ティグ溶接における狭窄ノズルのアーク現象に及ぼす影響*

小西 恭平**, 茂田 正哉***, 田中 学***, 村田 彰久****, 村田 唯介*****

Effects of a constricted nozzle on the arc phenomena in TIG welding process*

by KONISHI Kyohei**, SHIGETA Masaya***, TANAKA Manabu***, MURATA Akihisa**** and MURATA Tadasuke*****

Effects of a constricted nozzle on the arc phenomena in Tungsten Inert Gas (TIG) welding process are investigated by numerical simulation. The obtained results show that the temperature and velocity of the arc plasma are increased by attaching an additional gas nozzle which is called "constricted nozzle". As a result, the iron vapor does not diffused upward but transported outward. In addition, the heat transfer to the base metal surface is enhanced.

Key Words: a constricted nozzle, the arc phenomena, numerical simulation, TIG welding process, the arc plasma

1. 緒 言

アーク溶接の代表的なものの一つとしてガス tungsten アーク (GTA: Gas Tungsten Arc) 溶接がある。この溶接法はアーク放電による発熱を利用して接合部を加熱・溶融する溶接法であり、不活性ガス (Inert gas) を用いて溶接部をシールドするので、ティグ (TIG: Tungsten Inert Gas) 溶接とも呼ばれている。不活性ガスを用いるため優れた品質の溶接部が得られるという長所がある一方で、溶接速度が遅く、他の溶接法に比べ溶接能率が低いという課題も存在する。そのため、高密度の入熱かつ高速溶接が必要とされる金属薄板の溶接に対してティグ溶接は不向きとされ、レーザー溶接などが主に使用されてきたが、最近になってティグ溶接のトーチに狭窄ノズルを装着することで、ティグ溶接でも金属薄板の溶接を実現することが可能となった¹⁾。この溶接法では、狭窄ノズルを用いてシールドガスを内側・外側の層に分けて独立に制御しながら供給することで熱的ピンチ効果によるアークプラズマの緊縮を促進し、それに伴う温度上昇を利用している。しかしながら、これらの効果を引き起こすアーク現象のメカニズムを実験観察によって検討することは困難であり、現在十分に理解されて

いるとは言い難い。そこで本研究では、狭窄ノズルを装着したティグ溶接について、タングステン電極、アークプラズマおよび母材を一つの領域としてまとめて計算する数値シミュレーションを行うことで、狭窄ノズルを装着することが温度分布、流速分布および鉄蒸気濃度分布等に与える影響を明らかにする。

2. 計算モデル

2.1 計算対象

Fig. 1 に狭窄ノズルを装着したティグ溶接における計算モデルの概略図を示す。ただし、実際の計算モデルにおける

Fig. 1 Schematic of the computational domain

*受付日 平成26年1月11日 受理日 平成26年3月16日 平成25年度秋季全国大会で発表

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

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

**** 株式会社ムラタ溶研 Murata Welding Laboratory Co., Ltd.

*****正 員 株式会社ムラタ溶研 Member, Murata Welding Laboratory Co., Ltd.

アーク長は、軸方向の領域寸法に対してとても小さいため、Fig. 1 では寸法の縮尺を統一せず、領域を理解しやすいように描いている。計算モデルは二次元円筒座標系の軸対称領域を仮定し、タングステン電極、ガスノズル、狭窄ノズルおよび母材から成る。領域寸法は軸方向 37 mm および半径方向 25 mm とした。タングステン電極の直径を 1.6 mm とし、電極先端角度は 30° とした。ガスノズル（標準ノズル）および狭窄ノズルの直径はそれぞれ 12.1 mm および 3.0 mm とし、ノズル先端位置をそれぞれ母材表面から 4.0 mm および 2.5 mm とした。母材は SUS304 とし、アーク長は 1.0 mm とした。シールドガスはアルゴンとし、計算領域上部境界においてタングステン電極と狭窄ノズルの間、および狭窄ノズルとガスノズルの間にそれぞれ 3 L/min および 7 L/min と総量が 10 L/min となるように供給した。このとき Sansonnens ら²⁾と同様の速度分布を与えた。溶接電流は直流電流 80 A とし、タングステン電極の上部境界より導入した。

境界条件として、タングステン電極およびノズル、母材を除く計算領域外側（上端および右端、下端）の温度は室温（300 K）、圧力は大気圧で一定とした。また、計算領域下端における電位はゼロとした。母材においては、その温度が融点（1750 K）以下である領域では流れはなく、融点以上の領域では流れが生じるものとした。

2.2 支配方程式

本モデルでは以下の条件を仮定する。(i) アークプラズマは局所熱平衡（LTE）状態にある³⁻⁵⁾。(ii) 流れは定常・層流である。(iii) アルゴンおよび鉄からの放射に関してそれぞれの自己吸収は考慮しない。これらの仮定の下に支配方程式として質量、運動量、エネルギーおよび電流のそれぞれに関して以下の各保存式が成立する。なお、本モデルはタングステン電極、アークプラズマおよび母材を一つの計算領域として扱うことができるため、それぞれの領域に関して個別の保存式を解く必要はなく、以下のように統一的に記述することができる。

質量保存式；

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \rho v_r) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho v_z) = 0 \quad (1)$$

運動量保存式；

（半径方向）

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

（軸方向）

$$\begin{aligned} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \rho v_r v_z) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho v_z^2) = -\frac{\partial p}{\partial z} + j_r B_\theta \\ + \frac{\partial}{\partial z} \left(2\eta \frac{\partial v_z}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial r} \left(r\eta \frac{\partial v_r}{\partial z} + r\eta \frac{\partial v_z}{\partial r} \right) + \rho g \end{aligned} \quad (3)$$

エネルギー保存式；

$$\begin{aligned} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \rho v_r h) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho v_z h) \\ = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{r\kappa}{c_p} \frac{\partial h}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{\kappa}{c_p} \frac{\partial h}{\partial z} \right) + j_r E_r \\ + j_z E_z - U \end{aligned} \quad (4)$$

電流保存式；

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r j_r) + \frac{\partial}{\partial z} (j_z) = 0 \quad (5)$$

オームの法則；

$$j_r = \sigma E_r, \quad j_z = \sigma E_z \quad (6)$$

ここで、 r は半径方向距離、 z は軸方向距離、 ρ は密度、 v_r 、 v_z はそれぞれ速度の半径方向成分と軸方向成分、 p は圧力、 η は粘性係数、 j_r 、 j_z はそれぞれ電流密度の半径方向成分と軸方向成分、 B_θ は周方向の磁束密度、 g は重力加速度、 h はエンタルピー、 κ は熱伝導度、 c_p は定圧比熱、 U は放射損失である。 E_r 、 E_z はそれぞれ電場の半径方向成分と軸方向成分で、以下の式で定義される。

$$E_r = -\frac{\partial V}{\partial r}, \quad E_z = -\frac{\partial V}{\partial z} \quad (7)$$

一方、自己電流によって誘起される磁束密度は次のマクスウェルの方程式によって定義される。

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r B_\theta) = \mu_0 j_z \quad (8)$$

ここで、 μ_0 は真空の透磁率である。

鉄蒸気の輸送に関しては以下の保存式を用いる⁶⁾。

鉄蒸気保存式；

$$\begin{aligned} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \rho v_r C) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho v_z C) \\ = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \rho D \frac{\partial C}{\partial r} \right) + \left(\rho D \frac{\partial C}{\partial z} \right) \end{aligned} \quad (9)$$

ここで、 C は鉄蒸気の質量分率である。 D は拡散係数であり、次式により見積ることができる

$$D = \frac{2\sqrt{2}(1/M_{Fe} + 1/M_{Ar})^{1/2}}{[(\rho_{Fe}^2/\beta_{Fe}^2\eta_{Fe}^2M_{Fe})^{1/4} + (\rho_{Ar}^2/\beta_{Ar}^2\eta_{Ar}^2M_{Ar})^{1/4}]^2} \quad (10)$$

M は分子量であり、添え字 Fe および Ar はそれぞれ鉄蒸気およびアルゴンを表している。 β_{Fe} 、 β_{Ar} は $\beta_i = (D_{ii}\rho_i)/\eta_i$ で定義される無次元化された定数で、相互拡散係数 D_{ii} の添え

字 i は鉄蒸気もしくはアルゴンであり、添え字 t は他方の元素を示している。また、本研究では $\beta = \beta_{Fe} = \beta_{Ar} = 1.385$ とした⁷⁾。母材から発生する鉄蒸気の蒸発速度は Langmuir の式⁸⁾を用いて算出し、式 (9) の境界条件として与えた。なお、鉄蒸気の発生による母材の質量および体積の変化は無視できるほど小さいものとした。

3. 計算結果および考察

3.1 狭窄ノズルの効果

Fig. 2 に本計算によって得られた従来のティグ溶接と狭窄ノズルを装着したティグ溶接における温度分布を示す。狭窄ノズルを装着することで、狭窄ノズル内側に大きな流速のガスが流れ、ガスによる冷却作用により、アークプラズマが緊縮していることがわかる。その結果、アークプラズ

Fig. 2 Temperature distributions

Fig. 3 Velocity distributions

Fig. 4 Concentration of Fe vapor distributions

マの中心部がより高温となっている。通常のティグ溶接のアークプラズマの最大温度が 16720 K であるのに対し、狭窄ノズルを装着したティグ溶接のアークプラズマの最大温度は 18580 K となっており、2000 K 程度上昇している。

Fig. 3 に従来のティグ溶接と狭窄ノズルを装着したティグ溶接における流速分布を示す。従来のティグ溶接における最大流速が 62.4 m/s であるのに対し、狭窄ノズルを装着したティグ溶接における最大流速は 92.8 m/s と 50% 程度増加している。これは、狭窄ノズルによってアークプラズマが緊縮し、より高温になったことで熱膨張によって速度が増加したためであると考えられる。また、アークプラズマの緊縮に伴って電流密度が上昇し、電磁ピンチ効果⁹⁾が大きくなったためでもあると考えられる。

Fig. 4 に従来のティグ溶接と狭窄ノズルを装着したティグ溶接における鉄蒸気濃度分布を示す。狭窄ノズルによって流速が増加したことで鉄蒸気が上方へは拡散せず掃き出されている。これにより鉄蒸気が存在によって引き起こされるアークプラズマの温度低下が抑制されると考えられる¹⁰⁾。

Fig. 5 に母材表面における熱流束分布を示す。いずれの場合も熱流束は母材表面のタングステン陰極直下から約 1.0 mm 以内の領域において大きく増加している。特に陰極

Fig. 5 Dependence of heat flux to the anode surface on radial distance

Fig. 6 Heat flux distribution by electron flow and thermal conduction

直下の母材表面では、従来のティグ溶接で 14155 W/cm^2 であるのに対して、狭窄ノズルを装着したティグ溶接で 17369 W/cm^2 と約 23% の増加が見られる。一方、陰極直下から約 1.0 mm 以上の領域では、熱流束は減少している。これらの結果から、狭窄ノズルを装着することで、単なる電流増加では成し得ない集中熱源の効果が得られるとわかる。Fig. 6 に母材表面における電子流入による発熱およびアークプラズマからの熱伝導による入熱の熱流束を示す。狭窄ノズルを装着すると、アークプラズマの緊縮に伴い、アークの通電経路は中心部に集中する。その結果として、電子流入による母材表面での発熱は中心部で増加し、周辺部で減少するという集中熱源効果が生じると考えられる。また、Fig. 2 および Fig. 3 で示した温度分布および流速分布からもわかるように、陰極直下でより高温となったプラズマがより高速で母材表面へ輸送される熱伝達の促進効果も熱流束の上昇に寄与している。

3.2 シールドガス流量の影響

ここでは、シールドガス流量の総量を 10 L/min で一定としたまま、狭窄ノズルの内側および外側それぞれに流すシールドガス流量の割合を変化させた場合の効果を明らかにする。

Fig. 7 に狭窄ノズルを装着したティグ溶接において、狭窄ノズルの内側に流すシールドガス流量を 1 L/min から 9 L/min まで 2 L/min 間隔で変化させた場合の母材表面におけるアーク圧力分布を示す。断面積が非常に小さな狭窄ノズルの内側に流すシールドガス流量を増加させることで狭窄ノズル内側の流速が増加するため、母材表面におけるアーク圧力も陰極直下から約 4.0 mm 以内の領域で増加する。

Fig. 8 に熱流束分布を示す。狭窄ノズルの内側に流れるシールドガス流量が増加すると、母材表面における熱流束は陰極直下から約 1.0 mm 以内の領域において上昇するが、その効果は大きな流量の場合には小さくなる。これは、ガス流量が増加するとアークプラズマの緊縮は限界に近づき、

Fig. 6 においてより支配的であった電子の流入による熱流束があまり増加しなくなるためと考えられる。

アーク圧力が大きくなり過ぎると溶落ちやアンダーカットの原因となるため過大なアーク圧力は望ましくないが、一方で母材表面における熱流束が大きいほど熱効率は良くなる。これらのことからアーク圧力と母材表面における熱流束について、両者のバランスが最も良い条件が存在すると考えられる。そこで、シールドガス流量の変化に対して最も影響を受けている母材表面の陰極直下の領域に着目して、アーク圧力と熱流束のみで両者のバランスを議論する。

Fig. 9 にガス流量を 0 L/min から 10 L/min まで 1 L/min 間隔で変化させた場合の陰極直下の母材表面におけるアーク圧力と熱流束を示す。アーク圧力は狭窄ノズルの内側に流すシールドガス流量の増加に対しておおよそ直線的に上昇しているが、一方で熱流束は $18000 \sim 19000 \text{ W/cm}^2$ の間で頭打ちになる傾向が見られる。熱流束は狭窄ノズルの内側に流すシールドガス流量が 2 L/min 以上になると 17000 W/cm^2 に達し、 18000 W/cm^2 まで緩やかに上昇する。ティグ溶接において、アーク圧力の溶融池への影響を抑えつつ、熱流束を上昇させることが非常に重要であり、ここでは特に狭窄ノズルの内側に流すシールドガス流量が 2 L/min から

Fig. 8 Dependence of heat flux to the anode surface on radial distance

Fig. 7 Dependence of arc pressure at the anode surface on radial distance

Fig. 9 Dependence of arc pressure at and heat flux to the center of the anode surface on gas flow rate inside a constricted nozzle

6L/min の範囲において、アーク圧力と熱流束のバランスが良くなると言える。

4. 結 言

従来のティグ溶接および狭窄ノズルを装着したティグ溶接について数値シミュレーションを行い、狭窄ノズルの有無やノズル内側に流すシールドガス流量がアークプラズマおよび母材への入熱に与える影響を明らかにした。以下に狭窄ノズルを装着することで得られる主要な効果を記す。

- 1) アークプラズマの緊縮が促進され、それによってアークプラズマ中心部の温度が上昇する。また、プラズマ気流の流速も上昇する。
- 2) 鉄蒸気が上方へは拡散せず掃き出される。
- 3) 陰極直下近傍の母材表面での熱流束が大きく増加する。
- 4) 本研究の溶接条件において、狭窄ノズルの内側に流すシールドガス流量の割合は、2L/min から 6L/min が最適である。

参 考 文 献

- 1) A. Murata, T. Murata and M. Tanaka (Japan), Development and it's practical application of GTAW automated butt welding equipment for ultra thin sheet, J. Light Metal Welding, 51, 2 (2013), 56-59.
- 2) L. Sansonnens, J. Haidar and J. J. Lowke, Prediction of properties of free burning arcs including effects of ambipolar diffusion, Journal of Physics D, Applied Physics, 33, (2000) 148-157.
- 3) K. C. Hsu, K. Etemadi and E. Pfender, Study of the free-burning high-intensity argon arc, J. Appl. Phys. 54 (1983), 1293-1301.
- 4) Peiyuan Zhu, J. J. Lowke, R. Morrow and J. Haidar, Prediction of anode temperatures of free burning arcs, J. Phys. D: Appl. Phys., 28 (1995), 1369-1376.
- 5) H. Nishiyama, T. Sawada, H. Takana, M. Tanaka and M. Ushio, Computational Simulation of Arc Melting Process with Complex Interactions, ISIJ International 46 (2006), 705-711.
- 6) K. Yamamoto, M. Tanaka, S. Tashiro, K. Nakata, K. Yamazaki, E. Yamamoto, K. Suzuki and A.B. Murphy, Numerical analysis of metal vapor behavior with multi-diffusion system in TIG welding of stainless steel, Quarterly J. Japan Welding Soc., 27-2 (2009), 4-7.
- 7) C. R. Wilke, A viscosity equation for gas mixtures, J. Chem. Phys., 18-4 (1950), 517-519.
- 8) T. DebRoy and S. A. David, Physical processes in fusion welding, Rev. Mod. Phys., 67-1 (1995), 85-112.
- 9) T. Manabu, Arcs and TIG Welding, Journal of the Japan Welding Society 77 (2) (2008), 152-162.
- 10) A.B. Murphy, M. Tanaka, K. Yamamoto, S. Tashiro, T. Sato and J.J. Lowke, Modelling of thermal plasma for arc welding: the role of the shielding gas properties and of metal vapour, J. Phys. D: Appl. Phys., 42 (2009), 194006.
- 11) K. Yamamoto, M. Tanaka, S. Tashiro, K. Nakata, K. Yamazaki, E. Yamamoto, K. Suzuki and A.B. Murphy, Numerical Analysis of Metal Vapor Behavior with Multi-diffusion System in TIG Welding of Stainless Steel, Quarterly J. Japan Welding Soc., 27-2 (2009), 4s-7s.