

# 溶融池内の対流制御による高効率溶接法の開発

研究代表者 大阪大学接合科学研究所 助教授 藤井英俊

## 1. 緒言

溶接前に試料表面に酸化物等のフラックスを塗布して溶接を行うと、2~3倍の深い溶込み形状が得られる A-TIG 現象は、溶込み形状が浅く生産性が低い TIG の欠点を解消する手法として注目され、近年、精力的に研究が行われてきた<sup>1-12)</sup>。A-TIG 現象は 1960 年代にウクライナのパトン溶接研究所で発見され<sup>13)</sup>、実用的には非常に有用であると認識されていたが、これまで、そのメカニズムに対して統一的な見解は得られていなかった。これまでに提案されているモデルには大きく分けて (1) アークの緊縮<sup>1-9)</sup>、(2) マランゴニー対流の向きの変化<sup>3,10-12)</sup> の次の 2 つがあった。しかしながら、本研究では、フラックスの種類の影響だけでなく、フラックスの塗布量についても着目した実験を行い<sup>14,15)</sup>、溶融池内の酸素量を詳細に解析することにより、モデル(2)が A-TIG 現象の支配的なメカニズムであることを明らかにした<sup>16)</sup>。さらに、これらの結果より得られた知見から、シールドガスを制御することで同様に 2~3 倍の溶込み深さが得られる新たな手法 (AA-TIG、Advanced A-TIG)<sup>17)</sup>を開発した。

## 2. A-TIG (TIG with activating fluxes) における溶融池形状と溶融池内の酸素量

図 1<sup>14)</sup>は 0.001wt-%S を含有する SUS304 ステンレス鋼の表面に 5 種類の酸化物  $\text{Cu}_2\text{O}$ 、 $\text{NiO}$ 、 $\text{Cr}_2\text{O}_3$ 、 $\text{SiO}_2$ 、 $\text{TiO}_2$  をそれぞれ別々に塗布し、ビードオン溶接を行った場合の断面写真である。各写真の下の数字は塗布した酸化物がすべて分解した場合に発生する酸素量であり、すなわち、酸化物の塗布量で結果が整理されている。溶接条件は、溶接電流 160A、溶接速度 2mm/s、アーク長 3mm である。この結果より、これまで有効とされていた  $\text{TiO}_2$  や  $\text{SiO}_2$  だけでなく、5 種類の酸化物のすべてにおいて、ある酸化物量で急激に溶込み深さが増大することがわかる。また、 $\text{TiO}_2$  を除くすべての酸化物において、塗布量を増加させすぎると溶込み深さ

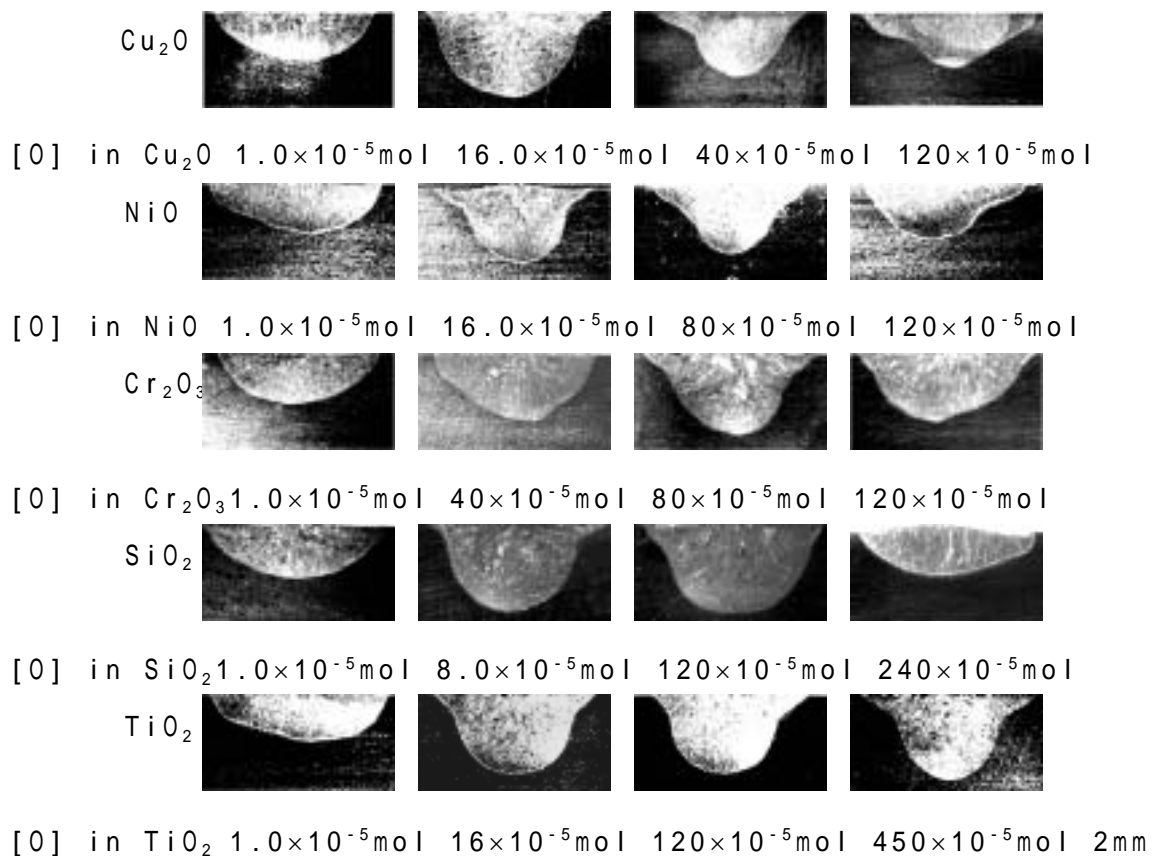


図 1 溶融池形状に及ぼす各酸化物、塗布量の影響  
 (160A, 2mm/s, アーク長 3mm)

は減少するという興味深い現象が観察された。 $\text{Cu}_2\text{O}$ 、 $\text{NiO}$ 、 $\text{SiO}_2$  については、酸化物の塗布量を増やすにつれて溶融池内の酸素量も増加しているが、 $\text{Cr}_2\text{O}_3$ 、 $\text{TiO}_2$  については、一旦増加した後はそれぞれ 500、120 ppm で一定となっていた。

### 3 A-TIG のメカニズム

一般に、純金属や多くの合金の表面張力は負の温度勾配  $\frac{\partial \sigma}{\partial T} < 0$  を持つ。この場合、表面張力は温度が相対的に低い溶融池周辺の方が高くなる。したがって、溶融池表面における流れは、中央から外へ向かう。このとき熱流は溶融池周辺に輸送され、溶融池形状は図 2(a)に示すように広く浅いものになる。Heiple と Roper<sup>10,12)</sup> は O、S、Se のような界面活性元素が鉄合金に含まれると、表面張力の温度勾配が負から正

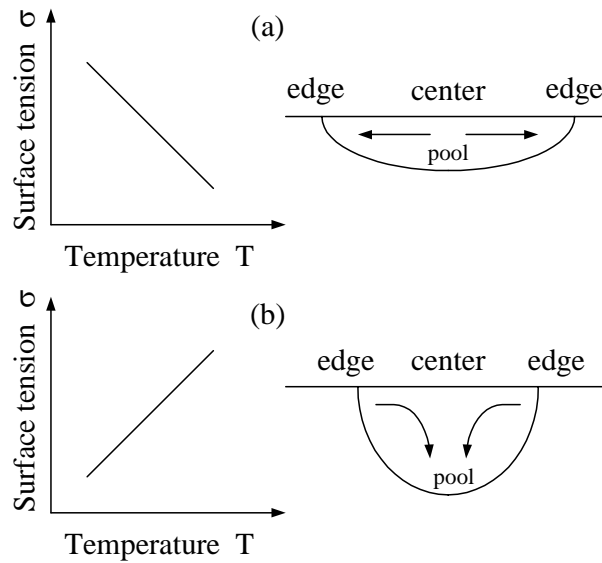


図 2 表面張力とマランゴニー対流の関係 (Heiple ら<sup>12)</sup>)

(a)  $\partial\sigma/\partial T < 0$       (b)  $\partial\sigma/\partial T > 0$

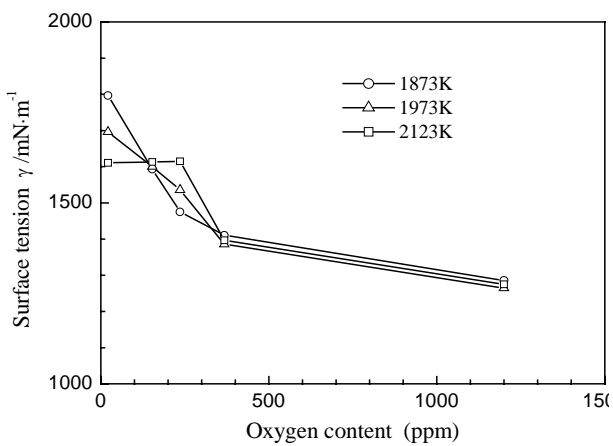


図 3 純鉄の表面張力に及ぼす酸素量の影響 (泰松ら<sup>18)</sup>)

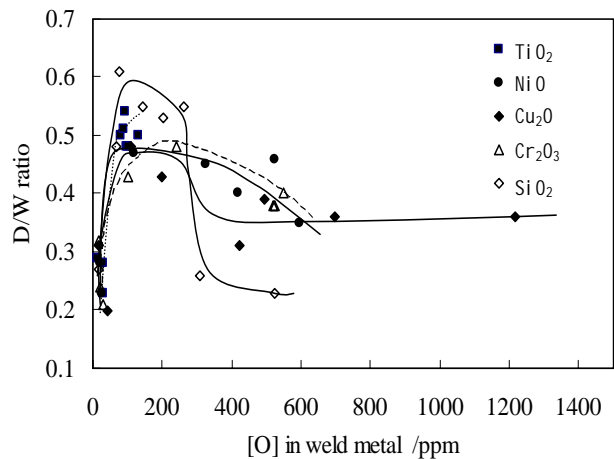


図 4 溶融池内の酸素量と D/W 値の関係

$\partial\sigma/\partial T > 0$  に変化し、図 2(b) に示すように、対流の方向が変化するというモデルを提案した。この場合、溶融池は幅が狭く、溶込み深さが大きくなる。

図 1 に示した結果は、酸化物から解離した酸素が界面活性元素として大きな役割を果たし、マランゴニー対流の方向を変化させたと考えられる。我々の研究グループ<sup>18)</sup> では、図 3 に示すように、酸素量が 150 ~

350 ppm の範囲において、Fe-O系の表面張力の温度勾配を正にすると報告した。一方、その範囲を超えると温度勾配は負または0になる。ステンレス鋼においても同様であると仮定すると、熔融池内の酸素量は酸化物の塗布量とともに増加し、マランゴニー対流が外向きから内向きへと変化する。さらに酸素量が増えると、内向きの力は弱くなるか、外向きへと変化する。このような原因で、図1に示すように酸化物の塗布量が増えるにしたがってD/W値が一旦増加し、その後、減少する。

図1の結果は、ステンレス鋼を用いているので、NiやCrなどの合金元素が表面張力の温度勾配が正である領域を純鉄の150~350 ppmから変化させることも考えられる。しかし、図4に示す熔融池の酸素とD/W値の関係からわかるように、酸化物の種類に関わらず、酸素量が70~300ppmの場合に溶込み深さが大きくなる。これは、図3に示す、熔融Feの表面張力で温度係数が正になる領域と極めて良く一致する。このように、フラックスの塗布量に関してある特定の領域のみが有効であり、多すぎても少なすぎても有効でないという結果は、アーク緊縮説では説明できず、マランゴニー対流の向きの変化がA-TIG現象には不可欠であることを示唆している。

図1で $\text{Cu}_2\text{O}$ と $\text{TiO}_2$ の結果を比べると、D/W値が0.4を超える領域は $\text{Cu}_2\text{O}$ の場合狭く、 $\text{TiO}_2$ ではかなり幅広い領域となっている。 $\text{TiO}_2$ の場合、酸化物内の酸素量が $100 \times 10^{-5} \text{mol}$ 以上では、D/W値は $\text{TiO}_2$ 量に依存しない。これは酸化物の安定性の違いによる。すなわち、エリンガム図から $\text{Cu}_2\text{O}$ は不安定で、アーク直下では容易に解離できることがわかる。解離した酸素は熔融池の中に溶込み、急激に酸素量が増加する。酸素量が多すぎると、マランゴニー対流は外向きになり、溶込み深さは再び減少する。しかしながら $\text{TiO}_2$ は安定であり、アーク直下であっても容易に解離しない。したがって、熔融池内の酸素量は相対的に小さくなり、マランゴニー対流は内側で維持される。

また、酸化物の粒径も溶込み深さに大きく影響を及ぼす。本研究では $0.8 \sim 25 \mu\text{m}$ の $\text{SiO}_2$ 粒子を用いて実験を行い、同じ塗布量でも粒径が大きすぎると深溶込み形状が得られないことを示した<sup>15)</sup>。これは粒径が大きすぎると、表面積が小さいため、還元反応が十分に進行せず、熔融池内の酸素量が深溶込みに有効な70~300ppmに到達しないためである。

このように、溶込み深さがフラックスの粒径に依存する現象も、アーク緊縮説では説明できず、マランゴニー対流の向きの変化が A-TIG 現象には不可欠であることを示唆している。

さらに最近、田中らは 2 重シールドトーチの外側に熱的ピンチ効果の高い  $H_2$  や  $CO_2$  ガスを用いて SUS304 の溶接実験を行い、アークの緊縮が溶込み形状に及ぼす影響について検討している<sup>19)</sup>。このような方法を用いると、10 倍以上の電流密度、入熱密度を達成できることが明らかにされたが、それだけでは大きく溶込み深さが変化しないこと、酸素が溶融池内に供給され、対流が内向きになったときにのみ溶込み深さが大きくなることが示し、本研究で示されたメカニズムの正当性が確認された。

#### 4. AA-TIG (Advanced A-TIG)

3 章で述べた結果から、溶融池内の酸素量を 70 ~ 300ppm に制御すれば、深い溶込み形状が得られることが明らかになった。したがって、シールドガスから酸素を供給しても同様な現象が得られるはずである。図 5a-f<sup>17,20)</sup> は Ar シールドガス中の  $O_2$  量を 0.1 ~ 1vol% で変化させて溶接した試料の断面写真である。この時、溶接電流 160A、溶接速度 2mm/s、アーク長 3mm の条件である。明らかにシールドガス中の酸素量が溶融池形状に大きく影響を及ぼすことがわかる。酸素量が 0.3 ~ 0.5 vol% の範囲では、溶融池は狭く深い形状となるが、酸素量が多すぎても少なすぎても、溶融池は幅広く浅い形状となっている。尚、シールドガス流量は影響を及ぼさない<sup>17)</sup>。さらに、酸素量が 0.2 vol% 以下の低酸素量の場合と、0.6 vol% 以上の高酸素量の場合では、ともに広く浅い溶込み形状であるが、溶融池形状が異なる点が興味深い。低酸素量の場合には、溶融池の底面は平らであるのに対して、高酸素量の場合には、底面の中央部が尖った形状をしている<sup>17)</sup>。

溶融池内酸素量は活性元素として働き、マランゴニー対流の向きを変化させる。図 5 の結果より、シールドガス中の酸素量が 0.3 ~ 0.5 vol% の場合には D/W 値が 0.5 となる。酸素量がこの範囲にない場合には、D/W 値はおよそ 0.2 となる。溶融池の酸素

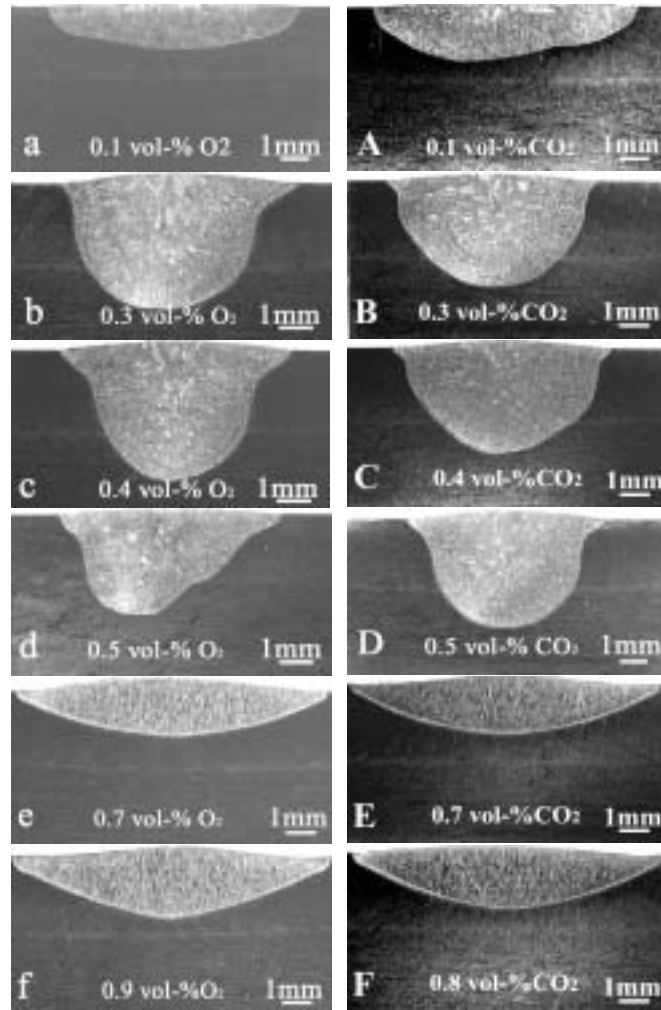


図 5 AA-TIG (Advanced A-TIG)における溶融池形状の変化  
 a-f:  $O_2$  をシールドガスに添加した場合、  
 A-F:  $CO_2$  をシールドガスに添加した場合

分析結果は、シールドガス中の酸素量が  $0.6\text{vol}\%$  以下の場合、シールドガス中の酸素量が増えると、溶融池内の酸素量も単調に増加するが、 $0.6\text{vol}\%$  以上の場合、 $200\sim 250\text{ppm}$  で一定になった。シールドガス中の酸素量が  $0.3\text{vol}\%$  以上のとき、表面張力の温度依存性は正であり、マランゴニ - 対流は内向きに働く。その結果、狭く、深い溶融池形状となる。しかし、酸素量が  $0.6\text{vol}\%$  以上になると、溶融池表面に厚い酸化皮膜が形成される。厚い酸化皮膜は、溶融池内への酸素供給の障壁となるとともに、溶融池表面が自由に移動するのを妨げ、マランゴニ-

対流を弱める。したがって、溶融池は再び幅広く浅い溶込み形状となる。しかしながら、対流の方向は依然内向きであるため、溶融池底面は尖った形状をしている。

本手法のように、シールドガス中に  $O_2$  や  $CO_2$  を流した場合、電極の酸化が懸念される。 $O_2$  や  $CO_2$  量が 0.5vol%以下であると、電極の酸化は比較的小さい<sup>17)</sup>とされるが、長時間溶接すると、やはり問題が生じると思われる。これ

に関しては、図 6 に示すように、2重シールドトーチを用いるて、電極近傍には Ar ガスを、その外側に Ar- $O_2$  または Ar- $CO_2$  ガスを用いることで解決できる<sup>17)</sup>。

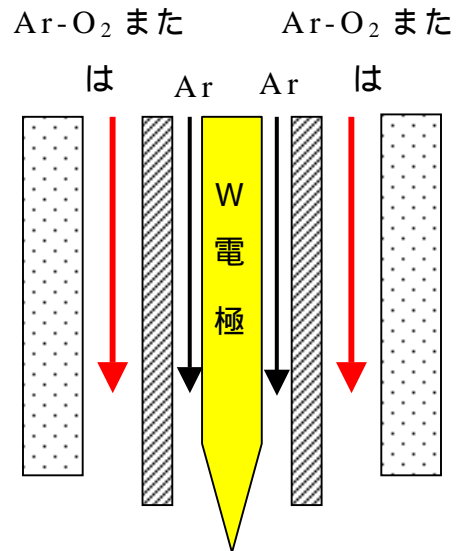


図 6 2重シールドトーチ

## 5. AA-TIGにおける溶接パラメータの影響

図 7~9<sup>22,23)</sup>は開発された AA-TIG 法において、溶込み形状に及ぼす溶接速度、溶接電流、アーク長の影響について示している。図 7 はシールドガスに Ar-0.1vol%  $O_2$  または Ar-0.3vol%  $O_2$  を用いた場合の溶接速度の影響を示している。Ar-0.1vol%  $O_2$  は対流が溶融池表面で中央から周辺へ流れる場合であり、Ar-0.3vol%  $O_2$  は対流が溶融池表面で周辺から中央へ流れる場合である。溶接速度は 2mm/s、電流は 160A、アーク長 3mm を基本とし、それぞれのパラメータを変化させている。

Ar-0.1vol%  $O_2$  では、D/W が溶接パラメータの影響を大きく受けないのに対し、Ar-0.3vol%  $O_2$  では、溶接速度を小さくすると D/W が大幅に増加する。これは、マランゴニー対流の強さは、表面張力の温度依存性と溶融池表面の温度勾配の積で決定されるため、溶接速度を小さくした場合には、中央の温度が上昇し、温度勾配が大きくなったからだと考えられる。また、溶融池内の酸素量は溶接速度によってほとんど変化せず、各実験条件でマランゴニー対流の向きは変化しなかったといえる。

図 8 は溶融池形状に及ぼす溶接速度の影響を示している。電流を増加させた場合には、160A までは D/W が増加するが、それ以上電流を増加

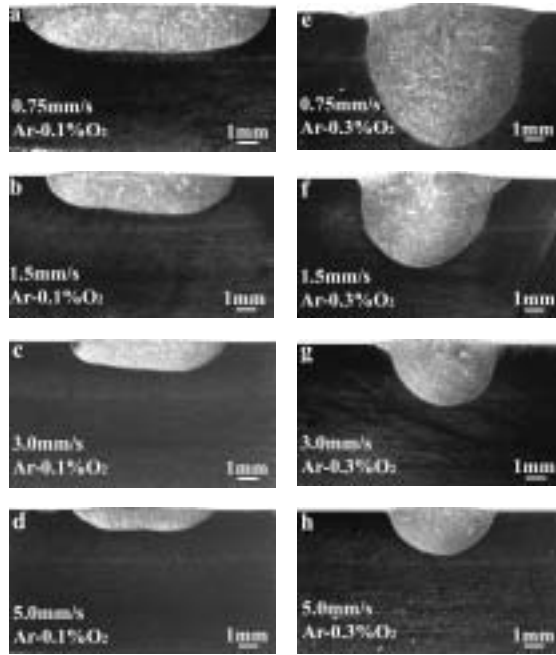


図 7 Ar-1vol%O<sub>2</sub> シールドガスと Ar-3vol%O<sub>2</sub> シールドガスを用いた場合の溶融池形状に及ぼす溶接速度の影響

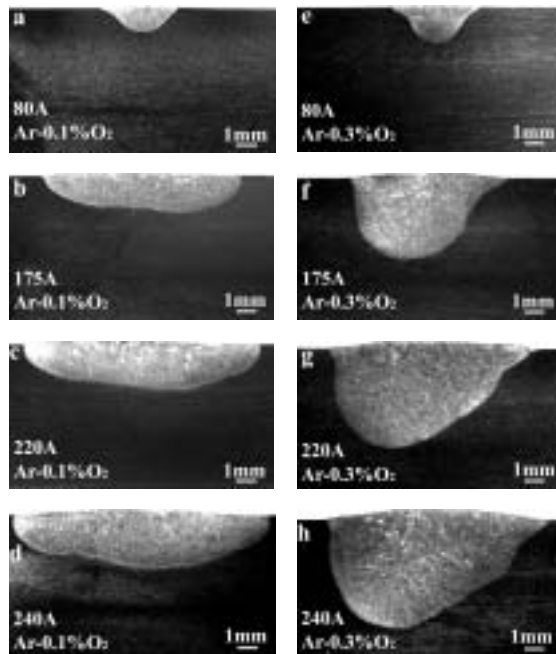


図 8 Ar-1vol%O<sub>2</sub> シールドガスと Ar-3vol%O<sub>2</sub> シールドガスを用いた場合の溶融池形状に及ぼす溶接電流の影響



するとプラズマ気流の影響が大きくなるため<sup>24,25)</sup>、D/Wは減少する。またこの場合にも、溶融池内の酸素量は溶接電流によってほとんど変化せず、各実験条件でマランゴニー対流の向きは変化しなかったと考えられる。

図9に溶融池形状に及ぼすアーク長の影響を示している。D/Wはアーク長3mm程度で最大になることがわかる。アーク長が小さすぎる場合には、Ar-0.3vol%O<sub>2</sub>を用いた場合にも溶融池内の酸素が不十分で、70ppm以下に低下する。したがって、マランゴニー対流が外向きとなり、Ar-0.1vol%O<sub>2</sub>を用いた場合と同様な溶け込み形状となる。一方、アーク長が大きすぎる場合には、電圧が増加し電力そのものは増加するが、電流密度が小さくなり、溶融池の温度勾配が小さくなるため、マランゴニー対流が弱まり、D/Wは大幅に減少する。

このように、溶融池形状は溶接条件によって大きく変化する。マランゴニー対流は溶融池内の酸素量と溶融池表面の温度勾配で決定され、こ

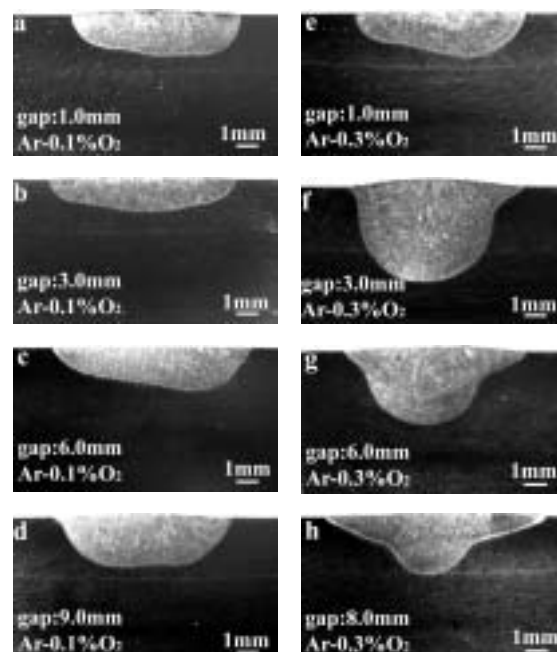


図9 Ar-1vol%O<sub>2</sub>シールドガスとAr-3vol%O<sub>2</sub>シールドガスを用いた場合の溶融池形状に及ぼすアーク長の影響

れらは シールドガスの組成と溶接条件で制御できる。

## 5. まとめ

本稿で開発した AA-TIG(Advanced A-TIG)法は、これまでの設備とほとんど同様なもので施工できるため、その実用価値は高いと考えられる。

今回は 0 量を中心にまとめたが、同属元素である S<sup>26,27)</sup>においてもほとんど同様なことが言える。したがって、本手法を用いると、これまで鋼種によって S 量が異なることで溶込み深さが一定でなく、作業上の問題とされていたことに関しても、解決することが可能である。

## 参考文献

- 1) P.J. Modenesi, E.R. Apolinario, I.M.Pereira, J. Mater. Proc. Tech., 99(2000), 260;
- 2) S.Kou and Y.H.Wang, Weld. J. 65(1986), 63s.
- 3) M.Tanaka, T.Shimizu, H.Terasaki, M.Ushio, F.Koshi-ishi and C.-L. Yang, Sci. Tech. Weld. Join., Vol.5, No.6 (2000), 397.
- 4) D.S.Howse and W.Lucas, Sci. Tech. Weld. Join., Vol.5, No.3, (2000), 189.
- 5) H.C.Ludwig, Weld. J. 47(1968), 234s.
- 6) Ding FAN, Ruihua ZHANG, Yufen GU, Masao Ushio, Trans. JWRI, Vol.30, No.1, (2001), 35.
- 7) S.Sire and S.Marya, Proc. of the 7<sup>th</sup> Int. Symp. JWS, (2001), Kobe, 113.
- 8) S.Marya and S.Sire, Proc. of the 7<sup>th</sup> Int. Symp. JWS, (2001), Kobe, 107.
- 9) 黄地尚義、三宅厚司、田村雅貴、井上裕史、西口公之, 溶接学会論文集 Vol.8, No.1, (1990), 54.
- 10) C.R.Heiple and J.R.Roper, Weld.J., 61(1982), 97a.
- 11) C.R.Heiple, J.R.Roper, R.T.Stranger and R.J.Aden, Weld.J., 62(1983), 72s.
- 12) C.R.Heiple and J.R.Roper, Weld. J., 60(1981), 143s.
- 13) S.M.Gurevich and V.N.Zamkov: Avtom. Svarka., 12 (1966) 13.

- 14) S.P.Lu, H.Fujii, H.Sugiyama, T.Manabu and K.Nogi, Mater. Trans., 43, (2002), 2926.
- 15) S.P.Lu, H.Fujii, H.Sugiyama and K.Nogi, Metall.& Mater. Trans. A, 34A, (2003), 1901.
- 16) 藤井英俊, 溶接学会誌 Vol.74 No.4 (2005)158 - 163.
- 17) S.P.Lu, H.Fujii, H.Sugiyama, M.Tanaka and K.Nogi, ISIJ Int., 43 (2003), 1590.
- 18) 泰松斉, 野城清, 荻野和巳, 高温学会誌, Vol.18, No.1, (1992), 14.
- 19) 田中学、坂本英二、牛尾誠夫、三田常幸、溶接アーク物理研究委員会、ア物-05 1253.
- 20) S.P.Lu, H.Fujii and K.Nogi, Mater. Sci. & Eng. A, 380, (2004), 290.
- 21) S.P.Lu, H.Fujii and K.Nogi, Metall. & Mater. Trans. A, 35A (2004), 2861.
- 22) S.P.Lu, H.Fujii and K.Nogi, Scripta Mater., 51 (2004), 2717.
- 23) S.P.Lu, H.Fujii and K.Nogi, ISIJ Int., 45 (2005) 66-70.
- 24) M.Tanaka, H.Terasaki, M.Ushio and J.J.Lowke: Plasma Chemistry and Plasma Processing, **23** (2003), 585.
- 25) M.Ushio, M.Tanaka and J.J.Lowke: IEEE transactions on Plasma Science, **32** (2004), 108.
- 26) H.Fujii, T.Misono, T.Matsumoto and K.Nogi, Ceram. Trans., 146 (2004) 137-143.
- 27) T.Matsumoto, T.Misono, H.Fujii and K.Nogi, J. Mater. Sci., 40 (2005) 2197-2200.