、大きなジュール加熱が生じる「くびれ部」が形成される時間に相当する。各時間における蒸発率を表 1 に示す。計算された蒸発率は、溶滴成長の初期の $t=1$ ms では 0.075 g/s であり、成長中の $t=50$ ms, $t=100$ ms では約 0.13 g/s, $t=145$ ms では溶滴表面温度の最高値が低下するため、約 0.1 g/s にまで低下する。

金属蒸気がプラズマの特性に及ぼす影響を示すため、本論文では蒸発率 0.075 g/s となる $t=1$ ms の結果を用いることとする。

3.2 プラズマに及ぼす金属蒸気の影響

溶滴が成長過程にあり蒸発率が 0.075 g/s である $t=1$ ms に注目する。直径 1.2 mm の軟鋼ワイヤを用いてアーク長を 4 mm, アーク電流を 150 A とした時の、溶接ワイヤからの金属蒸気がプラズマの特性に及ぼす影響について検討する。ここでは、異なる 3 条件について計算を行い、アーク特性に及ぼす様々なパラメータの相対的な重要性を評価する。

第一の条件では、ガスを純アルゴンとして金属蒸気がアーク特性に及ぼす影響は無視する。すなわち、式 1 において $S=0$ とし、式 (1)-(9) では $\rho_m=0$ とした。計算結果

(a)

(b)

図 3 溶滴形成開始 1 ms 後のアーク及び電極内の温度分布 (a) 及び速度分布 (b)。ここでは、金属蒸気によるプラズマの直接的冷却効果及び物性データに及ぼす影響は考慮されていない。最外殻の温度コンターは 1800 K, 2 番目が 3000 K である。他のコンターの間隔は 2000 K である。

を図 3 に示す。図 3-a はプラズマ温度分布、図 3-b はプラズマ流速分布である。アークは釣鐘状となるのがわかる。プラズマの温度はアーク軸上の溶滴近傍で最高となり、約 18000 K に達した。プラズマ気流の最高速度は約 205 m/s となった。

第二の条件では金属蒸気がプラズマに混入することによる冷却効果を付与した。しかしながら、混入がプラズマの物性データに及ぼす影響については考慮しない。すなわち、図 2 に示した GMAW モデルにより得られる結果に基づき、式 (2) 及び (3) に従って S が計算されるが、プラズマの物性データは 100% Ar のものを用いる。図 4 に計算結果を示す。図 4-a 及び図 4-b はプラズマ温度分布及びプラズマ流速分布である。金属蒸気が混入することにより、アーク軸付近のプラズマに対して直接的な大きな冷却効果がもたらされることが確認できる。図 3 ではアーク軸付近でのプラズマ温度は最高 18000 K に達していたが、図 4 に示された本条件においては、同領域のプラズマ温度は 4000 K 以下に低下した。また、プラズマの最高温度は 13000 K 程度となっている。金属蒸気の流入

による冷却効果のため、アーク中心領域のプラズマ温度は低下し、温度分布は中空の釣鐘状となる。また、プラズマ流とその流速も大きく変化する。すなわち、図4に示される様に、アークに混入した金属蒸気により、プラズマ気流は下方向かつ中心軸から外向き方向に加速されることがわかる。これは溶滴表面からアークへの金属蒸気の流入分を補償するためのものである。このプラズマ速度は溶滴近傍のアーク中心部にて最大値をとるが、その向きはアーク軸から30°の角度の方向をもつ下向きの流れとなる。最大のプラズマ速度は258 m/sまで増加する。これは、金属蒸気がプラズマに混入することにより、質量流束が増加したことを反映している。

第三の条件では、プラズマの直接的な冷却効果を含めた金属蒸気がアーク特性に及ぼす影響に加え、プラズマの物性データに及ぼす影響についても考慮する。すなわち、第二の条件に加え、物性データを鉄蒸気濃度の関数として計算を行う。図5-aにアーク中の温度及び速度の計算結果を示す。ここでは、金属蒸気がプラズマの物性データに及ぼす影響を計算し、プラズマの密度、熱伝導

図4 溶滴形成開始 1 ms 後のアーク及び電極内の温度分布 (a) 及び速度分布 (b)。ここでは、金属蒸気によるプラズマの直接的冷却効果は考慮されるが、物性データに及ぼす影響は考慮されていない。最外殻の温度コンターは 1800 K、2 番目が 3000 K である。他のコンターの間隔は 2000 K である。

率、電気伝導率、粘性を金属蒸気濃度の関数として用いている。計算結果として得られたアークの形状や金属蒸気濃度分布は図4に示された結果に近いことがわかる。これらの結果は、アーク中心領域での冷却が、主として金属蒸気による大きな質量流束がアークに流入することによる直接的な冷却効果によるものであることを示唆している。アークの中心領域のプラズマ温度の低下にともない、同領域のプラズマの電気伝導率は減少する。その

図5 溶滴形成開始 1 ms 後のアーク及び電極内の温度分布 (a) 及び速度分布 (b)。ここでは、金属蒸気によるプラズマの直接的冷却効果及び物性データに及ぼす影響はともに考慮されている。最外殻の温度コンターは 1800 K、2 番目が 3000 K である。他のコンターの間隔は 2000 K である。なお、(c) はアーク中の金属蒸気分布を表す。

結果、プラズマ中及び電極中の電流密度分布は大きく変化する。図3、4及び5の結果に対応するアーク電圧は、12.9V、14.9V及び15.4Vとなった。また、このような冷却効果が生じる時、プラズマ中の電流の大部分は、アーク軸から離れたリング状の領域を通して流れているものと推測される。したがって、溶滴下部での電流密度は減少し、溶滴に上向き方向に加わる力は低下するものと考えられる。

プラズマ中の金属蒸気のマール分率の計算結果を図5-cに示す。これは、アークがほぼ完全な金属蒸気プラズマとなっていることを示している。また、陰極表面近傍では金属蒸気は溶融池表面に極めて近い位置を流れていることがわかる。これは、溶融池表面への金属蒸気の凝縮が活発に起こるか、蒸気が冷却されることにより核生成が生じ微粒子が生成され、母材となる陰極表面へと吸着する可能性を示唆している。

前述のように、ここでは純アルゴンプラズマを仮定して、表面温度と溶滴形状を得ている。通常、純アルゴンのアークでは、アーク中の電流密度はアーク軸上で最も高くなり、溶接ワイヤへの熱輸送は、アーク電流による電子凝縮により強く支配される。溶滴底面での激しい加熱により溶滴表面温度は増加し、多くの金属蒸気が生成される。その結果、溶滴下部の領域のプラズマ温度は低下し、金属蒸気による冷却効果が最も高いアークの中心領域では電流密度が減少する。溶接ワイヤへの入熱特性の変化は、溶滴形成やプラズマから溶接ワイヤへの熱輸送のメカニズムに影響を及ぼすと考えられる。例えば、プラズマ温度が低い場合や、溶滴表面において電流が流れる面積が大きくなる場合は、溶滴の表面温度は純アルゴンの場合と比較して低くなり、蒸発率も低下すると推測される。これにより、ここで使用された蒸発率は過大評価である可能性も考えられる。蒸気がプラズマへ及ぼす影響が考慮されている場合、溶滴表面では蒸発率の低下が生じる結果となるものと推測されるためである。

アークに混入する金属蒸気量がアーク特性に及ぼす影

響を定量的に評価するために、図5と同じ条件を用いて計算を行った。ただし、溶滴からの金属蒸気の蒸発量は変化させている。図5で使用された条件では、溶滴からの蒸発率は0.075 g/sであった。図6に示した計算では、蒸発率を意図的に低下させるために乗数を用いた。図6-aでは蒸発率は0.0175 g/sとし、約75%低下している。図6-bでは蒸発率を0.035 g/sとした。結果として、これらの低い蒸発率であっても、蒸気によりアークの中心領域のプラズマが冷却されることがわかる。また、アークの最高温度も13500 Kまで低下した。図3示すような金属蒸気の効果が含まれていないケースでは、アーク軸上で生じる最高温度は18000 Kを超える。図6-aの計算で使用された蒸発率0.0175 g/sはSchnickらによって用いられた値(=0.015 g/s)と近いことがわかる¹⁶⁾。しかしながら、Schnickらの報告では、本研究で得られた結果と比較して、蒸気の冷却効果が非常に小さいことが示されている。

前述のように、純アルゴンのGMAWに対する近年の実験観察では、アークの最高温度がアーク軸から離れた位置に存在すると報告されており、ここ示した結果と一致している。Zielinskaらは、軟鋼ワイヤと純アルゴンを用いた場合の、プラズマ中の電子温度を測定し、アーク軸から離れた位置にて、最高温度13000 Kを観測している¹¹⁾。一方、アーク軸上での温度は約7000 Kであった。Zielinskaらは、測定結果と文献⁶⁻⁸⁾におけるGMAWの計算結果との違いを「プラズマ中心部の金属蒸気量の過小評価とモデルに用いられたLTEの仮定」に問題があると述べている。彼らは、アーク中心部への金属蒸気の混入により、放射係数が上昇しプラズマの放射損失が増加することを示している。本論文で得られた解析結果に基づき考察すると、Haidarの過去のGMAWモデルにより得られた温度と蒸発率は、プラズマに及ぼす金属蒸気の影響を無視したために過大評価していたものと思われる。ここで示された結果は、Zielinskaらの測定値や解釈と一致している。しかしながら、金属蒸気の影響を無視した

図6 図5と同様の条件におけるアークの温度分布。ただし、金属蒸気の蒸発率は(a) 0.0175 g/s、(b) 0.035 g/sとしている。ここでは、金属蒸気によるプラズマの直接的冷却効果は考慮されるが、物性データに及ぼす影響は考慮されていない。最外殻の温度コンターは1800 K、2番目が3000 Kである。他のコンターの間隔は2000 Kである。

本研究の結果からは、冷却は Zielinska らの提案する放射損失によるものではなく、むしろ金属蒸気による直接的な冷却効果によるものであると言える。放射損失の役割と金属蒸気によるプラズマの直接的な冷却効果を定量化するためには、より正確な蒸発率の算出が求められる。このためには、溶接ワイヤへの熱輸送を正しく分析することが可能な、アーク系のより詳細なモデル化が必要となる。

我々は過去に、GTAW アークの中心領域に低温ガスを導入することにより生じる効果を明らかにするための実験的研究を行った²⁸⁾。ここでは、アークへ導入された外部ガス流がプラズマに及ぼす冷却効果を推定するために、本論文において議論された金属蒸気流と比較できる条件を対象とし、この過去の調査について簡潔に議論する。この調査ではアルゴンガスを用い、電流値 500 A としている。中空タングステン陰極の内部からアーク軸に沿って 0.5 l/min で低温アルゴンガスを導入した。アークの幾何学的構成は図 1 に示されたものと同様である。上部電極は内径 0.8 mm、外径 6.4 mm、先端角度 60° のトリア入りタングステン製の中空のシリンダーである。プラズマに及ぼす効果については、中空シリンダー内部からアーク中心部へ導入するガス流がある場合と無い場合について、アークの 696.55 nm Ar I スペクトルのプラズマ放射係数の半径方向分布を測定することにより評価した。通常、放出係数の分布は、アークの温度を算出するために用いられる。696.55 nm Ar I スペクトルの強度は、15200 K まではプラズマ温度とともに増加し、これより高温では温度上昇に伴いプラズマ中の中性粒子濃度が低下するため減少傾向となる。測定方法の詳細については文献²⁸⁾に記されている。外部ガス流を用いていない場合及び用いた場合の、陰極からの軸方向距離を変化させた時の、696.55 nm Ar I スペクトルのプラズマ放射係数の半径方向分布の測定結果を図 7 及び図 8 にそれぞれ示す。図 7 に見られるアーク軸から 1.5 mm 以上離れた位置でのプラズマ放射係数の半径方向分布の最大値は 15200 K の温度に対応している。図 7 に見られる様に、プラズマ放射係数はアーク軸近傍ではプラズマ温度が 15200 K 以上となるため、陰極先端から 3.5 mm までの全ての軸方向座標において低下する。図 7 の結果に対するプラズマ最高温度は $z=1$ mm で約 25000 K であり、 $z=2$, 2.5 及び 3.5 mm で 22000 K となった。ただし、 z は陰極先端からの距離である。

図 8 に示された、アルゴンガスが 0.5 l/min でアークに導入された場合の結果において、アーク軸から 1.5 mm 以上の位置に見られる、プラズマ温度 15200 K に対応するプラズマ放射係数の半径方向分布の最大値は変化していない。これは、この位置のプラズマはアルゴン流により変化しないことを示唆している。しかしながら、アーク軸に近い位置においては、放射係数に大きな増加が見られる。これは、プラズマ温度が 15200 K に近づいている（低下している）ことを示している。図 8 のプラズマ放射係数の最大値の変化は、アーク中心部に導入された 0.5 l/min のアルゴンの冷却効果により、これらの実験条件に対するアーク軸上のプラズマ温度が 10000 K 以上低

下した事を示唆している。図 4 及び 5 に示されたアーク電流 150 A での結果において、溶滴から蒸発しアークへと混入する金属蒸気 (0.075 g/s = 4.5 g/min) は 1.5 l/min 以上に相当し、これは図 8 の計測にて用いられたガス流量を遙かに上回る。蒸発率が 0.0175 g/s まで低下したとしても、陽極表面においてアークへと混入する低温ガスの量は 0.5 l/min 程度となり、プラズマに及ぼす影響は図 8 に示された結果と少なくとも等価となる。金属蒸気による放射損失の増加の影響は、ここで予測されたプラズマに対する直接的な冷却効果に加わることとなる。

本論文で示された結果は、金属蒸気がプラズマに及ぼす影響を考慮して GMAW を取り扱うために必要とされる点にスポットを当てている。これは、アークの電流密度分布の正確な推定も含め、アークと電極の正確なモデル化を行うためである。溶接ワイヤへの熱輸送はこの電流密度に強く影響を受ける。この電流密度がここで示唆されるように、アーク軸の近傍で低下する場合、溶滴底面の温度が低くなり、その結果、プラズマへ及ぼす影響

図 7 外部ガスを導入しない条件における Ar I 696.55 nm スペクトルのプラズマ放射係数の半径方向分布。

図 8 外部ガスとしてアルゴンを 0.5 l/min で導入した条件における、Ar I 696.55 nm スペクトルのプラズマ放射係数の半径方向分布。

は、現在推定されている結果ほど大きくならない可能性も考えられる。

4. おわりに

溶接ワイヤ端の溶滴から発生する金属蒸気はアーク特性に大きな影響を及ぼすことが示された。さらに、アーク中でのプラズマの最高温度が必ずしもアーク軸上に生じる訳ではないことも明らかになった。これは、文献に見られる実験観察の結果と一致している。金属蒸気がプラズマに及ぼす影響は、アーク溶接における溶滴形成のダイナミクスに強い影響を及ぼすと考えられる。GMAW プロセスにおける溶滴の形成過程や動的及び熱的效果は、プラズマ特性に強く影響を受ける。このため、GMAW プロセスのモデル化においては、溶滴から発生する金属蒸気の影響を考慮する必要があることがわかる。

(訳：大阪大学 田代真一)

謝 辞

AB Murphy 博士, JJ Lowke 博士, および E Sizgek 博士のご批評とご議論に感謝の意を表します。

参考文献

- 1) Yamamoto K, Tanaka M, Tashiro S, Nakata K, Murphy AB 2009 IEEJ Trans 4 497.
- 2) Tanaka M, Yamamoto K, Tashiro S, Nakata K, Yamamoto E, Yamazaki K and Suzuki K, Murphy AB and Lowke JJ 2010 J. Phys D:Appl. Phys. 43 434009.
- 3) Tsujimura K, Tanaka M, Nakata K, Yamazaki K, Yamamoto E, Yamamoto K, Suzuki K, Murphy AB 2008 Surface & Coatings Technology 202 5302.
- 4) Murphy AB 2010 J. Phys D. Appl. Phys. 43 434001.
- 5) Haidar J and Lowke J J 1996 J. Phys. D: Appl. Phys. 29 2951.
- 6) Haidar J 1998 J. Appl. Phys. 84, 3518.
- 7) Haidar J 1998 J. Appl. Phys. 84, 3530.
- 8) Haidar J 1999 J. Appl. Phys. 85 3448.
- 9) Hu J, Tsai H L 2007 Int. J. Heat and Mass Transfer 50 833.
- 10) Xu G, Hu J and Tsai H L 2009 Int. J. Heat and Mass Transfer 52 1709.
- 11) Zielinska S, Musioł K, Dziezega K, Pellerin S, Valensi F, de Izarra Ch and Briand F 2007 Plasma Sources Sci. Technol. 16 832.
- 12) Ton H, 1975 J. Phys. D: Appl. Phys. 8 922.
- 13) Haidar J 2009 Plasma Chem. and Plasma Process. 29, 307.
- 14) Lowke JJ, Haidar J, Murphy AB, Tanaka M and Ushio M 2006 Smart Processing Technology 1, 93.
- 15) Haidar J 2010 J. Phys. D: Appl. Phys. 43 165204.
- 16) Schnick M, Fussel U, Hertel M, Spille-Kohoff A and Murphy AB 2010 J. Phys. D: Appl. Phys. 43 22001.
- 17) Hirt CW and Nichols BD 1981 J. Comput. Phys. 39 201.
- 18) Kogan M N and Makashev N K 1971 Fluid Dynamics 6 913.
- 19) Murphy A B and Arundell C J 1994 Plasma Chem. and Plasma Processing 14 451.
- 20) Evans D L and Tankin R S 1967 Phys. Fluids 10 1137.
- 21) E. A. Brandes 1983 Smithell's Metals Reference Book 6th Edition (London: Butterworths).
- 22) Goldsmith G, Waterman T E and Hirschhorn H J 1961 Handbook of Thermophysical Properties of Solid Materials (New York: MacMillan) Vol. 1, p 351.
- 23) Kim C S 1975 Thermophysical properties of stainless steels, (Argonne National Laboratory, Argonne IL), ANL 75-55.
- 24) Patankar S V 1980, Numerical Heat Transfer and Fluid Flow (New York: McGraw-Hill) pp. 56 and 126.
- 25) Van Doormaal J P and Raithby G D 1984 Numerical Heat Transfer 7 147.
- 26) Menart J and Malik S 2002 J. Phys. D: Appl. Phys. 35 867.
- 27) Gleizes A, Gonzalez J, Liani B and Raynal G 1993 J. Phys. D: Appl. Phys. 26 1921.
- 28) Haidar J, 1995 J. Phys. D: Appl. Phys., 28, 2494.