

狭開先ロボット溶接におけるギャップ変動に対する
適応制御に関する研究

(研究課題番号 15560621)

平成 15 年度～平成 16 年度科学研究費補助金 (基盤研究(C)(2))
研究成果報告書

埼玉大学図書館

平成 17 年 3 月



205801251

研究代表者 金子 裕良

(埼玉大学工学部電気電子システム工学科)

埼大コーナ-

566.6

Ka

205801251

I. はじめに

高効率で高品質な溶接結果を得るために、基礎実験および数値シミュレーションを行い、ビード高さを一定に制御しかつ十分な溶接強度を保証する冷却時間が得られるような溶接条件(ストローク長、ストローク速度、溶接電流・電圧、ワイヤ送給速度など)を4.5および6mmのルートギャップについて求めた。この結果から開先幅と溶接条件の関係を導き、それを言語的に表現された知識・経験を表すのにファジィモデルの規則を構築した。このモデルを用いて、各ルートギャップにおける最適な溶接条件を推定した。

開先幅変動に対して、ビード高さを一定に保つように制御するフィードフォワード制御システムを開発した。このシステムは、レーザセンシングを用いて、開先形状を溶接前に検出し、開先幅を求める。これを用いて、溶接位置における開先幅を求める。この幅に適応して、最適な溶接条件を選択する。開先幅変動に関わらず望ましいビード高さや冷却時間が得られるような溶接条件(スイッチバックの前進・後進のストローク長、ストローク速度、溶接電流・電圧、ワイヤ送給速度など)をファジィモデルにより求め、この条件で溶接を行う。すなわち、開先幅変動に対応したフィードフォワード制御を行った。

さらに、溶接中の溶融池形状およびアーク位置等が適正な状態にあるか視覚センサを用いてモニタリングするシステムも構築した。視覚センサはロボット手先取り付けられた CCD カメラと画像入力装置および画像処理用コンピュータからなり、ウィービング中心位置に同期してベース電流を 15A に下げアーク光を低減した期間(1ms)にカメラのシャッタを開くことにより、良好な溶融池形状とアーク形状を撮影することが可能となる。撮影した画像からアーク位置および溶融池形状(幅・面積・長さ)を観察し、適正な溶接が行われているかどうかを判断した。

研究組織

研究代表者： 金子 裕良 (埼玉大学工学部 講師)

研究分担者： 山根 敏 (埼玉大学大学院理工学研究科 助教授)

研究費

交付決定額(配分額) (金額単位：千円)

| | 直接経費 | 間接経費 | 合計 |
|----------|------|------|------|
| 平成 15 年度 | 2200 | 0 | 2200 |
| 平成 16 年度 | 1300 | 0 | 1300 |
| 総計 | 3500 | 0 | 3500 |

埼玉大学

埼玉大学図書館



205801251

目次

| | | |
|-----|----------------|----|
| I. | はじめに | |
| II. | 研究成果 | |
| 1. | 緒言 | 1 |
| 2. | ロボット溶接システム | 2 |
| 3. | スイッチバック溶接法 | 2 |
| 4. | トーチモーショントビード高さ | 3 |
| 5. | 溶融池の数値モデル | 4 |
| 6. | 溶融池のファジィモデル | 7 |
| 7. | ビード高さとアーク位置制御 | 9 |
| 8. | 結論 | 10 |
| 9. | 関連論文 | 14 |

要約

高品質な溶接を行うために、安定した裏ビードを得ることと母材を溶かすことが重要である。狭開先溶接において、従来の溶接法では、ビード高さと裏ビードを同時に制御することは難しい。この問題を解決するために、著者は溶接トーチが前後に動くスイッチバック溶接法を提案する。

トーチの前進時には、広い裏ビードを得るため、アークをルートエッジに与える。後退時は安定したビード高さを形成する。スイッチバック溶接法にはたくさんのパラメータがある。ファジィモデルは溶接条件と溶融池形状の関係を示すために提案する。このモデルを用いることにより、最適な溶接条件を求める。その有効性を、溶接実験を行うことで確認する。

1. 緒言

アーク溶接プロセスは金属板を接合するための重要な近代技術である。高品質な溶接を行うために知能溶接ロボットを設計することは非常に重要なことである。薄板の接合において、視覚溶接ロボットを適用する。CCD カメラを GMA (ガス・メタル・アーク) 溶接において、溶融池を観察する視覚センサとして用いる。

GMA 溶接では、電極ワイヤと厚板の開先表面を電極ワイヤ先端から母材へのアーク放電によって溶融する。電極ワイヤからの溶滴はギャップに溶着し、母材を互いに接合する。さらに、溶接トーチは熱を開先表面に与えるためにウィービングさせる。溶接における高い生産性を達成するために、狭開先を適用する。

狭開先では溶着金属の量が多くなればビードは高くなるが、アーク熱が溶融池に与えられルートエッジまで届かない。そのため融合不良が発生し、機械的強度に関する問題を引き起こす。それゆえ一般的に、溶着金属の量はビード高さが 4 mm 以下になるように決定される。母材の厚さが 12mm 以上のとき、溶接線の開始から終了までのトーチの移動は三倍になる。さらに、アークの挙動は溶接電源特性、電極ワイヤ送給速度および溶接トーチモーションに依存する。

短いアーク長は、高品質溶接を得るために必要である。ビード高さと裏ビードを制御するため、コンピュータネットワークを用いた、電源・電極ワイヤ送給装置、および溶接ロボットを含む溶接装置の協調制御法を提案する。

開先内で、溶接トーチを 10Hz で振動させるだけでなく、ウィービングの中心に沿って前後に動かす、スイッチバック溶接法を提案する。

最初に、ウィービング中心を前進させ、アークによって母材のルートエッジに予熱を与える。これにより融合不良のない安定した裏ビードが形成される。このプロセスを前進プロセスと呼ぶ。次に、ウィービング中心をルートエッジと開先表面に溶滴を溶着させるために後方に動かす。これにより所望のビード高さを得る。このプロセスを後退プロセスと呼ぶ。アーク長が長くなれば熱をルートエッジに与えることが困難になり、接合部分に融合不良が生じる。溶融池を観察するために、CCD カメラの使用が有用であるが、溶融池の

観察法に適用することは難しい。そのため、CCD カメラのシャッタがトーチの振動と同調させる必要がある。本研究では、ウィービングの中心をトーチが通過するときに CCD カメラのシャッタを開き、溶融池の観察を行う。

スイッチバック溶接法では、トーチの移動速度、電流、ワイヤ送給速度など、多くの溶接条件のパラメータが存在する。溶接条件の最適条件を求めるため、溶融池の数値モデルを熱伝導方程式によって記述する。差分法の適用による数値解析では、数値モデルを解くために莫大な時間がかかる。演算時間を省くために数値モデルの代替として、溶融池のファジィモデルを提案する。モデルは数値結果を用いて調節する。4mm から 6mm ギャップにあわせた最適なストローク長を推測する。ファジィモデルと提案された溶接法の有効性を証明するために、ギャップ変動の下で実験を行う。実験により、良好な溶接結果、すなわち滑らかなビード表面と広い裏ビードが得られた。

2. ロボット溶接システム

コンピュータネットワークを利用した溶接システムを Fig.1 に示す。パーソナルコンピュータはサーバコンピュータとして使用し、ロボット溶接においてシステム全体を制御するために他のコンピュータに同期信号を送る。コンピュータ 1 はロボットコントローラと接続しており、トーチの中心線のエンコーダ・パルス数を数えるカウンタ・ボードを使用することで、トーチ位置を検出する。パルス電流はサーバ・コンピュータから溶接電源に電源特性を送ることにより、発生させる。ワイヤ送給装置にはタコ・ジェネレータを搭載している。AD コンバータによってワイヤ送給速度を検出し、所望のワイヤ送給速度を得るために極配置法によって制御する。ワイヤ送給速度はサーバ・コンピュータからパラレルポートを介して測定し、コンピュータ 2 に送る。溶接電流と電流供給点電圧は 1ms 毎にサンプリングし、溶接の最初から最後までコンピュータ 2 のハードディスクに記録する。同時に、トーチ位置は、溶接ロボットのトーチ中心線において、エンコーダからのパルスをカウントすることで、検出する。溶接線からのウィービング中心のずれは、ウィービング半周期毎の平均電流と平均電圧を比較することで測定する。つまり、測定用コンピュータはアークセンサーとしての機能も有している。

トーチがウィービングの中心を通過する時、トーチ前方に固定された CCD カメラのシャッタを開き、溶融池とワイヤ先端位置を観察する。アーク光の影響を減らすため、溶接電流はシャッタに同期して低電流(20A)に下げる。

画像計測器を持つコンピュータ 3 は溶融池観察のためのみに使用する。ロボット溶接システムにおいて全体のコンピュータの数は 4 である。割り込みは、コンピュータ間での伝達の時間遅れを避けるために使用される。

3. スwitchバック溶接法

ウィービング中心は Fig.2 に示されるように前後に動き、溶接トーチは開先内を 10Hz で動く。ギャップが 4mm のとき、ウィービング幅は 2.6mm となる。ルートエッジとウィービング端における電極ワイヤの外側との距離は、アークが開先表面を這うのを避けるため

に 0.1mm である。溶接トーチの移動速度は 18.2mm/s で一定で前進し、その後、同じ速さで後退する。前進距離は 20mm、後退距離は 15mm である。スイッチバック 1 周期において、重複距離は 15mm であり、プロセス毎に 5mm 前進する。移動速度が速くなれば、溶融池は小さくなり、溶融池の温度は下がる。

パルス電流は、ルートエッジと、開先表面と溶融池の境目に溶滴と熱を与えるために用いる。電流波形とトーチウィービングの関係も Fig.2 に示している。入熱は溶融池の温度が上昇するのを防ぐために、ウィービング中心で下げる。電流波形はトーチモーションに同期して作っている。すなわち、トーチがルートエッジに近づくときに、電流はベース電流からパルスピーク電流に変化する。

4. トーチモーションとビード高さ

トーチモーションの前進と後退の距離は、最初のスイッチバックモーションで 5mm である。その後、前進と後退の距離は二周期目で 10mm、三周期目で 15mm に増える。この動作により溶接開始点において所望のビード高さを形成する。ギャップが 4mm ならば、トーチは定常状態で前方に 20mm 動く。その後、15mm 後退する。アークが溶融池と開先表面の境界で放電し、ビード表面と開先表面に入熱を行うため、融合不良が無く、ビードの滑らかな表面が得られる。前進トーチモーションの間、ワイヤは先端から溶滴を落とす。CCD カメラで撮影した溶融池とワイヤ先端の典型的な画像は Fig.2 に示されている。Fig.2 の画像 A はトーチが溶融池の前方にある場合を示している。アークは母材のルートエッジに放電している。

ビードはトーチモーションの後退時に形成される。ビード高さは、前進と後退過程のストローク、平均溶接速度、そしてルートギャップに依存する。その値は、1 ストロークの移動距離、ビード高さ、開先形状に依存し、溶着金属の量と等しい。それにより、ワイヤ溶融量がわかる。溶接電流はアークを短く保つように決定する。溶融池の斜面は Fig.2 に示すに、前進と後退のプロセスにおけるストロークに関係する。ルートギャップが広くなると、溶融池の過剰な加熱を避けるため、溶接電流と溶接速度を減少させる。つまり、ワイヤ溶融量を減少する。また、ストロークは長くなり、パルスピーク幅は短くなる。溶接条件の単純化のために、トーチの移動速度は前進プロセスと後退プロセスで 18.2mm/s で固定した。溶接はスイッチバック溶接の 1 プロセスにおいて 5mm ずつ進行する。その距離 l_s は、ルートギャップにかかわらず固定される。その距離 l_s が長くなれば、裏当て材のセラミックが過熱し、距離 l_s が短ければ、溶けた金属のために、母材のルートエッジに熱を与えることが難しくなる。Fig.3 は、ストロークと溶着金属の量の関係を示している。断面の面積 S は

$$S = (G + h \tan 12^\circ) h \quad (1)$$

である。その h と G はそれぞれビード高さとギャップである。

1 ストロークにおけるビードの体積 V_s は

$$V_s = S l_s \quad (2)$$

である。

時間 t_s 間の溶着金属の体積 V_m は

$$V_m = \frac{\pi D^2}{4} v_f t_s \quad (3)$$

である。その D は電極ワイヤの直径で、 v_f はワイヤ溶融速度である。

V_m は V_s と等しいので、時間 t_s は

$$t_s = \frac{4}{\pi D^2} \frac{G + h \tan 12^\circ}{v_f} h l_s \quad (4)$$

一方、ストローク長と時間 t_s の関係は

$$L_f + L_b = v_s t_s \quad (5)$$

その $L_f = L_b + 5$ と L_b はそれぞれ前進過程と後退過程のストローク長であり、 v は移動速度である。ルートギャップが Fig. 3(b) に示されるように広くなれば、面積 S は大きくなる。式(4)より、 t_s はビード高さ h を安定に保つために長くなる。トーチの移動速度が固定であるので、ストローク長は長くなる。溶接のアーク現象の状態、そして溶融池の撮影を、それぞれ高速ビデオカメラと CCD カメラを用いて撮影する。4, 5, 6mm ギャップにおける溶接条件は、アークを短く保ちルートからビード表面へ放電するよう、高速ビデオカメラと CCD カメラの撮影結果を用いて決定した。その溶接条件は Fig. 4 に示されている。ワイヤ送給速度と平均溶接速度はルートギャップが広がるに従って減少させる。

5. 溶融池の数値モデル

スイッチバック溶接の過程を分析し、溶接の最適条件を見つけるために、数値シミュレーションを行う。母材の厚さは 12mm である。その幅と長さはそれぞれ 200mm と 175mm である。数値モデルは Fig. 5 に示されている。以下の条件において、第一近似における数値モデルを、熱伝導方程式によって構築する。

- (1) ワイヤ溶融と母材への全入熱 VI の効率 η は 70% である。全入熱の半分である $\eta VI/2$ を母材に与える。その V と I はそれぞれ電流供給点電圧と実効値である。
- (2) 電圧 V は 22.5V に固定する。この値は MIG 溶接の基礎実験から求められている。ワイヤ溶融速度と電流 I の関係は基礎実験から求められている。

始めに、前進ストロークと後退ストロークをルートギャップに応じて決定する。平均溶接速度は与えられた前進と後退のストローク長から計算する。次に、ワイヤ溶融速度 V_m は与えられたルートギャップと、9mm のビード高さを得るための溶接速度の二つに応じて求める。そして、電流 I はアークを短く保つために V_m にしたがって決定する。母材への入熱は $Q = \eta VI/2$ とする。数値シミュレーションを単純化するために、トーチは熱源として扱う。その大きさはウィービング 1 周期のアークの広がりと同しくする。高速ビデオカメラによって撮影された溶接現象に従い、アークは溶融池の表面だけでなく、開先表面にも放電する。入熱領域はアークの広がりを考慮して決定する。すなわち、Fig. 5 に示すように開先表面における入熱領域の長さは 6mm で、広さはギャップ G と 4mm の合計である。

単位面積 q 当りの入熱は以下の方程式によって得る。

$$q = \frac{Q}{(G+4) \times 6} \quad (6)$$

母材、開先形状及び格子形態を Fig.5 に示す。母材における温度を検出するために、格子の長さを 0.5mm とする。基礎実験において、30mm の厚さのアルミ板 2 枚を、母材を支えるために用いている。アルミ板の間の距離、つまりアルミ板間のギャップは 40mm である。そのギャップの中心は、ちょうど溶接線の真下である。一次近似における数値計算は次の前提の基で行う。

- (3) アルミ板間のギャップにおいて、母材の裏側の表面から放熱がある。
- (4) アルミ板が接触する裏表面では、温度は外気温 20℃ に固定される。

温度を U とすると、熱伝導方程式は式(7)である。

$$\rho c \frac{\partial U}{\partial t} = \kappa \left(\frac{\partial^2 U}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 U}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 U}{\partial z^2} \right) \quad (7)$$

κ 、 ρ 及び c はそれぞれ熱伝導率、質量密度及び比熱である。式(7)は差分法によって近似される。

5. 1 境界条件

アークは Fig. 5 に示されるような入熱によって近似される。フーリエの熱伝導則によって、熱流は法線を流れる。入熱領域の境界条件は以下ようになる。

$$-\kappa \frac{\partial U}{\partial z} \Big|_{\text{surface of bead in heat input area}} = q \quad (8)$$

$$-\kappa \frac{\partial U}{\partial y} \Big|_{\text{surface of groove in heat input area}} = q \quad (9)$$

熱拡散は入熱領域を除いた表面で行われる。ニュートンの冷却の法則によって、境界条件は以下ようになる。

$$-\kappa \frac{\partial U}{\partial x} \Big|_{\text{Groove surface}} = h(U - 20), \quad -\kappa \frac{\partial U}{\partial x} \Big|_{x=100} = h(U - 20) \quad (10)$$

$$-\kappa \frac{\partial U}{\partial y} \Big|_{\text{Groove surface}} = h(U - 20), \quad -\kappa \frac{\partial U}{\partial y} \Big|_{y=175} = h(U - 20) \quad (11)$$

$$-\kappa \frac{\partial U}{\partial z} \Big|_{z=0} = h(U - 20), \quad -\kappa \frac{\partial U}{\partial z} \Big|_{z=12} = h(U - 20) \quad (12)$$

この h は熱伝導係数と同等のものであり、外気温は 20℃ である。

数値モデルが溶接線について対称、かつ熱伝導方程式は x 軸について対称であるので、演算時間を減らすために母材の片側のみを扱った。この場合、 $x=0$ での x - z 平面は隔離された面であり、 x - z 平面での熱の移動はない。表面への正常な熱の流れは 0 であり、境界条件は次の方程式で表される。

$$-\kappa \frac{\partial U}{\partial y} \Big|_{y=0} = 0 \quad (13)$$

5. 2 数値解析

熱の伝導性は母材の面に依存する。融点は軟鋼(SS400)で 1535℃である。段階変化は 1534℃から 1536℃の温度領域で起こる。本研究では熱伝導率 κ を 1534℃から 1536℃の温度領域で変化させる。熱伝導率関数 $\kappa(U)$ は段階変化における連続関数とする。熔融池と母材には固体段階と液体段階があるので、潜熱を扱うためにエンタルピー法を適用する。エンタルピーと温度との関係を Fig.6 に示す。

差分を数値解析に適用する。中心の差による差分方程式は以下のようなになる。

$$\frac{H_{i,j,k,l+1} - H_{i,j,k,l}}{\Delta t} = \kappa \frac{U_{i+1,j,k,l} - U_{i,j,k,l}}{\Delta h^2} + \kappa \frac{U_{i-1,j,k,l} - U_{i,j,k,l}}{\Delta h^2} + \kappa \frac{U_{i,j+1,k,l} - U_{i,j,k,l}}{\Delta h^2} + \kappa \frac{U_{i,j-1,k,l} - U_{i,j,k,l}}{\Delta h^2} + \kappa \frac{U_{i,j,k+1,l} - U_{i,j,k,l}}{\Delta h^2} + \kappa \frac{U_{i,j,k-1,l} - U_{i,j,k,l}}{\Delta h^2} \quad (14)$$

$H_{i,j,k,l}$ は格子点 i, j, k , 時間 l でのエンタルピーであり、 $U_{i,j,k,l}$ は格子点 i, j, k , 時間 l での温度である。 Δh は格子間隔で、 Δt は時間メッシュである。温度 $U_{i,j,k,l+1}$ は Fig. 6 に示すようにエンタルピーから温度への変換を用いて計算する。数値シミュレーションで使用されたパラメータは表 1 に示す。

熔融池でのストローク長の影響を調べるために、数値シミュレーションは 4, 5, 6 mm の、三種類の異なるギャップにおいて行う。熔融池の傾斜はストローク長に依存する。熔融池の傾斜を表現するために、溶接線に沿ったメッシュを導入する。メッシュのサイズは Fig. 7 に示すように 2.5mm である。熔融金属は 2.5mm メッシュごとに溶着する。溶着金属の量はワイヤ熔融量に一致する。熔融金属の温度は 1800℃である。ギャップが 4mm で後退ストローク長が 15mm の場合、ビードは 7 層を構成する。

5. 3 シミュレーション結果

式(14)を用いて、数値シミュレーションは 4mm ギャップで行われる。その結果は Fig. 8 に示す。熔融池の長さは後退プロセスのストローク長に等しい。熔融池長さがストローク長より長い場合、熔融池の熔融金属は重力によって前に流れ出し、ルートエッジまでアークが届かなくなる。その結果、ルートエッジの十分な熔融を得ることが困難になる。Fig. 9 は実験結果とシミュレーション結果の関係が 4mm ギャップにおける熔融領域とほぼ一致することを示す。シミュレーション結果と実験結果の差は、熔融部分に対し 0.3mm 以内であり、シミュレーション結果の有効性が証明された。

ギャップとストローク長が与えられたとき、9mm のビード高さを得るための熔融金属の量を計算し、溶接電流はアーク長を短く保つように決定する。つまり、数値シミュレーションのパラメータはギャップとストローク長である。熔融池形状は典型的なストローク長とギャップで計算する。シミュレーション結果の形状を Fig. 10 に示す。表 2 は数値シミュレーションにおける熔融池形状と冷却時間を示す。ストローク長が一定でルートギャップが広くなると、熔融池は長くなる。ストロークが短くなると、溶着金属の量は多くな

る。ストローク長が増加すれば、溶融池は短くなり、母材への入熱は少なくなる。

6. 溶融池のファジィモデル

最適な溶接条件を得るために、溶融池のモデルが必要である。数値モデルは前章で述べたように導出したが、シミュレーション結果を得るには非常に時間がかかる。そのため、数値モデルの代わりに溶融池のファジィモデルを提案する。トーチの移動速度は18.2mm/sに固定する。ファジィモデルの入力はギャップと前進ストロークの長さである。出力は溶融池形状 B とする。溶融池形状 B は後退プロセスの終わりにおける後退ストローク長と15mmの平均に対する溶融池の割合である。溶融池形状 B に関する考えは熟練技術者の知識に基づいている。溶融池が長過ぎれば、溶融金属は重力によって前に流れ出す。溶融池はわずかに後退ストローク長より短いことが望ましい。そのため、溶融池形状 B は溶融池形状の質を示すのに用いた。

モデルの入出力の関係は、熟練技術者の知識に基づくファジィ規則から得られるIF-THEN文という形で記述する。ギャップ、前進ストローク長、溶融池形状の関係を表2に示す。ギャップは、「狭い」 N 、「中間」 M 、「広い」 W のような3つの場合に分類する。前進ストローク長と溶融池形状 B についても、「短い」 S 、「中間」 M 、「長い」 L のように3つの場合に分類する。規則の数は以下の、9項目である。

規則1：もしギャップが「狭い」 N で前進ストローク長が「短い」 S ならば、溶融池形状 B は「長い」 L_s である。

規則2：もしギャップが「狭い」 N で前進ストローク長が「中間」 M ならば、溶融池形状 B は「中間」 M_s である。

規則3：もしギャップが「狭い」 N で前進ストローク長が「長い」 L ならば、溶融池形状 B は「短い」 S_s である。

規則4：もしギャップが「中間」 M で前進ストローク長が「短い」 S ならば、溶融池形状 B は「長い」 L_m である。

規則5：もしギャップが「中間」 M で前進ストローク長が「中間」 M ならば、溶融池形状 B は「中間」 M_m である。

規則6：もしギャップが「中間」 M で前進ストローク長が「長い」 L ならば、溶融池形状 B は「短い」 S_m である。

規則7：もしギャップが「広い」 W で前進ストローク長が「短い」 S ならば、溶融池形状 B は「長い」 L_w である。

規則8：もしギャップが「広い」 W で前進ストローク長が「中間」 M ならば、溶融池形状 B は「中間」 M_w である。

規則9：もしギャップが「広い」 W で前進ストローク長が「長い」 L ならば、溶融池形状 B は「短い」 S_w である。

モデルの規則の数が増えれば、一般にファジィ規則の量は巨大になる。階層型ファジィ推論は上記の問題を解決するのに有用である。ファジィ規則はFig.11に示す。Fig.11の第1層は前進ストローク長と溶融池形状の関係を示している。第2層はギャップと第1層の

推論値の関係を示している。ビード高さを変更する場合、ファジィモデルの左側にビード高さに関するもうひとつの行を加えることにより、溶融池形状のファジィモデルを構築することができる。

ファジィモデルの精度はメンバーシップ関数に依存する。メンバーシップ関数の調整を簡略化するため、出力の可変のメンバーシップ関数は Fig.12 で示すような 9 種類のシングルトンで表現する。ギャップと前進ストローク長のメンバーシップ関数は三角の形状で表現する。

前進ストローク長 f_s を与えたとき、 S 、 M 、 L をメンバーシップ関数へ適応すると w_s 、 w_m 、 w_l となる。ギャップが狭い場合、すなわち、規則 1、規則 2、規則 3 に関して、第 1 層 B_{1s} における推論値は次式で計算する。

$$B_{1s} = w_s l_s + w_m m_s + w_l s_s \quad (15)$$

l_s 、 m_s 、 s_s はそれぞれ第 1 層の規則 1、規則 2、規則 3 における溶融池形状 B の then 部分である。推論演算は重み付けに基づく。

ギャップが中間の場合、すなわち、規則 4、規則 5、規則 6 に関しては、第 1 層 B_{1m} での推論値は次式で計算する。

$$B_{1m} = w_s l_m + w_m m_m + w_l s_m \quad (16)$$

l_m 、 m_m 、 s_m はそれぞれ第 1 層の規則 4、規則 5、規則 6 における溶融池形状 B の then 部分である。ギャップが広い、すなわち、規則 7、規則 8、規則 9 の場合に関しては、第 1 層 B_{1w} の推論値は次式で計算する。

$$B_{1w} = w_s l_w + w_m m_w + w_l s_w \quad (17)$$

l_w 、 m_w 、 s_w はそれぞれ第 1 層の規則 7、規則 8、規則 9 における溶融池形状 B の then 部分である。

ギャップが与えられたとき、ギャップに関する N 、 M 、 W をメンバーシップ関数へ適応すると v_n 、 v_m 、 v_w となる。

Fig.11 の第 2 層では、溶融池形状 B は次式で計算する。

$$B = v_n B_{1s} + v_m B_{1m} + v_w B_{1w} \quad (18)$$

第 1 層の then 部分は l_s 、 m_s 、 $s_s \cdots s_w$ を調整する。本研究では、それらは誤差逆伝播法 (back propagation method) を用いる。教師パターンは表 2 に示すようなモデルの入力と所望の出力から構成される。評価値の出力は表 2 における i 番目の B_i であるとする。モデルの出力と教師データ間の差の合計である評価関数 E は次式のように定義する。

$$E = \sum_{i=1}^9 Ep_i = \sum_{i=1}^9 \frac{(Bt_i - B_i)^2}{2} \quad (19)$$

メンバーシップ関数のパラメータ k は最急降下法を用いて調節する。

$$k^{j+1} = k^j - \alpha \left. \frac{\partial E}{\partial k} \right|_{k=k^j} \quad (20)$$

j は調整の反復番号で α は正数である。パラメータ l_s は次式で調節する。

$$l_s^{j+1} = l_s^j - \alpha \left. \frac{\partial E}{\partial l_s} \right|_{l_s=l_s^j} \quad (21)$$

$$\frac{\partial E}{\partial l_s} = \sum_{i=0}^n \frac{\partial Ep_i}{\partial B_i} \frac{\partial B_i}{\partial l_s} = \sum_{i=0}^n (Bt_i - B_i) \frac{\partial B_i}{\partial l_s} \quad (22)$$

式(15)と式(18)を用いて、 B_i の偏導関数は次式で示す。

$$\frac{\partial B_i}{\partial l_s} = v_{n,i} \frac{\partial B_{ls,i}}{\partial l_s} = v_{n,i} w_{s,i} \quad (23)$$

$v_{n,i}$ と $w_{s,i}$ は*i*番目のメンバーシップへの適応である。

他のパラメータについても同様の方法を用いて調節する。パラメータは同時に偏導関数 E が最小になるまで調節する。つまり、メンバーシップ関数は推論結果が表2で評価すべき推論結果に適合するように調節する。

ルートギャップと前進ストローク長が与えられれば、溶融池形状 B は溶融池形状のファジィモデルを用いて推論できる。ルートギャップを与えたとき、最適ストローク長はファジィモデルを用いて求め、形状 B は1になる。最適ストロークを4～6mmギャップまで求め、Fig.13に示す。冷却時間は4mmから6mmギャップでは約12秒となるので、溶接の良好な結果が数値シミュレーションで得られる。

7. ビード高さとアーク位置制御

最適ストローク長を確認するため、変動ギャップにて溶接実験の実行を試みる。Fig.13に示すストローク長の単純化のため、ロボットモーションに関して、4mmから6mmギャップまでの前進プロセスにおけるストローク長は20～30mmとする。この場合、4,5,6mmでの溶接条件は、すでにFig.4に求めてあり、溶接データベースに保存されている。あらかじめ実験により、ルートギャップが徐々に狭くなるように変化する場合の品質について、フィードフォワード制御の価値を見出してある。Fig.14はルートギャップの変動を検出することでアーク位置とビード高さを制御するシステムの略図である。外乱としてのギャップ変動は溶接前にCCDカメラで検出される。望ましいアーク位置とビード高さを得るため、変数操作、溶接条件は溶接データベースを用いて制御装置で決定する。

溶接条件は、それぞれのルートギャップの溶接データベースを用いて計算する。このとき、機械加工で接合面の作成が行われたので、ルートギャップが溶接の開始点から終了点まで直線的に変化するものとする。

開始点におけるルートギャップは6mmである。溶接の終了点では、ギャップは4mmとなる。断面の形状を表現するため、溝を横切ってレーザー・スポットを直線的に照射することにより、ギャップを測定した。溶接開始時の溶接条件は最初のセットであり、溶接を行った。スイッチバックの完全な1周期、つまり、前進と後退のストロークの終了後、ルートギャップを計算し、溶接は直線補間によって、次のストローク周期の溶接条件を連続的に計算し、終了位置まで溶接を続けた。ルートギャップが狭くなるに従って、ウィービング幅、前進と後退ストロークを減少させ、溶接電流、ワイヤ送給速度、平均溶接速度を増加させた。ルートギャップが直線的に6.0mmから4.0mmに変化したとき、ほぼ均一なビードの作成が可能であった。このことにより、Fig.14に示すシステムを用いて裏ビード制御が可能であることを確認した。実験結果をFig.15に示す。この溶接プロセスにおいて、アークが溶融池の表面に沿って前後に移動することが重要であるが、アーク熱はルートエッジからビード表面まで開先表面に与えることができた。そして、広い裏ビードと安定したビード表面が得ることができた。アーク長は非線形特性の電源により、ほぼ一定に保つ

ことができた。ビード表面の濡れ性も良かったため、2層の溶接を作ることが容易である。溶接の断面では融合不良の発生は無く、溶接の良好な結果を得ることができた。

8. 結論

従来の狭開先溶接では、裏ビードとビード高さを同時に制御することは困難である。本研究では広い裏ビードと所望のビード高さを形成するためにスイッチバック溶接法を適用した。スイッチバック溶接法では、トーチの移動速度、トーチ移動のストローク長、ワイヤ送給速度、溶接電流のような、多くのパラメータが存在する。パラメータの単純化のために、溶接速度は一定とした。溶接条件の他のパラメータは、所望のビード高さ、ギャップ、開先形状が与えられれば、ストローク長が決定する。本研究では、ギャップにおける最適なストローク長を見つけるために、溶融池のファジィモデルを提案した。ファジィモデルは熱伝導方程式に基づく数値モデルによって調節した。最適な溶接条件の有効性を証明するために溶接実験を行った。融合不良を発生することなく、滑らかな表ビード、広い裏ビードが、得られた。

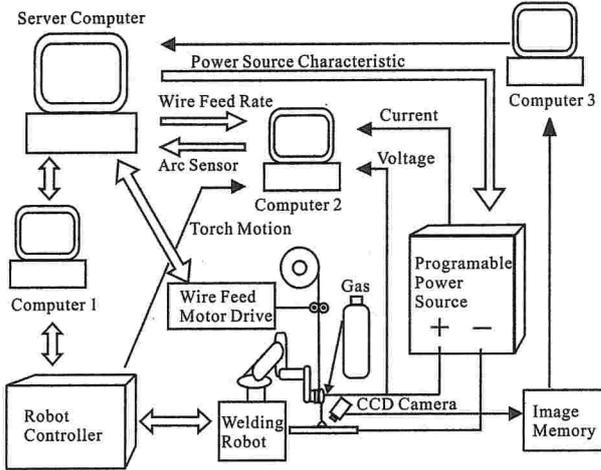


Fig.1 Robotic welding system including computer network.

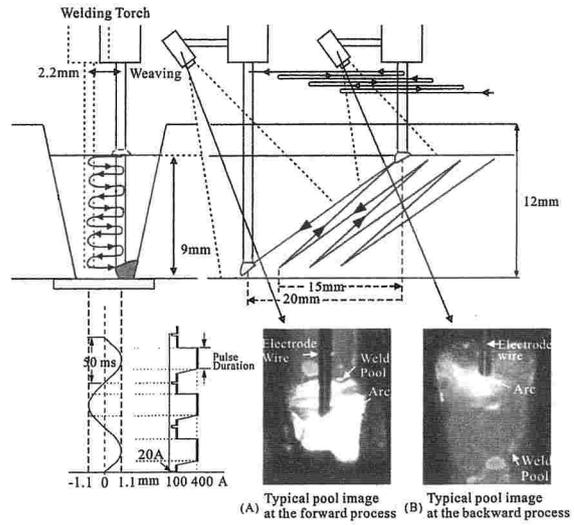


Fig.2 Switch back welding method.

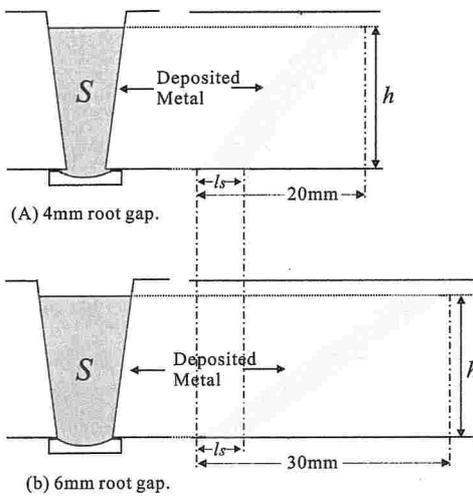
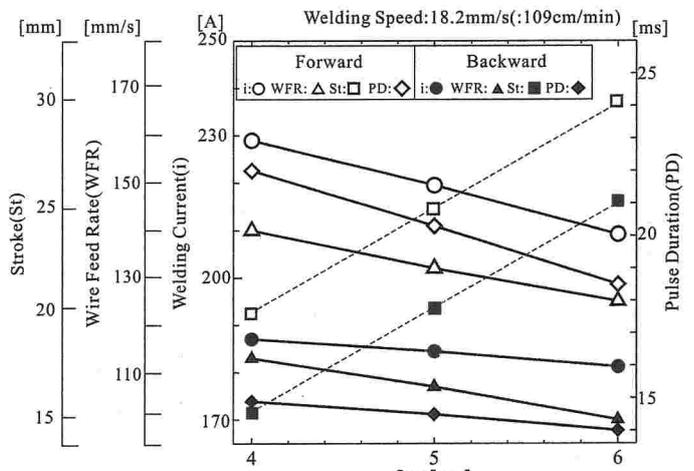


Fig.3 Relationship between the stroke and the amount of the deposited metal.



(a) The welding current, the pulse width, the wire feed rate and the stroke in feedforward stroke and backward stroke.

Fig.4 Welding conditions in 4mm, 5mm and 6mm root gap.

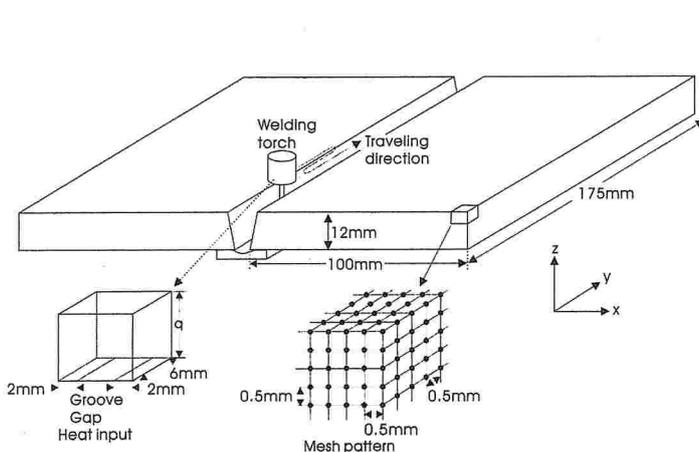


Fig.5 Grid and mesh pattern in the calculation of weld pool.

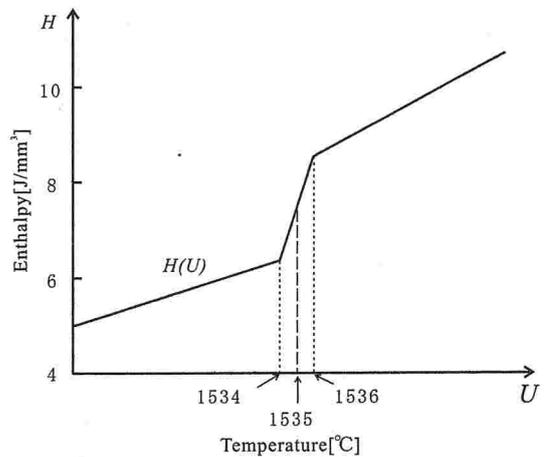


Fig.6 Relationship between enthalpy and temperature.

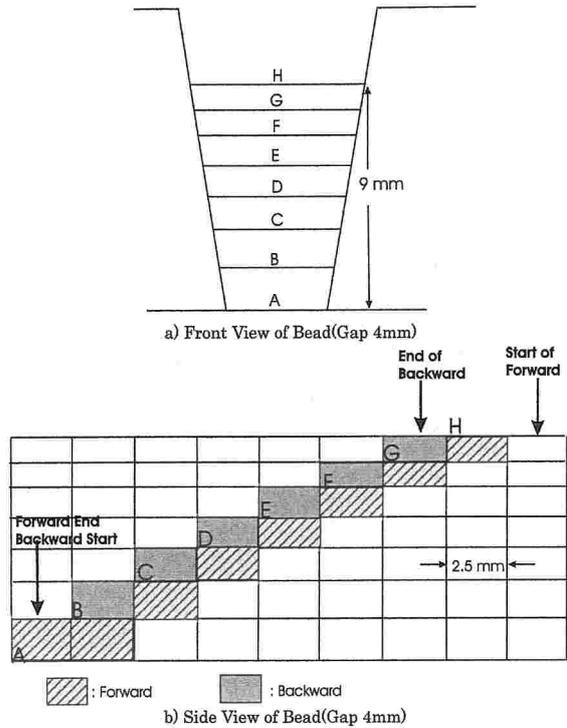


Fig.7 The deposited metal in the switch back welding.

Table1 parameter used in numerical simulations.

| | |
|--------|--|
| h | $33.5e-6 \text{ W/mm}^2 \cdot ^\circ\text{C}$ |
| K | $0.034 \text{ W/mm} \cdot ^\circ\text{C} (u < 1534^\circ\text{C})$ |
| | $0.068 \text{ W/mm} \cdot ^\circ\text{C} (u > 1536^\circ\text{C})$ |
| c | $0.714 \text{ J/g} \cdot ^\circ\text{C}$ |
| ρ | 0.0076 g/mm^3 |

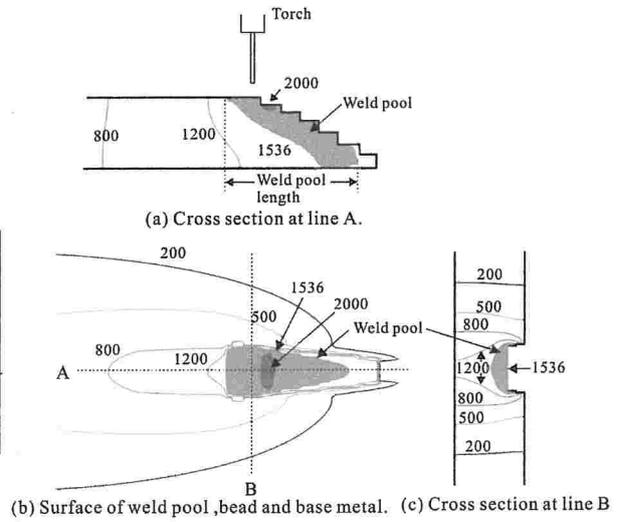


Fig.8 An isothermal line (in -C) in the simulation result of 4mm gap, 20mm forward stroke and 15mm backward stroke.

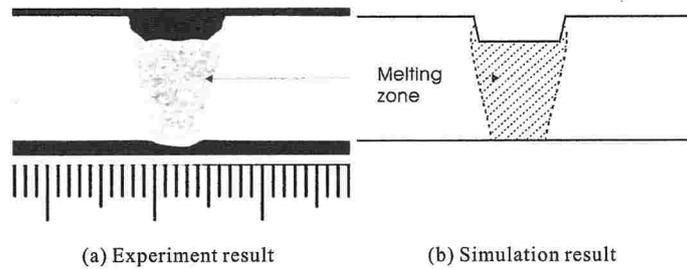


Fig.9 Comparison between the experiment result and simulation result in 4mm gap.

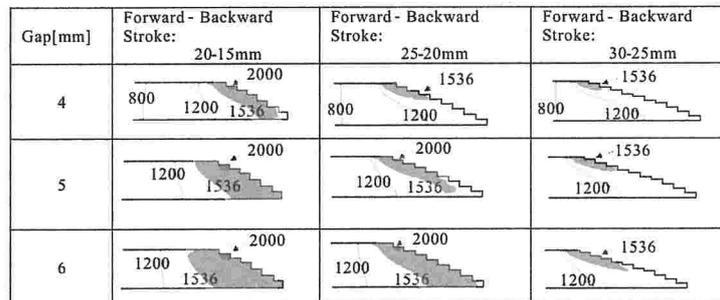


fig.10 weld pool shape in 4,5 and 6mm.

Table2 Weld pool shape and cooling time for stroke.

| Gap[mm] | No. | forward Stroke [mm] | backward Stroke [mm] | Weld Pool Length [mm] | Weld pool Shape (B) | Cooling Time[s] |
|---------|-----|---------------------|----------------------|-----------------------|---------------------|-----------------|
| 4 | 1 | 20 | 15 | 16.5 | 1.11 | 11.7 |
| | 2 | 25 | 20 | 10.8 | 0.62 | 11.65 |
| | 3 | 30 | 25 | 6.1 | 0.31 | 11.6 |
| 5 | 4 | 20 | 15 | 20.5 | 1.37 | 13.4 |
| | 5 | 25 | 20 | 18.7 | 1.06 | 13.3 |
| | 6 | 30 | 25 | 10.5 | 0.53 | 13.3 |
| 6 | 7 | 20 | 15 | 22.5 | 1.5 | 14.5 |
| | 8 | 25 | 20 | 22.8 | 1.30 | 14.5 |
| | 9 | 30 | 25 | 15.5 | 0.78 | 14.5 |

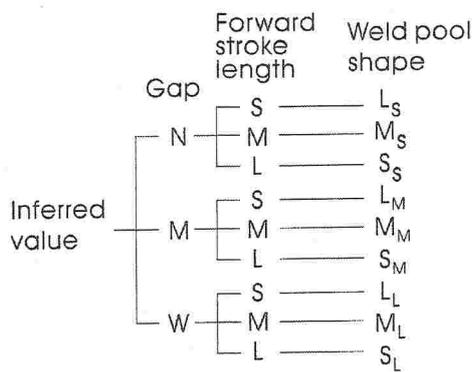


Fig.11 Fuzzy inference rules.

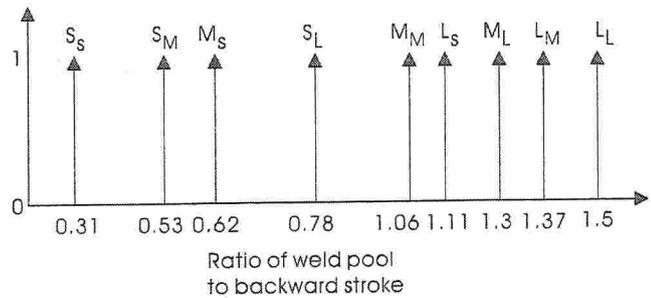
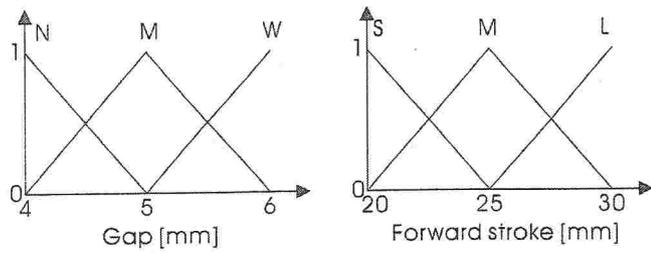


Fig.12 Membership function.

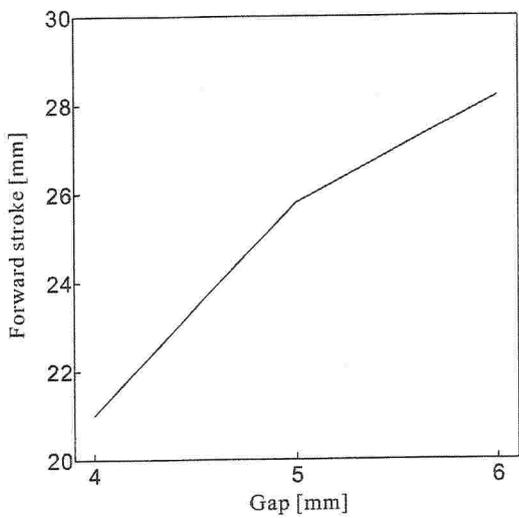


Fig.13 forward stroke length in each gap.

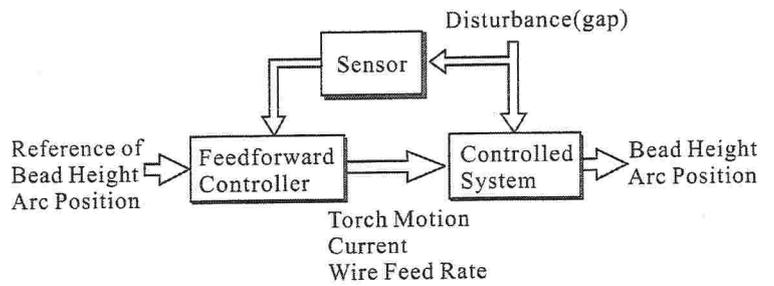


Fig.14 Feed forward adaptive control system for the root gap variation.

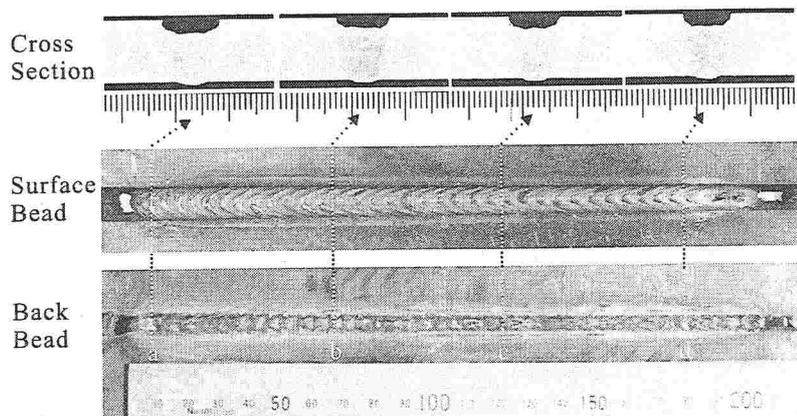


Fig.15 Experimental result.

Feed forward control of back bead and bead height in narrow gap robotic welding

S. Yamane*¹, L. H. Sharif², S. Zeniya¹ and K. Oshima²

For high quality welding, it is necessary to form a stable back bead and to melt metal plates. In narrow gap welding, it is difficult to control the bead height and the back bead simultaneously using conventional welding. In order to solve this problem, a switch back welding method is proposed in which the welding torch is moved back and forth along the welding line. In the forward movement of the torch, the arc heat is given to the root edges to obtain a wide back bead. In the backward movement, suitable bead height is formed. From the fundamental experimental results, a numerical model was prepared for this type of welding. Using this model, the optimum stroke length was found. Its validity was verified by carrying out welding experiments.

Keywords: Weld pool, Computer simulation, Narrow gap, Welding, Switch back welding, Robotic welding

Introduction

In order to achieve high productivity in welding, a narrow gap is applied.¹ If the amount of deposited metal becomes too large in the narrow gap, the bead height becomes too high. In this case, although the arc heat is given to the weld pool, it is not given to the root edge. Lack of fusion takes place at the root edges of the base metals. Therefore, in general, the amount of deposited metal is determined so that the bead height is less than 4 mm² (Ref. 2).

In the present study, the authors propose the switch back welding method to control bead height and the back bead, i.e. not only oscillating the welding torch on the groove, but also moving it back and forth like a switch back. First, the welding torch is moved forwards. Since the arc heat pre-heats the root edges, a stable back bead is formed. This is called the forward process. Next, the welding torch is moved backwards to deposit droplets on the root edges and on the groove surface, so that the desired bead height is obtained. This is called the backward process.

To find the optimum stroke length, a numerical model is prepared using a heat conduction equation. The optimum stroke lengths for 4 to 6 mm gaps are found by linear interpolation of the numerical simulation results. Its linear interpolation is based on simple fuzzy inference.³

In order to verify the validity of the proposed welding method, experiments were carried out varying the gap width.

Switch back welding method

The weaving centre is also moved backwards and forwards like a switch back, as shown in Fig. 1. The

welding torch is oscillating on the groove at 10 Hz. If the gap is 4 mm, the weaving width is 2.6 mm. In this case, the distance between the root edge and the outside of the electrode wire at the end of the weaving is 0.1 mm to avoid arc creep up the groove surface.

If the gap is 4 mm, the torch moves 20 mm ahead in the steady-state. After that, it moves backwards for 15 mm. The welding advances for $l_s=5$ mm in one stroke of the switch back welding regardless of the root gap. If l_s becomes too long, the ceramics of the backing plate becomes overheated. On the other hand, if l_s becomes too short, it is difficult to heat the root edges of the base metal because of the molten metal. For simplicity of welding conditions, the travelling speed v of the torch is fixed at 18.2 mm s⁻¹ in the forward and backward processes.

In the present study, the thickness of the base metal is 12 mm and the bead height h is 9 mm, which is the maximum for the 12 mm thickness. If h is over 9 mm for 12 mm thickness, the arc will discharge onto the surface of the base metal. An undercut may take place due to the arc on the surface.

The welding conditions for 4, 5 and 6 mm gaps were found using a high speed video camera and CCD camera to obtain good welding results. The arc was kept short and discharged from the root to the bead surface.

Numerical model and welding conditions in switch back welding

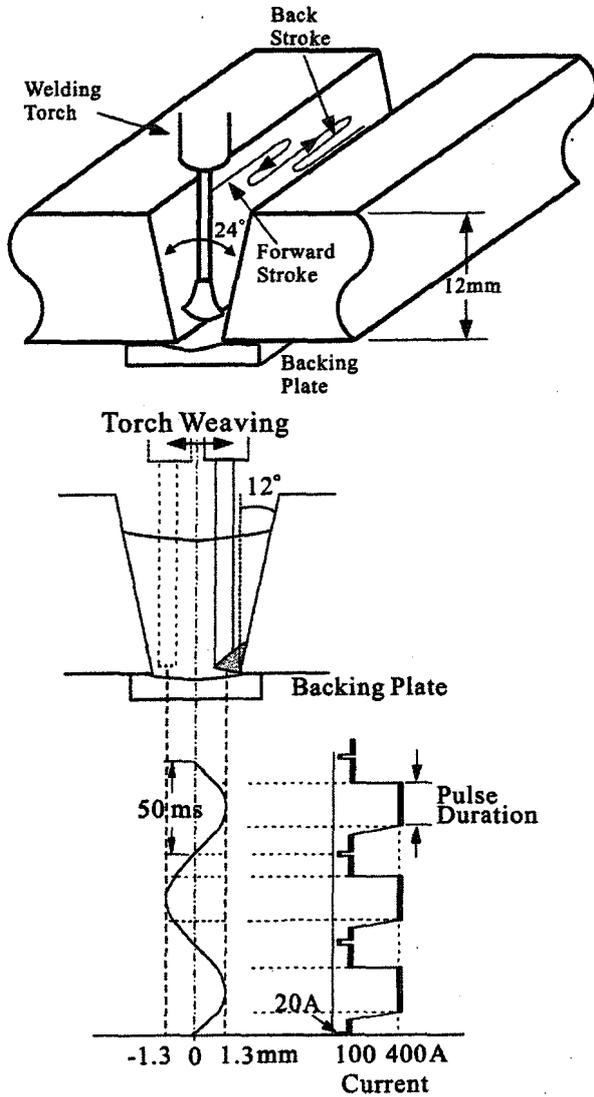
In order to determine the optimum stroke length, a numerical model of switch back welding is prepared. In the model, base metal of 175 mm in length, 200 mm in width and 12 mm in thickness is used. The numerical simulations in the first approximation were performed by a heat conduction equation under the following assumptions:⁴⁻⁶

1. The heat input VI is given to the base metal and wire melting. V and I are the voltage at the current pick

¹Department of Environment Science & Human Engineering, Saitama University, 255 Shimo-okubo, Saitama, Saitama 338-8570, Japan

²Department of Electrical and Electronic Systems, Saitama University, 255 Shimo-okubo, Saitama, Saitama 338-8570, Japan

*Corresponding author, email yamane@d-kiki.ees.saitama-u.ac.jp



1 Relationship between torch motion and pulsed current waveform

up point and the effective current value, respectively. The heat efficiency η to the base metal is 70%, and half of the heat input is given to wire melting, i.e. $Q = \eta VI/2$ is given to the base metal.

2. The voltage V is fixed at 22.5 V, which is from experiment results for MIG welding.

3. The heat escapes to the atmosphere from the surface of the base metal except for the heat input area.

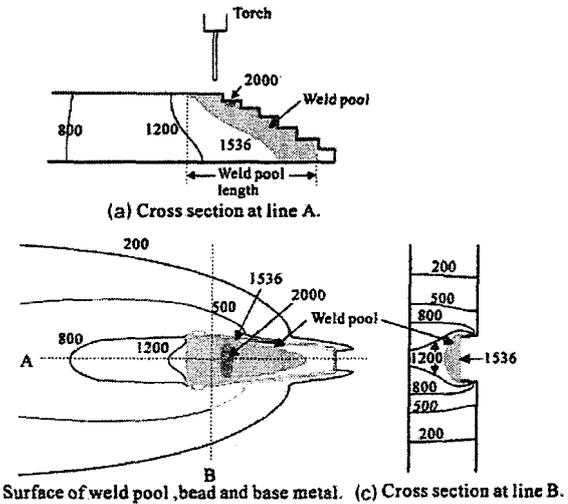
If the forward stroke length L_f , the root gap and the bead height are given, the wire melting rate V_m is

$$V_m = l_s S \cdot \frac{v}{L_f + L_b} \cdot \frac{4}{\pi D^2} \quad (1)$$

where S , L_f , L_b and D are the cross-sectional area of the bead, the forward stroke length, the backward stroke length and the diameter of the electrode wire, respectively.

The welding current I is found using the relationship between the wire melting rate and the current I .⁶

The heat input area is determined by considering the spread of the arc and measuring the arc by high speed video camera, i.e. the length of the heat input area is 6 mm and the width is the sum of groove gap G and



2 Isothermal line (°C) in simulation result for 4 mm gap, 20 mm forward stroke and 15 mm backward stroke

4 mm for the groove surface. The heat input per unit area q is

$$q = \frac{Q}{(G+4) \times 6} \quad (2)$$

Let the temperature be U , the heat conduction equation is

$$\rho c \frac{\partial U}{\partial t} = \kappa \left(\frac{\partial^2 U}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 U}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 U}{\partial z^2} \right) \quad (3)$$

where κ , ρ and c are the thermal conductivity, mass density and specific heat, respectively. Equation (3) is approximated by the finite difference method. The mesh length in the numerical model is 0.5 mm.

Boundary condition

According to Fourier heat conduction law, heat flux flows in a normal line. The boundary condition for the area of the heat input is

$$-\kappa \frac{\partial U}{\partial z} \Big|_{\text{surface of bead in heat input area}} = q \quad (4)$$

$$-\kappa \frac{\partial U}{\partial y} \Big|_{\text{surface of groove in heat input area}} = q \quad (5)$$

According to Newton's law of cooling, the boundary conditions except for the area of the heat input are as follows

$$-\kappa \frac{\partial U}{\partial x} \Big|_{\text{Groove surface}} = h(U - 20) \quad (6)$$

$$-\kappa \frac{\partial U}{\partial x} \Big|_{x=100} = h(U - 20) \quad (7)$$

$$-\kappa \frac{\partial U}{\partial y} \Big|_{\text{Groove surface}} = h(U - 20) \quad (8)$$

$$-\kappa \frac{\partial U}{\partial y} \Big|_{y=175} = h(U - 20) \quad (9)$$

| Gap[mm] | Forward-Backward Stroke: 20-15mm | Forward-Backward Stroke: 25-20mm | Forward-Backward Stroke: 30-25mm |
|---------|----------------------------------|----------------------------------|----------------------------------|
| 4 | | | |
| 5 | | | |
| 6 | | | |

3 Weld pool shape and isothermal line (°C) for 4, 5 and 6 mm gaps

$$-\kappa \frac{\partial U}{\partial z} \Big|_{z=0} = h(U-20) \tag{10}$$

$$-\kappa \frac{\partial U}{\partial z} \Big|_{z=12} = h(U-20) \tag{11}$$

where h is the heat transfer coefficient and the ambient temperature is 20°C.

The melting point is 1535°C for mild steel (SS400). Since there is solid phase and liquid phase in the weld pool and base metal, the enthalpy method is applied to treat the latent heat.⁴ In this method, it is assumed that the phase transformation takes place in the temperature field from 1534 to 1536°C.

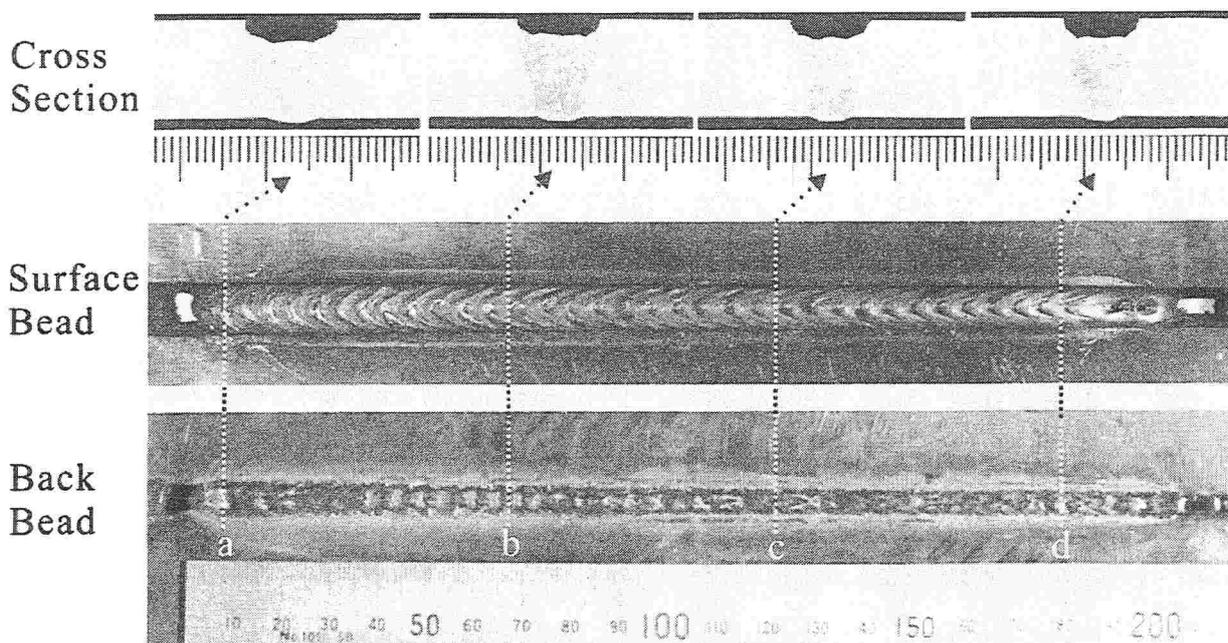
Simulation results and discussion

For a 4 mm gap, the numerical simulation result at the end of the backward process is shown in Fig. 2. The

temperature over 1536°C corresponds to the weld pool. Its length is almost equal to the backward stroke length as shown in Fig. 2a.

The temperature distribution for the cross-section is shown in Fig. 3. If the stroke becomes too short, V_m becomes large. In this case, the molten metal of the weld pool flows to the front by gravity. It is difficult to obtain sufficient melting of the root edges. On the other hand, if the stroke length becomes too long, V_m becomes small. The heat input to the base metal becomes small, too. Therefore, it is desired that the weld pool is slightly shorter than the backward stroke length.

In order to evaluate the quality of the welding, the length B is defined as the ratio of the weld pool length to the average between the backward stroke length and 15 mm at the end of the backward process. This is based on expert knowledge. The optimum stroke length is found for 4–6 mm gaps using simple fuzzy inference for the linear interpolation,³ so that the shape B becomes 1.



4 Experimental result with variation of gap

Feed forward control of bead height and back bead

In order to verify the optimum stroke length, the authors tried to carry out the welding experiment with variation of the gap. Since the groove joint was produced by machining, and assuming that the root gap varies linearly from the beginning to the end of welding, then, according to the stroke length, the welding conditions are calculated using the welding database found from the fundamental experimental results. Initially, the root gap is 6 mm. At end of the welding, the gap is 4 mm. The stroke length at the beginning of the welding was set and the welding was started. Then after the completion of one complete cycle of the switch back, the root gap was calculated, and the welding continued until the end position while successively calculating the welding conditions for the next stroke cycle by linear interpolation.

The experimental result is shown in Fig. 4. Since the wettability of the bead surface is also good, it is easy to weld two layers. In the cross-section of the welding, there was no lack of fusion. A wide stable back bead was also formed. A good welding result was obtained.

Conclusions

In conventional narrow gap welding, it is difficult to control the back bead and the bead height simultaneously. The switch back welding method was applied to produce a wide back bead and to form the desired bead height. Moreover, numerical simulations were performed to obtain the stroke length. Welding experiments were carried out to verify the validity of the welding conditions found from the optimum stroke length. A smooth surface bead, wide back bead and no lack of fusion were obtained.

References

1. Y. Sugitani, W. Mao and M. Ushio: 'Adaptive control of weld bead shape utilizing arc sensor in one side GMAW process with backing plate', International Institute of Welding Commission XII, Doc.XII-1360-94, 1994.
2. Technical Commission on Welding Processes: 'Recent technology of arc welding in vessel and pipes'; 2000, Japan Welding Society.
3. Hao Ying: 'Fuzzy control and modeling'; 2000, IEEE Press.
4. Y. Tsuji, T. Yamamoto, F. Miyasaka and T. Ohji: *Q. J. Jpn Weld. Soc.*, 2000, **18**, 527-533 (in Japanese).
5. B. Jin, M. Soeda and K. Oshima: *Q. J. Jpn Weld. Soc.*, 1996, **14**, 92-98 (in Japanese).
6. K. OSHIMA et al.: *Trans. Inst. Electric. Eng. Jpn*, 1981, **101**, 7-14 (in Japanese).

バックングレスV開先溶接における ギャップセンシングと溶融池の制御

山根 敏，湯澤 大樹，金子 裕良，山本 光，平川 学，大嶋 健司

溶接学会論文集第23巻第1号別刷

平成17年2月

Effect of power source characteristic on CO₂ short circuiting arc welding

S. Yamane^{*1}, S. Xiang², Y. Kaneko² and K. Oshima²

Some problems are reported concerning the observation of the weld pool and effects of the power source characteristic on arc stability in CO₂ short circuiting arc welding. First, the effect of a power source with a constant voltage characteristic on CO₂ short circuiting arc welding is investigated by analysing the behaviour of the voltage and the current. From the results of this analysis, the cause of spatter generation is identified. A new power source characteristic is then proposed to improve the stability and the self-regulation of the arc. By adjusting the power source characteristic, the metal transfer can be stabilised in the CO₂ short circuiting arc welding process, i.e. the present authors have developed a power source having a non-linear characteristic. Its performance is verified by carrying out experiments.

Keywords: CO₂ short circuiting arc welding, CCD camera, Pool monitoring, Power source characteristic

Introduction

To achieve a high wire melting rate for low heat input, CO₂ is used as the shielding gas. When the welding current is below 220 A, the metal transfer mode is short circuiting transfer. The period of the short circuiting becomes unstable owing to the size of the droplet and the surface state of the weld pool. There is considerable spatter. The weld pool depends on the heat input to the workpiece. A model of heat transfer has been proposed for the steady state.¹ This model was composed of three heat sources, namely, arc heating of the anode, arc heating of the cathode, and Joule heating of the electrode extension. The heat flow to the workpiece was calculated using the model, in which the electrical resistivity changed during the short circuiting transfer of the droplet in the liquid bridge. In the present work, the state equations during the arcing and the short circuiting stages are based on the circuit equation relating the current and the welding voltage, i.e. the metal transfer is represented by a resistance that is dependent on the liquid bridge state.

To evaluate the quantitative effect regarding the stability of the welding process, the arc stability index, determined from the waveform of the current and the voltage, was proposed by Mita *et al.*² The relationship between the index and the welding voltage of the power source was investigated in various types of fundamental experiment. Using the results, a fuzzy control method was proposed to stabilise CO₂ short circuiting arc welding.³ In this fuzzy control method, the welding voltage was controlled using a control period of 1 s. It took several seconds to stabilise the welding. In other

work, the current waveform was controlled using an inverter circuit.⁴⁻⁶ In this control method, the current and voltage sensors detect the metal transfer in the short circuiting, i.e. the calculation is necessary to detect the metal transfer condition by using the current and voltage sensors. The waveforms of the current and the voltage are controlled over several periods. To achieve rapid response by the control mechanism, high speed control is required to stabilise the CO₂ short circuiting arc welding. In the present work, a control method is proposed for the current and the voltage to improve self-regulation of the arc and the stability of the metal transfer by adjusting the power source characteristic. Both the welding voltage and the current can be adjusted continuously. A sensor is used to detect whether the process is in the short circuiting or arcing stage. The control algorithm is more straightforward than either current waveform control or fuzzy control.

A power source characteristic is proposed. Using the proposed power source characteristic, the current is controlled according to the welding situation, i.e. there are two major characteristics relating to the short circuiting period and the arcing period. According to the metal transfer condition, the voltage and the current are continuously adjusted. Therefore, the frequency of the current is stabilised. An attempt is made to compare the proposed power source characteristic with the conventional characteristic.

To construct an artificially intelligent robot, it is important to observe the weld pool. Since the arc light is too strong, an attempt was made to observe the weld pool without arc illumination during the period synchronous with short circuiting.^{7,8}

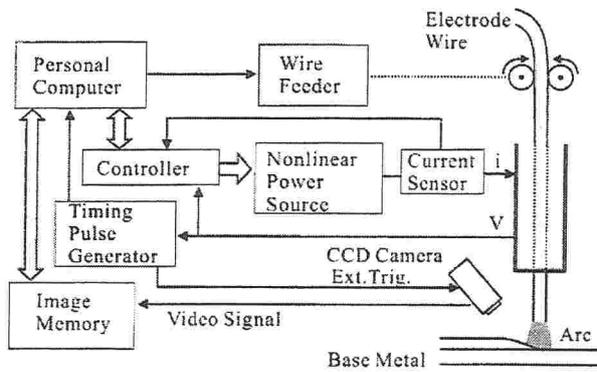
Digital control system

The system is designed as shown in Fig. 1. The non-linear power source has four characteristics, among

¹Department of Environment Science and Human Engineering, Saitama University, 255 Shimo-okubo, Saitama 338-8570, Japan

²Department of Electrical and Electronic Systems, Saitama University, 255 Shimo-okubo, Saitama 338-8570, Japan

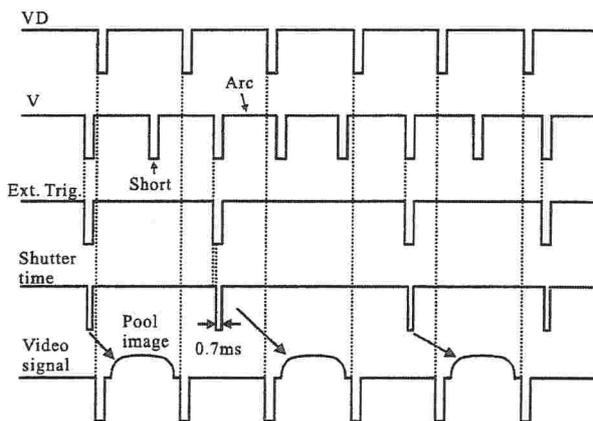
*Corresponding author, email yamane@ees.saitama-u.ac.jp



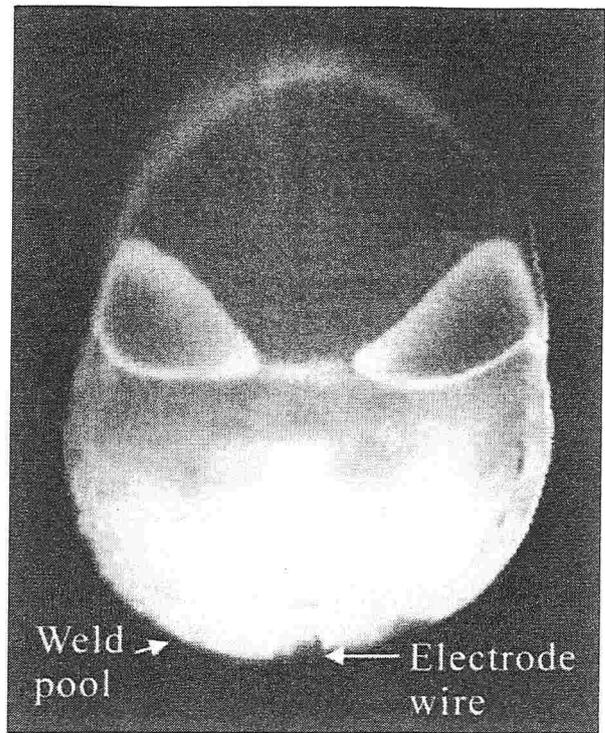
1 Schematic diagram of CO₂ short circuiting arc welding system

which two characteristics are used for the short circuiting period and two for the arcing period. According to the welding phenomena, the power source characteristic is changed. The controller produces a signal representing the change between short circuiting and arcing using the current *i* and the torch voltage *V*, and sends this signal to the programmable power source having a non-linear characteristic. A personal computer controls the wire feeder and the image memory. The shutter of a charge coupled device (CCD) camera operated by the Ext. Trig. signal is used to observe the weld pool. The timing pulse generator produces the Ext. Trig. signal that instructs the camera to take the weld pool image.

The chart in Fig. 2 shows the timing controlling the taking of the weld pool image. To obtain the weld pool image during the short circuiting period, i.e. without the arc illumination, it is necessary that the CCD camera shutter opens when the torch voltage *V* is low. The CCD camera requires a charge time (shutter time) of 0.7 ms to obtain an image and sends the video signal to an image memory, taking 1/60 s after the vertical synchronising signal VD that follows the external trigger. During this 1/60 s interval, a computer stores the image in the image memory. If the short circuiting stage occurs again during taking of the weld pool image, the short circuiting signal is omitted and the Ext. Trig. signal is not generated. A typical image of the weld pool taken by the CCD camera, without the arc, is shown in Fig. 3. The tip of the electrode wire touches the weld pool.



2 Timing chart for taking of pool image

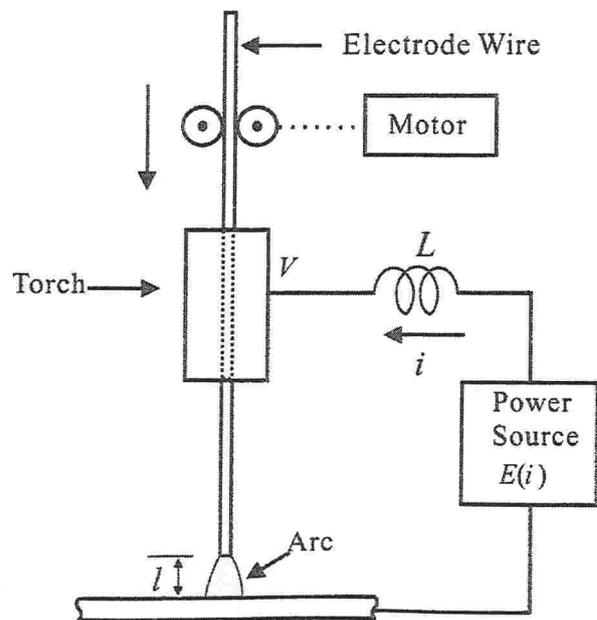


3 Typical weld pool image in CO₂ short circuiting arc welding

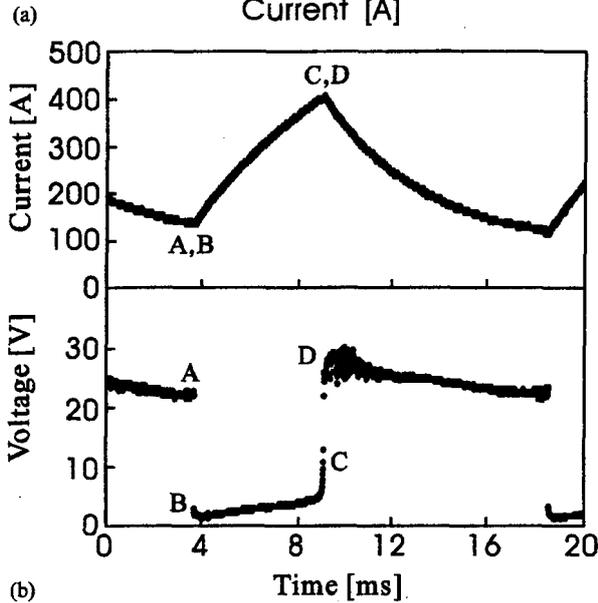
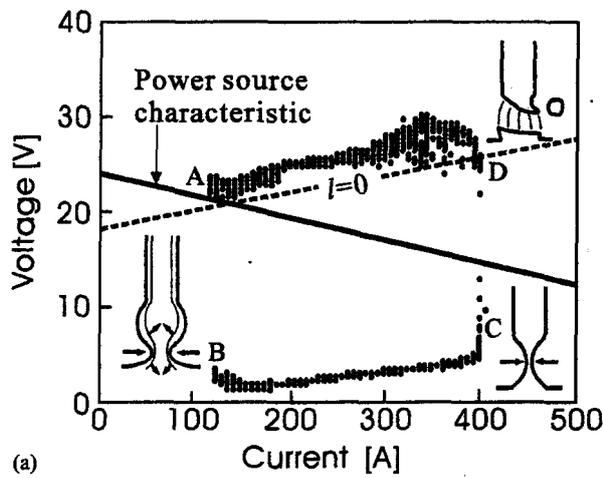
State equations in short circuiting arc welding

The welding circuit is shown in Fig. 4. The power source characteristic *E(i)* is a function of current *i*, and *L* is the reactance of the welding circuit including a welding cable. The state equation for the welding circuit is

$$\frac{di}{dt} = \frac{E(i) - V}{L} \tag{1}$$



4 Welding circuit



(a) phase plane of voltage and current; (b) waveforms of voltage and current
5 Constant voltage characteristic

According to equation (1), the rate of change of the current depends on the difference between V and $E(i)$.

First, the state equation is derived for the arcing period. In a CO₂ shielding gas atmosphere, the arc originates from the bottom of the droplet. The arc pressure generates the force to lift up the droplet and depends on the current.

The arc voltage V_a is given by

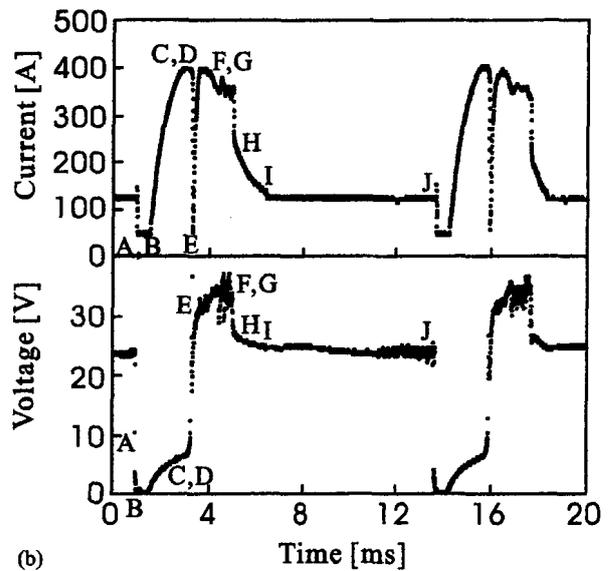
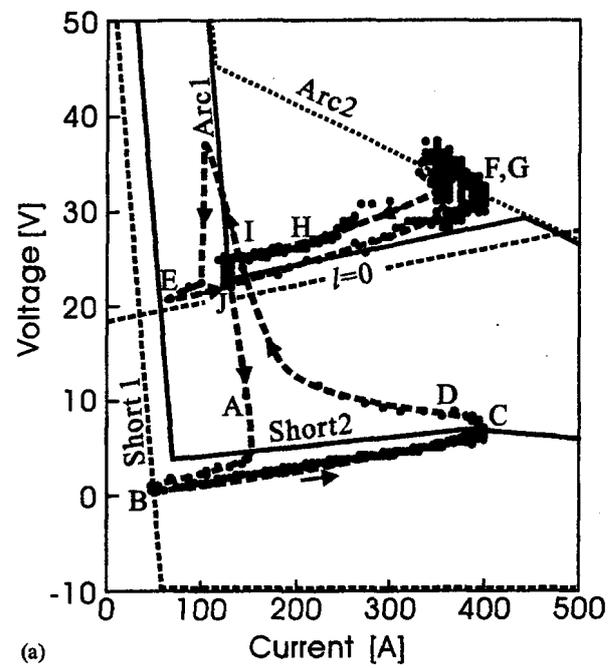
$$V_a = al + b + (cl + d)i \quad (2)$$

where i is the current, l is the arc length, and the parameters $a-d$ are constant, and are determined from fundamental experiments. Equation (2) indicates the behaviour of the arc and approximately describes the arc behaviour in the transient state.^{7,8} The torch voltage V is

$$V = Ri + V_a \quad (3)$$

where R is the resistance and depends on the extension length and the diameter of the electrode wire.

Next, the state equation is derived for the short circuiting period. The state equation regarding to the welding circuit is the same as equation (1). Since the torch voltage V is the voltage drop between the current sensor and the base metal, the state equation for the



(a) phase plane of voltage and current; (b) waveforms of voltage and current
6 Non-linear power source characteristic

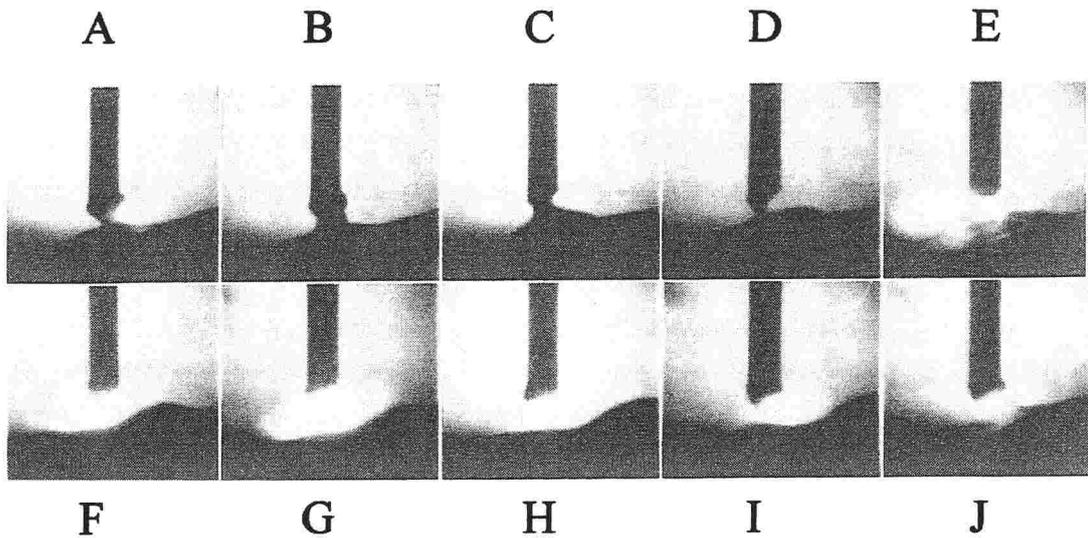
relationship between the voltage and the current is given by

$$V = Ri \quad (4)$$

During short circuiting transfer, the size of the neck between the droplet and the weld pool changes. The resistance R depends on both the extension wire and the neck size.¹

Phase plane analysis

The arc welding phenomena will now be analysed by investigating the phase plane of the voltage and the current. For this purpose, it is useful to investigate the trajectory of the voltage and the current in the transient states. The electrode wire is mild steel of 1.2 mm diameter and the shielding gas is 100%CO₂. The fundamental experiments are carried out in the short



7 Typical images of CO₂ short circuiting arc welding obtained using high speed camera: A–J correspond to points in Fig. 6

circuiting transfer mode. The trajectory from the experimental results is plotted in the i - V phase plane as shown in Figs. 5a and 6a.

Conventional power source with constant voltage characteristic

The i - V phase plane and the trajectory of the representative point indicated by the voltage and the current are shown in Fig. 5a. The waveforms of the voltage and the current are shown in Fig. 5b. The constant voltage power source characteristic $E(i)$ is also shown in Fig. 5a. In the experiments, L is 0.3 mH. Let the representative point be point A on the trajectory in the steady state. According to the wire feed, the tip of the electrode wire moves down to the weld pool. Since the arc length l becomes short, the voltage V reduces according to equation (2). If the wire touches the weld pool, short circuiting occurs. The bridge between the droplet and the weld pool is made. The representative point moves from point A to point B. As shown by point B on Fig. 5a, the current flows through the droplet. The electromagnetic force acts on the neck of the bridge to cut the bridge and to lift up the droplet. If the current is greater than 120 A, the force may cause the droplet to detach at the neck. The arc may then be reignited and spatter can occur.

The arc voltage V_a becomes zero during short circuiting. Equation (4) is used instead of equation (3). Since the point B is under the power source characteristic $E(i)$, the current increases according to equation (1). If the reactance L is small, the current i becomes large rapidly and the arc is reignited. If the reactance L is large, the variation of the current becomes small according to equation (1). The representative point moves from point B to point C. According to the increment in the current, the droplet is transferred from the wire to the weld pool. After the droplet has transferred, the arc reignites when the current becomes high. Owing to this current, spatter may be generated from the weld pool. The representative point moves from point C to point D. According to the variation of the arc length, $E(i)$ - V in equation (1) changes. However, since the reactance L is high, the value $[E(i)-V]/L$

becomes small. Therefore, it is difficult to control the arc length and short circuiting frequency becomes unstable.

To achieve smooth metal transfer, the following conditions are desirable:

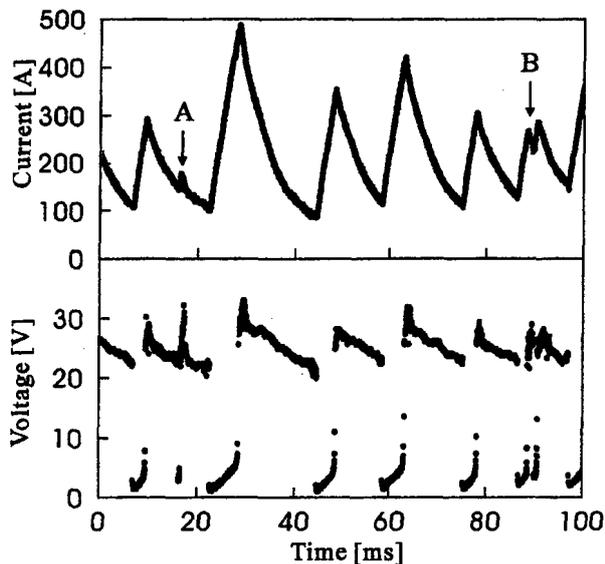
- (i) the current is below about 120 A at the start of the short circuiting
- (ii) during the short circuiting, the current increases according to the metal transfer
- (iii) before the droplet is released, the current decreases to a low value to reduce the spatter
- (iv) the current is controlled during the arcing period to adjust the arc length.

To realise the conditions above, the use of a power source having a non-linear characteristic is proposed.

Non-linear power source characteristic

A new power source characteristic is proposed to improve the stability of the metal transfer in the CO₂ short circuiting arc welding system. This power source characteristic is achieved by altering the power source characteristic between the short circuiting period and the arcing period. As shown in Fig. 6a, curves 'Short 1' and 'Short 2' represent the power source characteristic in the short circuiting period. The curves 'Arc 1' and 'Arc 2' show the power source characteristic in the arcing period. In the fundamental experiments, the additional reactance is not used – L in the welding cable is used.

Images of the welding phenomena were taken using a high speed camera. Typical resulting images are shown in Fig. 7. The phenomena corresponding to points A to J in Fig. 6 are represented by the images in Fig. 7. If short circuiting occurs, the representative point and image are indicated by A in Figs. 6a and 7. By measuring the torch voltage V , the short circuiting can be detected. If short circuiting occurs, the power source characteristic changes to Short 1. This characteristic is applied for 1 ms to obtain good contact between the droplet from the electrode wire and the weld pool. Subsequently, the power source characteristic is changed to Short 2. During the short circuiting, the torch voltage V is given by equation (4). According to the metal transfer conditions, the cross-section of the neck between the droplet and the weld pool is changing, i.e. the resistance



8 Waveforms of voltage and current obtained using conventional power source

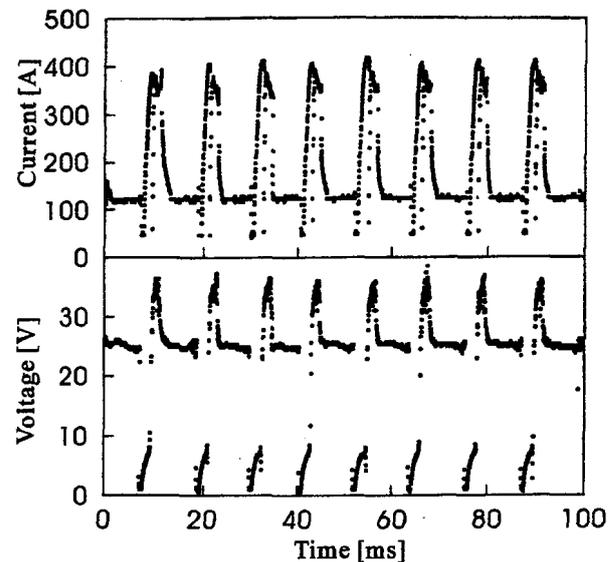
R is also changing as a result of the metal transfer. The voltage and the current increase along the load line depending on the resistance R , such that the representative point moves from point B to point C. Since the neck becomes small after point C as shown in Fig. 7, the resistance R rapidly becomes high. The droplet transfers to the weld pool from the wire, and the current surges until the bridge is cut at the neck between the solid and liquid of the wire at point D.

Following this, the torch voltage V is above the line $I=0$ and the arc reignites. As the power source characteristic is still Short 2, the representative point is above the power source characteristic. Since the difference between the torch voltage V and the Short 2 characteristic is large, the current decreases rapidly, according to equation (1). The arc is established after the current has decreased. Hence, the amount of spatter decreases. The representative point moves to point E from point D. When the current is below 80 A and the torch voltage V is above the line $I=0$, the power source characteristic is changed to Arc 2. The representative point moves to point F and arrives at the equilibrium point G depending on the wire feedrate and the power source characteristic. As shown in Fig. 7, the weld pool surface is stabilised by the large current.

Since arcing occurs from the underside of the droplet under a CO₂ atmosphere, the droplet is lifted by the arc pressure during the high current period. When the power source characteristic is changed to Arc 1, the representative point moves from point G to point I. Since the current decreases and the arc pressure also decreases, the droplet moves towards the weld pool. The weld pool surface moves in the direction of the droplet and the droplet touches the surface of the weld pool. An attempt was made to vibrate the droplet and transfer it to the weld pool using the proposed power source characteristic.

Experimental results and discussion

Welding experiments were carried out in an attempt to compare the non-linear power source characteristic with



9 Waveforms of voltage and current obtained using non-linear power source

the conventional characteristic under 100%CO₂ shielding gas. The average welding current is 200 A. When the reactor L is inserted in the welding circuit and the conventional power source characteristic is used, the resulting waveforms for the voltage and current are as shown in Fig. 8. Although the droplet touched the weld pool at point A, the droplet was released from the weld pool because the current was greater than 120 A and the arc reignited. After short circuiting transfer, the droplet remains at point B and touches the weld pool again. Since metal transfer occurs, the periods of the waveform are unstable.

Since the arc reignited at high current, there was some spatter. In contrast, the non-linear power source characteristic was used in the same welding process. The resulting current and voltage waveforms are shown in Fig. 9. At the short circuiting and arc reignition stages, the current becomes small. The spatter is reduced and the arc length is kept short. Therefore, the periods of the waveform and the metal transfer become stable.

Conclusion

The weld pool in CO₂ short circuiting arc welding has been observed during the period of short circuiting without arc light using a CCD shutter camera. A power source characteristic is proposed to improve the stability and self-regulation of metal transfer in CO₂ short circuiting arc welding. Using this power source characteristic, the CO₂ short circuiting arc welding can be controlled continuously. It has become possible to obtain a short circuiting arc with less spatter.

References

1. M. J. M. Hermans and G. Den Ouden: *Sci. Technol. Weld. Joining*, 1998, 3, 135.
2. T. Mita, A. Sakabe and T. Yokoo: *Weld. Int.*, 1988, (2), 152.
3. M. J. Kang and S. Rhee: *Sci. Technol. Weld. Joining*, 2001, 6, 94.
4. T. Ogasawara, T. Maruyama, T. Saito, M. Sato and Y. Hida: *Weld. J.*, 1987, 66, (3), 57.
5. H. Yamamoto, A. Nitta, T. Nakamata and T. Uezono: 'Automatic setting of welding conditions by fuzzy controlled CO₂/MAG

- welding machine', Guide Book III, 'Automation technology of arc welding', Technical Commission on Welding Process of Japan Welding Society, 1996, II-127.
6. Z. Ou, Y. Wuang, M. Ushio and M. Tanaka: *Trans. JWRI*, 1999, 28, (1).
 7. K. Ohshima, Y. Mori, Y. Kaneko, A. Mimura, T. Kumazawa, T. Kubota and S. Yamane: Proc. 5th Int. Symp. of Japan Welding Society, Tokyo, April 1990, Japan Welding Society, 483.
 8. K. Ohshima, M. Morita, K. Fujii, M. Yamamoto and T. Kubota: *J. Jpn Weld. Soc.*, 1987, 5, 304 (in Japanese).