

赤外線二色放射測温法による溶融池表面温度測定*

山崎 圭**, 山本 恵理**, 鈴木 啓一**, 興石 房樹**,
宮廻 滋***, 田代 真一****, 田中 学****, 中田 一博****

The Surface Temperature Measurement of Weld Pool by Infrared Two-Color Pyrometry*

by YAMAZAKI Kei**, YAMAMOTO Eri**, SUZUKI Keiichi**, KOSHIISHI Fusaki**, MIYAZAKO Shigeru***,
TASHIRO Shinichi****, TANAKA Manabu**** and NAKATA Kazuhiro****

In this research, two-color pyrometry has been conducted to obtain the surface temperature of the weld pool, in which the weld pool is photographed by a high speed camera during arc welding. Two wave-lengths (950 and 980 nm) of light in the infrared range were selected from the thermal radiation light emitted from the weld pool at the instant when the arc was extinguished, by using an imaging spectroscopy. The temperature is obtained from the intensity ratio of two waves of light. Consequently, in GTA welding, it is shown that the surface temperature distribution of a weld pool is affected by the sulfur content in the base metal. It is thought that this surface temperature distribution is determined by the balance between the driving forces of viscous drag from the cathode jet of plasma and Marangoni surface tension. In GMA welding, it is seen that the surface temperature distribution of a weld pool becomes uniform and the temperature is 1715~1845K, which is obviously lower than that of the metal droplet. For this reason, it is considered that the convection velocity on the weld pool surface and in the weld pool is high and, consequently, the heat input from the arc is transported to the back of the weld pool due to this convection. It is supposed that the edge of the pool below the arc has a high temperature compared with the central part of it due to the influence of high speed convection.

Key Words: Weld Pool Temperature, Two-color Pyrometry, GTA Welding, GMA Welding, CO₂ Arc Welding, MAG Welding, Sulfur, Convection

1. 緒 言

アーク溶接における溶融池温度は、アーク現象や冶金反応を理解する上で重要な因子である。これまで実験的には、熱電対による温度履歴の測定が行われてきた¹⁻³⁾。しかし、熱電対のような接触式温度センサを用いた測定では、溶融池の温度場や対流を乱す可能性があり、必ずしも適切ではない。また、温度分布を知るためには、多数の測定点が必要となり、その固定等に煩雑な準備を要する。一方、非接触の放射測温法は、測定対象に影響を及ぼすことなく、比較的容易に表面温度分布を取得できる利点がある。したがって、過去にも主にGTA溶接を対象に放射測温法による溶融池温度測定が行われており、例えば、佐藤らは、紫外線放射測温法による測定結果を報告している⁴⁾。しかし、アーク

クプラズマやタングステン電極からの放射光が外乱要素となるため、母材裏面からの温度測定に限られていた。また、W. H. GIEDT⁵⁾や岡垣内ら⁶⁾は、放射測温法を用いて溶融池表側からの測定を実現するため、溶接電流を遮断すると同時に、トーチ(タングステン電極)を測定範囲外に移動させてから測温する手法を試みているが、いずれも電流遮断後、測定開始までに50ms程度のタイムラグを要している。このような手法では、測定開始時に既に温度が低下してしまっているため、溶融池の最高到達温度や温度分布の詳細を推定することは容易ではない。

一方、我々は二色放射測温法において、950nmおよび980nmの赤外領域を用いることにより、アークプラズマの影響を大幅に低減させると同時に、瞬間的に測定時の電流から低電流に切替える波形制御を実施することにより、アーク消弧直後におけるGMA溶接の溶滴温度を測定し、結果を既に報告している⁷⁾。そこで、本研究では、同様の赤外線二色放射測温法を用いて、GTA溶接のみならず、これまで殆ど報告例のないGMA溶接においてもアーク消弧直後における溶融池表面温度分布の測定を試みた。GTA溶接では、シールドガスとしてArおよびHeを用い、母材中の硫黄含有量が溶融池表面温度分布に及ぼす影響を調査した。GMA溶接では、CO₂アーク溶接およびMAG(Ar-20%CO₂)溶接を対象とし、同一の溶接電流における溶融池表面温度を比較した。

*受付日 平成20年10月1日 受理日 平成20年12月16日 平成20年度秋季全国大会で発表、平成20年7月IIW2008(グラーツ)で発表

**正員 (株)神戸製鋼所 溶接カンパニー Member, KOBE STEEL, LTD., Welding Company

***学生員 大阪大学大学院マテリアル生産科学専攻 Student Member, Department of Materials and Manufacturing Science, Graduate School of Engineering, Osaka University

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

2. 二色放射测温法の原理

二色放射测温法は、放射率が未知の物体でも狭い波長帯域で分光放射率が一定とみなせる場合、異なる二波長の光を選択し、それぞれの分光放射輝度の比から温度を求める方法である。すなわち、プランク (Planck) の放射則から各波長と分光放射輝度を代入し、それらの比をとると、

$$\frac{I_1}{I_2} = \frac{\varepsilon_2 \left(\frac{\lambda_2}{\lambda_1}\right)^5 \frac{1 - \exp(-C_b/\lambda_2 T)}{1 - \exp(-C_b/\lambda_1 T)} \dots \dots \dots (1)$$

I_1, I_2 : 分光放射強度 ($\text{Wm}^{-3}\text{sr}^{-1}$) $\varepsilon_1, \varepsilon_2$: 分光放射率 λ_1, λ_2 : 波長 (nm) $C_b = 0.014388$ (mK) T : 温度 (K)

となる。ここでウィーン (Wien) の近似式を適用し、また互いの放射率は等しいと近似すると、

$$\frac{I_1}{I_2} = \left(\frac{\lambda_2}{\lambda_1}\right)^5 \frac{\exp(-C_b/\lambda_2 T)}{\exp(-C_b/\lambda_1 T)} \dots \dots \dots (2)$$

が得られる。これを温度 T について変換すると、

$$T = \frac{C_b(\lambda_1 - \lambda_2)}{\lambda_1 \lambda_2 \ln(I_1 \lambda_1^5 / I_2 \lambda_2^5)} \dots \dots \dots (3)$$

が得られ、異なる二波長の相対輝度比から温度を導出できる。

3. 赤外線二色放射测温装置の試作

装置および温度校正方法、測定精度等については、既報⁷⁾で詳細を述べているため、ここでは簡単に概要を示す。試作した二色放射测温装置の光学系の概略図を Fig. 1 に示す。対物レンズから入射した高温物体からの熱放射光を画像分光器 (Photron, Multi-Spectral-Imager) によって 2 分割し、それぞれが異なる 2 つの波長の干渉フィルター (中心波長 950 nm, 980 nm) を通過して、1 つの高速デジタルカメラ (Photron, FASTCAM-512PCI) の素子表面で結像して録画される。高速カメラで撮影された二波長の画像データは、画像解析ソフト (DITECT, Dipp-Macro) を用いて

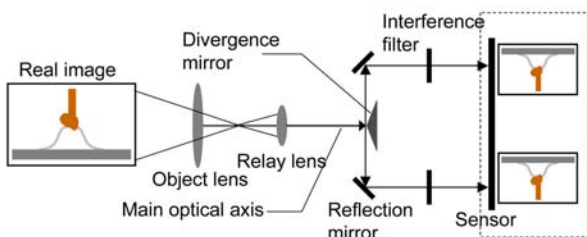


Fig. 1 Schematic diagram of high speed temperature measurement system by two-color pyrometry

Microsoft Excel に写され、Excel 上で正確な位置合わせが行われた。画像データから得られた相対輝度比のデータを既報で述べた標準温度実験からの校正関数を用いることにより、セルごとに温度データとして導出した。なお、アークプラズマからの放射は、紫外域、特に 200 nm~400 nm 付近に集中し、逆に赤外域では微弱になっていることが知られている⁸⁾。本計測システムで選定した 950 nm および 980 nm の二波長は、紫外域ならびに可視域と比較してアークによる放射の影響を大幅に低減させることができる。

この赤外線二色放射测温装置の信頼性を評価するため、非溶極式 GTA 溶接におけるタングステン電極の表面温度を測定し、Haidar らの実験値⁹⁾と比較した。なお、Haidar らは、大型の分光器 (焦点距離 1 m) と光学ミラーおよびレンズを駆使し、(1) 電極を覆うプラズマの放射、(2) 電極表面に反射するプラズマの放射、(3) プランクの放射則に基づく電極表面からの放射を分離し、精度の高い電極表面温度測定に成功している。実験の方法および結果の詳細は既報に示しているが、定常状態 (アーク電流 200 A) から瞬時にアーク消弧 (電流 0 A) させ、それを赤外線二色放射测温装置により 500 コマ/秒の撮影速度で観察し、アーク消弧直後のタングステン電極表面画像の輝度比から電極の表面温度分布を求めた。その結果、本研究の赤外線二色放射测温装置による測定結果と Haidar らの測定結果は極めてよく一致しており、アーク消弧直後 (500 コマ/秒の撮影速度であるため最大で 2 ms 後) であれば、アーク作動中の電極温度場と大差ないことも示唆された。3000 K を超えた電極先端付近で約 100 K 程度の違いが見られることから、本研究における赤外線二色放射测温装置の実験誤差 ($\Delta T/T$) は、 $\pm 5\%$ 程度であると推定される。

4. 赤外線二色放射测温法による静止 GTA 溶融池の温度測定

4.1 供試材料

使用した母材の化学組成を Table 1 に示す。硫黄含有率が 10 ppm と 250 ppm の 2 種類の SUS304 ステンレス鋼を用い

Table 1 Chemical composition of test pieces (wt.%)

	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr
LS	0.07	0.3	0.9	0.03	0.001	8.2	18.2
HS	0.07	0.3	1.1	0.04	0.025	8.1	18.1

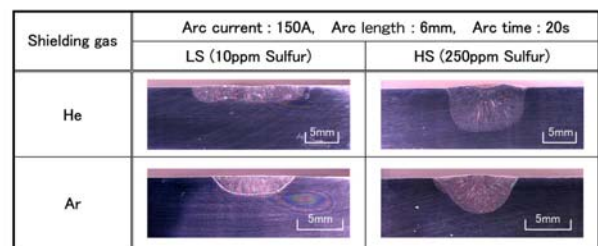


Fig. 2 Effect of sulfur content on the penetration shape of GTA welding

た。以降、硫黄含有率が 10 ppm の SUS304 材を LS, 250 ppm を HS と表現する。LS および HS を He および Ar シールドガス雰囲気下で溶接した場合の溶込み形状を Fig. 2 に示す。GTA 溶接では、同一溶接条件下においても、硫黄含有量の違いによって、溶込み形状が大きく変化することが知られており¹⁰⁾、いずれのシールドガスにおいても、HS

にて深い溶込みが形成されることを確認した。

4.2 実験方法

タングステン電極の突出し長さは 10 mm, アーク長 6 mm, アーク電流 150 A として、水冷銅板上に母材 SUS304 を配置し、He または Ar シールドガス雰囲気下で静止 TIG アークを発生させた。アーク発生後、20 秒経過した時点でアークを消弧させ、その前後を撮影して、その中からアークが完全に消弧した画像を選定し、温度測定に供した。なお、タングステン電極が溶融池中心に写り込むことを避けるため、斜め 30 度上方から溶融池を撮影した。実験装置の配置の概略を Fig. 3 に示す。また、溶融池からの放射光を確保するため、シャッタースピードを調整し、1 コマあたり 8 ms の露光時間としている。

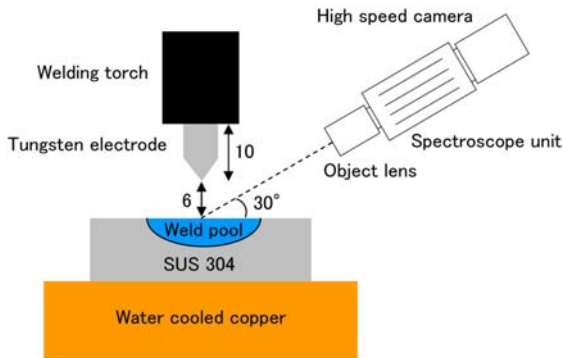


Fig. 3 Schematic diagram of experimental apparatus

4.3 実験結果

溶融池画像 (950 nm の波長画像) および赤外線二色放射

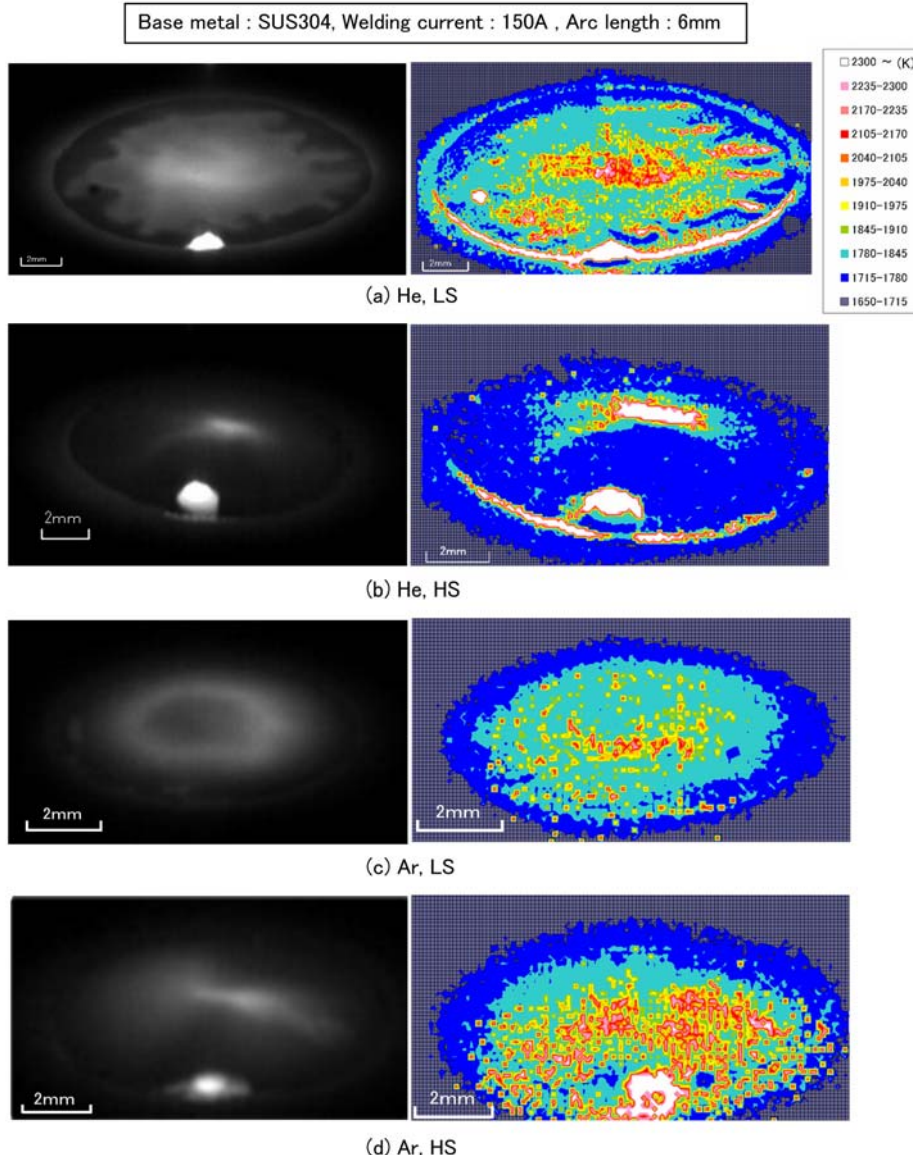


Fig. 4 Surface temperature distribution map of weld pool at the moment of arc extinguishment in GTA welding

測温法によって測定された溶融池の表面温度分布をFig.4に示す。Fig. 4(a), (b) および (d) では、アーク消弧後のタングステン電極が溶融池手前側に写り込んでいるが、(c) Ar GTA の LS については、これが観察されない。Ar GTA は He GTA と比較してアーク圧力が高いことが知られている¹¹⁾。したがって、Ar GTA の LS では、溶融池表面がアーク圧力によって掘下げられていたため、アーク消弧後とはいえ、湯面は母材表面より凹んでおり、その溶融池端部で反射されたタングステン電極の放射光は、30度斜め上方に配置されたカメラには写り込まなかったものと考えられる。一方、He GTA や Ar GTA の HS では、溶融池中央部は幾分掘下げられるものの、溶融池端部は平坦または盛り上がっていたものと推定される。いずれにしても、タングステン電極からの放射光の影響は、溶融池中央付近にはないと考え、以降の検討を進めた。

Fig. 4 の溶融池表面温度分布より、溶融池中央付近に高温域が存在し、外側に向かうに伴い温度が低下していることがわかる。また、シールドガスや母材の種類によって、表面温度分布が異なるように観察された。そこで、溶融池中心から半径方向に亘る表面温度分布を Fig. 5 に示す。Fig. 5(a) の He GTA において、HS の溶融池表面温度は、中心部で 2900 K 程度であり、わずか 1~2 mm 程度外側に離れると約 1900 K まで温度が低下している。一方、LS の中心部は、2300 K 程度と HS と比較して低く、周辺に向かうに伴い緩やかに温度が低下していた。また、Fig. 5(b) の Ar GTA においては、He GTA と比較して溶融池中心部の表面温度が低く測定された。これは Ar GTA の総入熱量および入熱密度が He GTA のそれと比較して小さい¹²⁾ことに起因するものと

考えられる。また、Ar GTA の HS では、溶融池中心部よりも外側 1~2 mm 程度の部分が高温となる特徴的な温度分布が測定された。これら硫黄含有量による表面温度分布の違いは、溶融池表面における対流現象と関連が深いものと推定される。

4.4 溶融池表面温度と溶融池内対流

GTA 溶接において、酸素や硫黄等の表面活性元素が母材に比較的高い濃度で存在する場合に溶込みが深くなるメカニズムとして、Heiple らは、表面活性元素による表面張力温度勾配の逆転とそれに起因する表面張力差を駆動力とした溶融池のマランゴニ対流の変化として説明している¹³⁾。そこで、ここでは測定した溶融池温度場から推定される溶融池内対流について考察する。

He GTA の HS の場合、本実験で得られた溶融池中心部の温度は 2900 K 程度であり、わずか 1~2 mm 程度外側に離れると約 1900 K まで温度が低下していた。これは溶融池表面流の方向が内向きであり、アークによって加熱された高温の溶融金属が中心部から深さ方向へ移動し、中心から離れた表面付近へ戻る頃には融点近傍まで冷却されるためであると考えられる。この対流による熱輸送の結果、He GTA の HS の場合は深い溶込みが形成されるものと推定している。一方、He GTA の LS の場合、幅広で浅い溶込みが形成される。また、本実験で得られた溶融池中心部の温度は 2300 K 程度と HS と比較して低く、溶融池周辺に向かうに伴い緩やかに温度が低下していた。これらは、溶融池表面流の方向が外向きであり、溶融金属および熱が半径方向に輸送された結果であると理解できる。

一方、Ar GTA の HS の場合、溶融池中心よりも外側 1~2 mm 程度の部分が高温となる特徴的な温度分布が測定された。これについては、内向きのマランゴニ力とプラズマ気流による外向きのせん断力が複雑に干渉した結果であると考えられ、Tanaka らが数値計算の結果を用いて次のように説明している¹⁴⁾。すなわち、プラズマ気流は溶融池中央において澁み点となるため、気流速度が遅く、溶融池中央におけるせん断力も小さい。更に、溶融池端部においてもプラズマ気流速度が低下するため、外向きのせん断力が小さくなる。その結果、これらの領域ではマランゴニ力が優勢となり、溶融池内に内向き流れを発生させる。一方、これらの中間領域では、最大値が 50 Pa 程度に達するプラズマ気流によるせん断力が優勢となり、外向き流れを発生させる。そして、この外向きの流れと内向きの流れが出会う位置(溶融池中心よりも外側 1~2 mm)において、若干の温度上昇が導かれるとしている。

5. 赤外線二色放射測温法による GMA 溶融池の温度測定

5.1 実験方法

実験装置の模式図を Fig. 6 に示す。任意波形をトランジ

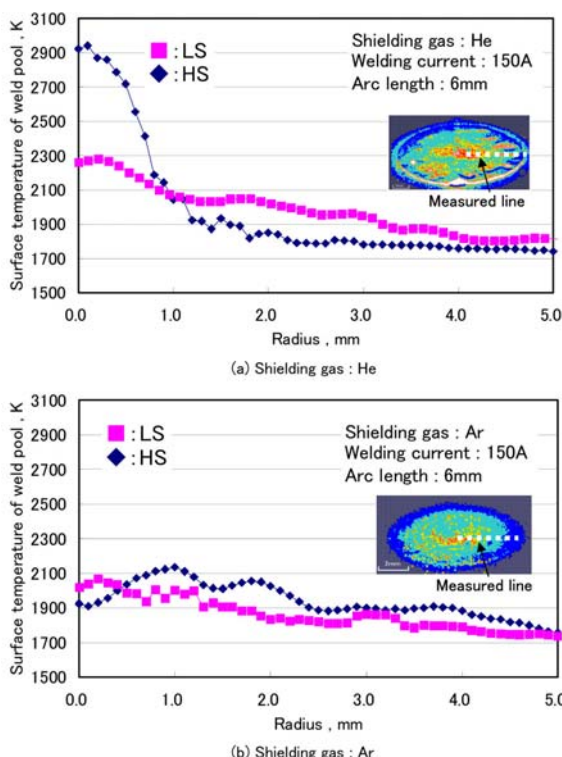


Fig. 5 Surface temperature profile along the center line of weld pool

スタ制御溶接電源に入力し、溶接電流として出力するシステムである。溶接電源の外部特性は定電流特性とし、電極の極性は逆極性すなわち直流棒プラス（DCEP）とした。また、溶接電源と独立したワイヤ送給装置により、ワイヤ送給速度をコントロールしている。溶接材料は JIS Z 3312 YGW12 に該当する 1.2mm 径のソリッドワイヤを用い、シールドガスとして、100%CO₂ ガスあるいは MAG（Ar-20%CO₂）ガスを用いた。溶接用母材として SM490A 鋼板を用い、平均溶接電流は 280 A、溶接速度は 30 cm/min、チップ-母材間距離は 25 mm とした。また、溶融池にアークが被っている場合、そのままでは正確な温度計測が困難であるため、5 Hz の周期で瞬間的に測定時の電流から低電流（0~40 A）に切替える波形制御を実施し、アークが消弧した後の溶融池表面温度を測定した。用いた溶接電流波形の一例を Fig. 7 に示す。なお、高速度カメラは、溶融池の斜め 45 度上方に配置した。また、GTA 同様、溶融池からの放射光を確保するため、1 コマあたり 8 ms の露光時間としている。

5.2 実験結果

5.2.1 MAG (Ar-20%CO₂) 溶接における溶融池の表面温度測定結果

アーク消弧直後における溶融池画像（950 nm の波長画像）および赤外線二色放射测温法によって測定された溶融池の

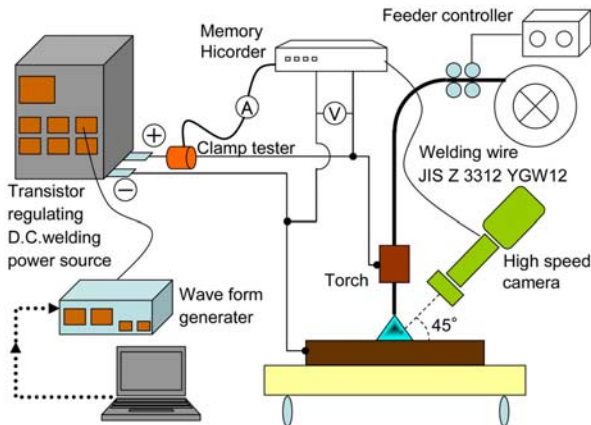


Fig. 6 Schematic diagram of experimental apparatus

表面温度分布を Fig. 8 に示す。溶融池表面温度は 1715~1845 K 程度で比較的均一に分布しており、同一計測系で測定した溶滴温度⁷⁾と比較して明らかに低い。これは溶融池表面および内部での対流速度が極めて大きく、アークから輸送されたエネルギーが高速流動により溶融池後方へ素早く輸送されるためであると考えられる。例えば、Fig. 8 において、溶融池先端から 7 mm（アーク直下から約 3 mm）の部分でのビード両側に高温部があり、アーク直下であったと推定される部分の温度は、これより低い結果となった。これはアーク直下に存在した高温の溶融金属が高速のプラズマ気流により、極めて短時間で後方へ押出された結果であると推定される。したがって、アークによる溶融池の過熱は比較的小さいと言える。一方、過熱された溶滴が溶融池に落下した後の温度分布の変化を Fig. 9 に示す。同一溶接条件下で測定された MAG 溶接の溶滴平均温度は、2300 K 程度であった。このような高温の溶滴が溶融池に落下すると、Fig. 9(a) の点線部で示すように、溶滴浸入部の表面温度が瞬間的に高くなった。そして、溶融池の対流により、溶融金属および熱が後方へ輸送され、溶滴落下の 8 ms 後には、Fig. 9(b) に示すように、概ね一様な表面温度分布に変化していく様子が観察された。

5.2.2 CO₂ アーク溶接における溶融池の表面温度測定結果
アーク消弧直後における溶融池画像（950 nm の波長画像）

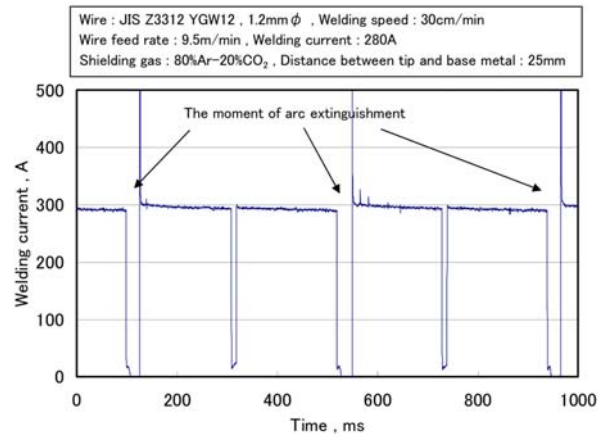


Fig. 7 Waveform of welding current

Wire : JIS Z3312 YGW12 , 1.2mm φ , Welding speed : 30cm/min
Wire feed rate : 9.5m/min , Welding current : 280A
Shielding gas : 80%Ar-20%CO₂ , Distance between tip and base metal : 25mm

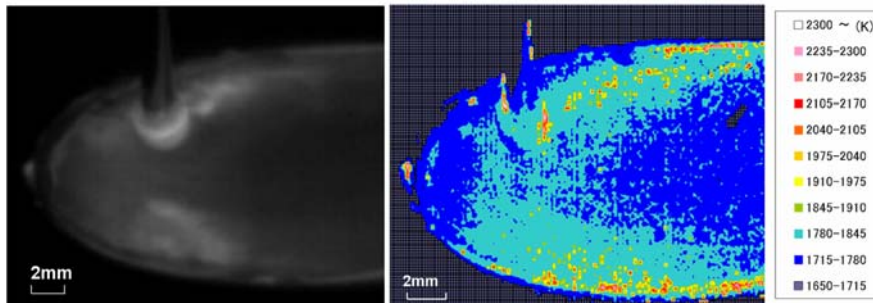


Fig. 8 Surface temperature distribution map of weld pool at the moment of arc extinguishment in MAG welding

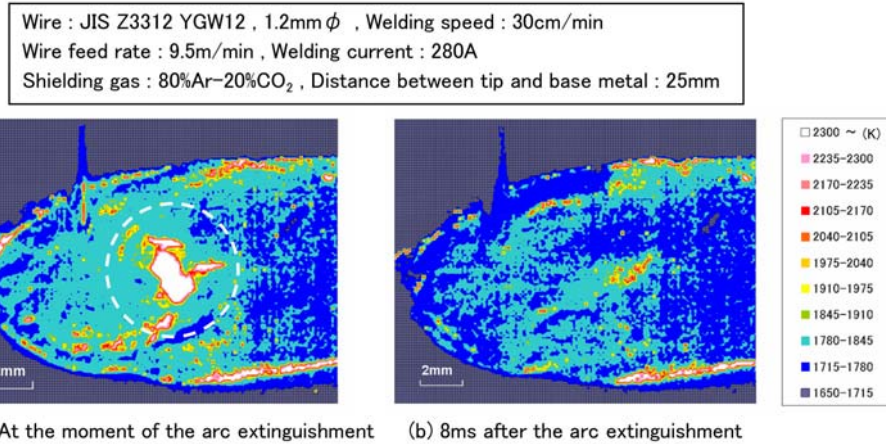


Fig. 9 Surface temperature distribution map at the moment of absorption of the metal droplet into the weld pool in MAG welding

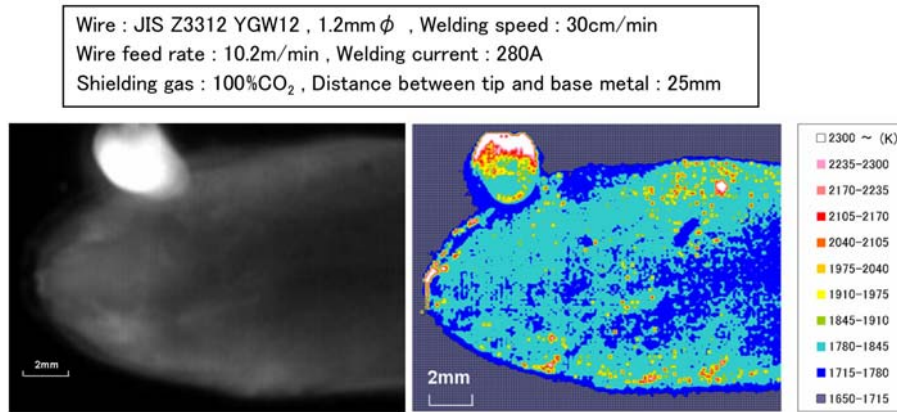


Fig. 10 Surface temperature distribution map of weld pool at the moment of arc extinguishment in CO₂ Arc welding

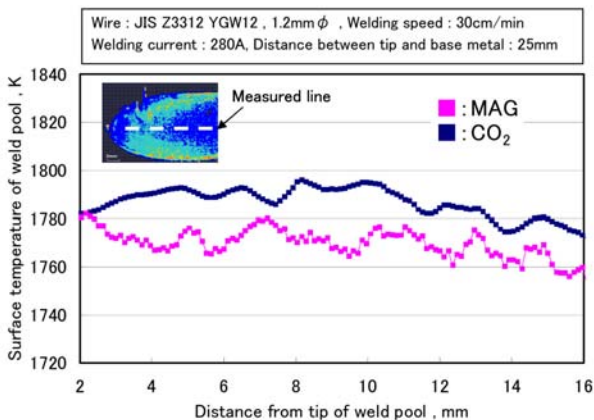


Fig. 11 Surface temperature profile along the center line of weld pool

および赤外線二色放射测温法によって測定された溶融池の表面温度分布を Fig. 10 に示す. 同一溶接電流で測定された Fig. 8 の MAG 溶接と同様, 表面温度は比較的均一であるが, その温度は MAG 溶接の場合と比較して若干高く, 1780~1845 K 程度であった. 溶融池中央部における溶接線方向の温度分布を Fig. 11 に示す. CO₂ アーク溶接では, 熱的ピンチ効果によりアークが緊縮しているため, MAG 溶接よりも表面温度が高くなるものと考えられる. しかしながら, アーク直下ではなく, 溶融池後方のビード両側部分に高温部が存在することは MAG 溶接と同様であった.

6. 結 論

本研究では, 950 nm および 980 nm の赤外領域を用いた二色放射测温装置を試作し, 本装置により GTA および GMA 溶接における溶融池の表面温度分布を測定した. 本研究で得られた結果を以下にまとめる.

- 1) 静止 He GTA において, HS の溶融池表面温度は, 中心部で 2900 K 程度であり, わずか 1~2 mm 程度外側に離れると約 1900 K まで温度が低下している. 一方, LS の中心部は, 2300 K 程度と HS と比較して低く, 周辺に向かって緩やかに温度が低下していた.
- 2) 静止 Ar GTA においては, He GTA と比較して溶融池中心部の表面温度が低く測定された. また, Ar GTA の HS では, 溶融池中心部よりも外側 1~2 mm 程度の部分が高温となる特徴的な温度分布が測定された.
- 3) 母材中の硫黄含有量によって溶融池表面流の方向が変化し, これとプラズマ気流による外向きのせん断力とのバランスにより, 溶融池表面温度分布や溶込み形状が変化することが推定された.
- 4) GMA 溶接において, 溶融池表面温度は比較的均一に分布しており, 同一計測系で測定した溶滴温度と比較して明らかに低い.
- 5) GMA 溶接の溶融池表面温度分布において, ビード後方

の両側に高温部があり、アーク直下であったと推定される部分の温度は、これより低い結果となった。これはアークから輸送されたエネルギーが高速流動により溶融池後方へ素早く輸送されるためであると推定された。

- 6) CO₂アーク溶接の溶融池表面温度はMAG溶接と比較して若干高くなる傾向が得られた。これは、熱的ピンチ効果により、アークが緊縮していることに起因するものと考えられる。

参 考 文 献

- 1) M. Inagaki, T. Wada, M. Uda: Nitrogen Absorption in Arc Melting of Iron, *Journal of the Japan Welding Society*, 34-3 (1965), 322-329. (in Japanese)
- 2) T. Hashimoto, F. Matsuda: On the Temperature Measurement of Molten Pool During Welding, *Journal of the Japan Welding Society*, 34-7 (1965), 654-660. (in Japanese)
- 3) T. Yamamoto, Y. Yamazaki, Y. Tsuji, F. Miyasaka, T. Ohji: Simulation Software of MAG Arc Welding for Butt Joint, *Quarterly Journal of the Japan Welding Society*, 23-1 (2005), 71-76. (in Japanese)
- 4) T. Sato, A. Ohkubo, T. Ohji, Y. Hirata: Measurement of Temperature Distribution of Molten Pool by UV Thermal Radiation, *Quarterly Journal of the Japan Welding Society*, 15-4 (1997), 631-638. (in Japanese)
- 5) W. H. GIEDT, X.-C. WEI, S.-R. WEI: Effect of Surface Convection on Stationary GTA Weld Zone Temperature, *Welding Journal*, 63-12 (1984), 376s-383s.
- 6) T. Okagaito, T. Ohji, Y. Hirata: UV Radiation Thermometry of TIG Weld Pool, *Quarterly Journal of the Japan Welding Society*, 22-1 (2004), 21-26. (in Japanese)
- 7) K. Yamazaki, E. Yamamoto, K. Suzuki, F. Koshiishi, K. Waki, S. Tashiro, M. Tanaka, K. Nakata: The Measurement of Metal Droplet Temperature in GMA Welding by Infrared Two-Color Pyrometry, *Quarterly Journal of the Japan Welding Society*, 26-3 (2008), 214-219. (in Japanese)
- 8) 溶接安全衛生マニュアル, 日本溶接協会安全衛生・環境委員会, 産報出版 (2002), 103-116. (in Japanese)
- 9) J. Haidar and A. J. D. Farmer: Surface temperature measurements for tungsten-based cathodes of high-current free-burning arcs, *J. Phys. D: Appl. Phys.*, 28 (1995), 2089-2094.
- 10) A. M. Makara, et al: The effect of refining of the penetration of metal in arc welding, *Automatic welding*, 30-9 (1977), 1-3.
- 11) K. Hiraoka, A. Okada, M. Inagaki: Effect of Helium Gas on Arc Characteristic in Gas Tungsten Arc Welding, *Quarterly Journal of the Japan Welding Society*, 3-2 (1985), 241-246. (in Japanese)
- 12) K. Yamamoto, M. Tanaka, S. Tashiro, K. Nakata, K. Yamazaki, E. Yamamoto, K. Suzuki: Numerical Simulation of Metal Vapor Behavior in Gas Tungsten Arc Welding, *Quarterly Journal of the Japan Welding Society*, 25-3 (2007), 443-449. (in Japanese)
- 13) C. R. Heiple, J. R. Roper: Mechanism for minor element effect on GTA fusion zone geometry, *Welding Journal*, 61-4 (1982), 97s-102s.
- 14) M. Tanaka, J. J. Lowke: Predictions of weld pool profiles using plasma physics, *J. Phys. D: Appl. Phys.*, 40 (2007), R1-R23.