OUKA
The University of Osaka
Institutional Knowledge Archive

Title	超狭開先GMA溶接におけるワイヤの溶融挙動とその溶接プロセスに関する研究
Author(s)	中村, 照美
Citation	大阪大学, 2002, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://hdl.handle.net/11094/1108
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

https://ir.library.osaka-u.ac.jp/

The University of Osaka

超狭開先 GMA 溶接におけるワイヤの溶融挙動と その溶接プロセスに関する研究

平成 14 年 1 月

中 村 照 美

目　次

第１章　緒　論 …… 1

第２章　超狭開先内におけるアーク溶接現象の問題点と溶接安定化への提案 …… 7
２．１　緒　言 …… 7
２．２　開先幅の狭隘化に伴うアーク溶接現象の特徴 …… 7
２．２．１　アーク安定性 …… 7
２．２．２　溶込みとビード形成の特徴 …… 11
２．３　超狭開先でのアーク溶接条件の検討 …… 12
２．３．１　開先底部での溶込みを確保するための条件 …… 12
２．３．２　開先底部の安定溶融のための溶接条件の探索 …… 14
２．４　溶接ビード適正化のための提案とその可能性 …… 19
２．５　結　言 …… 21

第３章　低周波パルスＧＭＡ溶接におけるワイヤ溶融挙動の解析 …… 23
３．１　緒　言 …… 23
３．２　一次元非定常熱伝導モデルの必要性 …… 23
３．３　一次元非定常熱伝導計算モデル …… 24
３．４　アークによる溶融の等価電圧と溶滴温度の関係 …… 28
３．４．１　ワイヤの熱伝導解析を行う上での問題点 …… 28
３．４．２　アークによる溶融の等価電圧と溶滴の過熱温度の関係 …… 29
３．５　ワイヤ溶融に関する非定常溶融挙動の特徴 …… 33
３．６　ワイヤの非定常溶融挙動とシミュレーション結果との照合 …… 35
３．７　結　言 …… 36

第４章　ＧＭＡ溶接プロセスシミュレータの提案とワイヤ端位置制御
のための適正条件探索 …… 39
４．１　緒　言 …… 39
４．２　超狭開先内でのＧＭＡ溶接プロセスの基本モデル …… 39
４．２．１　超狭開先内におけるＧＭＡ溶接のモデル化 …… 40
４．２．２　数値シミュレーションの手順 …… 42
４．３　ＧＭＡ溶接における非定常状態でのアーク挙動シミュレーション …… 44
４．３．１　基本モデルにおけるワイヤ端挙動シミュレーション結果と
その問題点 …… 44
４．３．２　低周波パルス溶接における溶融池挙動 …… 46

４．３．３　低周波パルス溶接におけるアーク挙動シミュレーション …… 50
４．４　ＧＭＡ溶接プロセスシミュレータによる狭開先ＧＭＡ溶接条件の設定…… 53
４．５　結　言 …… 57

第５章　位相制御型ＧＭＡ溶接プロセスによる開先内でのアーク入熱分布制御 … 59
５．１ 緒　言 …… 59
５．２ 周期的なワイヤ送給速度変化に伴うワイヤ端の揺動 …… 59
５．２．１　ワイヤ送給速度が変動する時のワイヤの熱伝導解析方法 …… 59
５．２．２　ワイヤ送給速度変化を考慮したＧＭＡプロセスシミュレータ …… 62
５．２．３　ワイヤ送給速度変動時のワイヤ端位置 …… 62
５．３　パルス電流との位相差を制御する位相制御型ＧＭＡプロセスの提案 …… 65
５．３．１　ワイヤ端位置に対する位相差の影響 …… 65
５．３．２　ワイヤ送給速度可変型位相制御ＧＭＡ溶接システム …… 68
５．３．３　位相制御ＧＭＡ溶接プロセスシミュレータと実験結果との照合 … 68
５．３．４　位相制御による溶込み形状制御 …… 70
５．４ 高能率片面１パス溶接への位相制御プロセスの適用 …… 71
５．５　結　言 …… 74

第６章　シルードガス組成制御による溶接金属性能の向上 …… 77
６．１　緒　言 …… 77
６．２　ＧＭＡ溶接におけるシールドガス組成制御 …… 77
６．２．１　シールドガス組成変化とアーク挙動 …… 77
６．２．２　シールドガス組成変化によるアーク挙動の制御原理 …… 78
６．２．３　シールドガス組成制御方法 …… 79
６．３　数値シミュレーションよるシールドガス組成制御時のアーク挙動 …… 81
６．３．１　アーク特性 …… 81
６．３．２　ワイヤ端挙動シミュレーション …… 81
６．４ シールドガス組成制御によるＧＭＡ溶接 …… 83
６．４．１　アーク挙動の観察 …… 83
６．４．２　アーク挙動と数値シミュレーションの結果の照合 …… 84
６．４．３　シールドガス組成制御による溶接結果 …… 85
６．５ シールドガス組成制御型ＧＭＡ溶接による溶接金属の
酸素量抑制と靭性向上 …… 86
６．６ 結　言 …… 87

第７章　総　括 …… 89

謝　辞 …… 93

参考文献 …… 95

本論文に関する著者の発表論文 …… 99

本論文で使用した主なシンボル

W_G	開先幅
P_H	開先底部（ルート面）から開先面の溶融部上端までの高さ
H_T	開先内でのビード積層高さ
I	電流
V_{BC}	母材－チップ間電圧
t	時間
Z	ワイヤ端位置
W_{melt}	開先底部（ルート部）での溶込み幅
P_B	開先底部（ルート部）から母材溶融部の最下点までのでの距離
P_b	溶込み深さ
v	溶接速度
W	ビード幅
W_m	溶込み幅
H_r	余盛高さ
H_g	重力ヘッドを表す高さ
E_0	電源の無負荷電圧
K_S	定電圧電源の外部特性の傾き
L_c	電気回路のインダクタンス
R_c	電気回路の抵抗
V_a	アーク電圧
L_a	アーク長
V_L	ワイヤ突出し部の電圧降下
L_{bottom}	ワイヤ先端から溶融金属表面までの距離
L	突出し長さ
v_f	ワイヤ送給速度
v_m	ワイヤ溶融速度
$I_{t+\Delta t}$	Δt 後の電流
$L_{t+\Delta t}$	Δt 後の突出し長さ
t_p	パルスのピーク時間
t_b	パルスのベース時間
V_p	ピーク期間の無負荷電源電圧
V_b	ベース期間の無負荷電源電圧

I_{av}	平均電流
T	ワイヤの温度
T_M	ワイヤの融点
ΔT	ワイヤ先端の溶滴の過熱温度
ξ	コンタクトチップ先端からの距離
$U(\xi、t)$	コンタクトチップ先端を原点とする固定座標系で、距離ξ、時間tでの温度
X	追加したメッシュ先端からの距離
$T(X、t)$	追加したメッシュ先端を原点とする移動座標系で、距離X、時間tでの温度
ΔX	メッシュ幅
λ	ワイヤの熱伝導率
γ	ワイヤの密度
C	ワイヤの比熱
ρ_S	ワイヤの比抵抗率
S	ワイヤの断面積
T_0	ワイヤの初期温度または追加するメッシュの温度
Δt	メッシュを追加する時間
T_i^j	時刻$t=j\cdot\delta t$で$X=i\cdot\Delta X$の距離にあるi番目のメッシュの温度
Q_i^j	時刻$t=j\cdot\delta t$で$X=i\cdot\Delta X$の距離にあるi番目のメッシュに入るエネルギー
q_a	アークからの入熱量
ϕ	アークによる溶融の等価電圧
δt	熱伝導を計算する時間
H_{latent}	潜熱
L_{av}	突出し長さの平均値
L_T	開先底部とチップ間の距離
K_n	熱伝導を計算する回数
d	ワイヤ径
I_0	電流の初期値
L_0	突出し長さの初期値
S_p	ワイヤ直下の溶融池表面の位置
$\{S_p\}_{\max}$	ワイヤ直下の溶融池面の最大盛り上がり高さ
$t_{Sp\geqq 0}$	溶融池面が開先底部（ルート面）から上方に盛り上がった状態にある時間
τ	溶融金属の慣性を表す時定数
F	アークがワイヤ端と溶融池に生じる時の溶融池に作用するアーク力

f	アークがワイヤ端と開先壁に生じる時の溶融池に作用するアーク力または周波数
Y	余盛高さの最上面からの凹み量
f_W	ワイヤ送給速度の周期
v_b	ワイヤ送給速度変動の振幅
v_{fav}	ワイヤ送給速度の平均値
θ	位相差
V_S	パルス設定電圧
f_P	パルス電流の周期
$L_{a\text{-}eff}$	開先幅 2.5mm の超狭開先内での有効アーク長
C_{O2}	溶接金属の酸素濃度
E	シャルピー衝撃試験の吸収エネルギー

第1章　緒　論

GMA 溶接(ガスメタルアーク溶接)は広範な工業分野で利用されている安定した溶接法である。GMA 溶接に限らず、一般に、融接法の継手では溶接時の熱により溶接継手部及び溶接熱影響部の性能劣化、溶接変形や残留応力が発生する。近年、溶接構造用材料として様々な特性の材料が開発されているが、強度などの母材性能が向上するほど熱影響部の軟化の影響が顕著になるなど継手性能の劣化が大きくなる傾向にある[1)]。これを抑制するための一つの方法として入熱量の低減が有効と考えられている[1-3)]。さらに、溶接変形や残留応力を低減する観点からも入熱量を低減した溶接法が求められている。

他方、高能率化やコスト低減の観点からは、サブマージアーク溶接(SAW)や大電流ミグ(MIG)溶接などの大入熱溶接法が使用され、深い溶込みを確保して溶接パス数を減らした高能率溶接施工が実施されている。しかし、これらの大入熱溶接法では結晶粒の粗大化やぜい化など継手の性能劣化が避けられない。

このため、アーク溶接における低入熱化と高能率化を同時に達成するために、従来から開先幅を狭めた狭開先溶接法が開発されている[4-8)]。現状の狭開先 GMA 溶接の開先幅は約 6～12mm 以上であり[4-8)]、開先底部の両隅部を確実に溶融するためにトーチを開先幅方向に機械的にオシレーションするウィービング法が使用されるが、これにより溶接速度は最大 5mm/s 程度までしか達成されていない[4-8)]。この点において狭開先化による高能率化というメリットは十分に生かされていない。さらに、開先幅が狭くなるとアークの不安定現象[4)]や、溶融金属の先行現象が発生し開先底部に融合不良が生じ易くなるなどの多くの問題を抱えている[9)]。このため、現状では開先幅 5mm 以下の狭隘な開先における GMA 溶接は実施されていない。

アーク熱による母材の組織変質領域(HAZ)を抑え、かつ高能率施工するための基本概念として次の二つの方策が考えられる。溶接パス数を一定とした場合には、開先幅方向のウィービングが不要となるまで開先幅を狭めて高速化を図り、単位溶接長当たりの入熱を低減することである。あるいは、溶接速度を一定とした場合には、アーク熱を板厚方向に有効に分散制御できるビード積層高さになるような狭隘な開先幅に対して単位積層高さ当たりの入熱密度の低減を果たすことである。このように、開先幅の狭隘化と高速化は溶接継手の特性劣化抑制の観点から有効な方法である。

本研究では開先間隙 5mm 以下の狭開先溶接法の実現を主目的として研究を遂行した。研究において主として対象とした板厚は 19mm 以下であるが、アークや溶込みの安定化及び制御の観点からは、板厚がさらに増大しても本研究の結果は本質的に適用可能と考えられる。したがって、本論文では 5mm 以下の開先間隙の溶接に対して「超狭開先」溶接と表現する。

このような基本概念に基づくと、高能率溶接を目指して大電流化する場合でも高速化と適正な熱分散制御により HAZ を縮小化できると考えられる。本研究における重要な研究要素は、前述した超狭開先内におけるアーク不安定や溶融不安定の解決を図り、高速化を果たすことを

前提にアーク熱を板厚方向に適正に分布制御するための手法を開発することである。

現在、GMA 溶接プロセスの開発においては、溶滴移行の安定化制御を可能とする数十 Hz 以上のパルス MAG 溶接法の開発、高速ビード幅方向オシレーションおよびシームトラキング制御を可能とする高速回転アーク溶接の開発など種々の GMA 溶接プロセスが開発されている。これらの GMA 溶接プロセスは、アーク長を一定に保持して安定な溶接を行うための制御が主眼であり[10-15]、オシレーションに関しても機械的な制御手法が基本となっている。

本研究ではアーク長を一定に保持する制御概念とは異なり、アーク熱を板厚方向（下向き溶接においては開先面に沿った上下方向）に適正に分布制御するために、板厚方向への広範囲なオシレーションを数 Hz の低周波パルス GMA 溶接において実現し、開先面に沿ったアーク熱の分布制御を行うことを目的としている。すなわち、アーク発生点であるワイヤ先端位置を制御するためのパルス GMA 溶接において、ワイヤ突出し長さ制御によりアーク入熱分布制御を行うものである。

このような低周波パルス溶接においては多くのパルスパラメータが存在し、かつこれらと溶接現象（ワイヤ溶融挙動や溶融池挙動など）が相互に関連している。数十 Hz 以上の中・高周波域でのパルス GMA 溶接は定常状態として解析が可能であり、突出し長さ制御や GMA 溶接プロセス制御などの研究が現在までに多く行われている[10-15]。しかし数 Hz の低周波パルス GMA 溶接においては、ワイヤの溶融挙動に非定常性が強く現れることが予期され、ワイヤ突出し長さ制御や GMA 溶接プロセス制御に関して非定常状態での現象解析が不可欠となる。

このような現状で新たな GMA 溶接プロセスを提案するには膨大な実験量を必要とし現実的とは言えない。このため、現象をモデル化して数値シミュレーションすることにより適正条件の有無を探索し、新たな溶接法となり得るかを検証できるシステムの構築が有効であると考えられる。現在 GMA 溶接におけるモデル化や数値シミュレーションに関して多くの研究がなされている[16,17]。熱伝導論的立場からは黄地ら[18,19]は GMA 溶接のシミュレーションを行っている。また、Haider[20] 及び平田ら[21]により GMA 溶接における溶滴移行現象のシミュレーション解析が行われている。しかしながら、低周波パルスによる開先内でのワイヤ先端の非定常的な挙動解析は行われていない。

そこで、本研究では超狭開先を対象として低周波パルスによる開先内でのワイヤ先端挙動に着目し、超狭開先内の GMA アーク挙動をシミュレーションできる GMA プロセスシミュレータを提案する。これを用いて超狭開先内におけるアーク不安定や溶融不安定の解決を図り、アーク熱を板厚方向に適正に分布制御するための手法を開発する。本プロセスシミュレータは溶接プロセスの開発のみならず、入熱量の制限、熱影響部幅の極小化や靭性の確保、さらに高効率化など材料や構造体化するうえで生じる様々な要求や制約条件に答え、材料や施工に対して最適な溶接プロセスを開発することを目的とするものである。

本論文は第 1 章から第 7 章で構成されており、これらの関係を Fig. 1. 1 に示す。

第 1 章では緒論として本研究を行う背景と必要性、並びに本研究遂行のための方針を述べた。

第2章はシミュレーションモデルを開発するため、開先幅の狭隘化に伴うアーク溶接諸現象の特徴を明らかにすることを目的とした。狭開先化に伴う開先内でのアーク現象の特徴を調べ、アーク安定性の観点からCO_2アーク溶接が有効であることを明らかにした。

この結果に基づき、狭開先内で溶込みを確保するためにはアーク力による開先底部での掘り下げ作用の強いCO_2埋れアークが有効であることを示した。これを有効に活用するために、埋れアークのアーク力と重力ヘッドの関係を実験的に評価した。超狭開先底部の溶込みを確保し適正なビード表面形状を得るためには、開先底部に十分な熱を供給するのと同時に、開先上部にもアーク熱を供給することが必要であり、ワイヤ先端部のアーク発生点位置を制御するためのワイヤ突出し長さ制御の必要性を指摘している。

第3章では第2章の指摘を踏まえて、ワイヤ突出し長さを制御することを目的としてワイヤの溶融挙動を検討した。各種溶接条件下でのワイヤの溶融挙動を解析するために、一次元非定常熱伝導モデルによりワイヤ溶融の非定常挙動を明らかにした。さらに、GMA 溶接のワイヤ溶融挙動解析を行う上で重要となるアークによる溶融の等価電圧、溶滴の過熱温度と溶接条件の関係を明らかにし、低周波パルス電流を用いた場合のワイヤ溶融に関する定量的な検討を可能とした。

第4章では第2章と第3章のモデルを用いて超狭開先での GMA 溶接プロセスシミュレータを提案した。ここでは、ワイヤの非定常溶融、アーク圧力、超狭開先内での溶融金属挙動と GMA 溶接の等価電気回路の影響を考慮している。この GMA プロセスシミュレータと超狭開先での GMA 溶接実験との照合により、超狭開先内での GMA アーク挙動数値シミュレーションが可能であることを示した。さらに、GMA プロセスシミュレータにより適正な溶接条件の選択が可能となることを実証した。そして、超狭開先内でワイヤ端を上下揺動させ、アーク入熱分布制御を可能とするパルス電流制御型 GMA 溶接プロセスを提案した。

第5章ではアーク熱分布をさらに自由度を高めて制御するために、第4章で提案した GMA 溶接プロセスシミュレータをワイヤ送給速度が変動しても使用できるように拡張した。そしてこのシミュレータを用いて、アーク発点位置であるワイヤ先端位置を広範に制御するために、パルス電流波形とワイヤ送給速度変動パターン間の位相差を制御した位相制御型 GMA 溶接プロセスを提案した。位相差を制御することにより第4章で提案したパルス電流制御型 GMA 溶接プロセスよりも超狭開先内でアーク入熱分布を効果的に変え、溶込み形状を制御できることを示した。

第6章では溶接継手部の性能向上を目的として、溶接金属部の靭性向上に関して溶接プロセスに注目した検討を行った。溶接金属の靭性低下の原因となる酸化性ガス濃度を低減し、超狭開先で安定な溶接を可能とするシールドガス組成制御型 GMA 溶接プロセスを、第4章で提案した GMA プロセスシミュレータを用いて提案した。シールドガス組成を周期的に変化させる手法を提案し、これによりアーク挙動を制御し、酸化性ガス濃度を低減させ溶接金属の酸素含

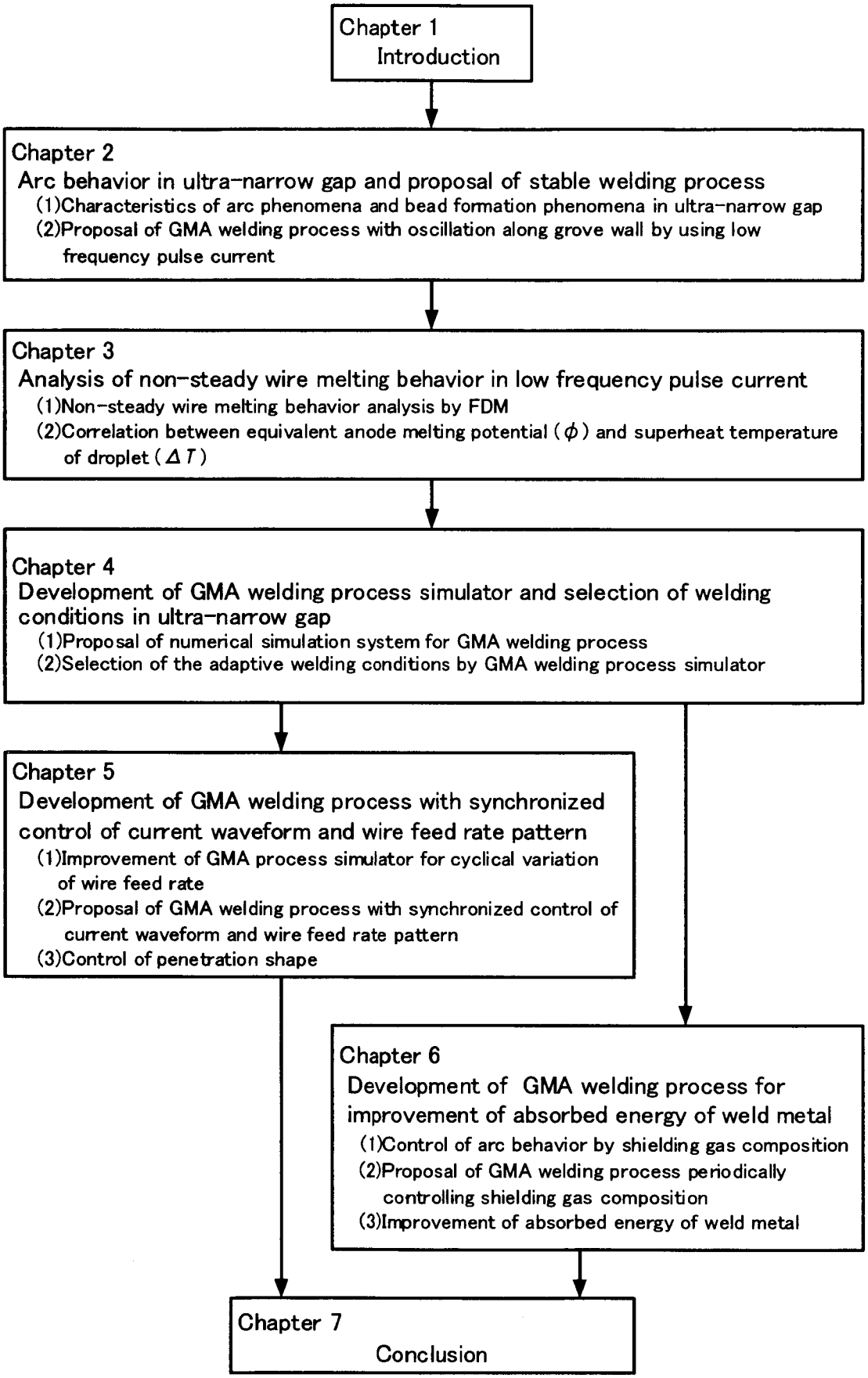


Fig. 1. 1 Flow chart of the thesis

有量の抑制が可能となることを示した。そして、本方法が溶接金属の靭性向上に対して有効な方法であることを明らかにした。

第7章では本研究を総括し得られた新しい知見をまとめて示した。

第2章　超狭開先内におけるアーク溶接現象の問題点と溶接安定化への提案

2.1 緒　言

低入熱化による継手の高品質化と高能率化を同時に達成するために、従来から開先間隙を狭隘化した狭開先溶接方法が開発されてきた[4-8]。この溶接法における最大の課題は開先底部での融合不良の解消にある。開先底部の溶融を確保するために、現状の狭開先ガスメタルアーク(GMA)溶接では、トーチを開先幅（横）方向に機械的にオシレーションするウィービング法が使用されている。このときの開先幅は約 6～12mm 以上であり、溶接速度は最大 5mm/s までしか使用されない。この点において狭開先化により高能率化するというメリットが十分に生かされているとは言えない[4-8]。高能率という利点を十分発揮させるためには、ウィービングを不要とするまで開先幅を狭隘化し高速度化を図ることが必要となる。また、低入熱という利点を発揮させるためには狭開先で高速度化を図り、母材特性を損なう熱影響部の寸法を抑えることが有効である。このように開先の狭隘化は高能率化と材料特性を確保する観点から有効な手段である。しかし、現状では開先幅 5mm 以下の狭隘 I 形開先に対して GMA 溶接の適用はされていない。これは、開先幅が狭くなるとアークの不安定現象[22]や、溶融金属の先行現象が発生して開先底部に融合不良が生じ易くなるなど多くの問題が生じるためである[4-8]。

そこで、本章では開先幅が 5mm 以下の狭開先内での GMA 溶接 (超狭開先 GMA 溶接と称する) を対象とし、狭開先化に伴う開先内でのアーク現象の特徴を明らかにする。

次に、開先底部での融合不良の解消を目的として、超狭開先底部の溶融を確保して安定に溶接を行うための条件範囲を明らかにする。ここでは、アーク力による掘り下げ作用が顕著な埋れアーク溶接[23]に着目し、開先内における重力ヘッドを評価することにより開先底部での溶融を確保するための溶接条件範囲を求める。そして、開先底部の安定溶融を確保した超狭開先溶接の問題点を指摘し、超狭開先内におけるアーク溶接の安定制御とアーク熱分散制御の可能性について検討し、その結果に基づいて新しい溶接プロセスを提案する。その溶接プロセス開発と溶接条件の選定に当たって溶接現象のモデル化とそのシミュレーションが重要であることを指摘する。

2.2 開先幅の狭隘化に伴うアーク溶接現象の特徴

2.2.1 アーク安定性

本節では狭隘開先内でのアーク挙動を MIG アーク(シールドガス：Ar＋2%O_2)と CO_2 アーク(シールドガス：100%CO_2 ガス)を用いて検討し、超狭開先内でのアーク現象の特徴を明らかにする。

開先幅を 12.0mm から 2.0mm までテーパ状に変えた I 形開先を用いて開先幅の狭隘化に

伴うアーク溶接現象の変化について検討する。試験片の板厚は 19mm で、開先底部(ルート部)には厚さ 12mm の裏当て金を設置した。溶接長は 250mm とし、溶接方向は開先幅 12mm の側から開先幅 2mm の側である。溶接速度は 4.5mm/s とし、1.6mm 径のソリッドワイヤを用いた。コンタクトチップから開先底部までの距離は 25mm とし、定電圧特性電源(外部特性の傾き：1/100 V/A)を用いた。溶接開始電流は 350A とし、溶接開始時の母材－チップ間電圧として、ビードオンプレート溶接でアーク切れが生じない限界まで設定電圧を下げた電圧を用いた。これは埋れアークとなる条件である。

Fig. 2. 1 は開先底部(ルート面)から開先面の溶融部上端までの高さ P_H と、ビード積層高さ H_T を計測した結果である。MIG 溶接で開先幅 W_G が 6mm 以下になると、アークが開先壁を這上がる現象が生じ $P_H > H_T$ となり、ワイヤ先端が間欠的に不安定な上下揺動を始める。開先幅がさらに狭くなり W_G=4.4mm 以下になると、ワイヤ先端は母板表面より上に出るようになり(ワイヤ先端が開先の外に出る時には P_H =19mm で表示した)、開先内にワイヤ先端を安定に保持することが困難になる。これに対し、CO_2 アーク溶接では開先の終端部(最狭開先部)であっても、MIG 溶接で観察されたようなアークの不安定現象は認められなかった。

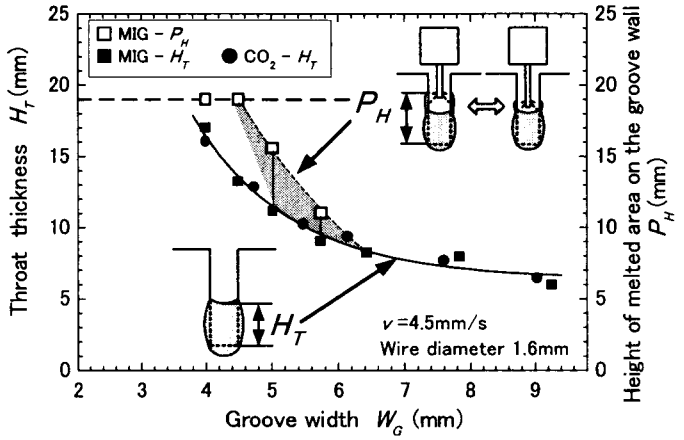


Fig. 2. 1 Effect of groove gap on throat thickness and height of melted area on groove wall in MIG arc and CO_2 arc.

このときの MIG 溶接における狭開先内での電流 I と母材－チップ間電圧 V_{BC} を計測した結果を Fig. 2. 2 に示す。W_G =10mm 付近から I =360A で溶接を開始した。t=33s 付近(W_G=6.2mm 付近)から電流と母材－チップ間電圧はパルス状に変化し、t=40s 付近 (W_G=5mm 付近)から、ワイヤ先端が不安定に上下揺動し、アークの開先壁への這上がり現象が顕著になる。時間の経過とともに(開先幅の狭隘化に伴い)、その周波数は 1Hz 程度から 10Hz 程度へと増加し、平均電流は約 500A 程度まで増加している。ここで電流の増加は、開先壁への這上がり時における開先幅の狭隘化に

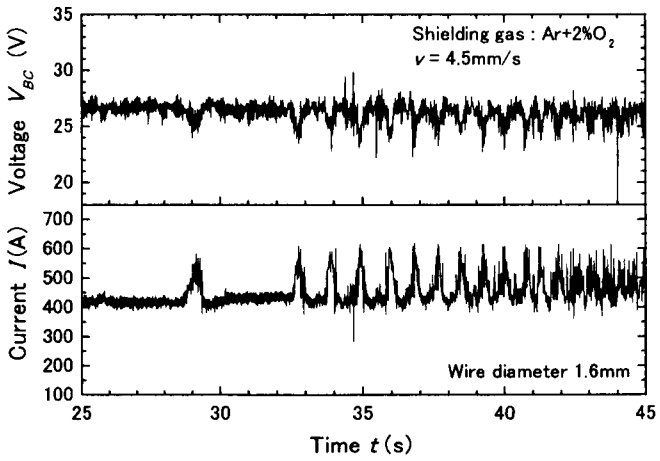


Fig. 2. 2 Measured results of current and voltage in MIG welding as decreasing groove gap.

伴うワイヤ先端と開先面との距離(アーク長に対応する)の減少によるものと考えられる。これに対して、CO_2アーク溶接では W_G =5mm 付近であっても電流や電圧については MIG 溶接のような明瞭なパルス状の変化は認められない。また、W_G =10mm、5mm 付近の平均電流はそれぞれ 360A、375A であり、開先幅の減少に伴う電流の変化は小さく、狭隘開先内でアークを安定に保持できる。

さらに、狭隘な開先内におけるアーク現象を開先幅 5mm の I 形狭開先継手を用いて観察した。Fig. 2. 3 は高速度ビデオカメラ(2250 コマ/s) を用いて開先内の MIG アークを観察した結果である。ここで、ワイヤ径は 1.2mm であり、外部特性の傾きが 1/100 V/A の定電圧特性電源を用いて無負荷電圧を 35～38V に設定した。Fig. 2. 3 (a) では、ワイヤ先端は開先内に存在しているが、アークがワイヤ先端と開先壁の間に生じるとワイヤ端は急激に上昇することが観察された(Fig. 2. 3 (b)→(c))。その後、アークは主に開先上部で発生し、ワイヤ端は開先底部に達することはなかった(Fig. 2. 3 (c)→(d)→(e))。このようなワイヤ端挙動

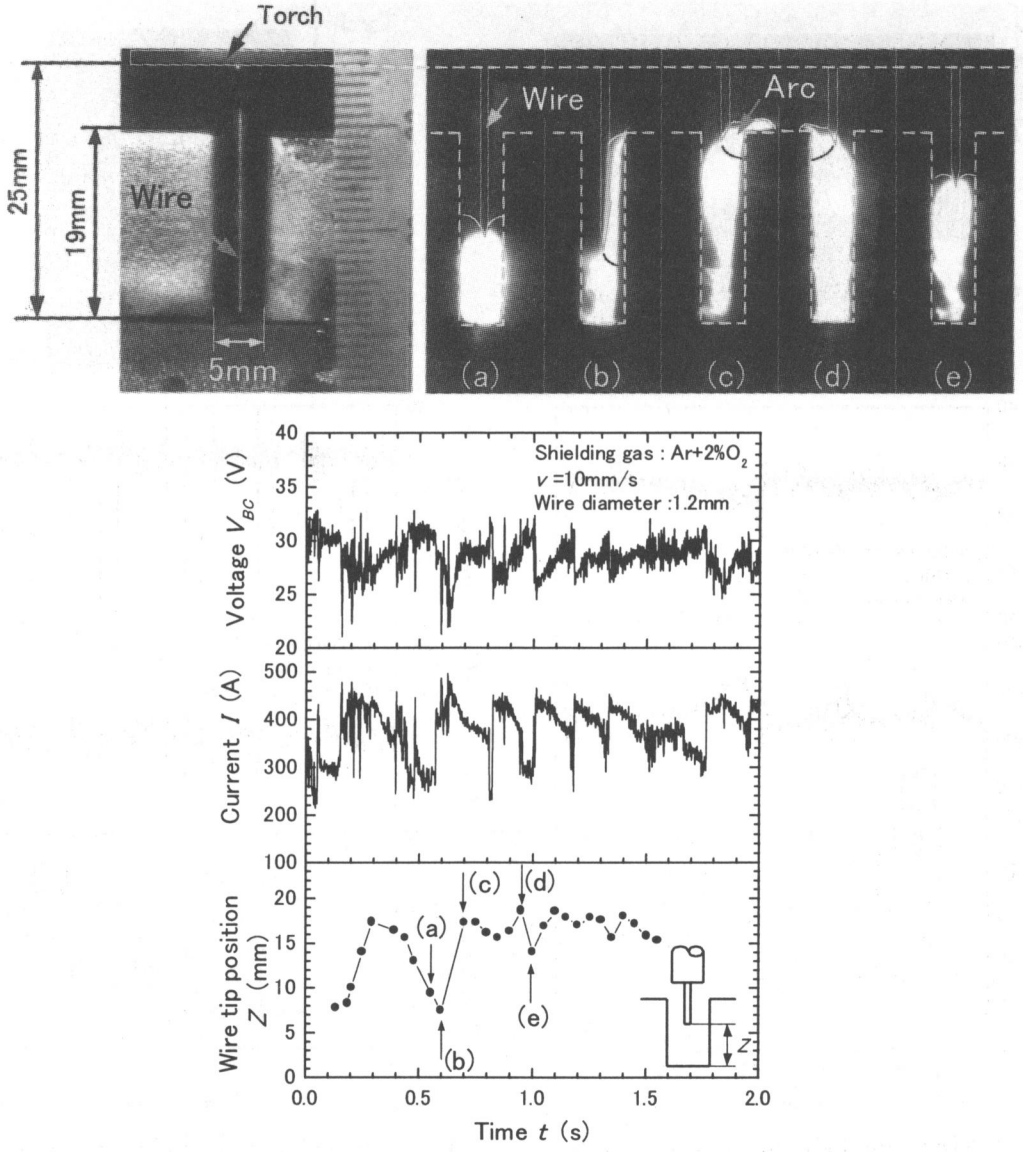


Fig. 2. 3 MIG arc behavior in ultra-narrow gap groove.

は電流が短時間で急増していることから考えると、開先内でアーク長が短くなり電流が急増した結果、ワイヤ溶融量が増えワイヤ端の上昇が生じるためと考えられる。アーク長が短くなる原因として、超狭開先内での陰極点挙動や超狭開先内でのアークの広がりによる電位傾度の変化などが考えられるが、その詳細についてはさらに検討する必要がある。

MAG(シールドガス：Ar+2O%CO_2) 溶接でも、Fig. 2. 4 に示すようにワイヤ端の上昇が認められるが((a)→(b)→(c))、MIG 溶接ほど顕著ではない。その後、電流が低下しワイヤ端は降下している(Fig. 2. 4 (c)→(d))。MIG 溶接ほど電流変化は急峻ではないが電流変化に伴いワイヤ端位置が変化している。この時、ワイヤ先端の上下揺動周期は 0.8～1.0s であった。これに対し、CO_2アーク溶接では Fig. 2. 5 に示すようにアークは開先壁にも生じるものの、MIG 溶接のようなワイヤ端の急激な上昇は認められず、開先底部で比較的安定にアークが維持される。

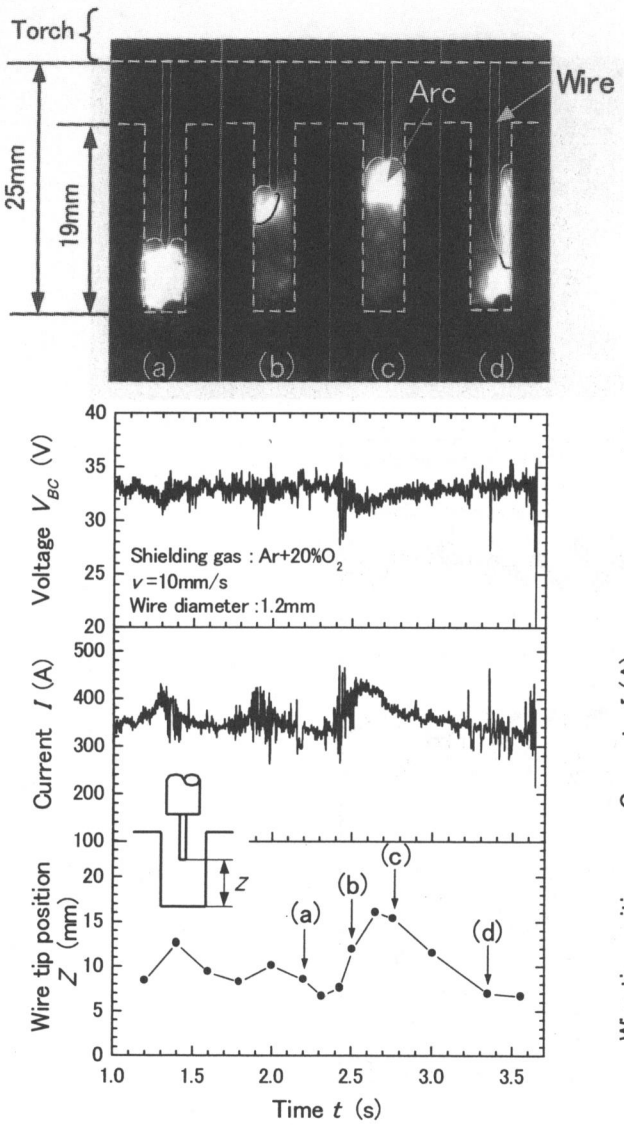


Fig. 2. 4 MAG arc behavior in ultra-narrow gap groove.

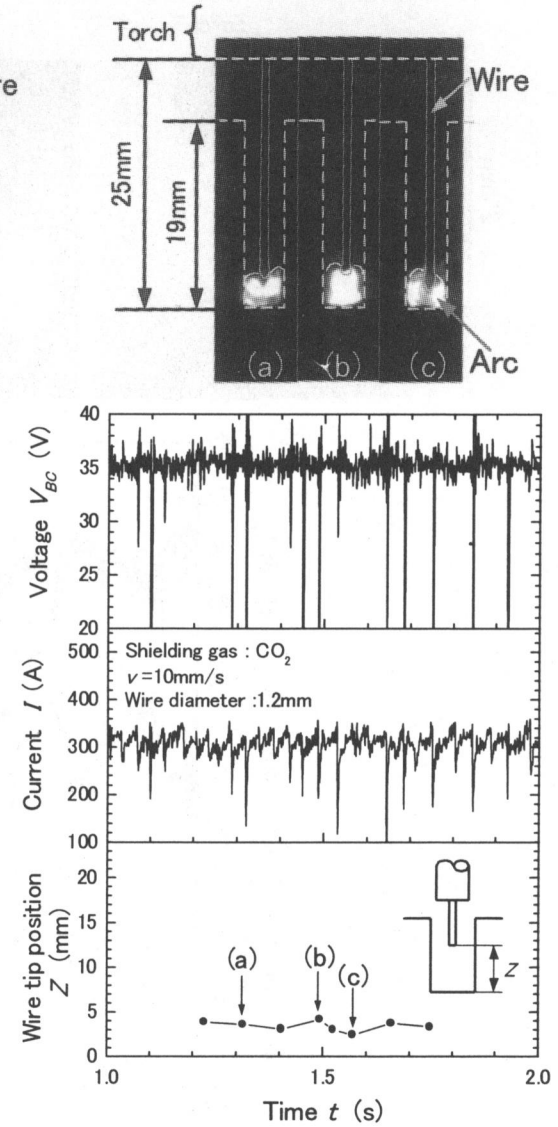


Fig. 2. 5 CO_2 arc behavior in ultra-narrow gap groove.

このように CO_2 アーク溶接では超狭開先内でもアークを開先底部に維持できるが、MIG溶接ではアークを開先内に維持できない。

2.2.2 溶込みとビード形成の特徴

狭隘な開先内でアーク発生位置(ワイヤ先端位置)を安定に保持できる CO_2 アーク溶接について、開先幅の狭隘化に伴う溶込みの変化を検討する。

前節で用いたテーパ状の開先と溶接条件を用いて開先幅に対する開先底部(ルート部)での溶込み幅 W_{melt}、ビード積層高さ(のど厚) H_T、および溶融深さ位置(開先底部から母材溶融部の最下点までの距離) P_B の変化を Fig. 2.6 にまとめた。開先幅が狭くなると開先底面での溶込み幅 W_{melt} は減少する。開先幅 W_G =5mm以下で溶込み幅 W_{melt} は急激に減少し、W_G =4mm以下では開先底面の溶融が不可能になり融合不良が生じる。開先幅の減少に伴いビード積層高さ(のど厚) H_T が増加し、溶融深さ位置 P_B もビード積層高さ(のど厚)の増加割合と同様に母材表面側へ移行し溶込みが浅くなる傾向にある。これは狭開先化に伴うビード表面位置の上昇と対応してアーク熱が投入される掘り下げ深さ位置が上昇したことを示唆している。

なお、Fig. 2.6 中の破線は開先幅を示している。本実験条件においては、開先幅 7mm の場合には開先底部を溶融できるが、確実に溶融を確保できるほどではないことがわかる。開先幅が 7mm 以上では開先幅方向のウィービングが必要であり、開先幅が 4.5mm より狭くなると開先幅の溶融が困難になり融合不良が生じる。

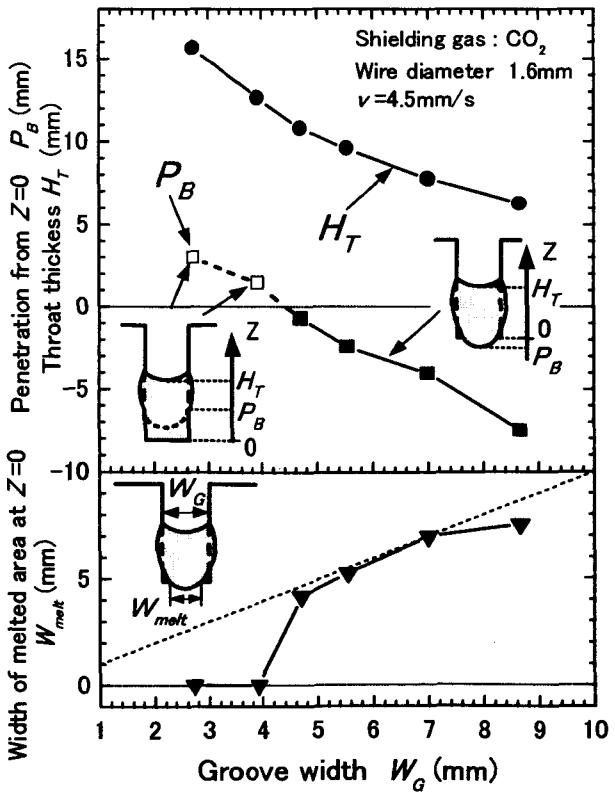


Fig. 2.6 Effect of groove gap on H_T, P_B and W_{melt} in CO_2 welding.

開先内のビード表面形状についてはアーク発生位置(ワイヤ先端位置)を開先底部に保持すると凸状になりやすい。このため、通常の狭開先溶接では開先幅方向へのウィービングを利用して凹状になるようにアーク入熱分布が制御される[4-8]。ウィービングを利用しないでビード形状を改善するためには、溶接金属の表面付近の開先壁にも熱を与えることが必要であるが、開先の上部に熱を与えると開先底部の溶融を確保できなくなる。

2.3 超狭開先でのアーク溶接条件の検討

前節で開先の狭隘化に伴うアーク現象の特徴をその安定性、溶込み特性とビード表面形状の観点から示した。次に CO_2 アーク溶接を対象として超狭開先底部の溶融を確保するための溶接条件の検討を行った。

2.3.1 開先底部の溶込みを確保するための条件

CO_2 埋れアークでは深い溶込みが得られることが知られている[23]。超狭開先底部の溶融を確保するためには CO_2 埋れアークが有効である。そこで、CO_2 埋れアーク溶接により溶込み幅と溶込み深さの関係から開先底部での溶込みを確保するための溶接条件範囲を検討した。

ビードオンプレート溶接において、安定した溶接が可能となる限界まで電圧を低下させ、ワイヤ先端を母材に突っ込ませた埋れアーク溶接実験を行った。このときの埋れアーク溶接における溶接速度 v、電流 I と溶込み深さの関係を調べた。安定した埋れアーク溶接施工ができる母材－チップ間電圧 V_{BC} と溶接電流 I の関係を Fig. 2.7 に示す。電流と電圧は溶接速度によらず一定の関係で整理できた。そこで、ビード幅 W に対して溶込み幅 W_m を定義して実験結果を整理した。ここで、溶込み幅 W_m は周辺への湯流れによる二次溶融域を削除したガウジング幅であり、クレータ部の溶込み過程を調べることによって決定した。

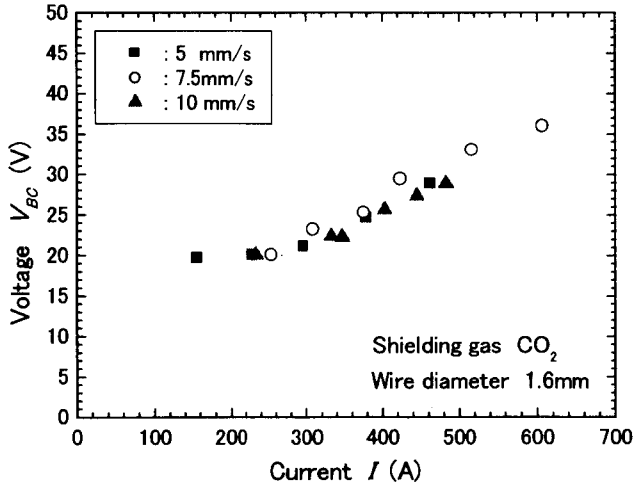


Fig. 2.7 Relationship between current and minimum voltage in stable buried CO_2 arc welding.

Fig. 2. 7 に示す溶接電流－電圧条件で、入熱と速度を変えた場合の溶込み幅 W_m、溶込み深さ P_b、および余盛高さ H_r を Fig. 2. 8 に示す。本実験条件範囲においては、同じ入熱量では溶接速度により溶込み幅 W_m は変化しているが、溶込み深さ P_b と余盛高さ H_r は溶接速度の変化に対して有意差を示さなかった。ここで余盛高さは、ビード幅が速度によって変化したため、溶接速度に依存しない結果となっている。このように溶込み深さが速度に大きく依存しないことが注目される。

埋れアーク溶接では、溶融金属の重力ヘッドに抗してアーク力による掘り下げ作用が働く。同一電流条件ではアーク力は一定であり、溶接速度が変化しても余盛高さは実験結果からほぼ一定となり、アークによる掘り下げ深さもほぼ一定であると推察される。そこで、埋れアークを有限の長さの均一な線熱源と仮定した時の溶込みを熱伝導計算から求めた。I =370A で v =7.5mm/s の溶込み深さと溶込み幅になるように線熱源の長さと熱効率を決め、これらの値を一定として溶接速度 v を変えた時の溶込み深さと溶込み幅を Fig. 2. 9 に示す。なお、ガウジングによって生じる溶込みについて熱伝導計算結果と実験結果と比較すると、埋れアークの熱効率として 47.7%が得られたので、計算にはこの値を用いた。溶接速度が 5、7.5、10 mm/s と大きくなると溶込み幅は狭くなるが、溶込み深さは 6.7mm、6.3mm、6.1mm と変化が小さい。この溶込み深さの計算結果は、溶接速度の変化に対して有意差を示さなかった Fig. 2. 8 の実験結果と定性的に一致する。

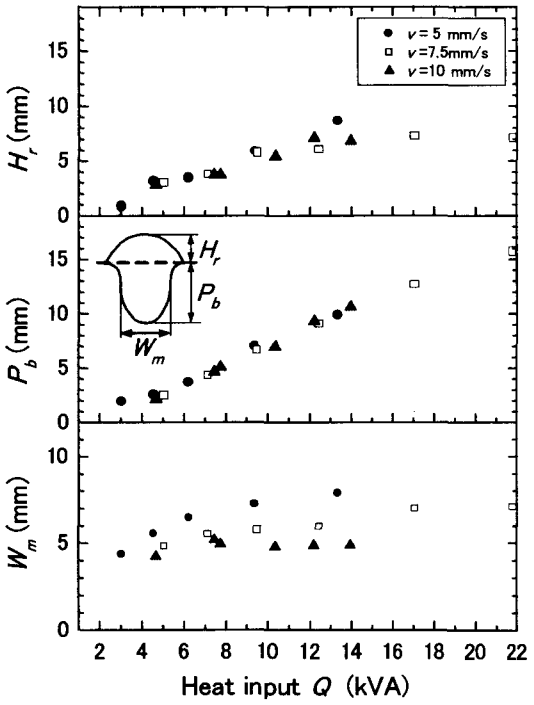


Fig. 2. 8 Effect of heat input on reinforcement height H_r, penetration depth P_b and width of gauging region W_m.

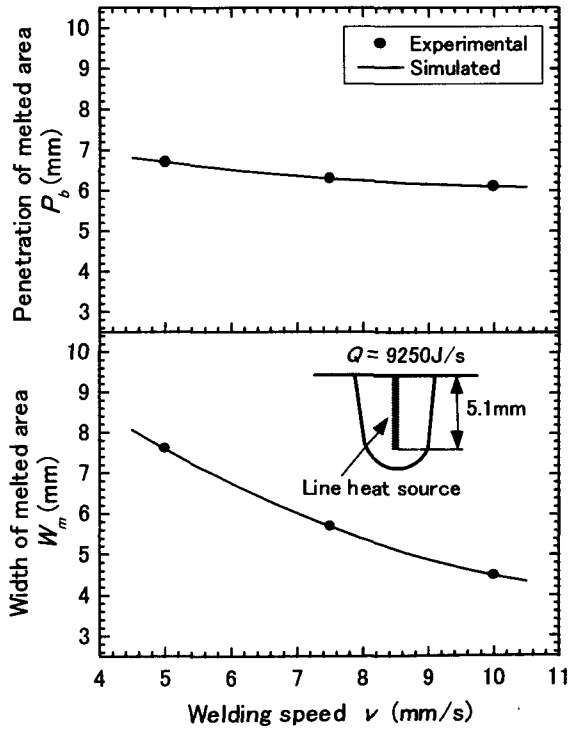


Fig. 2. 9 Comparison of experimental results with simulated results from heat conduction theory by line heat source.
(Length of line heat source is 5.1mm, heat input Q is 9250 J/s)

線熱源の長さまで熱が投与されたことは、そこまで溶融池が掘り下げられたと考え、線熱源の長さと余盛高さを加えた量を、そのアーク電流におけるアーク力とバランスした重力ヘッドを表す高さ H_g と定義した。種々の電流に対して H_g との関係を求め、Fig. 2. 10にまとめた。I=450A までは H_g は電流の2乗に比例している。アーク力(溶融池に作用する圧力)は電流の2乗に比例するので[24]、電流の2乗で H_g を整理した。しかし、500A 以上の大電流域になると比例関係は成立しなくなることがわかった。そこで、重力ヘッドに関して 300A≦I≦600A の範囲で次式に示す近似式を用いた。

$$H_g = 9.3\times10^{-5}\times I^2 - 1.0\times10^{-10}\times I^4$$

以下、この関係によって各電流における H_g を推定する。

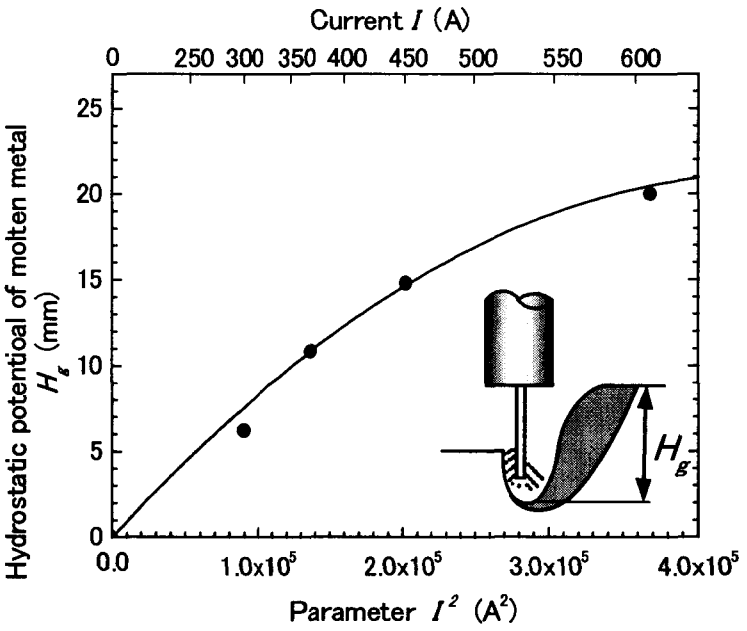


Fig. 2. 10 Relationship between estimated hydrostatics of molten metal and current in CO_2 buried arc.

2. 3. 2 開先底部の安定溶融のための溶接条件の探索

狭開先溶接では溶融金属の重力ヘッドと、アーク力のバランスで決まる掘り下げ深さに加えて、そこでの溶融を保証するアーク入熱量を確保することが必要である。開先底部でアーク入熱量を確保する条件は、アークが開先底部で発生し、そこでの溶融部幅が開先幅以上となることである。そこで、本節では狭開先内でこれらを満たす溶接条件について検討を行った。

狭開先内では溶接電流、設定電圧、ワイヤ送給速度などの諸設定パラメータと電流に依存するアーク力による掘り下げ作用、ワイヤ溶融量で決まるビード積層高さ (のど厚)やアーク発生点であるワイヤ先端位置(ワイヤ突出し長さ)が相互に関連している。適正な溶接条

件を求めるためにはアーク発生位置(突出し長さ)が重要となるが、これらを考慮して、適正溶接条件を選定することは容易とは言えない。そこで、狭開先におけるアーク溶接システムを簡便にモデル化することによってアーク溶接特性を解析し適正条件の探索を行うこととした。

まず、Fig. 2. 11 に示す狭開先での GMA アーク溶接における等価電気回路について検討する。電源の無負荷電圧を E_0 (V)、定電圧特性電源の外部特性の傾きを K_S (0.01V/A)とし、回路のインダクタンスを L_c (0.3mH)、回路の抵抗を R_c (0.025Ω)とする。またアーク電圧を V_a (V)、ワイヤ突出し部の電圧降下を V_L (V)、電流を I (A)とすると、それらの間には次式が成立する。

$$E_0 - K_S \cdot I = L_C \frac{dI}{dt} + R_C \cdot I + V_a + V_L \qquad (2-1)$$

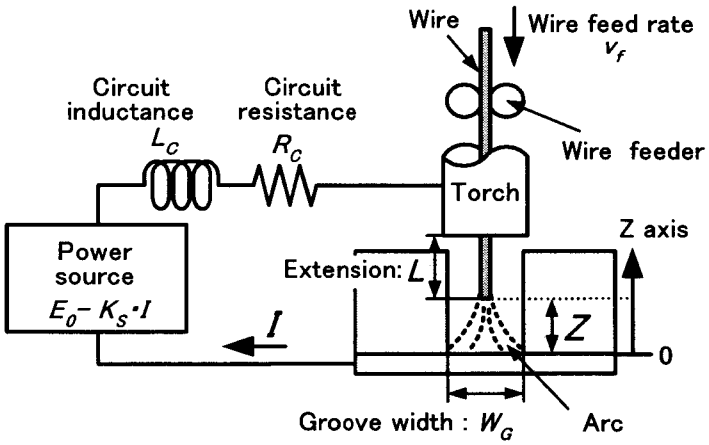


Fig. 2. 11 Equivalent electric circuit in narrow gap GMA welding system.

ここで、I 形狭開先溶接における制約事項として以下の項目を付加してアーク長を定義する。まず、アークの発生状態により狭開先内のアーク長は下記に示す幾何学的距離で仮定する。

(ⅰ)アークがワイヤ先端と開先壁の間で生じている時にはアーク長 $L_a = W_G / 2$ (mm)とする。
ここで、開先幅を W_G (mm)とし、簡単化のためワイヤ径は無視する。

(ⅱ)アークがワイヤ先端とワイヤ直下の溶融金属の間で生じている時には、ワイヤ先端から溶融金属表面までの距離 L_{bottom}(mm)をアーク長とする。ただし、$L_{bottom} \leqq W_G / 2$ である。
$L_{bottom} > W_G / 2$ では(ⅰ)のアークが開先壁に発生するものとする。

アーク直下の溶融池面の位置を Fig. 2. 10 で求めた溶融金属の重力ヘッドを示す高さ H_g (mm)と開先内での溶融金属の高さから決定する。Fig. 2. 12 に $L_a = W_G / 2$ と $L_a = L_{bottom}$ の

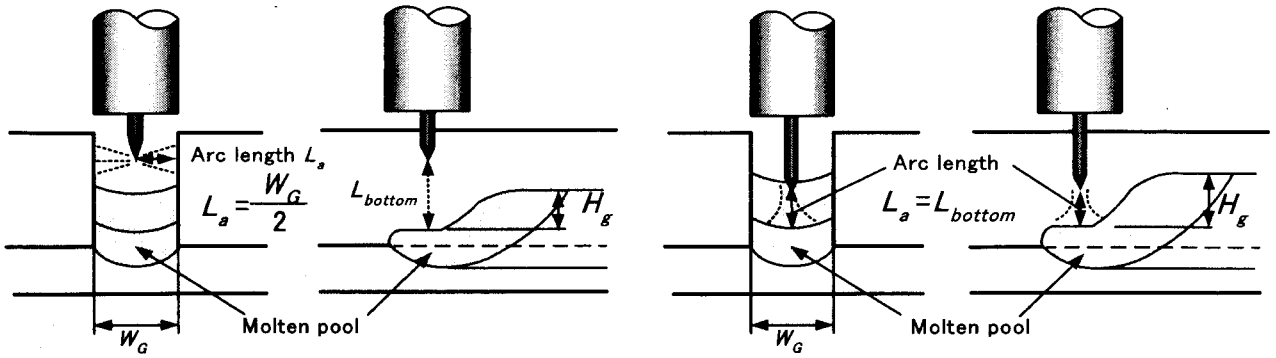


Fig. 2. 12 Definition of arc length L_a in ultra- narrow gap.

場合についてのアーク長と重力ヘッド H_g の位置関係を模式的に示す。このとき、アーク長によりアーク力は変化しないと仮定し、溶接金属の形状や溶接金属の振動等の影響を無視している。

アーク電圧 V_a については、開先幅 5mm の超狭開先内で CO_2 アークを発生させ、電流を 300A から 470A まで変化させて母材－チップ間電圧と電流を計測した。そしてアーク長は開先幅の半分と仮定し、測定データから次式[11]に示すアーク特性に関する係数を決めた。

$$V_a = 13.85 + 0.018 \cdot I + (2.57 + 0.001 \cdot I) \times L_a \qquad (2 - 2)$$

ワイヤ突出し部の電圧降下 V_L については Halmφy[13,14]の関係式を使用した。直流(パルス無し)での電流 I、突出し長さ L (mm)を (2 - 1) 式、(2 - 2) 式と上記仮定から求める。なお、設定条件から(2 - 1) 式で $dI/dt = 0$ である。

ワイヤ先端を開先底部に安定保持する条件を解析するために、ワイヤ先端位置に対するワイヤ送給速度の影響を前述の定常状態のモデルを用いて検討する。開先幅 5mm の超狭開先内でのワイヤ送給速度 v_f とワイヤ端位置 Z の関係を Fig. 2 .13 (a)に示す。v_f =72.6mm/s ではワイヤ端は開先の最上部 (a)にあるため開先壁にアークが発生する。v_f =90.9mm/s までは((b)、(c)、(d))、ワイヤ送給速度の増加に伴い電流が減少している。これは、通常の GMA 溶接で認められるアークの自己制御性が失われていることを意味している。ワイヤ先端と開先壁の間にアークが生じるときにはアーク長が L_a=2.5mm と一定となるためであり、ワイヤ送給量のわずかな変化に対して電流やワイヤ端位置の変動が大きくなり、前節で示したアーク不安定性の原因の一つと考えられる。さらに v_f が増加しアーク長が 2.5mm 以下となり、ワイヤ先端とワイヤ直下の溶融池面の間でアークが生じるようになると、ワイヤ送給速度の増大とともに電流は増加しアークの自己制御性が回復している。このとき、ワイヤ送給速度の増大とともにアーク長は小さくなっている。v_f =109.5mm/s (f 点)になるとアーク長が極めて短くなる。これ以上のワイヤ送給速度では計算上アーク長が負となり、短絡が

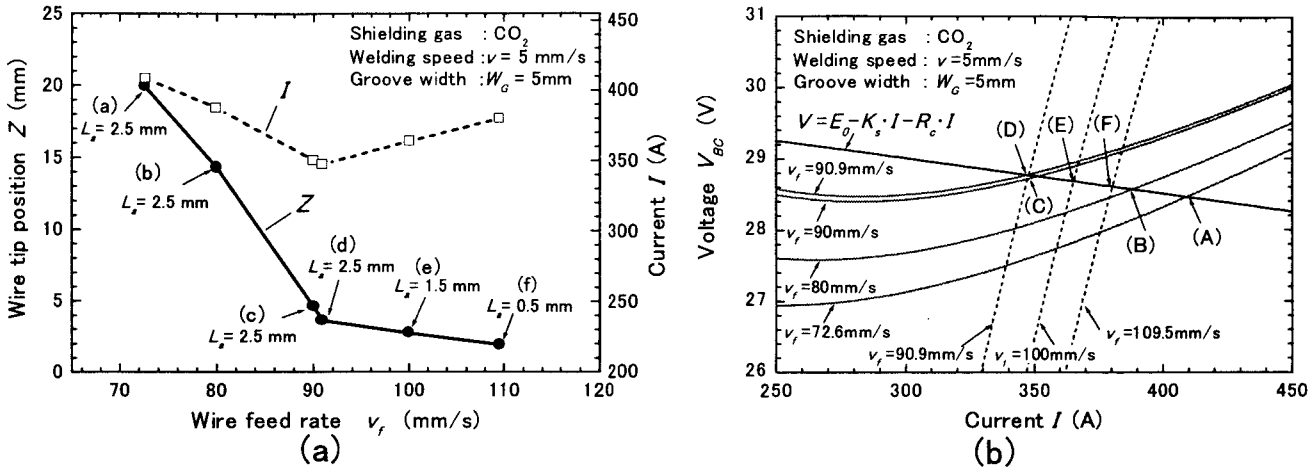


Fig. 2. 13 Change in wire tip position, (a) and stable operating point, (b) with increase in wire feed rate at ultra-narrow gap.

発生して溶接が不可能になることを予期させる。

この間のワイヤ送給速度変化に対する動作点の変遷を I (電流)－V_{BC} (母材－チップ間電圧) 位相面上にプロットした結果を Fig. 2. 13(b)に示す。ここで、母材－チップ間電圧は太実線で示される。実線はワイヤ送給速度を固定し、アーク長を 2.5mm と一定にした条件で電源の外部特性を変化させたときの動作点を結んだものである。また、破線はアークが常に溶融池面に発生し、アーク長が可変とした時の動作点を結んだものである。アーク長が 2.5mm の時には v_f=72.6mm/s から 90.9mm/s までの動作点は実線に支配され、点(A)から(B)、(C)、(D)へと移動する。すなわち、ワイヤ送給速度の増加に伴い電流が減少し、通常の GMA 溶接とは反対の挙動を示す。v_f=90.9mm/s 以上になるとアーク長が短くなり動作点は破線に支配され、(D)から(E)、(F)へと移動する。この時、ワイヤ送給速度の増加に伴い電流が増加し、通常の GMA 溶接と同様な挙動を示すようになる。

以上のように電源の外部特性を設定し、ワイヤ送給速度の調整により開先底部へワイヤ端(アーク発生点)が変遷する過程の特徴を明らかにした。

次に、ワイヤ先端のアーク発生点を超狭開先底部に安定に保持して溶込みを確保するための溶接条件範囲を検討する。

まず、CO_2 溶接の溶込み幅に対する溶接速度と溶接電流の関係を Fig. 2. 14 にまとめた。プロット点は実験点であり、溶込み幅 W_m=5mm、5.5mm、6mm となる点は実線のように推定される。溶接速度 v が大きくなると電流 I を大きくしなければ同一の溶込み幅を確保できない。これらの溶融部幅よりも狭い開先幅のときにはアーク熱で開先壁を直接溶融することが可能である。平板と開先内では入熱の熱源形態が異なるが、CO_2 埋れアークの溶込み特性から狭開先底部の溶込み幅と溶接条件の関係を推定することができる。

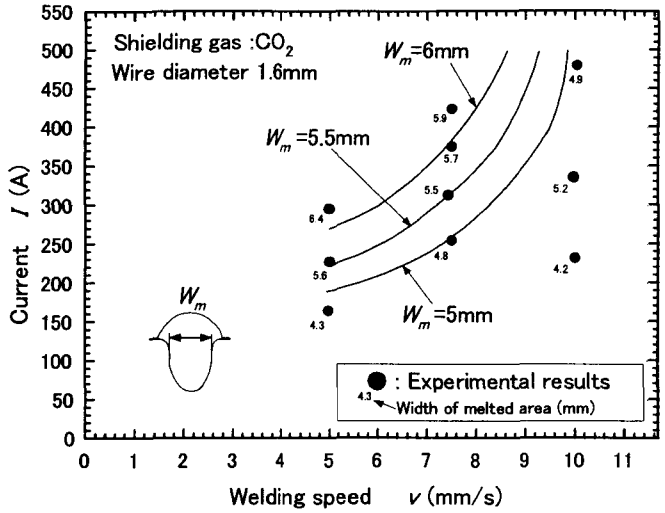


Fig. 2. 14 Relationship between width of gauging region and welding conditions in CO_2 buried arc.

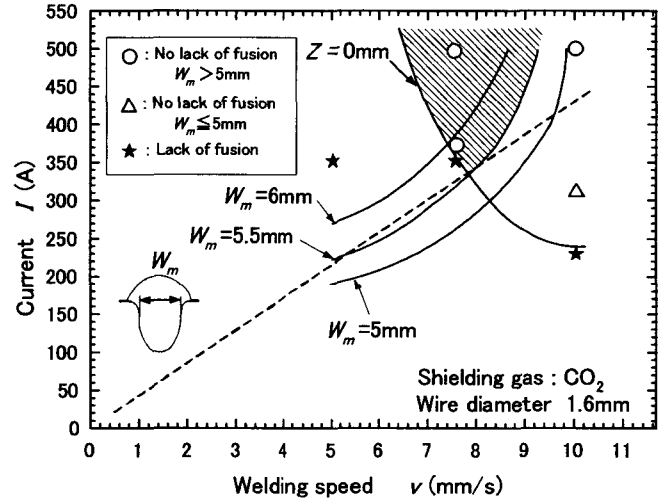


Fig. 2. 15 Estimated region of adaptable welding conditions and experimental results in ultra-narrow gap GMA welding.

開先幅 5mm の超狭開先溶接では、開先底部を安定に溶融するためには溶融部幅が 5mm 以上で、アーク熱投与位置(ワイヤ端位置) Z(mm)が $Z \leqq 0$ となることが必要である。そこで、Z=0mm となる条件を求め結果を Fig. 2. 15 に示す。溶込み幅 W_m 5.5mm 以上で $Z \leqq 0$ の条件を満たすのは斜線部分の領域となる。この図において単位時間あたりの入熱量 (I/v) が最も小さくなる条件は W_m=5.5mm の曲線の接線との交点付近となり、最小入熱溶接条件が決定できる。W_G=5mm の I 形超狭開先継手の溶接結果を同図中にプロットすると、斜線で示した溶接可能条件範囲では開先底部の溶込みを確保した溶接が可能で（○印)、その他の領域では開先底部に未溶融部が発生し(★印)、高電流高速側では領域拡大の傾向がある。ビードオンプレートでの埋れアークと開先内での熱源形態には差異があるが、ビードオンプレートからの推察結果から大きく逸脱はしていないことがわかり、開先底部の溶融を確保できる溶接条件範囲を求めることができた。

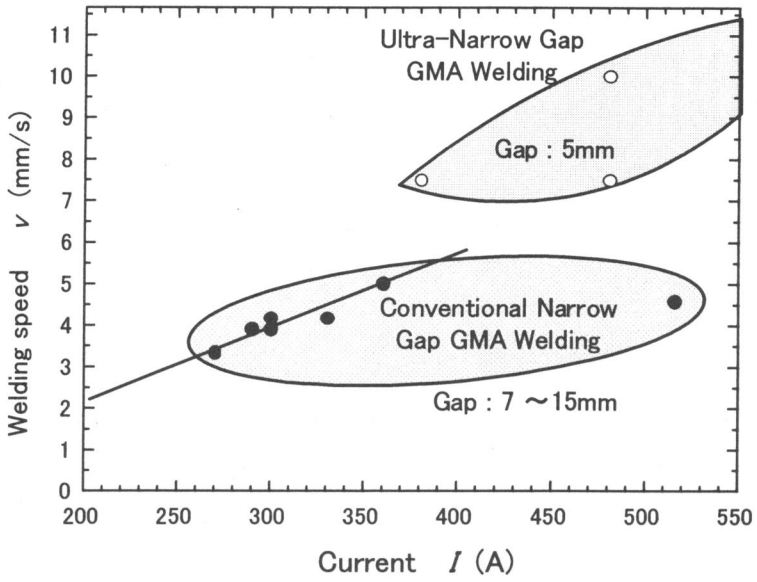


Fig. 2. 16 Comparison of welding conditions in conventional narrow gap welding and ultra-narrow gap welding.

さらに超狭開先溶接と現状使用される狭開先溶接 [4,5]について溶接条件を比較した結果を Fig. 2. 16 に示す。狭開先溶接では溶接電流は 250A～350A が大部分で、溶接速度は 3～5mm/s であるのに対し、Fig. 2. 15 で示した超狭開先溶接では溶接電流は 350A 以上、溶接速度は 7.5mm/s 以上が可能であり、超狭開先化により高速化することができ高能率化が実現できる。

2. 4 溶接ビード適正化のための提案とその可能性

前節の Fig. 2. 15 において、○印の条件で溶接した時の超狭開先溶接ビード断面の一例を Fig. 2. 17 に示す。開先底部での溶込みを確保できるが、表面ビード形状は溶融が伴わないため凸状となる。したがって次層溶接における融合不良を防ぐためには、表面ビード形状を凹状にすることが重要となる。

2.2 節で指摘したように、MIG 溶接ではアーク不安定が生じワイヤ端が上下揺動し、結果的に熱源が開先上部へ投入されるため表面ビード形状が凹状になる。但し開先底部では溶込み不足が生じる。そこで、(1)ビード表面部へもアーク入熱を投与して表面ビード形状を凹状にする、(2)開先底部へアーク入熱を投与して溶融を確保する、これら両条件を満足するアーク熱の投与手法の開発が不可欠とな

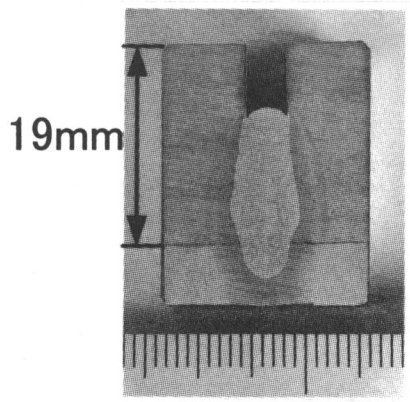


Fig. 2. 17 Cross-section of welded joint in DC welding without pulse. (I =500A, v =7.5mm/s)

る。

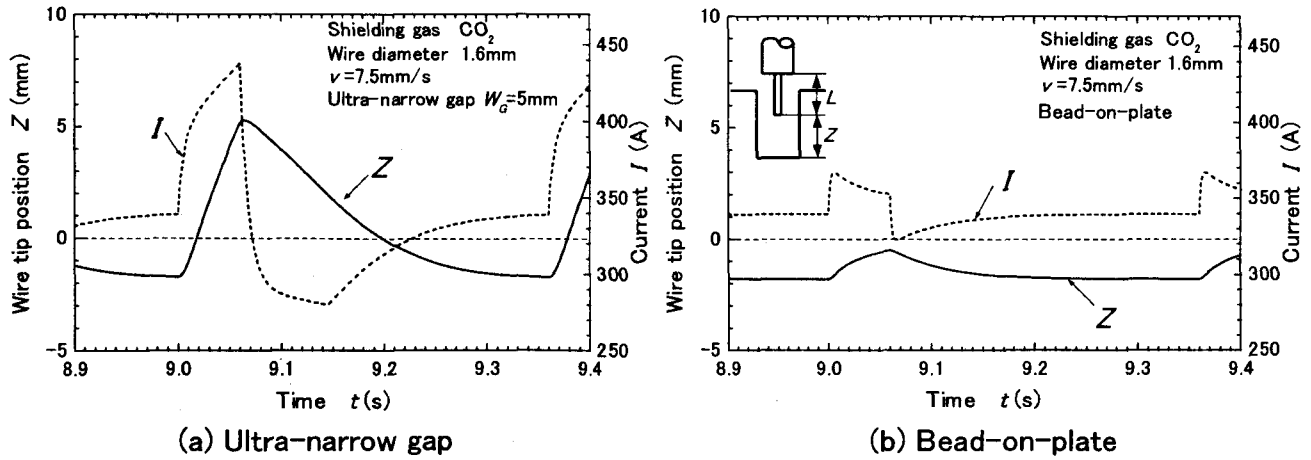
狭開先内において、アーク熱を開先底部と表面ビードの両領域に適正に分散するにはアークの発生点であるワイヤ端を開先内で上下に揺動することが有効であると考えられる。そこで、ワイヤ端の上下揺動制御の可能性を次に検討する。

ワイヤの突出し長さ L と、ワイヤ送給速度 v_f (mm/s)、ワイヤ溶融速度 v_m (mm/s)については以下の関係が成立する。

$$\frac{dL}{dt} = v_f - v_m \tag{2 - 3}$$

(2 - 3)式において、ワイヤ送給速度 v_f が一定であれば、ワイヤの突出し長さ L はワイヤ溶融速度 v_m により制御できる。ワイヤ溶融速度 v_m は電流の関数であり、電流を変化させることによりワイヤ先端位置(突出し長さ L)の制御ができる可能性がある。そこで、パルス電流によるワイヤ端位置の変化を考える。ピーク電流期間では $v_f < v_m$ となり $dL/dt<0$ となるためワイヤ端は開先上部へ移動する。ベース電流期間では $v_f > v_m$ となり $dL/dt>0$ となるためワイヤ端は開先底部へ移動しパルス電流によるワイヤ端の上下揺動が可能と考えられる。

そこで、パルス電流によるワイヤ端位置制御の可能性について検討する。ここでは、パルス電流を与えるために電源の無負荷電圧 E_0 が矩形波パルス状に変化するとする。ピーク期間で $E_0 = V_p$、ベース期間で $E_0 = V_b$ とし、ある瞬時電流におけるワイヤ溶融速度 v_m とワイヤ突き出し部の電圧降下 V_L を Halmϕy の結果 [13,14] を用いて求める。これらの値を用いて (2 - 1) と (2 - 3)式を差分化して Δt 後の $I_{t+\Delta t}$ と $L_{t+\Delta t}$ を求める。このようにして電流とワイヤ端位置を求めた結果を Fig. 2. 18 に示す。Fig. 2. 18(a)に示す開先幅 5mm の超狭開先の場合ではパルス電流に応じてワイヤ端は開先内で上下揺動し、振幅は 7mm となりアーク熱が開先内で分散化されると予想される。同じ溶接条件でビードンプレート溶接を想定して計算した結果を Fig. 2. 18 (b) に示す。ワイヤ端の振幅は 1mm 程度であり超狭開先のような顕



(a) Ultra-narrow gap　　(b) Bead-on-plate

Fig. 2. 17 Simulated results of wire tip behaviors in ultra-narrow gap GMA welding with low frequency pulse and bead-on-plate welding.
(V_P=40V, t_P=0.06s, V_b=34V, t_b=0.3s)

著なワイヤ端の上下揺動は生じない。超狭開先内でパルス電流を用いることによりワイヤ端の上下揺動が効果的に生じ、アーク熱の分散化に対して有効である。

パルス電流を用いて開先幅 5mm の超狭開先を溶接した時のビード断面を Fig. 2. 19 に示す。このとき、ビード表面形状は凹状になり開先上部に熱を分散化し、同時に開先底部の溶融も確保できワイヤ端の上下揺動の効果を確かめることができた。

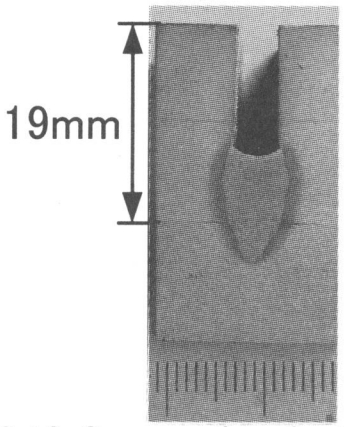


Fig. 2. 19 Cross-section of welded joint in DC welding with pulse (t_p=0.06s, t_b=0.3s, V_p=38V, V_b=32V, v =7.5mm/s, I_{av}=380A).

しかし、数 Hz の低周波数パルス電流時のワイヤ溶融挙動を Halmφy の結果(定常状態での解析に基づいて V_m、V_L を求める)を用いることには疑義がある。したがって、ワイヤの突出し長さの解析に関してはワイヤ溶融の非定常挙動を検討する必要がある。

2. 5 結 言

本章では狭開先内での GMA アーク溶接の特徴をまとめた。超狭開先内で開先底部の溶融を確保するための条件範囲について検討し、良好なビード表面形状と開先底部の溶込みを確保するためには開先内でアーク入熱を分散させることが必要であり、パルス電流を用いたワイヤ端の上下揺動プロセスが効果的であることを示した。得られた結果を以下にまとめる。

(1)超狭開先内において、MIG 溶接や MAG 溶接ではワイヤと開先壁間でアークが発生するとアーク不安定が生じてアークを開先内で安定に保持することが困難となる。しかし、CO_2 アーク溶接ではアークの不安定性が顕著に現れることなく開先底部で安定にアークとワイヤ先端を保持できる。

(2)CO_2 埋れアーク溶接においてアーク力による開先底部での掘り下げ作用を、アーク力と重力ヘッドの関係から評価し、開先底部の溶融を確保するための溶接条件を求めた。

(3)超狭開先内ではアークがワイヤ端と開先壁の間で生じる場合には、アーク長が変化しなくなるためアークの自己制御作用が失われ、ワイヤ送給速度の増加に伴い電流が減少し、通常の GMA 溶接挙動と反対の挙動を示す。アーク長が短くなりワイヤ直下の溶融金属上にアークが生じるとアークの自己制御作用が現れる。

(4)開先幅 5mm の超狭開先溶接において開先底部の溶込み幅とアークの掘り下げによる入熱点位置から開先底部の溶込みを確保し、入熱量を最小にできる溶接条件範囲を求めた。この条件範囲の有効性を実験結果から実証した。

(5)開先底部の溶融確保を可能とする溶接可能条件領域では表面ビード形状は凸状になり、

適正なビードを得るためにはワイヤ端を開先底部に保持するだけでは不十分であり、開先上部にもアーク熱を与え溶融金属の溶融を確保することが必要である。

(6) 凹状の良好なビード表面形状と開先底部の溶込みを確保するためには低周波パルス電流により開先内でワイヤ端を上下揺動させアーク入熱を分散することが有効であり、低周波パルス電流を用いた超狭開先 GMA 溶接の可能性を示した。

第3章　低周波パルスGMA溶接におけるワイヤ溶融挙動の解析

3．1 緒 言

GMA 溶接では溶接ワイヤがアーク熱とワイヤ突出し部での抵抗発熱により溶融する。ワイヤの突出し長さはワイヤの溶融速度と送給速度により決まり、ワイヤ先端がアーク発生点となる。したがって GMA 溶接ではアーク発生点であるワイヤ先端位置を安定に制御することが重要であり、突出し長さやアーク長制御による溶接プロセス制御については多くの検討が行われている[10-15]。

近年、GMA 溶接では溶滴移行やアーク長が一定になるように数十 Hz 以上の高い周波数でのパルス電流制御が行われることが多く、このような周波数帯でのワイヤ溶融現象は定常状態として取り扱うことができるため、定常状態でのワイヤ溶融挙動の解析が進んでいる。定常状態での突出し長さ、ワイヤ送給速度と電流の相互関係については Halmφy[13,14] により検討され、定常状態での熱伝導論に基づいたワイヤ溶融挙動の検討も行なわれている[10,11,24-27]。

第 2 章において、適正なビード表面形状を形成し開先底部の溶融を確保するには、開先内でアーク入熱を板厚方向に適正に分布させることが重要であることを指摘した。このためにはアーク発生点であるワイヤ先端位置を制御する溶接プロセスの開発が必要となる。超狭開先内では、第 2 章に示したように低周波のパルス電流により効果的に突出し長さを変化させ、ワイヤ端位置制御を行うことが可能となるが、このためには突出し長さを精度良く解析する必要がある。しかし、数 Hz の低周波パルス電流を用いた場合には、ワイヤ溶融挙動は非定常性が強く現れることが予期され、従来から行われている定常状態での解析方法を適用して突出し長さを評価するには問題がある。

そこで、本章では低周波パルス電流を用いた時のワイヤ溶融挙動について非定常状態での解析を行う。まず、ワイヤ溶融に関する非定常性を考慮した一次元熱伝導モデルとその解析手法を提案する。次に、このワイヤ溶融の解析においては、アークからの入熱量と融点以上にまで加熱された溶滴の保有熱量が重要な因子となるが[26]、これらの報告値にはばらつきが大きい[13-15,26-37]。そこで、アークからワイヤへの入熱量を定量的に評価するため、種々の溶接条件におけるアーク入熱と溶滴の保有熱量の関係をワイヤの一次元熱伝導解析と突出し長さの測定結果から求める。そしてこれらの関係を基に、低周波パルス電流を用いた時のワイヤの非定常溶融挙動を明らかにする。

3．2 一次元非定常熱伝導モデルの必要性

低周波パルス電流を用いた時の狭開先内でのワイヤ溶融挙動を高速ビデオカメラ(撮影速度 : 2250 コマ/s) を用いて調べた。開先幅を 5mm としワイヤ径 1.2mm、溶接速度 v=7.5mm/s の条件で、高速ビデオ撮影で得られた画像からワイヤ先端位置を求め、画像に対

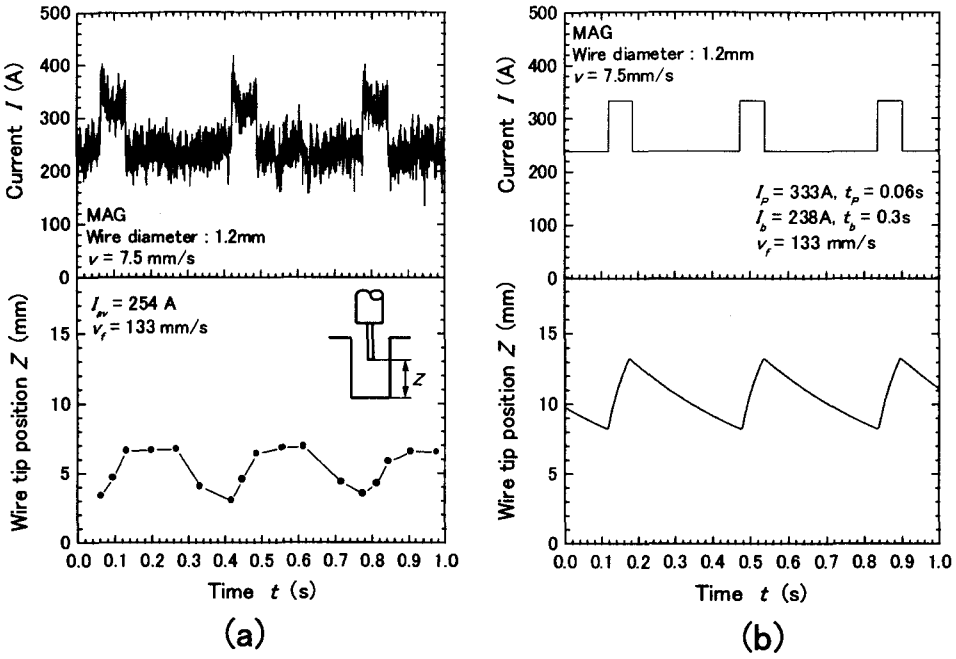


Fig. 3. 1 Track of wire tip position measured by high speed video camera system (a), and track of wire tip position simulated by Halmϕy' s method (b).

応した瞬時電流計測値をあわせて Fig. 3. 1(a) に示す。同じ溶接条件で Halmϕy の結果を用いて[13,14] ワイヤ端位置を求めた結果が Fig. 3. 1 (b)である。Halmϕy の定常解から求めたワイヤ溶融速度 v_m と突出し部の電圧降下 V_L を用いてワイヤ端位置 Z のシミュレーションを行った。定性的な挙動として電流変化に応じてワイヤ端位置が変化する様子を示しているが、実際のワイヤ端の挙動とは、ワイヤ端位置やその軌跡において大きく異なっている。特に、ワイヤ端の軌跡において実験結果はピーク電流からベース電流へ遷移する過渡状態においてワイヤ端位置が一定値で停留する傾向を示し、低周波領域でのワイヤ溶融挙動に定常的な解析法を適用することはできないことを示している。

3. 3 一次元非定常熱伝導計算モデル

本節ではワイヤ溶融の非定常的挙動を解析することを目的とし、そのモデルを提案する。すなわち数 Hz の低周波パルス電流を用いた場合のワイヤの突出し長さ変化を非定常一次元熱伝導モデルにより差分解析する。

まず、ワイヤの溶融モデルとして以下の項目を仮定する。

(ⅰ)ワイヤはジュール発熱とアークによって加熱され、アーク入熱はワイヤ端面に投与される。ワイヤ突出し部における放射損やシールドガスによる冷却の影響を無視する。

(ⅱ)ワイヤの温度を T (K)、融点を T_M (K)、ワイヤ先端の溶滴の過熱温度を ΔT (K)とし、$T \geqq T_M + \Delta T$ となる部分は溶滴として瞬時に離脱する。

コンタクトチップ先端からの距離を ξ (mm)、時間 t (s)での温度を $U(\xi, t)$ (K)、ワイヤは一定速度 v_f (mm/s)で送給されるとする。このとき、コンタクトチップ先端を原点とする固定座標系(ξ、t)に対する一次元熱伝導方程式は次式で表される。

$$C\cdot\gamma\left(\frac{\partial U}{\partial t}+v_f\cdot\frac{\partial U}{\partial \xi}\right)=\frac{\partial}{\partial \xi}\left(\lambda\frac{\partial U}{\partial \xi}\right)+\rho_S\cdot\left(\frac{I}{S}\right)^2 \qquad (3-1)$$

ここで、λ、γ、C、ρ_S および S は、それぞれワイヤの熱伝導率 (J/mm·s·K)、ワイヤの密度(g/mm^3)、ワイヤの比熱(J/g·K)、ワイヤの比抵抗率(Ω·mm)、ワイヤの断面積(mm^2)である。

次に、$X=\xi-v_f\cdot t$ (mm)で示される移動座標系(X、t)を考え、温度を $T(X, t)$ (K)とすると(3 - 1)式は

$$C\cdot\gamma\frac{\partial T}{\partial t}=\frac{\partial}{\partial X}\left(\lambda\frac{\partial T}{\partial X}\right)+\rho_S\cdot\left(\frac{I}{S}\right)^2 \qquad (3-2)$$

となり移流項が消えた熱伝導方程式となる。

そこで、ワイヤ突出し部のメッシュ幅を ΔX (mm) とし Fig. 3. 2 に示す座標系を用い、Δt (s)毎にワイヤが ΔX だけコンタクトチップ先端から突き出すとして、その間の熱伝導計算を以下のステップで行った。

(ⅰ)Δt 毎にコンタクトチップ先端に温度 T_0 (K)、長さ ΔX のメッシュを追加し、そのつど移動座標系の原点を追加メッシュの先端に設定し直す。このとき、ワイヤが一定速度 v_f で送給されるので、ΔX と Δt の関係は以下のようになる。

$$\Delta X = v_f \times \Delta t \qquad (3-3)$$

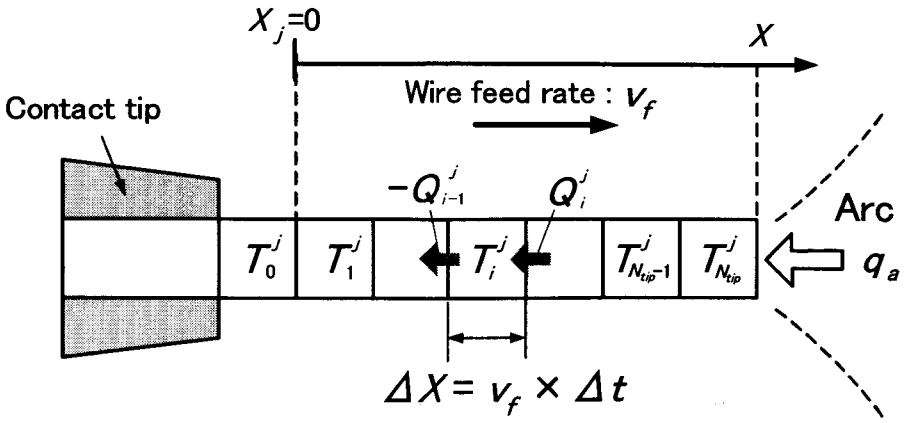


Fig. 3. 2 One dimensional non-steady heat conduction model on wire melting.

(ⅱ) (3 - 2)式の熱伝導計算を行う。

熱伝導解析を行うために、時刻 $t = j \cdot \Delta t$ で $X = i \cdot \Delta X$ の距離にある i 番目のメッシュの温度を T_i^j (K)、このメッシュに入るエネルギを Q_i^j (J)とし、差分化すると次式になる。

$$\int_{T_i^j}^{T_i^{j+1}} C \cdot \gamma \, dT = \frac{-Q_{i-1}^j + Q_i^j}{\Delta X \cdot S} + \rho_S \cdot \Delta t \cdot \left(\frac{I}{S}\right)^2 \qquad (3-4)$$

ここで、

$$Q_i^j = -\lambda \cdot \frac{T_i^j - T_{i+1}^j}{\Delta X} \cdot \Delta t \cdot S$$

である。

境界条件として以下を与える。

(ⅰ)ワイヤ先端では $(i=N_{tip})$、アークからの入熱として

$$q_a = Q_{N_{tip}}^j = \phi \cdot I \cdot \Delta t$$

が加わる。ここで、アークによる溶融の等価電圧[37,38]を ϕ (V)とする。

(ⅱ)コンタクトチップ先端部では$(i = 0)$、

$$T_0^j = T_0$$

で一定とする。

エンタルピ法[39]により Δt 後の i =1番目から N_{tip} 番目までの各メッシュの温度を求める。ここで、潜熱を H_{latent}＝273J/g[40]とし、Fig. 3. 3 に示す物性値の温度依存性[40]を考慮した。

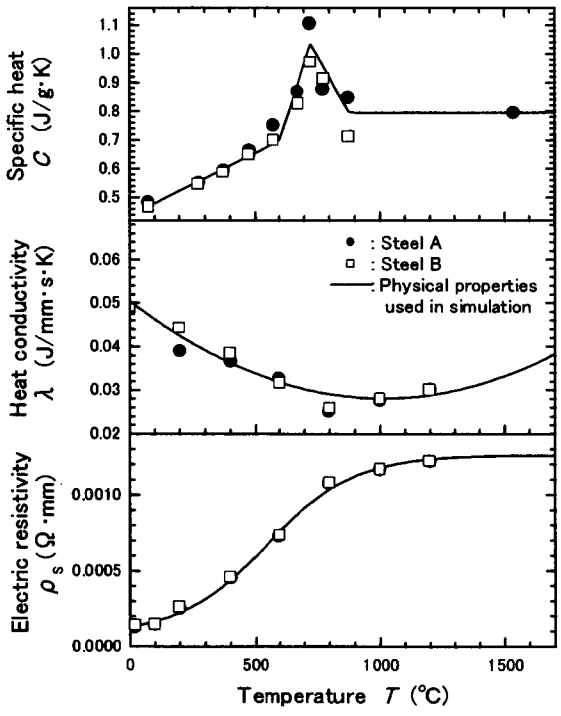


Fig. 3. 3 Temperature dependence of physical properties used in calculations.

熱伝導率λ、比熱 C が温度の関数の時には (3 - 4) 式の安定収束条件は次式で与えられる[41,42]。

$$\frac{\lambda_{max}}{(C\cdot\gamma)_{min}}\times\frac{\Delta t}{\Delta X^2}\leq\frac{1}{2} \qquad (3-5)$$

(3 - 3)式、(3 - 5)式を同時に満足するように距離 ΔX と時間 Δt を決めると、(3 - 4)式からワイヤの温度分布とワイヤの突出し長さを求めることができる。そこで、ΔX と Δt の関係を Fig. 3. 4 に示すと、(3 - 5) 式を満足するのは図中の斜線部であり、この領域内で(3 - 3)式を満足する範囲は図中の太実線部である。今、(3 - 3)式と(3 - 5)式の交点を ΔX_{cr}、Δt_{cr} とすると、熱伝導計算が収束するのは $\Delta X > \Delta X_{cr}$、$\Delta t > \Delta t_{cr}$ の時であり、ΔX と Δt には最小値が存在し ΔX と Δt を小さくして精度を確保した計算を行うことはできない。

なお、

$$\Delta X_{cr}=\frac{2\cdot\lambda_{max}}{(C\cdot\gamma)_{min}\cdot v_f}\quad,\Delta t_{cr}=\frac{2\cdot\lambda_{max}}{(C\cdot\gamma)_{min}\cdot(v_f)^2}$$

である。

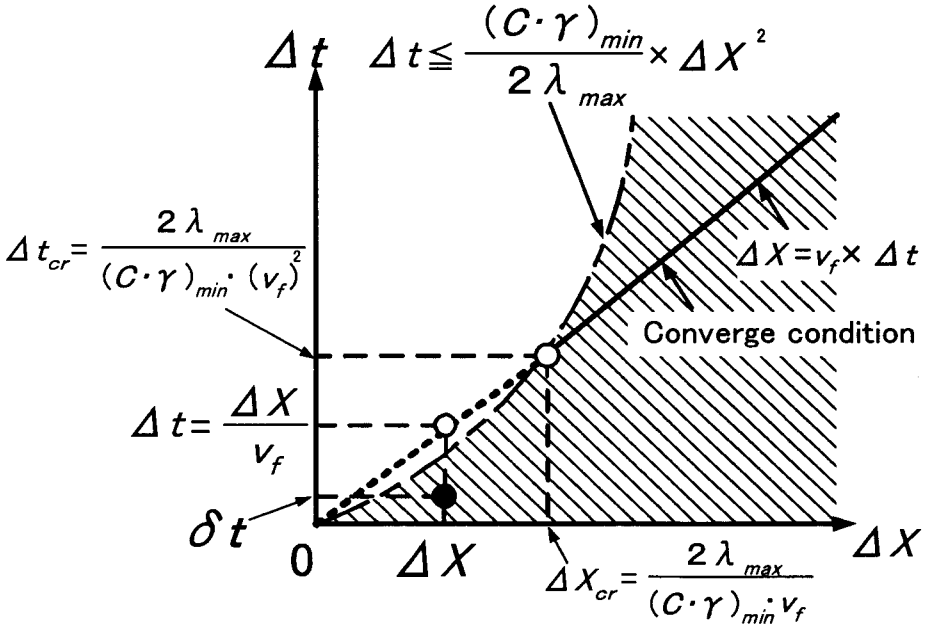


Fig. 3. 4 Relationship between Δt and ΔX for one dimensional non-steady heat conduction simulation model.

そこで、$\Delta t < \Delta t_{cr}$ の条件で精度を確保して計算を行うために前述した計算方法を以下のように変更して行う。

今、Fig. 3. 4 中にあるような Δt を設定した場合において、

(ⅰ)前述までと同様に Δt 毎にコンタクトチップ先端に温度 T_0、長さ ΔX のメッシュを追加し、移動座標系の原点を追加メッシュの先端に再設定する。

(ii) Δt 期間中はワイヤは送給されないとし、Fig. 3. 4 の斜線領域内にある δt (s) 毎に熱伝導計算を $\Delta t / \delta t$ 回行う[29]。このとき、(3-4)式と境界条件(ワイヤ端でのアーク入熱量)で使用されている Δt を δt に置換した形で計算する。

ΔX と δt については Δt 毎にワイヤが供給される前後で、系のエネルギーバランスが成立するように選ぶ必要がある。 ここで、 (ワイヤが ΔX だけ突出す前に持っていたエネルギー) +(Δt 間に加えられたアーク入熱量) + (ジュール発熱量)−(溶滴として離脱したエネルギー)=E_t とし、Δt 後のワイヤの全エネルギーを $E_{t+\Delta t}$ として、エネルギー差を $\Delta E = (E_t - E_{t+\Delta t}) / E_{t+\Delta t} \times 100$ で定義する。この時 ΔE<1%になるように ΔX と δt を選ぶと安定に収束することを確かめた。ΔX と δt はワイヤ送給速度により異なるが、本実験範囲(v_f=49mm/s〜210mm/s)では $\delta t \leqq 10^{-6}$ s に設定する必要がある。

本非定常数値解析手法により求めた定常と見なされる状態に至った時点のワイヤ突出し部の温度分布と定常状態での解析解[25]の温度分布とは Fig. 3. 5 に示すように一致し、本手法の妥当性を確かめることができた。

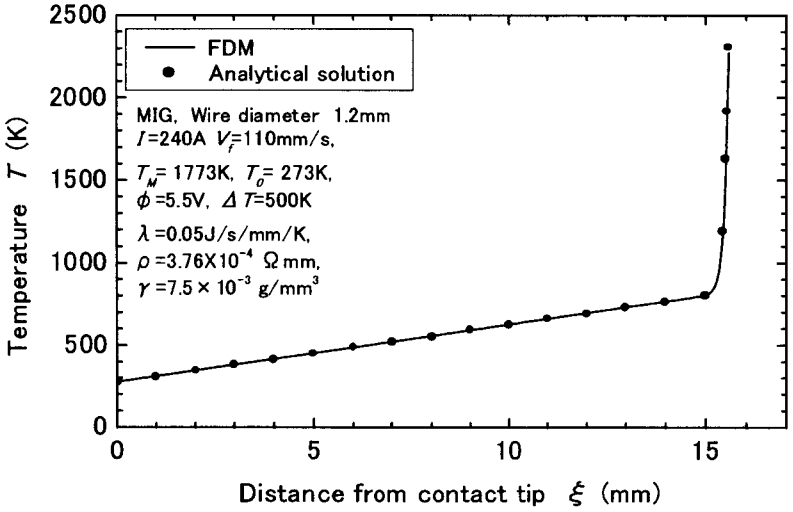


Fig. 3. 5 Comparison between calculated results by FDM and analytical solution.

3. 4 アークによる溶融の等価電圧と溶滴温度の関係

3. 4. 1 ワイヤの熱伝導解析を行う上での問題点

GMA 溶接の陽極での加熱（アークからの入熱）q_a は電子の凝縮、陽極降下領域を通過する際に与えられる運動エネルギー、アークからの対流熱伝達、放射熱伝達などにより決まり近似的に次式で表される[37,38]。

$$q_a = \left(V_a + V_W + \alpha \cdot \frac{k \cdot T_e}{e} \right) \times I$$

ここで、V_a ：陽極降下電圧、V_W：金属表面の仕事関数、$\alpha \cdot kT_e / e$ ：電子の熱エネルギで

ある（k：ボルツマン定数、T_e：電子温度、 e：電荷、 α：定数 3/2[38] または 5/2[37]）。これらの量は電流により大きく変化しないとし、$V_a+V_W+\alpha\cdot kT_e/e$ をアークによる溶融の等価電圧ϕ (V)として、アークからの入熱を$\phi\times I$で与えている[37,38]。しかし、V_W は表面の汚れにより変化すると言われ[37]、ワイヤの組成、ワイヤ径、シールドガス種あるいは電流値などにより様々な値が報告され[13-15,25-37]、溶接電流との関係は明確に示されているとは言えない。一方、ワイヤ溶融挙動を把握するために、溶滴の保有熱量についても様々な値が報告されている[13-15,25-37]。これらの値はワイヤ先端に与えられるアーク入熱量を算定し、ワイヤ溶融挙動をシミュレーションするための重要な値である。

Halmφy[13,14]は溶滴の保有熱量 H_0 はアークからの入熱と抵抗発熱との和に等しいとして、定常状態のワイヤ送給速度から実験的に、ϕ=3.5V、ΔT=160K (*I*=297～347A、MIG)を求めた。ここで、溶滴の過熱温度をΔTで表している。丸尾ら[26]はワイヤ突出し部の一次元熱伝導方程式の定常解からワイヤ溶融速度を求めた。さらに、ワイヤの抵抗発熱項を実験的に求め、Halmφy の方法[13,14]を基に、ϕ=5.7V、ΔT=595K(*I*=250～350A、MIG)を得ている。両者とも、ϕやΔT は電流に依存しないと仮定している。Nemchinsky[30,31] はϕ=5.5～6.5Vと仮定し、ワイヤ突出し部の一次元定常熱伝導解析によりΔT=740～1200K (*I*=113～195A、MIG)を、Waszink[32] はϕ=6V と仮定し、定常状態の一次元熱伝導解析とワイヤ先端部のエネルギーバランスの解析からΔT=870～1100K(*I*=150～300A、MIG)を得ている。なお、溶滴の保有熱量 H_0 として表記された文献値に関しては本シミュレーションで使用した物性値を用いて溶滴の過熱温度ΔTに換算して示している。この他にも熱量計法[33,34]や二色放射測温法[35]で溶滴の保有熱量の計測が行われているが、これらの結果はシールドガス種や電流値に対してϕやΔT の値には大きな差違があることを示している。したがって、これらの値を決定することがワイヤの溶融挙動を解明する上で重要であると判断した。

3．4．2 アークによる溶融の等価電圧と溶滴の過熱温度の関係

本項ではワイヤ溶融挙動を求める上で重要な因子であるアークによる溶融の等価電圧ϕとワイヤ先端部の過熱温度ΔTを検討する。3.3 節の一次元熱伝導シミュレーションとワイヤ突出し長さの実測値からϕとΔT の関係について検討することとした。

まず、ビード溶接を行い一定電流、一定ワイヤ送給速度でのワイヤの突出し長さをレーザストロボ装置により撮影し、得られた画像から各溶接条件における突出し長さの平均値を求めた。レーザストロボ装置は 337nm のレーザ光線を溶接部（ワイヤ）に照射し、その光の波長のみを通す狭帯域バンドパスフィルターを取り付けたCCDカメラでレーザの反射光を撮影するビデオ装置である。ワイヤ送給速度はトーチのワイヤ送給モータの直前に設置したエンコーダの信号から求めた。なお、エンコーダから求めたワイヤ送給速度と、溶接時のワイヤ送給速度の実測値との差は±1％以内であった。

次に、測定で得られた電流 I とワイヤ送給速度 v_f を用いて定常状態に達した時のワイヤ

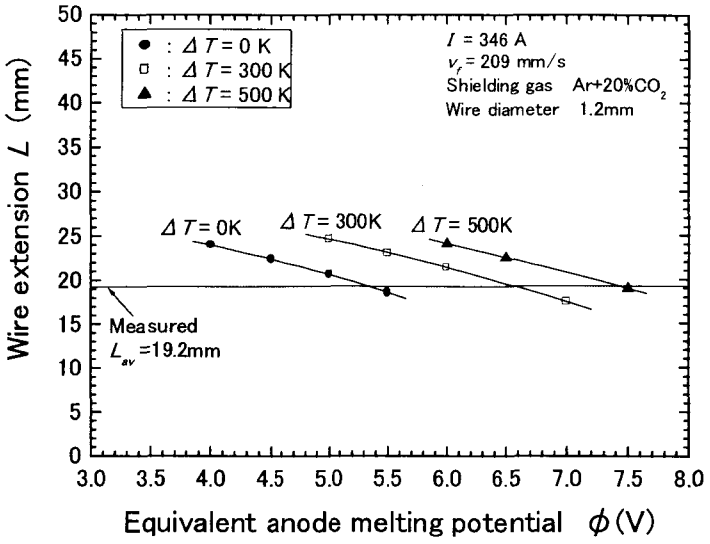


Fig. 3. 6 Correlation between wire extension and equivalent anode melting potential in various superheat temperatures.

突出し長さ L を 3.3 節の一次元熱伝導シミュレーションにより計算する。まず初めに ΔT を仮定し、ΔT に対してφを変えて突出し長さ L を計算し L とφの関係を求める。次に、計算で得られた突出し長さと実測値が等しくなるφを求め、電流、φと ΔT の関係を求める。例えば、ワイヤ径 1.2mm の MAG 溶接実験結果において、I= 346A、v_f = 209mm/s の時にはワイヤの実測平均突出し長さは L_{av}=19.2mm となった。次に、ΔT =0、300、500K のそれぞれの場合についてφを 4.0～7.5V まで変えて突出し長さを算出する。各 ΔT に対して得られるワイヤの突出し長さが実測値と等しくなるφの値を求めると、Fig. 3. 6 に示すように、それぞれφ=5.3、6.6、7.4V となり、溶接電流に対してφと ΔT には、ある一定の関係があることがわかった。

以上のようにして他の電流値に対して、φと ΔT の相関関係を決めることができる。φや ΔT について個々の値を求めることはできないが、ワイヤ溶融挙動解析においてはφや ΔT をそれぞれに求める必要はなく、電流に対してφと ΔT の相関関係を満たしていれば突

Table 3. 1 Welding conditions in experiments to estimate the correlation between equivalent anode melting potential and superheat temperature in MIG, MAG and CO_2 welding.

Contact tip – base metal distance L_T (mm)	Shielding gas	Wire diameter d (mm)	Current I (A)	Wire feed rate v_f (mm/s)	Wire extension L (mm)
25	Ar+2%O_2	1.2	261～363	115～198	18.2～18.9
25	Ar+20%CO_2	1.2	257～346	137～209	19.2～20.4
25	Ar+20%CO_2	1.6	207～414	49～122	17.7～22.5
25	CO_2	1.6	287～409	81～129	21.4～22.2

出し長さ L を求めることができる。

そこで、同様な方法で MIG 溶接、MAG 溶接、CO_2 アーク溶接について Table 3. 1 に示す条件で溶接実験を行い ϕ と ΔT の関係を求めた結果を Fig. 3. 7 に示す。さらに同図中に ϕ、ΔT と電流について文献値をプロットした [13-15,26-37]。MAG 溶接や CO_2 アーク溶接についての報告例は少ない。最も報告例の多いワイヤ径 1.2mm の MIG 溶接についての文献値では、ϕ は 3.5V から 6.5V に、ΔT は 150K から 1100K まで大きくばらついている。しかし、本研究で提案する $\phi - \Delta T$ 関係の視点から見直すと定性的に関係線上に存在していると見なすことができる。

ワイヤ径 1.2mm の MAG 溶接と MIG 溶接の $\phi - \Delta T$ 関係を同一の電流で比較する。ΔT

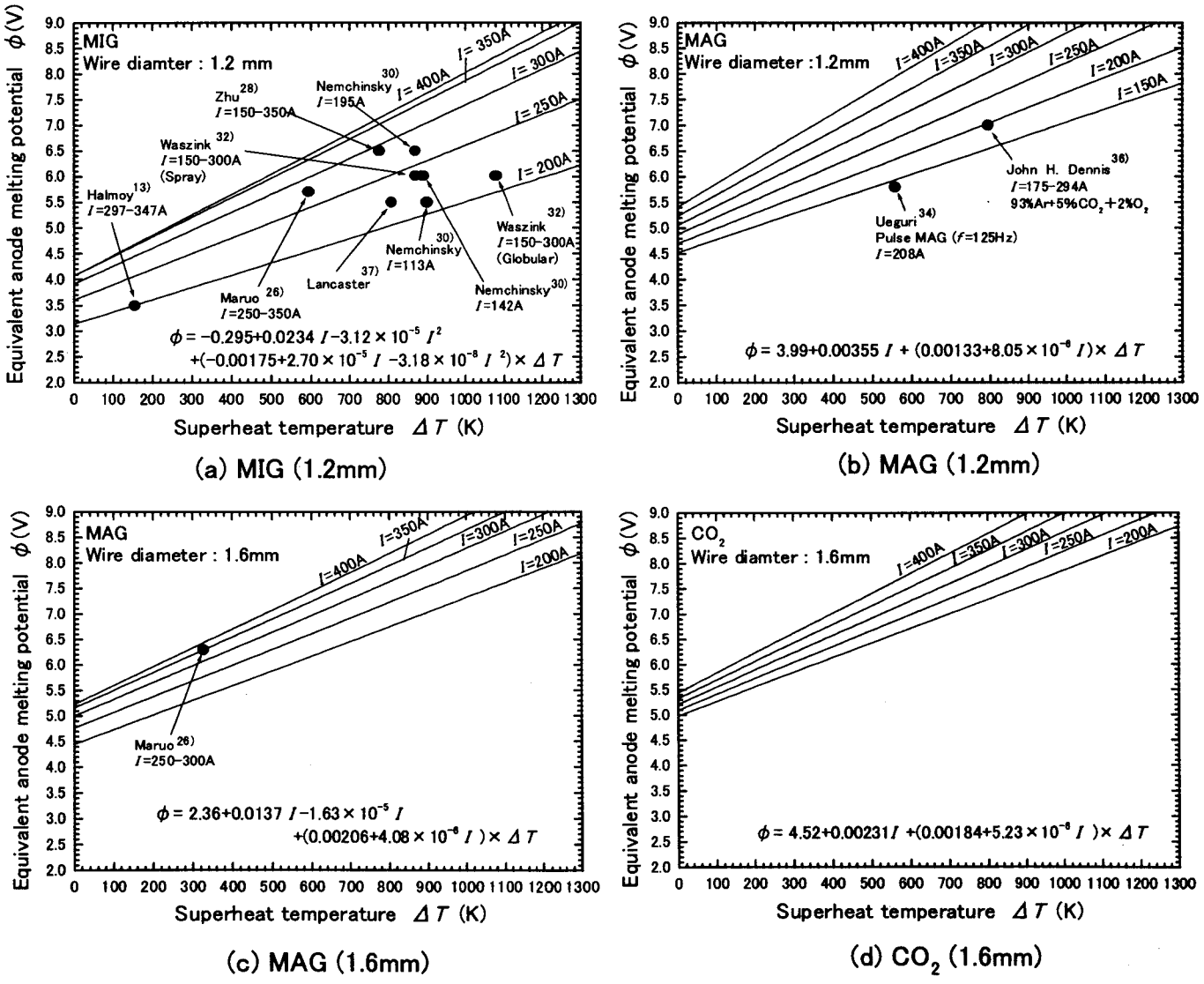


Fig. 3. 7 Correlation between superheat temperature and equivalent anode melting potential for MIG, MAG and CO_2 welding.

が同一であると仮定すればMAG溶接のφが大きくなり、φが同一と仮定すればMAG溶接のΔTが小さくなる傾向を示している。φ－ΔT関係に対してシールドガスの影響が現れている。ワイヤ径1.6mmのMAG溶接とCO_2アーク溶接を同一の電流で比較する。ΔTが同一と仮定すると大きな違いは認められなかったが、CO_2アーク溶接の方がφの値が若干大きくなる傾向がある。

MAG溶接についてワイヤ径1.2mmと1.6mmのφ－ΔT関係を同一の電流で比較する。ΔTが同一と仮定するとワイヤ径1.6mmのφが小さくワイヤ径の影響が現れている。

次にφ－ΔT関係の適用範囲を検討するために、Table 3. 2に示す溶接条件で突出し長さLを変えてφ－ΔT関係を求めた結果をFig. 3. 8に示す。図中の実線はI=304A、318A、328Aの溶接実験をもとに求めたφ－ΔT関係である。破線はFig. 3. 7に示した評価式を用いて

Table 3. 2 Welding conditions in experiments to confirm the range producing ϕ-ΔT correlation.

Contact tip – base metal distance L_T (mm)	Current I (A)	Wire feed rate v_f (mm/s)	Wire extension L (mm)
20	328	153	14.5
25	318	164	18.9
30	304	186	27.0

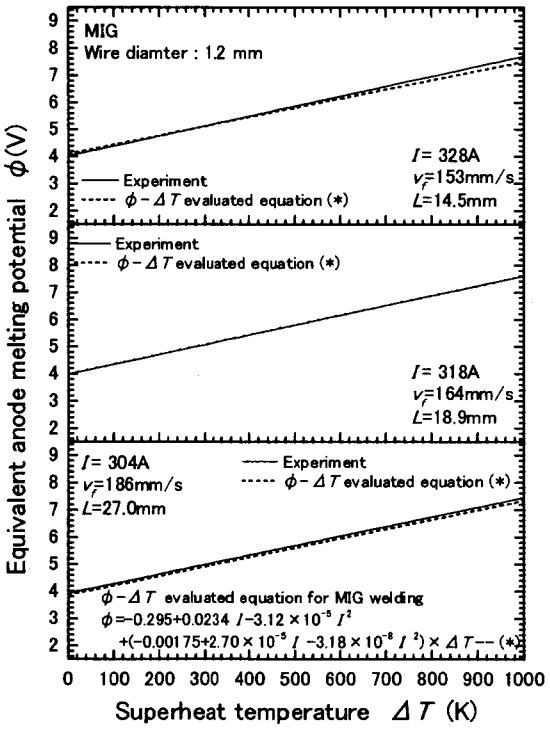


Fig. 3. 8 Comparison of ϕ-ΔT relation reported from experimental results with ϕ-ΔT correlation proposed in MIG welding.

各電流値に対するMIG溶接の$\phi - \Delta T$関係を示している。それぞれの電流条件に対して評価式から求めた$\phi - \Delta T$関係とMIG溶接の実験から求めた$\phi - \Delta T$関係はほぼ同じ直線となる。したがって、突出し長さが$15 \leqq L \leqq 27$mmの範囲で変動する時には、本章で提案する$\phi - \Delta T$関係が成立する。

以上、提案する$\phi - \Delta T$関係を用いることによってパルス溶接時のワイヤ溶融挙動解析の定量性を高めることができる。

3.5 ワイヤ溶融に関する非定常溶融挙動の特徴

数 Hz のパルス電流を用いてワイヤ溶融の非定常的挙動についての基本的な特徴を検討する。

本節ではワイヤ溶融挙動を明確化するために電源回路を単純化し、インダクタンスのない抵抗のみの回路を対象として、矩形波電流波形を用いた解析を行った。ワイヤ径 1.2mm のMIG溶接を対象として、I_P=350A、 t_P=0.06s、I_b=250A、t_b=0.3sの矩形波パルス電流とワイヤ送給速度v_f=120mm/sを用いた。ΔT=500Kを仮定してI=350A、I=250Aのそれぞれの$\phi - \Delta T$関係からϕ=5.97V（I=350A）とϕ=5.13V（I=250A）を用いた。

Fig. 3.9にシミュレーション結果を示す。ピーク電流遷移期でv_mは連続的に増加し、ピーク電流期間ではv_mは時間経過とともに増加している。ピーク電流により突出し部が加熱されワイヤ溶融量が増加するためワイヤ端位置Zもそれに伴って上昇する。ベース電流期

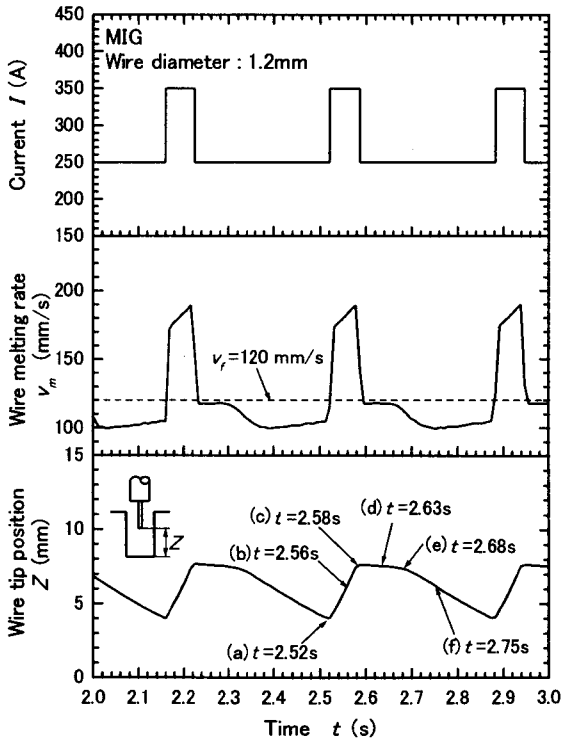


Fig. 3.9 Simulated results of wire melting rate and wire tip position by non-steady wire melting model.

間になると v_m は減少するが、t =2.66s までは v_m は一定となり、その値は v_f とほぼ等しくなっている。このため、Z は一定に保持され、t =2.68s 付近((e)点)からワイヤ端 Z は下降を始める。そして、この非定常モデルではワイヤの突出し長さは 0.1s 遅れて変化している。

次に、ワイヤ溶融挙動の非定常性を解析するためにワイヤ突出し部の温度分布の時間的変化を調べた結果を Fig. 3. 10 に示す。図中の破線(A)はベース電流からピーク電流に変化する直前の温度分布を、破線(B)はピーク電流からベース電流に変化する直前の温度分布を示す。ピーク電流期間の t =2.52～2.58s ではジュール発熱により突出し部全体の温度が上昇し、突出し長さが次第に短くなる。t =2.58s では突出し部全体の温度が他の時間の温度よりも最も高く突き出し長さ L は最も短い。ベース電流期間になるとジュール発熱が減少し、t =2.63s の時には $\xi \leqq 7$mm のコンタクトチップ付近のワイヤ温度は温度分布(A)と同じレベルまで下がっている。しかし、ワイヤ先端に近い ξ =14～17mm 付近には温度分布(B) と同じ T=873～1073K の高温領域が存在している。その結果、v_m の変化は小さく、突出し長さはベース電流期間であってもほとんど変化しない。ワイヤ先端の高温領域は溶滴として離脱し、高温領域は次第に短くなるが、高温領域が完全に消滅する t =2.68s までは、突出し長さほとんど変化しない。高温域が消滅するとワイヤ先端部付近を除き突き出し部全体の

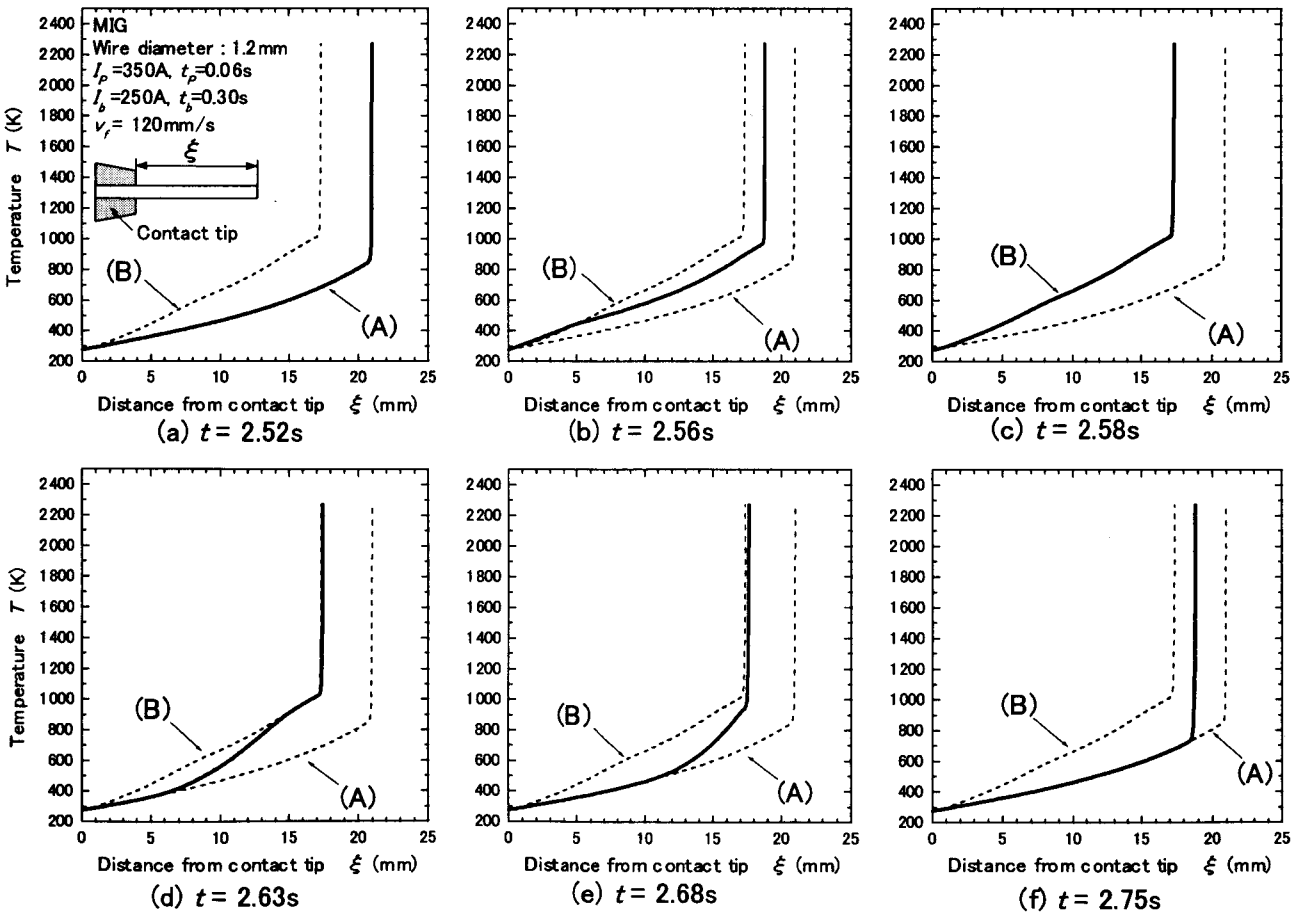


Fig. 3. 10 Temperature distributions along wire extension under low frequency pulse welding conditions.

温度が低下する。t =2.75s では $\xi \leqq 19$mm の領域の温度は温度分布(A)とほぼ同じレベルまで下がっている。ベース期間の突出し長さ変化の遅れは突出し部の温度分布の過渡状態変化によるものである。

3．6 ワイヤの非定常溶融挙動とシミュレーション結果との照合

ワイヤの熱伝導解析から明らかになったワイヤ溶融の非定常特性を実験結果と照合することによって検証する。アーク長が大きく変化しないようにするために開先幅 5mm の I 形開先を用いて、開先壁とワイヤ先端の間でアークが生じるような MAG 溶接条件設定した。狭開先内でのワイヤ溶融挙動を高速ビデオカメラ(撮影速度 ：2250 コマ/s) を用いて調べた。この時のワイヤ径は 1.2mm、溶接速度 v は 7.5mm/s である。

画像とそれに対応する電流の測定結果を Fig. 3. 11 に示す。図中の(a)、(b)、(d)はそれぞれ、ピーク電流への遷移時、ベース電流遷移時およびワイヤ端が降下し始める時点を示している。ピーク電流期間ではスプレー移行的でワイヤ端位置 Z は上昇している((a)、(b))。ベース電流遷移後の t=0.557s ((c)) ではグロビュール移行的となるが、ワイヤ端は降下することなくほぼ一定の位置に位置している。t =0.615s ((d)) に至ってからワイヤ端は下降を始める。パルス電流波形に対して突出し長さは約 0.12s 遅れて変化しており、非定常的なワイヤ溶融の特徴を確認できる。この実測した結果と照合するため同一の溶接条件を用いて、一次元非定常熱伝導シミュレーションによりワイヤ端位置を計算した結果を Fig. 3. 12 に示す。ここで、Fig.3. 11 で実測した電流波形のピーク電流とベース電流のそれぞれの平均値を用いて矩形電流波形条件として計算を行った。この時の電流波形条件は I_P =333A、t_P=0.06s、I_b =238A、t_b＝0.3s、ワイヤ送給速度は v_f =133mm/s である。シミュレーションではピーク電流期間終了後に 0.12s 遅れてワイヤ突出し長さは変化し、ワイヤ端位置の変化の

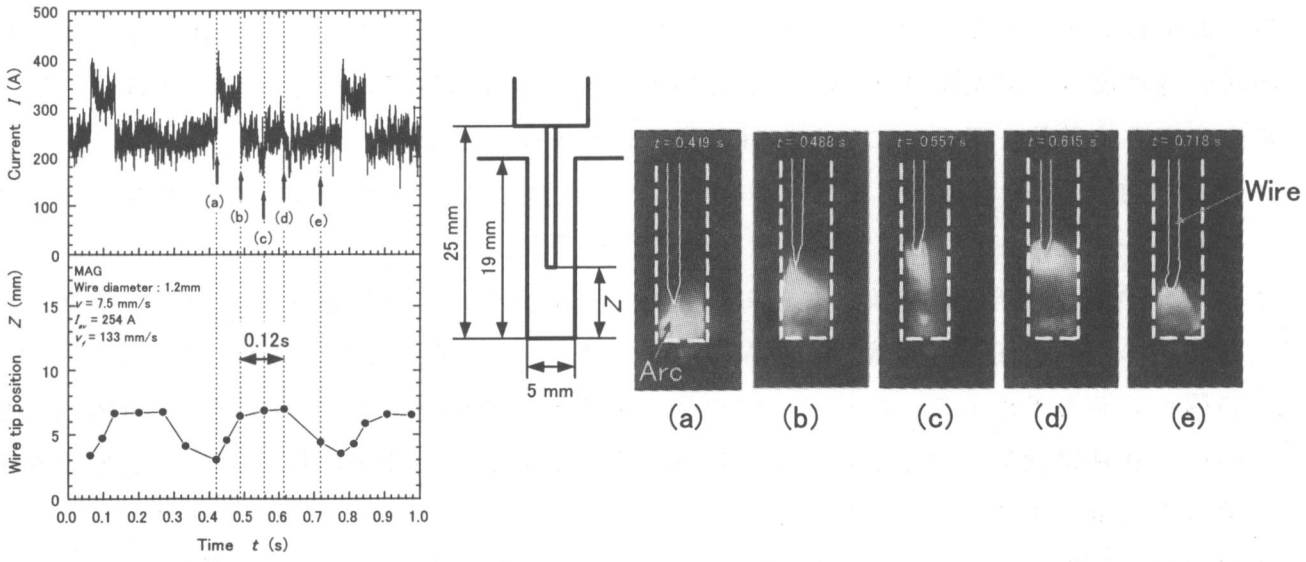


Fig. 3. 11 Measured results of wire tip position and current by high speed video camera and digital data recording system.

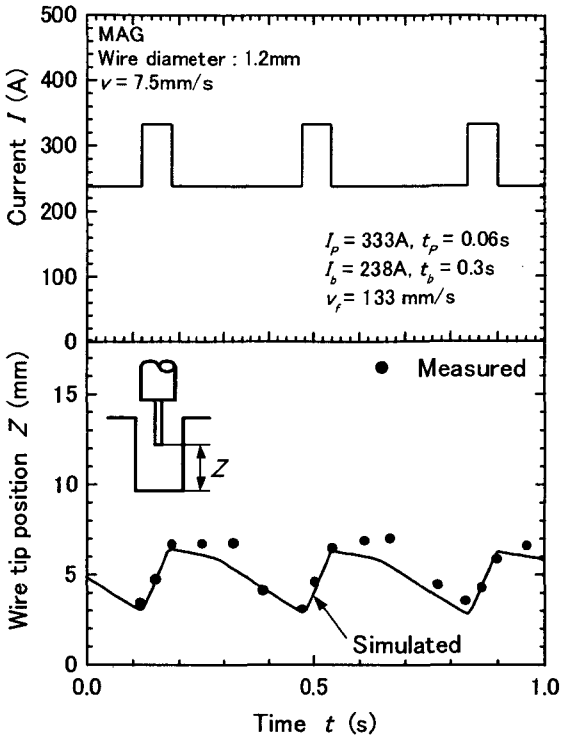


Fig. 3. 12 Comparison between simulated and experimental results.

様子についてもシミュレーションと実験結果はほぼ一致していることがわかる。以上から非定常モデルは実際のワイヤ溶融挙動を基本的によく表している。

3. 7 結 言

本章ではワイヤ溶融に関する一次元非定常熱伝導解析モデルを提案した。一次元非定常熱伝導解析モデルとワイヤ突出し長さの直接測定により、アークによる溶融の等価電圧と溶滴の過熱温度との関係を求めた。この関係を用いて低周波パルス電流におけるワイヤ溶融の非定常的挙動を明らかにした。得られた結果を以下にまとめる。

(1)GMA 溶接のワイヤ突出し長さを解析するため、非定常状態でのワイヤ溶融を扱うことのできる一次元熱伝導 FDM による数値解析法を提案した。

(2)一次元熱伝導解析と溶接実験による突出し長さ計測から、各種電流におけるアークによる溶融の等価電圧 ϕ と溶滴の過熱温度 ΔT の関係を明らかにした。これにより、ϕ や ΔT の個々の値を求めることなくワイヤ溶融挙動の数値解析を可能とした。また、MIG、MAG、CO_2 の各種雰囲気における $\phi - \Delta T$ 関係を明らかにし、パルス溶接時のワイヤ溶融挙動解析の定量性を高めることができた。

(3)数 Hz の低周波パルスアーク溶接時では、ピーク電流からベース電流に遷移するときにワイヤ突出し長さの時間変化に遅れが生じる。これはワイヤ突出し部における温度分布の過渡的状態変化によることを数値シミュレーションから明らかにした

(4)低周波パルスアーク溶接時の一次元非定常熱伝導解析による突出し長さの計算結果は、高速度カメラによる突出し長さの測定結果と良い一致を示し、現象の非定常性を明らかにした。

第4章 GMA溶接プロセスシミュレータの提案と ワイヤ端位置制御のための適正条件探索

4.1 緒 言

狭開先底部（ルート部）の溶融を確保するための条件範囲を第2章において検討した。しかし、この条件では開先底部に多く熱を与えることになりビード表面が凸状になる。この問題点を解決するためにはアーク発生点であるワイヤ先端位置を低周波パルス電流により制御してビード表面にも熱を分散化投与しながら、同時に開先底部の溶融を確保する溶接プロセスが必要であることを指摘した。このとき低周波パルス電流によるワイヤ溶融挙動が重要な因子となるため、第3章では低周波パルス電流によるワイヤの非定常溶融モデルを提案した。さらに、ワイヤへのアーク入熱量と電流の関係を明らかにし、ワイヤの非定常溶融挙動の定量的な解析を可能とした。

超狭開先溶接プロセスの開発においては、開先底部の溶融確保とビード表面形状の凹化を果たしながらアーク入熱を抑制し、同時にビード積層高さ(のど厚)の増加によりパス数を減らし、高能率で高品質な継手を形成できる溶接条件を探索することが重要である。

さらに、超狭開先溶接で用いる低周波パルス溶接では、ピーク電流、ベース電流、ピーク電流期間、ベース電流期間、パルス周波数などのパルス条件とワイヤ先端位置挙動の関係を把握する必要がある。しかし、超狭開先内では溶融金属の挙動やアーク力などの因子が相互に複雑に作用するため、これらの影響を実験的に把握することは膨大な実験を必要とするため現実的とは言えない。

そこで本章では、このような複雑な現象とそれを支配する多くの施工パラメータを有するプロセスの開発を支援するために、第3章で提案したワイヤの非定常溶融モデルに基づいて超狭開先内におけるGMA溶接プロセスのモデル化を提案する。これにより適正溶接条件の探索を実施し、GMA溶接プロセスシミュレーションの有効性を明らかにする。

4.2 超狭開先内でのGMA溶接プロセスの基本モデル

GMA溶接プロセスについてはHalmφy[13,14]、大嶋ら[10]、牛尾ら[11,12]、丸尾ら[25]により多くの研究がなされてきた。通常のGMA溶接は突出し長さがほぼ一定である定常状態で使用されるため、定常状態を対象とした解析が行われている。しかし、パルス電流を用いてワイヤ突出し長さを大きく変動させてワイヤ端位置を制御するGMA溶接プロセスでは非定常解析を行う必要がある。本章では、第3章で提案したワイヤの非定常溶融挙動を考慮したGMA溶接プロセスシミュレータを提案する。

そこでまず、モデル化に必要な超狭開先内のGMA溶接の基本特性とモデル化に際して用いた仮定を述べる。

4．2．1 超狭開先内におけるGMA溶接のモデル化

GMA 溶接における等価電気回路系を Fig. 4. 1 に示す。電源の無負荷電圧を E_0 (V)、定電圧特性電源の外部特性の傾きを K_S (V/A)とする。回路のインダクタンスを L_c (H)、回路全体の抵抗を R_c (Ω)とする。L_c は溶接電源回路により決まる値であり、今回使用した回路では L_c =0.3mH である。回路の抵抗 R_c はビードオン溶接を行い、$I-V$ 位相面上に I と V_{BC} (母材－チップ間電圧)をプロットし、位相面上での傾き K_{SW} (V/A)と定電圧特性電源の外部特性の傾き K_S の差から R_c =0.025Ω を決めた。

アーク電圧 V_a (V)、ワイヤの突出し部の電圧降下 V_L (V)とアーク電流を I (A)とすると、それらの間には次式の関係が成立する。

$$E_0 - K_S \cdot I = L_C \frac{dI}{dt} + R_C \cdot I + V_a + V_L \qquad (4 - 1)$$

上式を解くためにはアーク電圧 V_a とワイヤ突出し部の電圧降下 V_L が必要である。ワイヤ突出し部の電圧降下 V_L は第 3 章で示したワイヤの抵抗率 ρ_s (Ω·mm)と、ワイヤ突出し部の温度分布を用いて以下の式から求めることができる。

$$V_L = \frac{I}{S}\int_0^L \rho_S(T)dx \qquad (4 - 2)$$

ただし、S (mm^2)はワイヤの面積、L (mm)はワイヤの突出し長さである。

アーク電圧 V_a を決めるためにはアークの電流―電圧特性とアーク長を求める必要がある。GMA 溶接ではアークの電流－電圧特性を調べた例は少なく、特に CO_2 アークについてその例はほとんどない。そこでまず、CO_2 アークの電流－電圧特性を求める。

一定電流、一定ワイヤ送給速度でのワイヤの突出し長さをレーザストロボ装置により撮

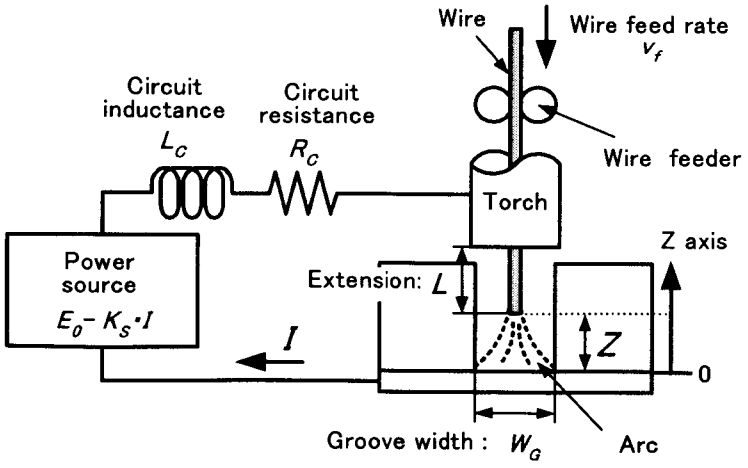


Fig. 4. 1 Equivalent electric circuit in ultra-narrow gap GMA welding system.

影し、得られた画像から各溶接条件における突出し長さとアーク長の平均値を求めた。ここで、アークによる溶融金属の凹みの影響を少なくするため、溶接速度 v=33.3mm/s としてビードオン溶接及び I 形開先で溶接を行った。1.2mm 径のソリッドワイヤを使用し、母材－チップ間距離は 30mm とした。次に、電流 I とワイヤ送給速度 v_f の実測値を用いて第 3 章で提案した熱伝導解析法によりワイヤの突出し部の温度分布を求め、ワイヤ突出部の電圧降下 V_L を求めた。母材－チップ間電圧 V_{BC} (V)とすると、アーク電圧 V_a は以下の関係式から求められる。

$$V_a = V_{BC} - V_L \tag{4 - 3}$$

画像から得られたアーク長 L_a(mm)とアーク電圧 V_a からアークの電位傾度を決め、実測値を用いて CO_2 アークの電流－電圧特性式 [11]の係数を求めた結果を以下に示す。

$$\text{1.2mm Wire} : V_a = 21.0 + 0.011 \cdot I + (2.6 + 0.0052 \cdot I) \times L_a \tag{4 - 4}$$

$$\text{1.6mm Wire} : V_a = 17.5 + 0.010 \cdot I + (2.8 + 0.0048 \cdot I) \times L_a$$

超狭開先内でアークはワイヤ先端を基準として開先壁もしくはワイヤ直下の溶融池表面のいずれかの幾何学的な最短距離に発生すると仮定し、アーク長を以下のように決める。ここで、I 形開先の開先幅を W_G (mm)とする。

(ⅰ)アークがワイヤ先端と開先壁の間で生じている時にはアーク長 $L_a = W_G / 2$ とする

(ⅱ)アークがワイヤ先端とワイヤ直下の溶融金属の間で生じている時には、ワイヤ先端から溶融金属表面までの距離 L_{bottom} (mm)をアーク長とする。ただし、$L_{bottom} \leqq W_G / 2$ である。$L_{bottom} > W_G / 2$ の時には仮定(ⅰ)のアークが開先壁に発生する(Fig. 2. 12 参照)。

また、第 2 章で示した溶融金属の重力ヘッドを示す高さ H_g (mm)と電流の 2 乗に比例するアーク力の関係に従って、アーク直下の溶融池面の位置 L_{bottom} を決定する。開先内のアーク力については、アークが開先壁との間で発生する場合、アークが溶融池面に発生する場合とも同様に取り扱うこととする。

さらに、パルス状にアーク力が溶融金属に作用する場合では、アーク力によって瞬時にこの力と平衡する重力ヘッド位置まで溶融金属面が掘り下げられるものと仮定する。ただし、アーク発生位置の相違によるアーク力の取り扱いとアーク力による溶融池の凹み挙動については、後節で検討する。

以上から微分方程式(4 - 1)式を解くための必要な値が求まり、これらを第 3 章の非定常ワイヤ溶融解析手法と組合せることによって超狭開先 GMA 溶接プロセスの数値シミュレーションが可能となる。

4. 2. 2 数値シミュレーションの手順

超狭開先溶接においてワイヤ端の位置を求める手順をFig. 4. 2に示すフローチャートを用いて説明する。まず、溶接条件として溶接速度 v (mm/s)、ワイヤ径 d (mm)、ワイヤ送給速度 v_f (mm/s)を与える。電源特性として電源の外部特性(定電圧特性の傾き K_S(A/V))を設定する。電源のパルス条件はピーク期間 t_p(s)の無負荷電圧を V_p(V)、ベース期間 t_b(s)の無負荷電圧を V_b(V)で与える。開先形状 (I形狭開先なら開先幅 W_G (mm)、V形開先なら開先角度)、開先底部とチップ間の距離 L_T (mm)を設定する。初期条件として電流 I_0 (A)、突出し長さ L_0 (mm) とワイヤの初期温度 T_0 (K)を与える。ここで、ワイヤの材料定数(抵抗率、熱伝導率、比熱、密度など)については第3章Fig. 3. 3に示した温度依存性を考慮して設定する[40]。

次に、ワイヤ突出し部を ΔX (mm)のメッシュに分割し差分法によりワイヤ突出し部の熱伝導計算を行い温度分布と突出し長さを求める。熱伝導計算は第3章3節に示したように、ワイヤ送給速度は一定とし、時間 $\Delta t = \Delta X / v_f$ (s) 毎に温度 T_0 のメッシュをコンタクトチップ先端に加える。そして、時間 Δt 内ではワイヤは送給されないとして熱伝導計算を行う。熱伝導の計算時間 δt (s)は第3章3節に示したように決め、Δt_{cr} より小さい微小時間と、ΔX_{cr} より小さいメッシュサイズでの計算を可能としている。ただし、Δt、δt と ΔX は第3章3節で示した関係を満足しなければならない。

熱伝導計算に先立ちアークによる溶融の等価電圧 ϕ (V)と溶滴の過熱温度 ΔT (K)の関係を求める。これらの関係を用いて第3章3節で示した手順により、i 番目のメッシュについて δt 後の温度 $T_i^{t+\delta t}$ (K)を求める。ワイヤ先端のメッシュの温度が $T_M + \Delta T$ 以上になった時にこのメッシュが溶滴として離脱するとしてこのメッシュを削除する。ただし T_M (K)はワイヤの融点である。以上の熱伝導計算を $K_n = \Delta t / \delta t$ 回繰り返すことにより Δt 後のワイヤの温度分布と突出し長さ $L_{t+\Delta t}$ (mm)が求まる。さらに、ワイヤ突出し部の温度分布から突出し部の電圧降下 V_L を算出する(A部)。

次に電流 I_t によって求まるアーク力と平衡する溶融金属の重力ヘッド H_g (mm)と、開先内でのビード積層高さ(のど厚)からワイヤ先端とワイヤ端直下の溶融池面の位置 L_{bottom} を求める。ここで、アークは最短距離に発生すると仮定し、ワイヤ先端からアーク直下の溶融池面までの距離 L_{bottom} とワイヤ先端から　開先壁までの距離 $W_G/2$ (I形開先) の短い方をアーク長 L_a とし、(4 - 4)式からアーク電圧 V_a (V)を求める(B部)。

以上から微分方程式(4 - 1)を解くための必要な値が得られる。(4 - 1)式を差分化し、Δt 後の電流 $I_{t+\Delta t}$ (A)を求める。これを所定の回数繰り返して開先内でのワイヤ端位置、電流、電圧を求める(C部)。

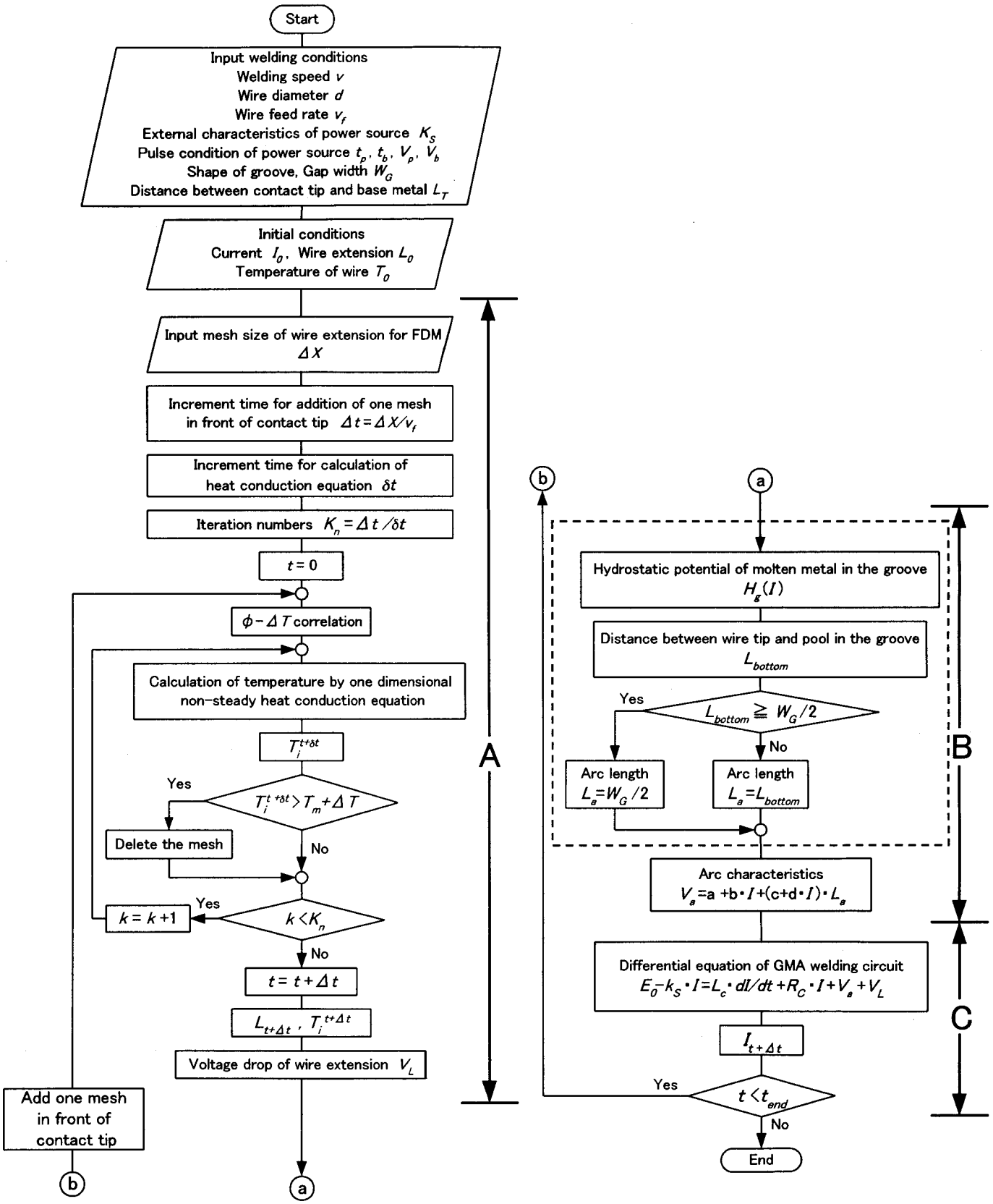


Fig. 4. 2 Flow chart of GMAW process simulator.

4．3 GMA溶接における非定常状態でのアーク挙動シミュレーション

4．3．1 基本モデルにおけるワイヤ端挙動シミュレーション結果とその問題点

GMA溶接プロセスシミュレータとの照合を行うため、まず、低周波パルス電流を用いて開先幅5mmのI形超狭開先の溶接を行った。溶接速度v=7.5mm/s、シールドガスはCO_2とする。開先内でのワイヤ端位置を高速ビデオカメラ(撮影速度：2250コマ/s)を用いて調べ、高速ビデオ撮影で得られた画像と画像に対応した瞬時電流値と電圧値を記録した。ワイヤ径1.2mmと1.6mmの場合についての結果をFig. 4. 3とFig. 4. 4に示す。なお、電源のパルス設定値とワイヤ送給速度条件を以下に示す。

(1)ワイヤ径：1.2mm、パルス条件：t_P=0.07s、t_b=0.28s、V_P=45V、V_b=39V
ワイヤ送給速度：v_f=171mm/s

(2)ワイヤ径：1.6mm、パルス条件：t_P=0.07s、t_b=0.28s、V_P=48V、V_b=38V
ワイヤ送給速度：v_f=128mm/s

同じ条件に対してGMAプロセスシミュレータで電流、電圧とワイヤ端位置を求め、同図中に太線(電流、電圧)と●印(ワイヤ端位置)で示した。

Fig. 4. 3に示す1.2mmワイヤの実験結果については電流波形変化と電圧変化とも実験と

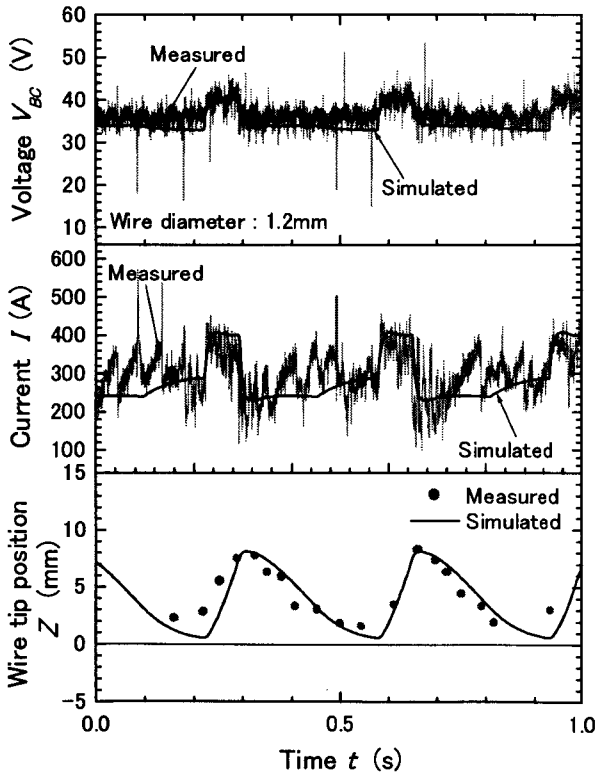


Fig. 4. 3 Comparison between simulated and experimental results. (Wire diameter 1.2mm)

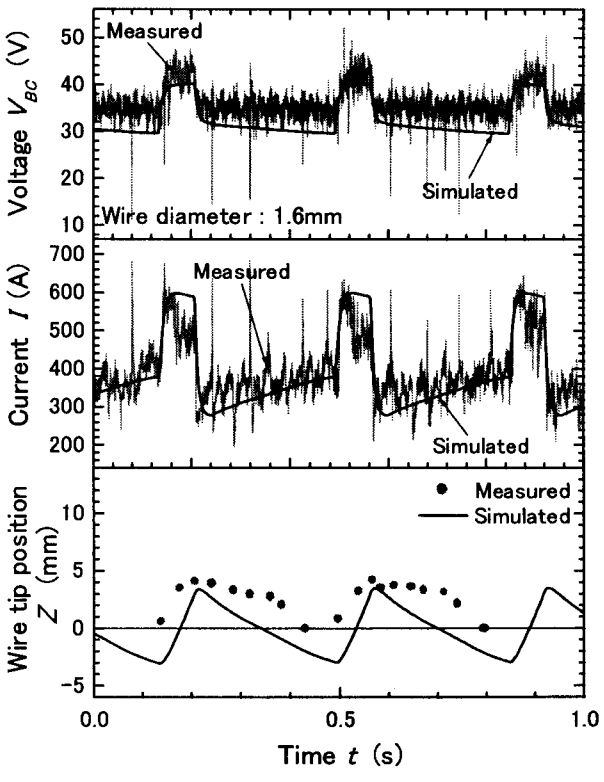


Fig. 4. 4 Comparison between simulated and experimental results. (Wire diameter 1.6mm)

シミュレーション結果は基本的に一致している。ワイヤ端位置についてもシミュレーション結果は実験結果と合致している。Fig. 4. 4 に示すワイヤ径 1.6mm の場合も同様に電流波形変化と電圧変化ともシミュレーションと実験はほぼ合致している。1.6mm ワイヤについてはベース電流時にはワイヤ先端にワイヤ径程度(1.6～2.0mm 程度)の溶滴が形成される。溶滴離脱前後ではワイヤ端位置について最大 2mm の差が生じることが観察されたので、溶滴が離脱した直後のワイヤ端位置と溶滴が形成されはじめワイヤがくびれる直前のワイヤ端位置の平均値をワイヤ端位置として示した。しかし、ワイヤ端位置については差異が認められ溶滴の影響が大きいと言える。

Fig. 4. 3 と Fig. 4. 4 の数値シミュレーション結果として得られたワイヤ端直下における溶融池面の位置の変化を Fig. 4. 5 と Fig. 4. 6 にそれぞれ示す。ピーク電流期間において、アーク電流に対応した強力なアーク力により溶融池面が重力ヘッドと平衡する深さまで瞬時に掘り下げられている。しかし、同条件での実験におけるルート面下の溶込みは、それぞれ 3.0mm と 4.7mm であり、この点において本数値シミュレーションには問題が残されている。すなわち、ワイヤ溶融挙動と GMA 溶接の電気回路については非定常性を考慮したが、ワイヤ直下の溶融池の挙動については非定常性が考慮されていないためと考えられる。

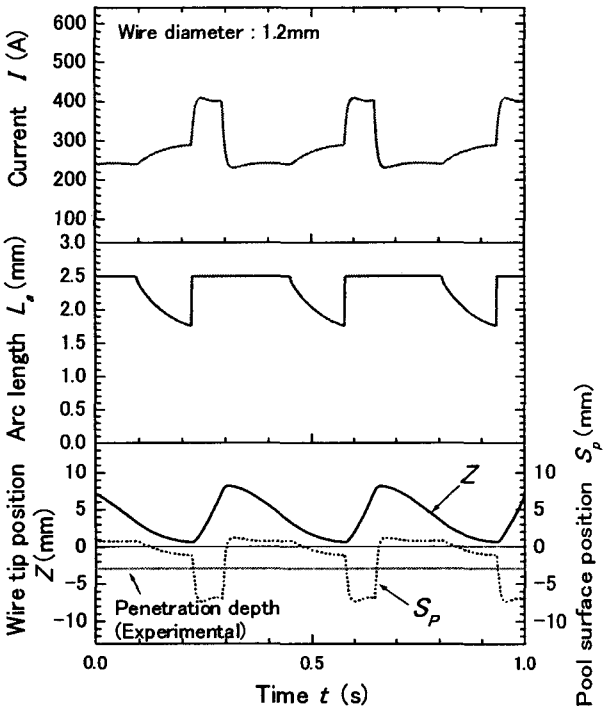


Fig. 4. 5 Simulated results of pool surface position S_p and arc length L_a. (Wire diameter 1.2mm)

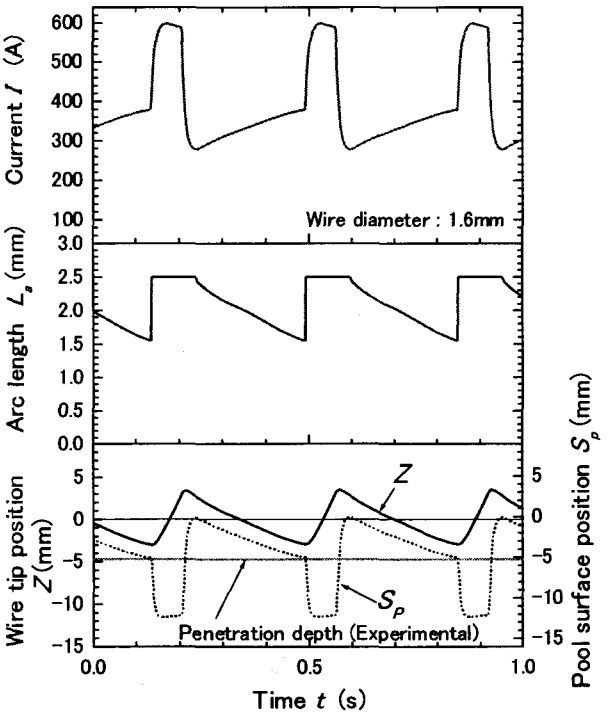


Fig. 4. 6 Simulated results of pool surface position S_p and arc length L_a. (Wire diameter 1.6mm)

4. 3. 2 低周波パルス溶接における溶融池挙動

前節における問題点を解決するために、超狭開先内で Fig. 4. 3 と同じ溶接条件でワイヤ端直下の溶融池面の挙動を高速ビデオによって観察した。アーク電流と溶融池面位置の観察結果を Fig. 4. 7 に示す。溶融池面が開先底部（ルート面）から上方に盛り上がった状態にある時間を $t_{Sp\geqq 0}$ (s)とし、溶融池面の最大盛り上がり高さを$\{S_p\}_{\max}$ (mm)とする。Fig. 4. 7 の結果から $t_{Sp\geqq 0}$＝0.17～0.19s(Fig.4.7(c)～(f))となり、$\{S_p\}_{\max}$ =1.7～2.1mm が得られた。Fig. 4. 5 のシミュレーション結果においては、$t_{Sp\geqq 0}$ =0.16s、$\{S_p\}_{\max}$ =1.2mm となり、最大盛り上がり高さに有意差が認められた。

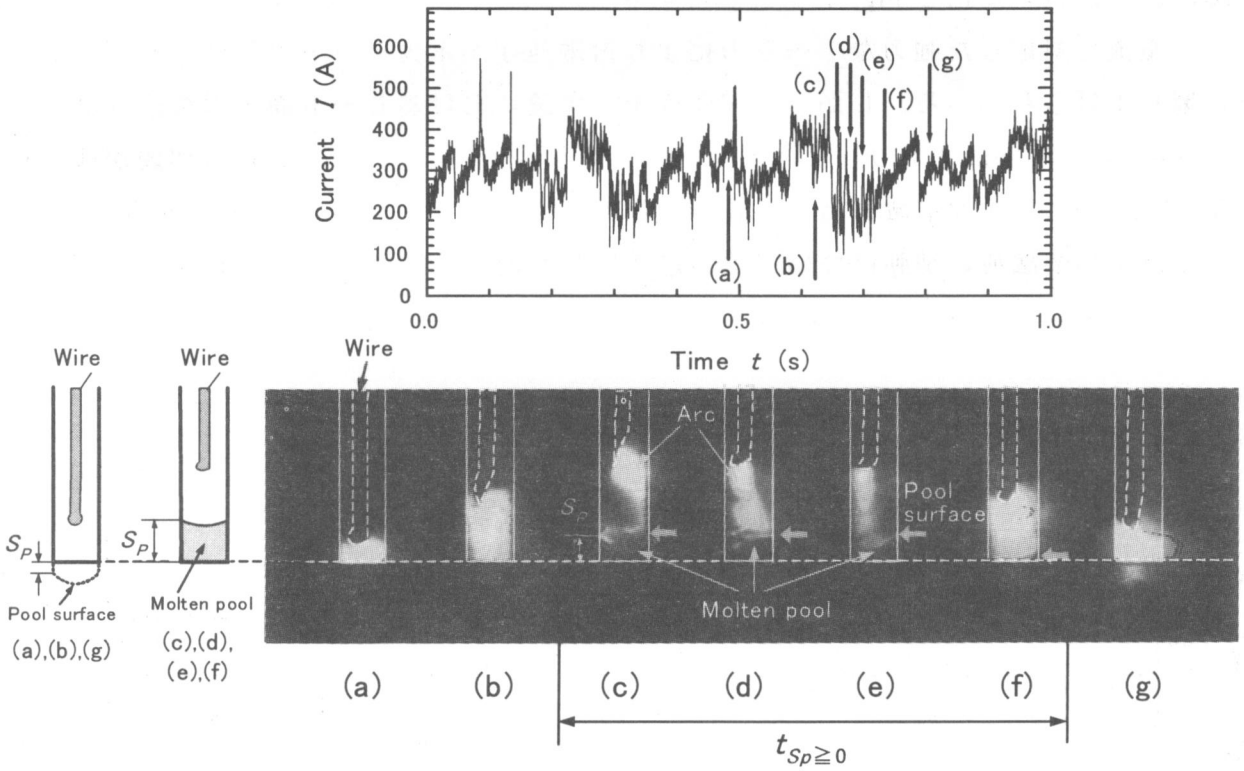


Fig. 4. 7 Motion of molten pool surface just under wire tip.

この原因として以下の二点が考えられる。一つは、溶融金属の流動性等の物理量を考慮しない状態で、パルスアークにより周期的にアーク力が変化する場合に、アーク力によってこの力と平衡する重力ヘッド位置まで瞬時に溶融金属面が掘り下げられると仮定したこと、もう一つは開先壁にアークが発生するときのアーク力が、溶融池面に発生する場合と同一であると仮定したことである。そこで、上記二点について溶融金属挙動の時間的変化を考慮したモデルを検討する。

アーク力によってこの力と平衡する重力ヘッド位置まで溶融金属面が Y だけ凹むとする (Fig. 4. 8)。溶融池を Y_1(変位)だけ凹ませると($Y<Y_1$)、これに応じて重力ヘッドが大きくな

るので、静的な釣り合いを保つためにはアーク力は凹み(変位)に比例して大きくしなければならない。次に、凹みが時間的に変化しているときの動的な場合を考える。この時、溶融金属の粘性は抵抗となり、溶融金属の動きを妨げる働きをする。これは外力が加わった時のダッシュポットと同様な働きである。したがって、アーク力による溶融池の凹みの時間的変化は静的な力の釣り合いと動的な挙動を考慮すると、Fig. 4. 9 に示すように外力 F に対して、バネ定数 k のバネ力と粘性減衰係数 c の粘性力が作用するダッシュポットにより置き換えることができる。このとき (A) の変位を Y とすると、釣り合いから次式が成立する[43]。

$$c\frac{dY}{dt}+kY=F \qquad (4-5)$$

このモデルで、(A)の慣性力を考慮すると振動を扱うことができ、平田[15]は溶融池重心を質点とみなしたモデル化を行い溶融池の振動解析を行った。

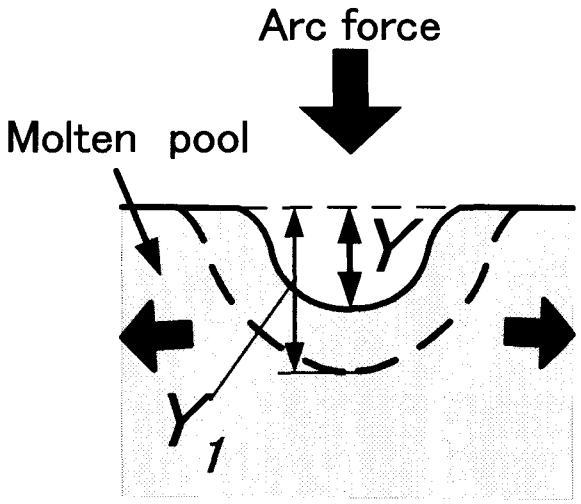


Fig. 4. 8 Balance of force in the molten pool.

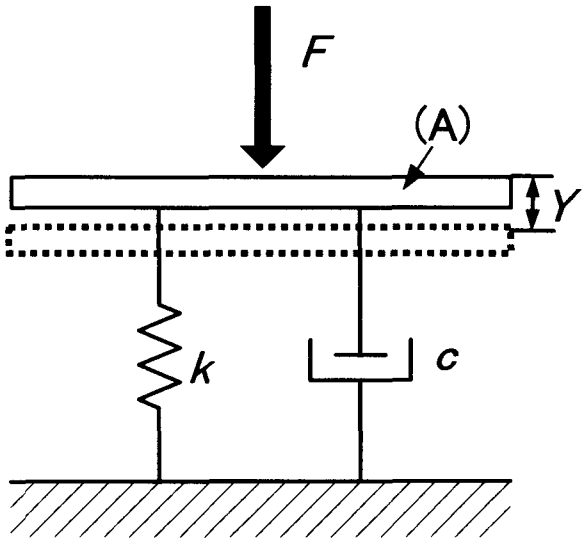


Fig. 4. 9 Equivalent mechanical system for Fig. 4 .8.

次に、溶融池の振動を考えないでアーク力の変化に伴う溶融池表面位置の時間的変化のみを(4-5)式を用いて検討する。

アーク力は電流値に応じて瞬時に変化するので、(4-5)式の F がステップ関数状に変化するとして溶融金属面位置の時間変化を Fig. 4. 11 に示す。(a)はアーク力が F_1 から F_2 ($F_1>F_2$) に減少する場合で、溶融池表面が上昇するまでの遅れ時間が生じる。この時の時定数は、(4-5)式から c/k となりこれを τ と表す。(b)は反対にアーク力が F_2 から F_1 に増加する場合で、溶融池表面が下降するまでには遅れ時間が生じる。このように、アーク力が変化する時には凹みの深さ Y の時間的変化に対して時定数 τ の影響が大きい。

次に、アーク力と τ 値の関係を Fig. 4. 3 の溶接条件を用いて検討する。アーク力は電流

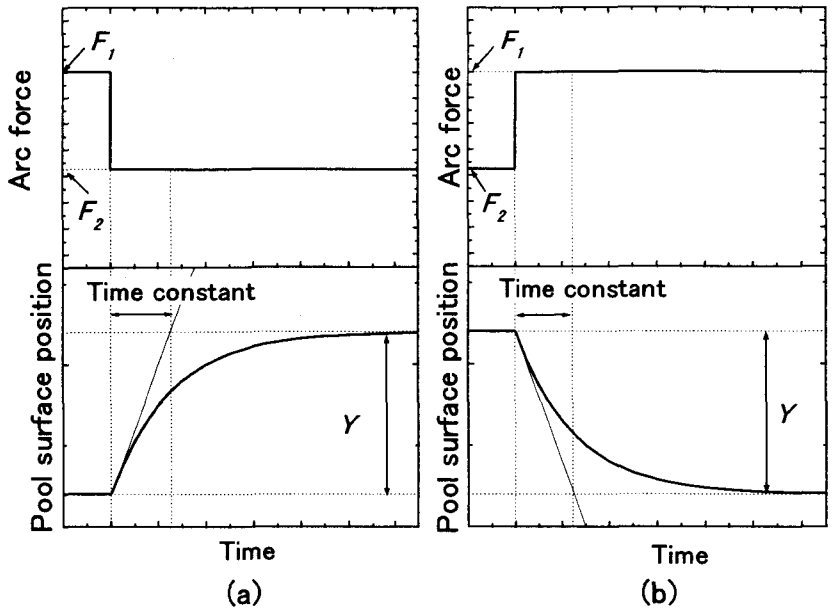


Fig. 4. 11 Change in pool surface position by arc force.

値により変化するが、ここでは、さらにアークが開先壁に発生するときには、溶融池に作用するアーク力はアークが溶融池に発生する場合と異なると考えられる。アークが開先壁に発生するとき溶融池に作用するアーク力fを、アークが溶融池に発生すときのアーク力Fを用いて次式で仮定する。ただし、αは定数である。

$$f = \alpha \times F$$

このとき、アーク力fはアークの発生位置(ワイヤ先端位置)に依存しないでワイヤ端直下の

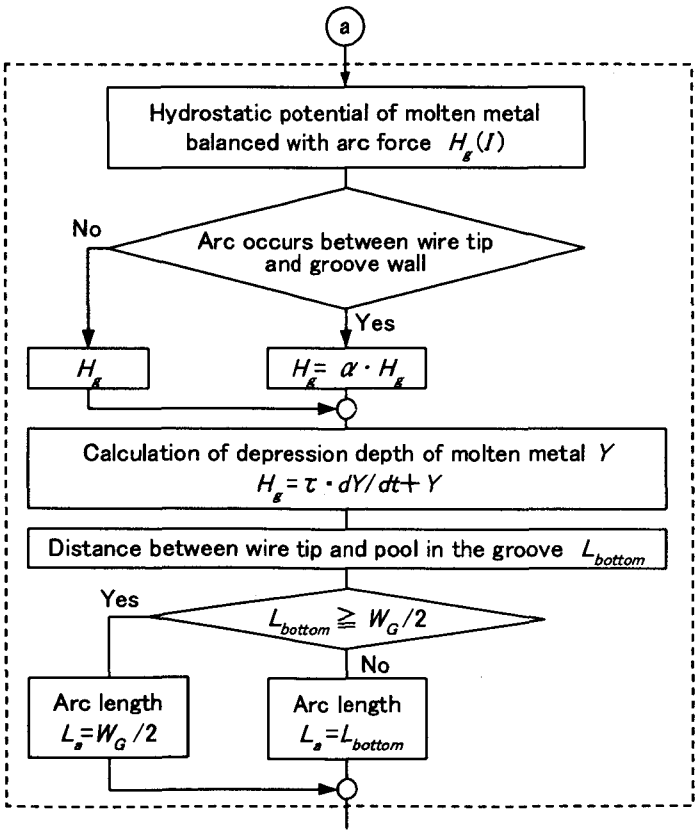


Fig. 4. 12 Modified sub-routine on pool behavior.

溶融池表面に作用するものとする。以上のことを考慮して Fig. 4. 2 のフローチャートの破線で囲まれた部分を Fig. 4. 12 に示すように変更した。

アークがワイヤ端と開先壁の間に生じているときに溶融池に作用する力は $f=\alpha F$ とし、アークがワイヤ端と溶融池の間に生じているときは $f=F$ とする。余盛高さ(ビード積層高さ)から距離 Y だけワイヤ直下の溶融池面が押し下げられるとし、(4 - 5)式を以下のように変える。

$$H_g = \tau \frac{dY}{dt} + Y \tag{4-6}$$

すなわち、アークがワイヤ端と開先壁の間に発生するときの重力ヘッドは、アーク電流によって決まる H_g を α 倍したものとし、(4 - 6)式を差分化し Δt 後の Y を求め、ワイヤ端位置と溶融池の間の距離 L_{bottom} を求める。

アーク力 f を種々に変化させたときの τ 値と溶融池面の最大盛り上がり高さ $\{S_p\}_{\max}$ の関係を算出した結果を Fig. 4. 13 (a) に示す。斜線領域が実測値を示している。α が 0.6 前後のアーク力 f が実測結果に適合している。Fig. 4. 13 (b) は、溶融金属がルート面より盛り上がった状態にある時間 $t_{Sp\geq 0}$ と τ 値の関係を算出した結果である。斜線領域が実測値であり、これに適合するアーク力 f は、概ね0.4から0.8である。$\{S_p\}_{\max}$ と $t_{Sp\geq 0}$ の実測値を同時に満足するには α が約0.6で τ 値が約 0.1 となることがわかる。

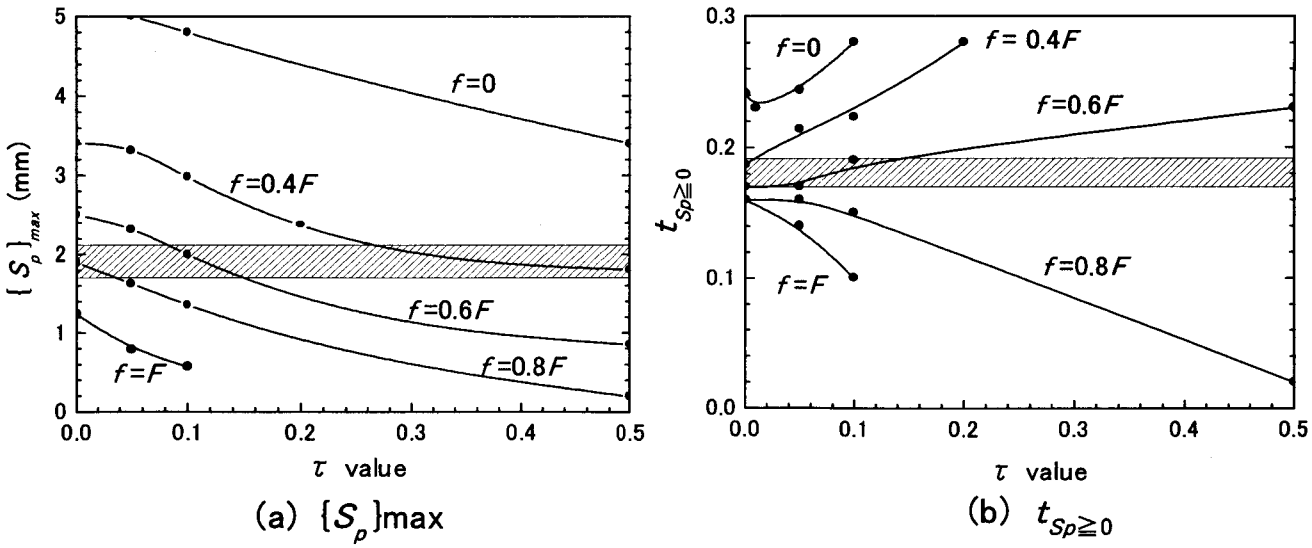


Fig. 4. 13 Determination of τ value and arc force f.

したがってアークが開先壁に発生するときの溶融池に作用するアーク力は、溶融池面にアークが発生する場合とは異なる。開先内でのアーク挙動を観察した結果が Fig. 4.14 である。この図は Fig. 4. 3 の測定時における高速ビデオ画像の一例であるが、アークは数 10Hz 以上で左右の開先壁へ同じ頻度で発生していることが観察できる。このような挙動により

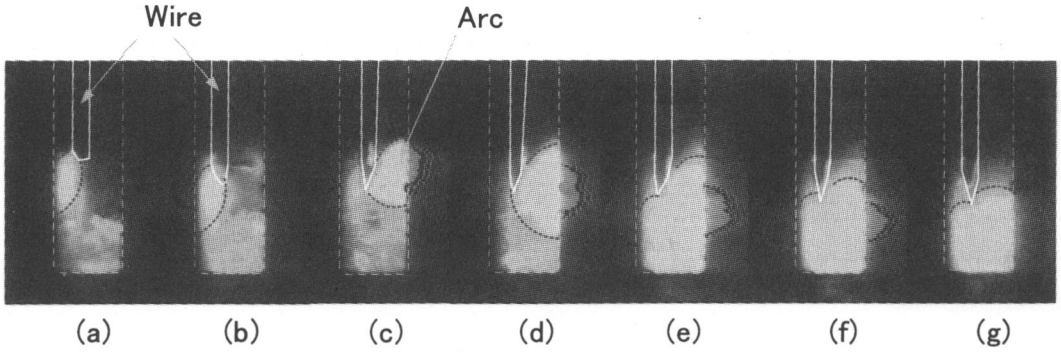


Fig. 4. 14 Arcing behavior between groove walls (Wire diameter 1.2mm).

溶融池面へ作用する方向のアーク力fの時間的平均値が上記のα=0.6の結果になったものと考えられる。

そこで、開先壁にアークが発生している場合のアーク力fを次式で仮定する。

$$f = 0.6F \tag{4-7}$$

以上、低周波パルス超狭開先GMA溶接における溶融池挙動とアーク力に関して検討し、それらの簡易モデル化のための仮定を追加した。

4. 3. 3 低周波パルス溶接におけるアーク挙動シミュレーション

前項での仮定の下にFig. 4. 3とFig. 4. 4で示した溶接条件について再計算を行った結果をFig. 4. 15とFig. 4. 16に示す。ワイヤ直下の溶融池表面位置については1.2mmワイヤで

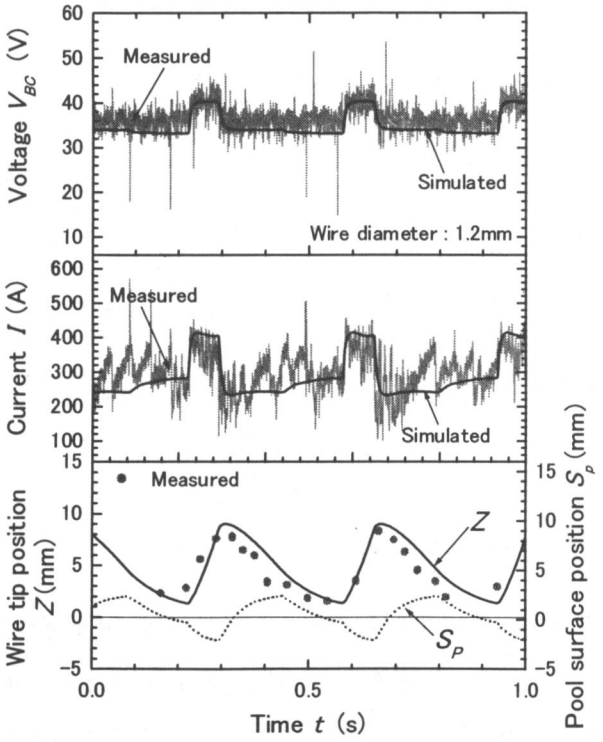


Fig. 4.15 Simulated results introduced metal inertia model of molten pool to process simulator (Wire diameter 1.2mm).

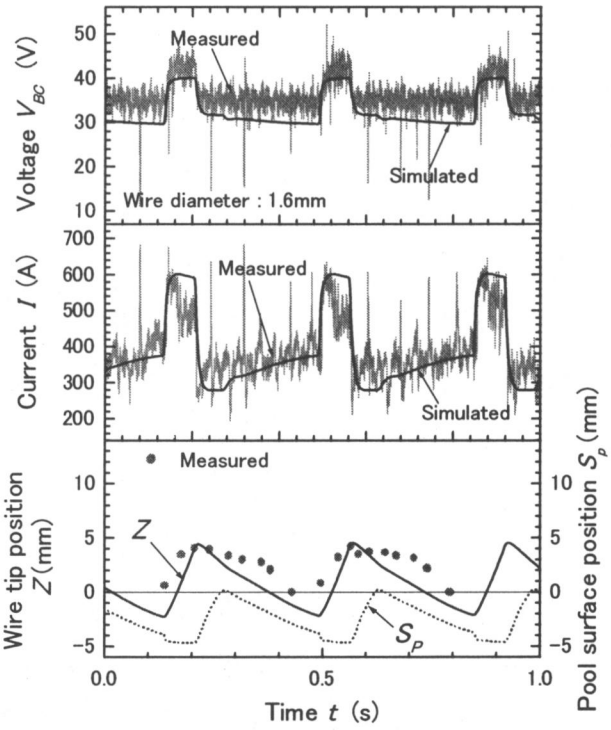


Fig. 4.16 Simulated results introduced metal inertia model of molten pool to process simulator (Wire diameter 1.6mm).

は$\{S_p\}_{max}$ ＝2.1mm、$t_{Sp\geq 0}$＝2.0 s となり実測値と近い値を示した。また、プール面位置の最小値は 1.2mm ワイヤ、1.6mm ワイヤの場合でそれぞれ 3.0mm、5.0mm となり溶込み深さと矛盾のない値を示した。超狭開先内でのワイヤ端位置、電流、電圧波形、溶融池位置のシミュレーションが可能になった。以上の結果から、アーク入熱投与点の軌跡と各位置における入熱量が得られる。次に、それを用いて超狭開先内で上下揺動するアークの熱分布特性を検討し仮定の妥当性を検証する。

Fig. 4. 17 は、Fig. 4.15 の場合での 1 パルス周期における入熱点位置とその位置での投与入熱 q（入熱点間の微小時間 Δt、この場合には 0.0179s の入熱量）の変化を示している。これら各位置に対応させて瞬間点熱源を与えながら移動する熱伝導計算を行い、溶込み形状を算出することにより、超狭開先内で上下揺動するアークの熱分布特性を定性的に把握することができる。ここでは開先を無視し、十分に厚い無限板の板厚の中心を X 軸（時間軸）として板厚方向を Z 軸、ビード幅方向を Y 軸とし、X-Z 面上で熱投与位置が Fig. 4.15 に従って変化するとした。また各位置の投与熱は、以下のように仮定した。

GMA の熱エネルギーのバランスにおいて、陽極のワイヤ溶融に費やされるエネルギーは次式である。

$$Q_{anode} = (V_L + \phi) \cdot I \cdot \Delta t$$

アークの陰極部（母板側）へ投与されるエネルギーは、アークからの放射損、熱伝達損、

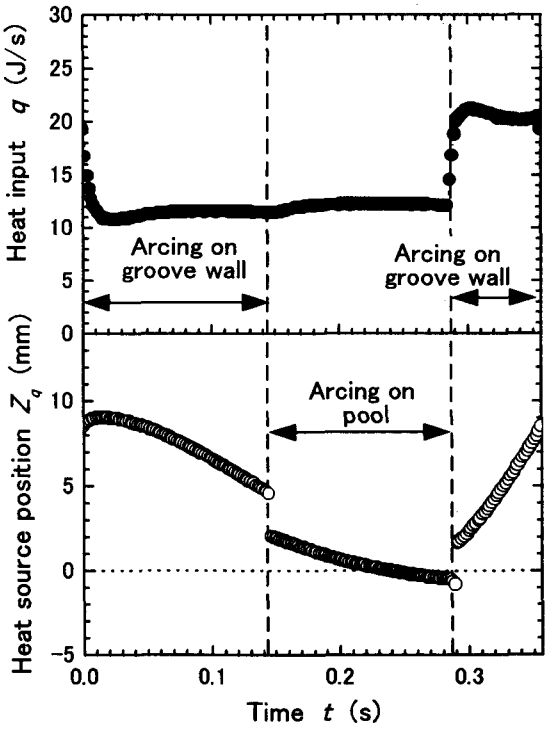


Fig. 4. 17 Instantaneous heat source position Z_q and heat input q.

熱伝導損を無視して最大で見積もれば、次式となる。

$$Q_{cathode} = (V_a - \phi) \cdot I \cdot \Delta t$$

ここで、溶込みはアーク陰極部へ投入される熱量 $Q_{cathode}$ で概ね決定され、溶滴によって溶融池に輸送される熱量 Q_{anode} は溶込み形状の決定には大きく寄与しないものと仮定する。

アークによるワイヤ溶融の等価電圧 ϕ と溶滴の過熱温度 ΔT との関係は第 3 章で明らかにした。しかし ϕ 値は不確定である。そこで、安藤ら[24]が電流に ϕ は依存しないとしていること、また現状 MIG/MAG 溶接に適用されていることから[38]、電流によらず 6V と仮定する。この仮定に基づき、上記 Fig. 4. 15 に瞬間投与熱量を図示した。各熱投与点にある位置での溶込みの深さと Z=0 での幅の計算結果を Fig. 4. 18 に示す。この溶接条件において、開先を無視した計算結果から溶込み深さやビード幅の定量的な議論はできないが、アークが上下揺動しているにも拘わらず、溶込み深さ、溶融部幅とも大きな変動が少ないことがわかる。従って開先底部(ルート部)がほぼ一様に安定溶融できる溶接条件であると判断で

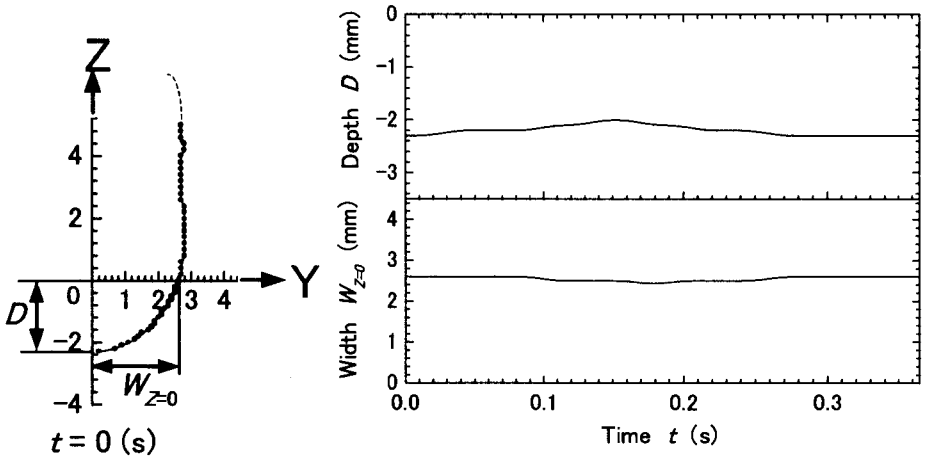


Fig. 4. 18　Calculated penetration depth D and width $W_{Z=0}$ at Z=0.

きる。開先を無視した簡易計算ではあるが、開先底部(ルート部)からの深さも 2.5mm 弱を得ており、Z=0 で十分に開先底部(ルート部)を溶融できるだけの入熱が投与されていると考えられる。Fig. 4. 19 はビードの縦断面写真である。Fig. 4. 13 の結果をもとに熱投与位置とその熱量を設定した結果と同様に溶込み深さには変動が少なかった。

このように溶込み深さ変動の照合結果が得られたことから、上記までに設けた仮定の妥当性を示すことができた。

以上、ワイヤ溶融、開先内の溶融金属挙動と GMA 溶接の電気回路について非定常性を考

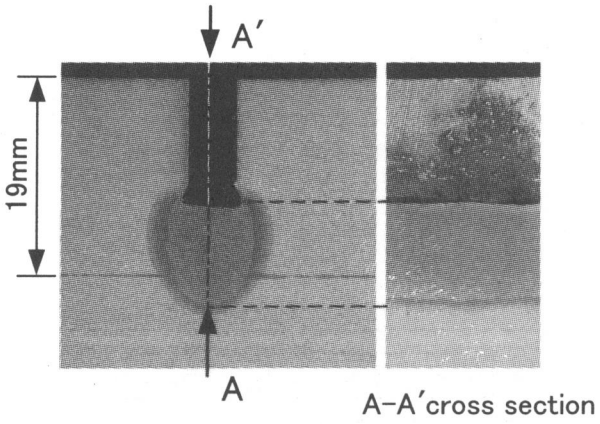


Fig. 4.19 Transverse and longitudinal cross section of penetration.

慮したGMAプロセスシミュレータを提案した。これを用いて溶接条件選定についての検討を次項で行う。

4．4 GMA溶接プロセスシミュレータによる狭開先GMA溶接条件の設定

GMA溶接プロセスシミュレータを用いた超開先GMA溶接条件選定について検討する。Fig. 4. 20に溶接条件選定の手順を示す。

まず、要求設定値として、開先幅 W_G (mm)、ビード積層高さ(のど厚) H_T (mm)、溶接速度 v (mm/s)を入力する。これらにより開先を埋めるのに必要なワイヤ溶融量が決まる。すなわち種々のワイヤ径でのワイヤ送給速度 v_f (mm/s)が決まる。そして送給速度に対して適正なワイヤ径 d(mm)がチェックされ、最終的にワイヤ径とその送給速度が選択される。

次に適正溶接条件選択の基準として、開先底部(ルート部)の溶融を確保する条件を下記のように設定する。

(1)ワイヤ端の上下揺動の下限 Z_{min} をルート面以下に抑える($Z_{min} \leqq 0$)。

(2)ビード表面形状の凹化のためにアーク熱を開先上部まで分布させる条件として、ワイヤ端上下揺動の上限 Z_{max} をビード積層高さ(のど厚) H_T で与える($Z_{max} \fallingdotseq H_T$)。

適正条件探索にあたって、まず、電流を一定としこの溶接条件で、基準(1)を満足する電源設定電圧をシミュレータによって探索する。このとき開先底部(ルート部)の溶融を確保する条件については第2章のFig. 2. 15が参照され、設定電圧としてベース期間の設定電圧 V_b を第一次近似値とし、これを V_{b0}、そのときの平均電流を I_{b0} と決める。V_b の変化に対する Z の変化の一例をFig. 4. 21に示す。V_b の変化に対して Z_{max} と Z_{mim} の変化は小さい。

パルス波形条件を決めるために、ピーク時の設定電圧 V_p、ピーク電流時間とベース電流時間との割合 $t_p : t_b$ と周波数 f について検討する。

V_P については $Z_{min} \leqq 0$、$Z_{max} \fallingdotseq H_T$ となるように V_P を設定する。一例として V_b =37V、$t_p : t_b$ =1 : 4、 f =2.8Hzと一定にして V_P を41～47Vまで変化させた結果をFig. 4. 22に示

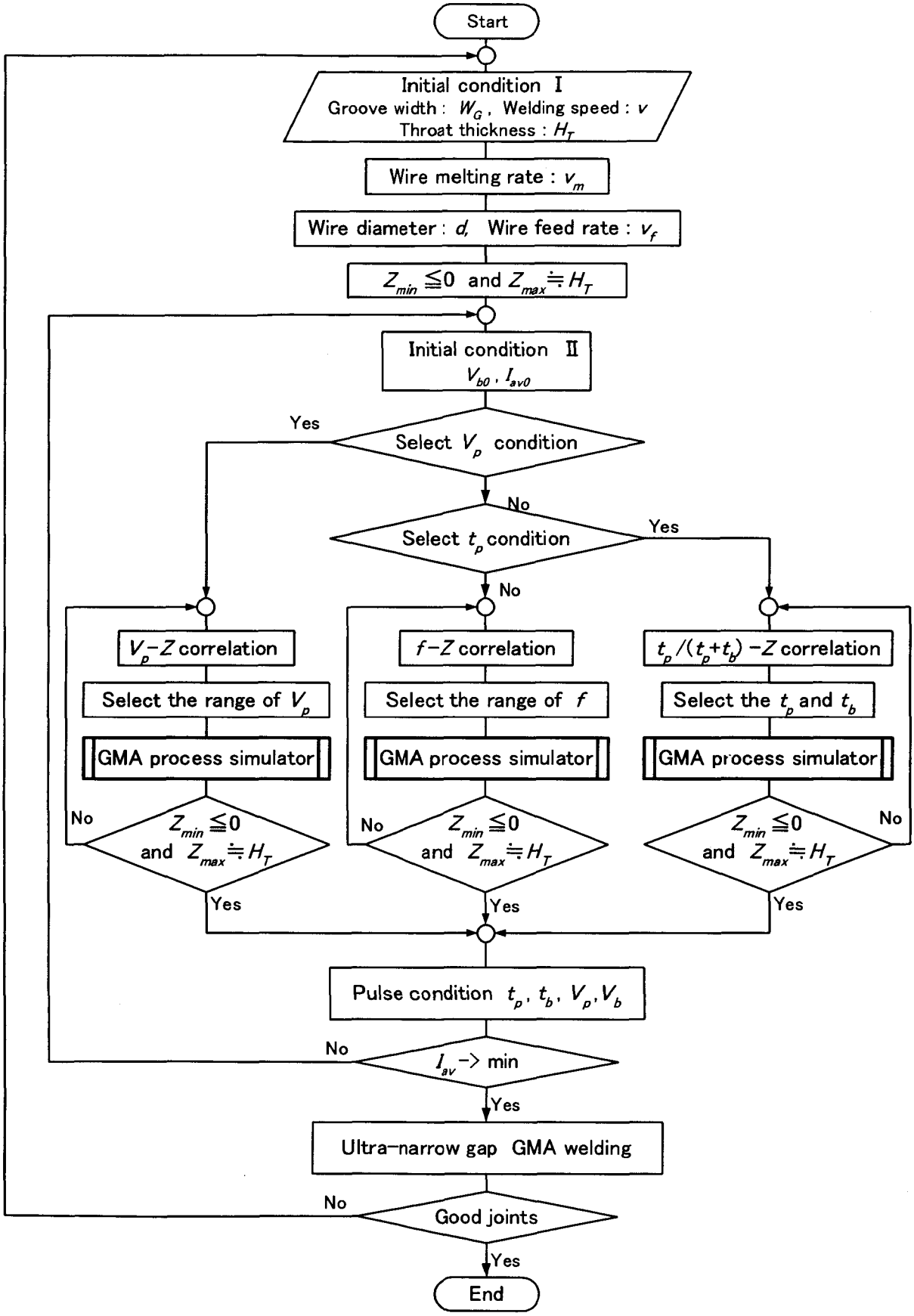


Fig. 4. 20 An example of flow chart to find out adaptable pulse conditions.

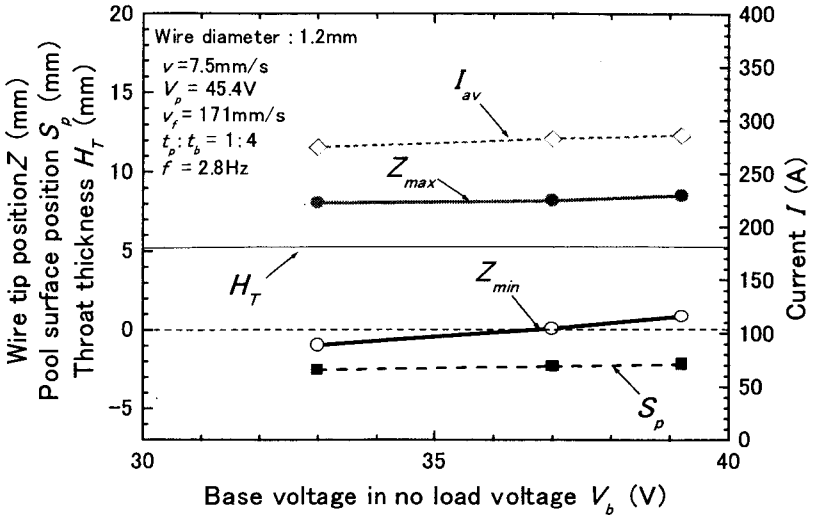


Fig. 4. 21 Effect of setting base voltage V_b on wire melting behavior.

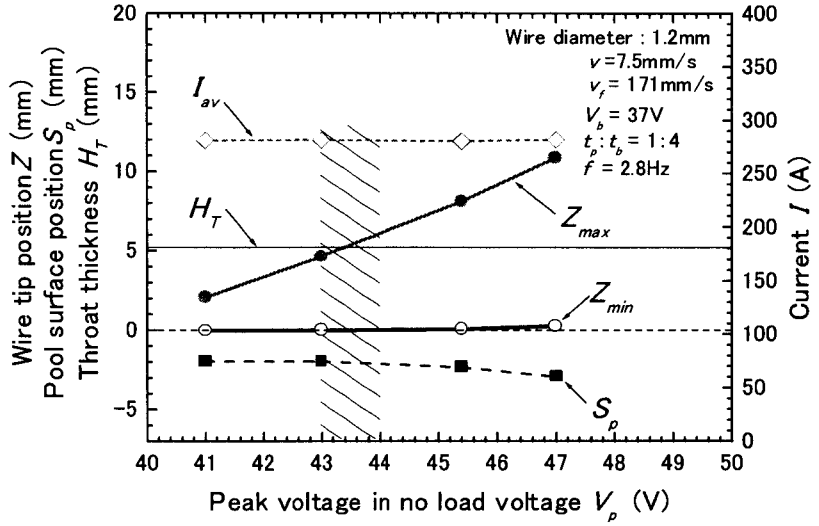


Fig. 4. 22 Effect of setting peak voltage V_p on wire melting behavior.

す。V_P により Z_{max} が変化するが Z_{min} の変化は小さい。ここで、$Z_{min} \leqq 0$、$Z_{max} \fallingdotseq H_T$ となるのは図の斜線部分でありこの範囲内で V_P を設定する。

あるいは、ピーク電流時間とベース電流時間の影響を調べるために周波数 $f=1/(t_P+t_b)$ =2.8Hz と設定電圧(V_P =45.4V、V_b =37V)を一定にして t_P と t_b の割合を変えて Z の変化を示した例を Fig. 4. 23 に示す。$t_P/(t_P + t_b)$が増加すると Z_{max} の増加割合が大きいことがわかる。ここで、$Z_{min} \leqq 0$、$Z_{max} \fallingdotseq H_T$ となるのは図の斜線部でありこの範囲内で t_P と t_b を設定する。

つづいて、パルス周波数の影響を Fig. 4. 24 に示す。ここででは、$t_P : t_b$ =1 : 4 として、設定電圧 (V_P =45.4V、V_b=37V)を一定値にして $f=1/(t_P + t_b)$を変えた結果である。周波数 f が小さくなると Z_{max} が大きくなるが Z_{min} はほぼ一定値を示した。また、周波数 f が 2Hz より小さくなると振幅が急に大きくなっている。Z_{max} に対しては周波数の影響が大きく振幅量

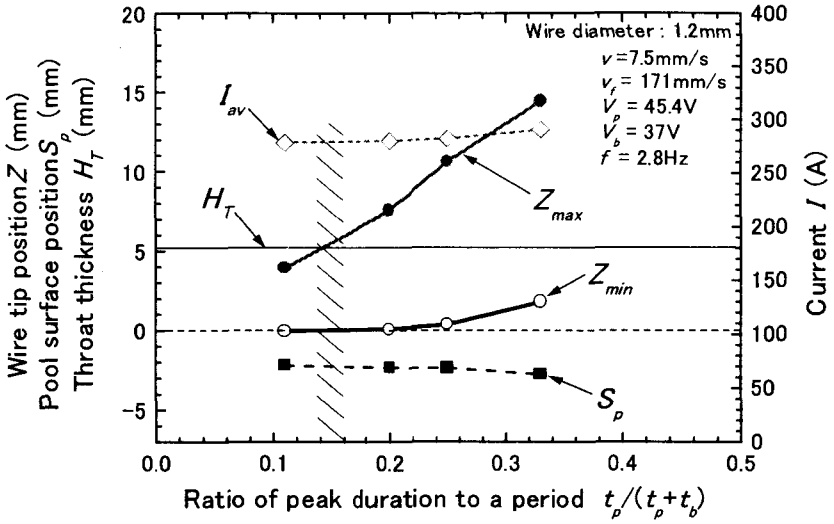


Fig. 4. 23 Effect of peak duration rate t_p / (t_p+t_b) on wire melting behavior.

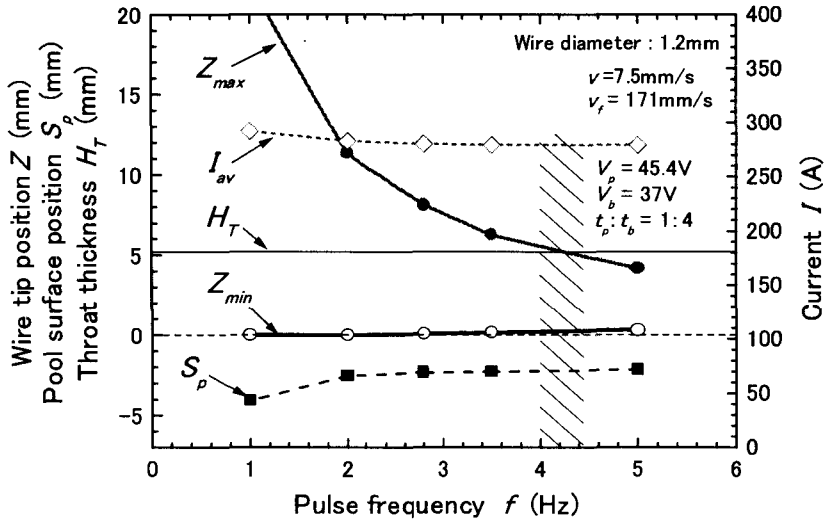


Fig. 4. 24 Effect of pulse frequency f on wire melting behavior.

を決めることができる。ここでは $Z_{min} \leqq 0$、$Z_{max} \fallingdotseq H_T$ となるのは図の斜線部でありこの範囲内で周波数 f を設定する。

以上の過程を繰り返すことにより、パルスパラメータの組合せから種々のパルス条件範囲が設定できる。4.3.3 項における簡易的な母材溶込み変動のチェックにより、その変動の大きい条件を除き、かつ上記探索計算時に表示される平均アーク電力の最小値を適正溶接条件とする。

なお、シミュレーション計算時にアーク長が負となる場合には、短絡を生じる不安定条件として計算を打ち切る。

このフローに従ってパルス条件を選択し超狭開先 GMA 溶接を実施した結果を Fig. 4. 25 に示す。V_P=41V では溶込み幅が最大になる位置が V_P=44V の場合に比べて下方に位置し熱源点が開先底部に存在すると考えられる。V_P=44V で溶け込み深さは V_P=41V とほぼ同じで

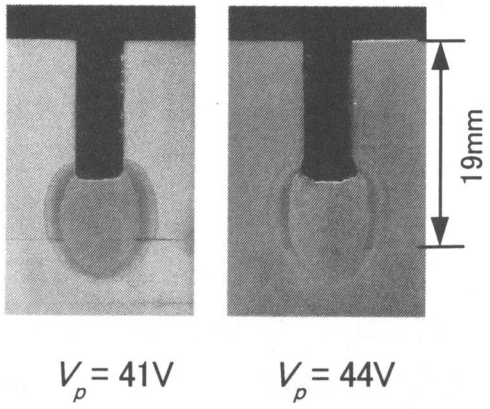


Fig. 4. 25　Experimental results under welding conditions shown in Fig. 4. 22.

あるが熱源点が開先上部へも移動し熱が分散して溶込み形状は V_P=41V の場合に比べて細長くなっている。

このように、実験結果は Fig. 4. 22 と同様な傾向を示し、本提案プロセスの有効性を実証する結果となった。以上、このフローにしたがってパルス条件を選択し、パルス電流制御型超狭開先 GMA 溶接が可能となった。

この適正条件での結果は一例であり、その他の Fig. 4.21～Fig. 4.24 に示されるパルス条件の組合せやその他にも適正条件は存在する。多くの溶接条件パラメータや因子が相互に関連し合うような適正条件範囲探索において、定量的な判断を可能とした提案数値シミュレーションは効果的である。

4. 5 結　言

本章では第 3 章で求めたワイヤの非定常溶融モデルを基に、第 2 章で検討した開先内での溶融金属の重力ヘッドと開先内のアーク特性ならびに GMA 溶接の電気回路を考慮し、開先内でのアーク溶接挙動をシミュレーションできる GMA 溶接プロセスシミュレータを開発した。この、GMA 溶接プロセスシミュレータにより超狭開先 GMA 溶接の適正溶接条件を選定するための手順を提案し、超狭開先継手内で安定なアーク挙動と溶け込みを確保できる適正溶接条件を明らかにした。以下に得られた結果を要約する。

(1)第 3 章で提案したワイヤの非定常溶融モデルに基づいて超狭開先内での GMA 溶接プロセスをモデル化したシミュレーションを提案した。この GMA 溶接プロセスシミュレータによるワイヤ端位置、電流ならびに電圧のシミュレーション結果は、超狭開先継手に対する溶接試験結果を基本的に良く説明でき、超狭開先 GMA 溶接挙動のシミュレーションが可能となることを明らかにした。

(2)パルスアーク溶接時の溶融池挙動とアーク力について検討し、パルス状にアーク力が変化する場合の溶融金属の慣性を評価する τ 値と、開先壁にアークが発生する時に溶融池

に作用するアーク力を評価するα値を提案した。その結果、本実験範囲においてτ=0.1、α=0.6を決定した。

(3)溶融池挙動とアーク力の評価を考慮したGMA溶接プロセスシミュレータにより、電流、電圧波形やワイヤ端位置、開先底部の溶込み深さについてのシミュレーションが可能になった。

(4)GMA溶接プロセスシミュレータを用いて超狭開先GMA溶接の適正溶接条件を選定するための手順を提案した。この手順に沿って開先幅5mmの超狭開先溶接に対して適正溶接条件の探索が可能となり、それを溶接実験により実証した。GMA溶接プロセスシミュレータにより実際に溶接を行うことなくパルス条件などの複雑に関係し合った溶接パラメータの設定が可能となり、GMA溶接プロセスのシミュレーションの有効性を明らかにした。

第5章　位相制御型GMA溶接プロセスによる開先内での アーク入熱分布制御

5.1 緒　言

第 4 章では開先内のアーク発生位置(ワイヤ端位置)をシミュレーションする GMA プロセスシミュレータを開発し、ワイヤの突出し長さ制御により開先内でのアーク入熱分布を制御する電流制御型超狭開先 GMA 溶接プロセスを提案した。さらに、GMA プロセスシミュレータにより適正な溶接条件の選定が可能であることを示した。

前章で提案したパルス電流波形によるワイヤ端位置制御方法では、ワイヤ溶融速度は電流の関数となるためワイヤ端位置は電流に依存する。ピーク電流時にはワイヤ端が上昇し、ベース電流時にはワイヤ端が開先底部に位置する。その結果、溶融を確保しなければならない開先底部ではアーク入熱が小さくなる傾向がある。欠陥防止の観点からは開先底部で溶込み不足が生じないような入熱量を与えることが必要となるが、その場合にはベース電流を増加させることになり溶接継手全体への入熱量もそれに応じて増加する。一方、次パスの溶接において融合不良を防ぐためにはビード表面形状を凹状にすることが重要であるが、そのためにはビード表面付近に適正な熱量を投与する必要があり、過度にピーク電流を増加させた場合には、ワイヤ端位置が必要以上に上昇しビード表面でアンダーカットを発生する可能性が生じる。

そこで、熱量が不足する領域に熱量を投与し、過大な熱量が投与される領域の熱量を削減して安定な溶込みを得るための制御手法について検討を行う。本章ではパルス電流制御プロセスに新たな制御因子を導入してアーク入熱分布を変え、入熱量を大きく変えることなく適正な溶込み形状を確保できる溶接プロセスを検討する。

ワイヤ突出し長さは、(2 - 3) 式に示したようにワイヤ送給速度とワイヤ溶融速度の相互関係により決まる。前章では通常の GMA 溶接と同様にワイヤは定速送給されるとし、ワイヤ溶融速度制御に基づいたワイヤ端位置制御の検討を行った。

本章では、パルス電流波形に対してワイヤ送給速度を制御することにより、アーク入熱分布制御の可能性を検討する。このため第 4 章で提案した GMA 溶接シミュレータを、ワイヤ送給速度変動を扱えるプロセスシミュレータへ拡張する。そして、ワイヤ溶融速度とワイヤ送給速度を同時に制御することによりアーク入熱分布制御の可能性を数値シミュレーションから検討する。そして、この結果を基に、アーク入熱分布と溶込み形状を効率よく制御する新しい GMA 溶接プロセスを提案する。

5.2 周期的なワイヤ送給速度変化に伴うワイヤ端の揺動

5.2.1 ワイヤ送給速度が変動する時のワイヤの熱伝導解析方法

通常の GMA 溶接ではワイヤ送給速度は一定として取り扱われる。ワイヤ送給速度が変化する場合には、アークによるワイヤ溶融に加えてワイヤ送給速度変化により突出し長さが変化す

る。このため、ワイヤの温度分布やワイヤの溶融速度はワイヤ送給速度が一定の場合とは異なると予想される。そこで、第3章で示した熱伝導解析手法をワイヤ送給速度が変動する時でも使用できるように拡張する。ここでは、ワイヤ送給速度 v_f (mm/s) が正弦波状に変化する場合を考え、ワイヤ突出し部の差分法による熱伝導解析を考える。

第3章では時間 $\Delta t = \Delta X / v_f$ (s) 毎に長さ ΔX (mm)、温度 T_0 (K)のメッシュをコンタクトチップ先端に加え、時間 Δt 内ではワイヤは送給されないとして熱伝導計算を行う方法を提案した。ワイヤ送給速度 v_f が変化する場合も同様に考え、突出し部の分割長さ ΔX はワイヤ送給速度 v_f によらず一定とし、メッシュを追加する時間 Δt がワイヤ送給速度 v_f により変化するとする。ワイヤ送給速度 v_f とメッシュを追加する時間 Δt の関係を模式的に Fig. 5. 1 に示し計算方法を以下で説明する。

(1)時間 $t=t_1$ (s)で突出し長さが $X=X_1$ (mm)のワイヤに長さ ΔX のメッシュをコンタクトチップ先端に付け加える((a)点)。時間 $\Delta t_1 = \Delta X / v_{f1}$ 間はワイヤが送給されないとしてワイヤ突出し部の熱伝導計算を行う。ここでワイヤ送給速度は v_{f1} ($= \Delta X / \Delta t_1$)である。熱伝導を計算する微小時間を δt (s)とすると、Δt_1 間に $Kn_1 = \Delta t_1 / \delta t$ 回の熱伝導計算を行うことになる。熱伝導計算は第3章で提案した方法を用いる。メッシュの長さ ΔX と熱伝導を計算するための微小時間 δt の設定方法は後述する。

(2)Δt_1 後の $t_2=t_1+\Delta t_1$ の時に長さ ΔX のメッシュをコンタクトチップ先端に付け加える((b)点)。このとき時間 $\Delta t_2 = \Delta X / v_{f2}$ 間に $Kn_2 = \Delta t_2 / \delta t$ 回の熱伝導計算を行う。ただし、ワイヤ送給速度は v_{f2}($= \Delta X / \Delta t_2$)である。

以上のプロセスを繰り返すことにより、ワイヤの分割距離 ΔX と熱伝導を計算する微小時間

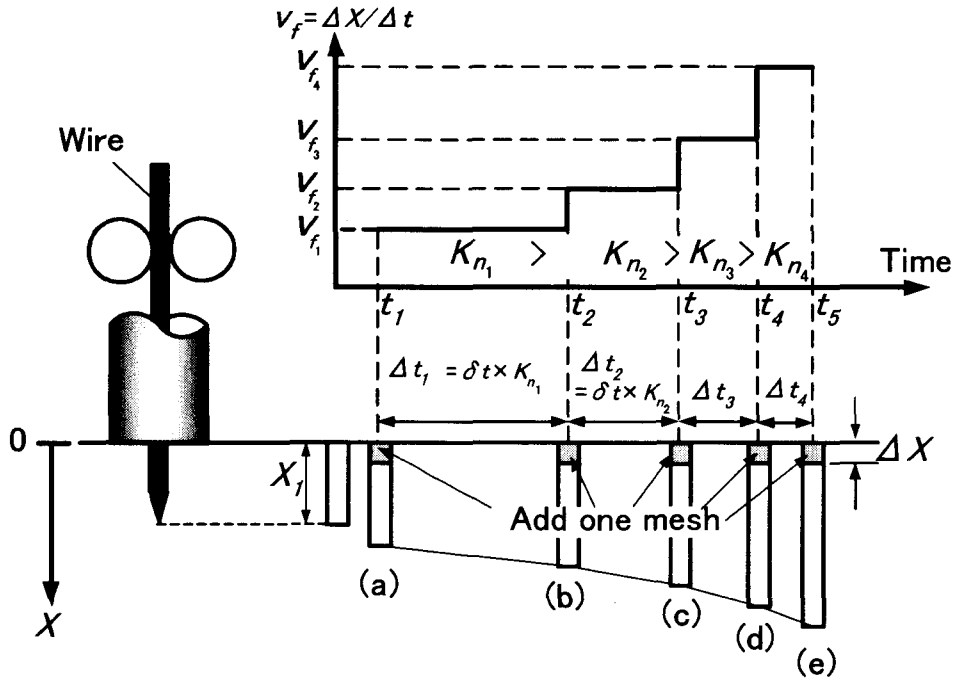


Fig. 5. 1 Calculation method for change in wire feed rate.

δt が一定値となるように決めた場合に、v_f の変動に対してメッシュをコンタクトチップ先端に付け加える時間 Δt とその間の熱伝導計算を行う回数 Kn を変えて熱伝導計算を行う。

次に熱伝導計算が収束するようなワイヤ突出し部の分割長さ ΔX と熱伝導の計算時間 δt について検討する。

Fig. 5. 2 に示す Δt と ΔX の関係から第 3 章 3 節に示したように 熱伝導計算の収束条件を検討する。まず、$\Delta X = \Delta t \cdot (v_f(t))_{max}$ と、$\Delta t = (c \cdot \gamma)_{min} / 2\lambda_{max} \times \Delta X^2$ との交点を $(\Delta X_{cr})_{min}$ とし、$\Delta X \leqq (\Delta X_{cr})_{min}$ となるような ΔX を決める。このとき、$(\Delta X_{cr})_{min}$ は以下の式で表される。

$$(\Delta X_{cr})_{min} = \frac{2 \cdot \lambda_{max}}{(C \cdot \gamma)_{min} \cdot (v_f)_{max}}$$

この時、収束条件は第 3 章で示したように図中の斜線部で表される。この ΔX に対し熱伝導を計算する微小時間 δt を図の斜線部内に設定する。この δt に対して前述したように $\delta t = \Delta t / K_n$ となるような K_n を決め、時間 δt で熱伝導計算を行う。ただし、ワイヤ先端の溶滴の離脱条件は第 3 章 3 節と同様に考え、アークからワイヤ端に入る熱は第 3 章で提案した $\phi - \Delta T$ 関係を使用する。このように δt とワイヤの分割距離 ΔX を決めることによりワイヤ送給速度が変化しても、ΔX_{cr} 以下のワイヤ分割距離に対して熱伝導計算が可能となる。なお、第 3 章 3 節で指摘したように計算精度を確保するためには、本論文の実験範囲では $\delta t < 10^{-6}$ s に設定する必要がある。

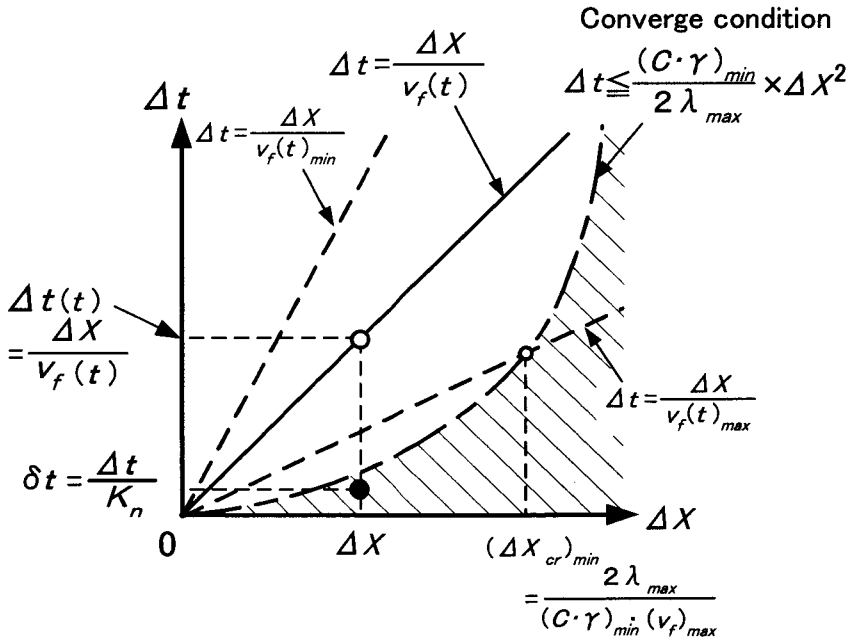


Fig. 5. 2 Converge condition of FDM .

5. 2. 2 ワイヤ送給速度変化を考慮したGMAプロセスシミュレータ

本章では前節の熱伝導解析方法を用いて、第 4 章で提案した GMA プロセスシミュレータをワイヤ送給速度が変動した場合でも使用できるように拡張する。

ワイヤ送給速度が変化するときの GMA プロセスシミュレータのフローチャートを Fig. 5. 3 に示す。まず、溶接速度 v (mm/s)、ワイヤ径 d (mm)、電源特性として電源特性の外部特性(定電圧特性の傾き傾き K_s (V/A))、パルス条件としてピーク時間 t_p(s)、ピーク期間での無負荷電圧 V_p(V) ベース時間 t_b(s)、ベース期間での無負荷電圧 V_b(V)を設定する。さらに、開先形状(I 形狭開先なら開先幅 W_G(mm)、V 形狭開先なら開先角度)を決め、開先底部とコンタクトチップ間の距離 L_T(mm)を設定する。初期条件として電流 I_0 (A)、突出し長さ L_0(mm)とワイヤの初期温度 T_0(K)を与える。ここで、ワイヤの材料定数については第 3 章と同様に温度依存性を考慮する。

次に、ワイヤ突出し部を ΔX(mm)のメッシュに分割し、差分法によりワイヤ突出し部の熱伝導解析を行う。前節で示したように熱伝導を計算する時間 δt を決める。ワイヤ送給速度 v_f は時間の関数とし、v_fに応じてメッシュを追加する時間 Δt と熱伝導を計算する回数 Kn を決める。電流 I に対してアークによる溶融の等価電圧 ϕ (V)と溶滴の過熱温度 ΔT (K)の関係を求め、第 3 章 3 節で示した方法で熱伝導計算を行い、i 番目のメッシュについて δt 後の温度 $T_i^{t+\delta t}$ (K)を求める。ワイヤ先端のメッシュの温度が $T_M+\Delta T$ 以上になった時に、このメッシュが溶滴として離脱するとしてこのメッシュを削除する。ただし T_M (K)はワイヤの融点である。以上の熱伝導計算を $K_n=\Delta t/\delta t$ 回繰り返すことにより Δt 後のワイヤの温度分布と突出し長さ $L_{t+\Delta t}$(mm)が求まる。そして、ワイヤ突出し部の温度分布からワイヤ突出し部の電圧降下 V_L を算出する(A 部分)。

第 4 章 3 節で検討した開先内での溶融池挙動を考慮し、ビード積層高さと重力ヘッド H_g(mm)からワイヤ先端とワイヤ端直下の溶融池面の位置 L_{bottom}(mm)を求める。さらに、第 4 章 2 節のアーク長に関する定義によりアーク長を決め、開先内でのアーク特性式((4 - 4)式)からアーク電圧 V_a (V)を求める(B 部分)。

そして、第 4 章の(4 - 1)式を差分化して Δt 後の電流 $I_{t+\Delta t}$ を求める。これを所定の回数繰り返して開先内のワイヤ端位置、電流、電圧を求める(C 部分)。

5. 2. 3 ワイヤ送給速度変動時のワイヤ端位置

ワイヤ送給速度が正弦波状に変化する場合についてシミュレーションを行う。ワイヤ送給速度は正弦波状に変化するとして以下の式で与える。ここで、f_W はワイヤ送給速度の周期(s)、ワイヤ送給速度変動の振幅 v_b (mm/s) は平均ワイヤ送給速度 v_{fav} (mm/s)の 50%とする。

$$v_f = v_b \times \sin\left(\frac{2\pi}{f_W}t\right) + v_{f\,av} \tag{5 - 1}$$

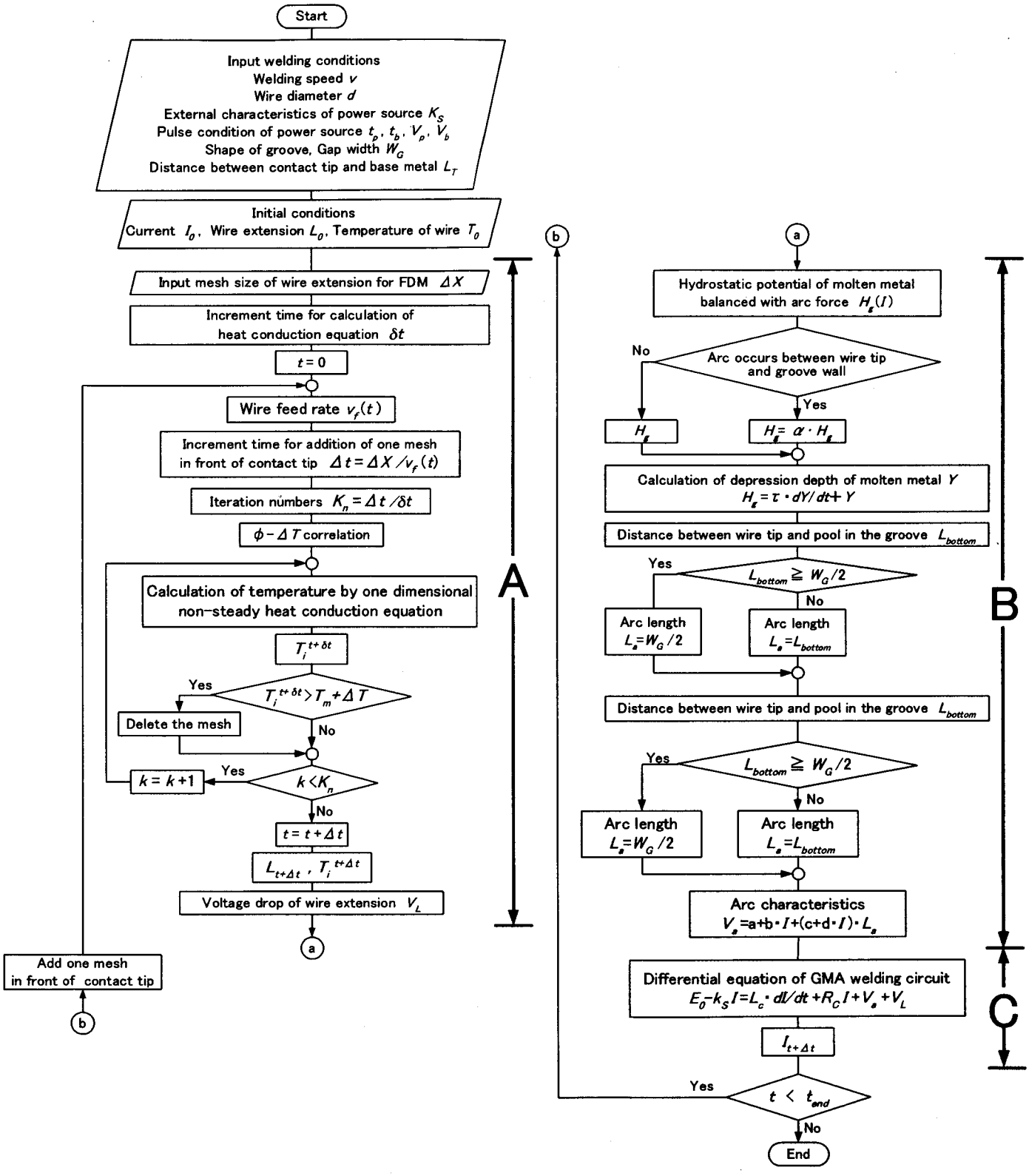


Fig. 5. 3 Flow chart of GMAW process simulator in case of wire feed rate changes.

直径1.2mmのワイヤに対して電源の無負荷電圧をE_0=35Vと一定とし、v_{fav}=178mm/s、f_W=0.4sとして開先幅5mmのI形超狭開先についてシミュレーションを行った結果をFig. 5. 4に示す。シミュレーションとの照合を行うため、同じ溶接条件で超狭開先GMA溶接を行い、電流、電圧、ワイヤ送給速度とワイヤ端位置を測定した。正弦波状のワイヤ送給速度を得るために溶接トーチ先端に取り付けたサーボモータによりワイヤ送給速度を変えながら溶接を行った。同時に、トーチに取付けたエンコーダの信号からワイヤ送給速度を求めた。また、ワイヤ端位置については高速ビデオカメラでワイヤ先端を撮影して位置を求め、その時の電流Iと電圧V_{BC}を測定し結果を同図に示した。

ワイヤ送給速度が正弦波状に変化するのに伴い、電流、電圧も正弦波状に変化している。シミュレーション結果から、ワイヤ送給速度、電流、電圧、ワイヤ端位置の軌跡が最大または最小になる位置は少しずつ異なっている。これは、ワイヤ溶融を初めとする超狭開先内の非定常性の影響と考えられる。電流、電圧波形に関して実験結果とシミュレーション結果はほぼ合致していることが確認できた。さらに、ワイヤ端位置の観察が可能なZ>0の領域については、実験結果とシミュレーション結果はほぼ一致している。以上からワイヤ送給速度が変化するときの解析方法が妥当であることが示され、ワイヤ送給速度が変化した場合でも非定常性を考慮したシミュレーションが可能になった。

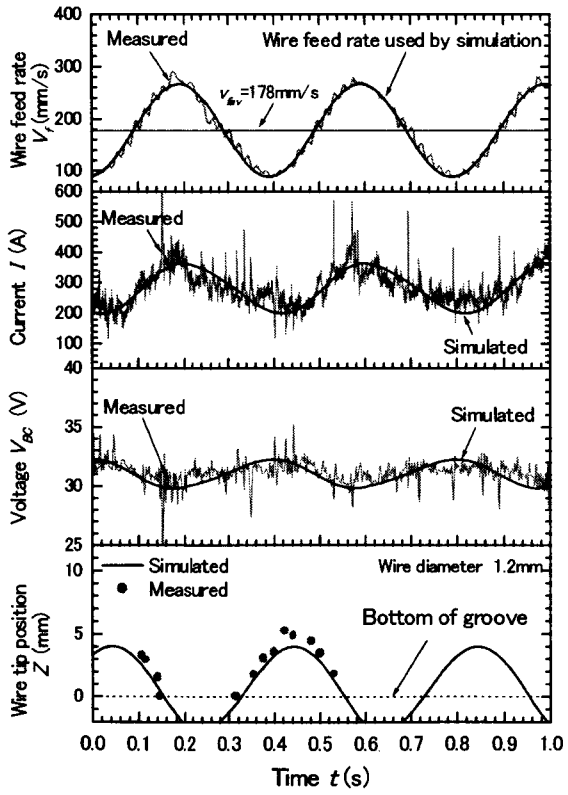


Fig. 5. 4 Comparison between simulated and experimental results (Constant no load voltage E_0=35V).

5．3 パルス電流との位相差を制御する位相制御型GMAプロセスの提案

5．3．1 ワイヤ端位置に対する位相差の影響

前節でワイヤ送給速度が変化する時のワイヤ端位置のシミュレーションが可能となった。そこで本節ではパルス電流制御にワイヤ送給速度制御を付与することにより、ワイヤ端位置に関する制御範囲を拡大し、アーク入熱分布制御による溶込み形状制御の可能性について検討を行った。

まず、パルス電流波形とワイヤ送給速度変動パターンの間の位相差θ(rad)をFig. 5. 5に示すように定義しワイヤ送給速度を以下の式で与える。

$$v_f = v_b \times \sin\left(\frac{2\pi}{f_W}t - \theta\right) + v_{f\,av} \tag{5-2}$$

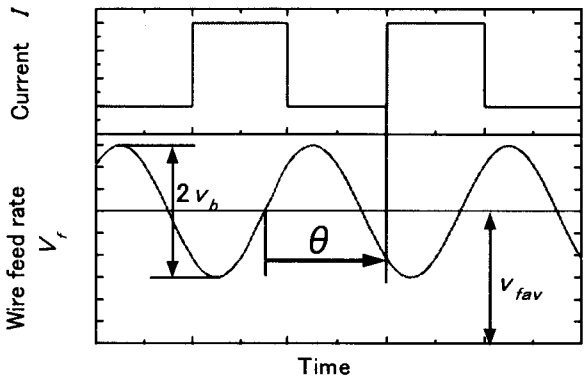


Fig. 5. 5 Definition of phase shift between pulse current waveform and wire feed rate pattern.

ワイヤ端位置の変化に対する位相差の影響をGMAプロセスシミュレータにより求める。パルス電流の周期をf_P=0.4s、ワイヤ送給速度の周期をf_W=0.4sとしてワイヤ端の変動パターンをまとめた結果をFig. 5. 6に示す。ワイヤ径は1.2mm、ワイヤの平均送給速度v_{fav}=170mm/s、溶接速度v=7.5mm/sで、開先幅5mmのI形超狭開先を対象とした。

位相差θによりワイヤ端の軌跡の変動パターンは大きく異なっている。$\theta=-\pi/2$においてはワイヤ送給速度の減少とピーク電流が重なり、ワイヤ端位置は急峻に上昇しZ_{max}=10mmとなり、振幅は13mmに達している。$\theta=-\pi/4$となるとピーク電流期間とワイヤ送給速度が減少するタイミングがずれるためワイヤ端の最大位置はZ_{max}=6mmとなり振幅も減少する。その後$\pi/2$まではZ_{max}、振幅とも大きく変化しないが、θが$\pi/2$を越えるとZ_{max}は大きくなり振幅は再び大きくなる($\theta=\pi$と$\theta=-\pi$は同じ状態である)。ピーク電流期間でのワイヤ端位置に着目すると、$\theta=-\pi/4$ではワイヤ端位置が開先上部に位置している時にピーク電流となり開先上部に電流×電圧で表されるアーク熱が投入されることが予想される。$\theta=\pi/2$ではワイヤ端が

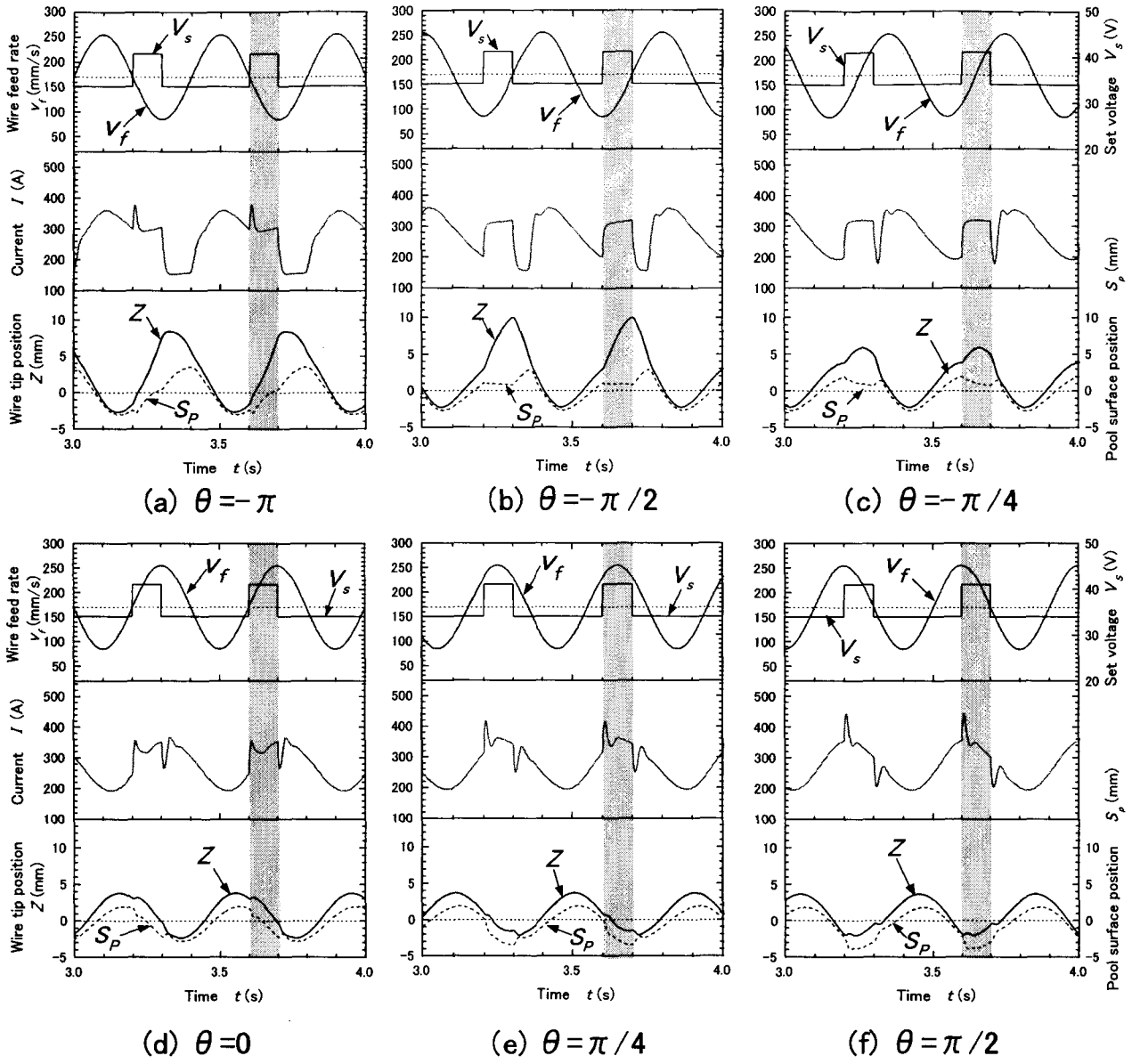


Fig. 5. 6 Simulated effect of phase shift on wire tip oscillation in case of single current pulse during single wire feed cycle.

開先底部に位置する時にピーク電流となり開先底部に電流×電圧で表されるアーク熱が投入されることが予想される。このように、パルス電流波形とワイヤ送給速度変化パターンとの位相差によってワイヤ端位置とその変動パターンが大きく変化し、アーク入熱が投与される位置を制御することができる。

次に、パルス電流の周期のみを f_P = 0.2s と半減し、ピーク電流位置を細かく制御した時のワイヤ端位置の変化を検討する。位相差に対するワイヤ端の軌跡のパターンは Fig. 5. 7 に示すように、 Fig. 5. 6 の場合とは大きく異なっている。ワイヤ端の振幅は $\theta = -\pi/2$ が最も大きく $\theta = 0$ で最小になり $\theta = \pi/4$ で再び増加している。$\theta = 0$ の時にはワイヤ端の移動パターンは開先上部で停留する傾向がある。ピーク電流期間でのワイヤ端位置に着目すると、$\theta = -\pi/4$ では、

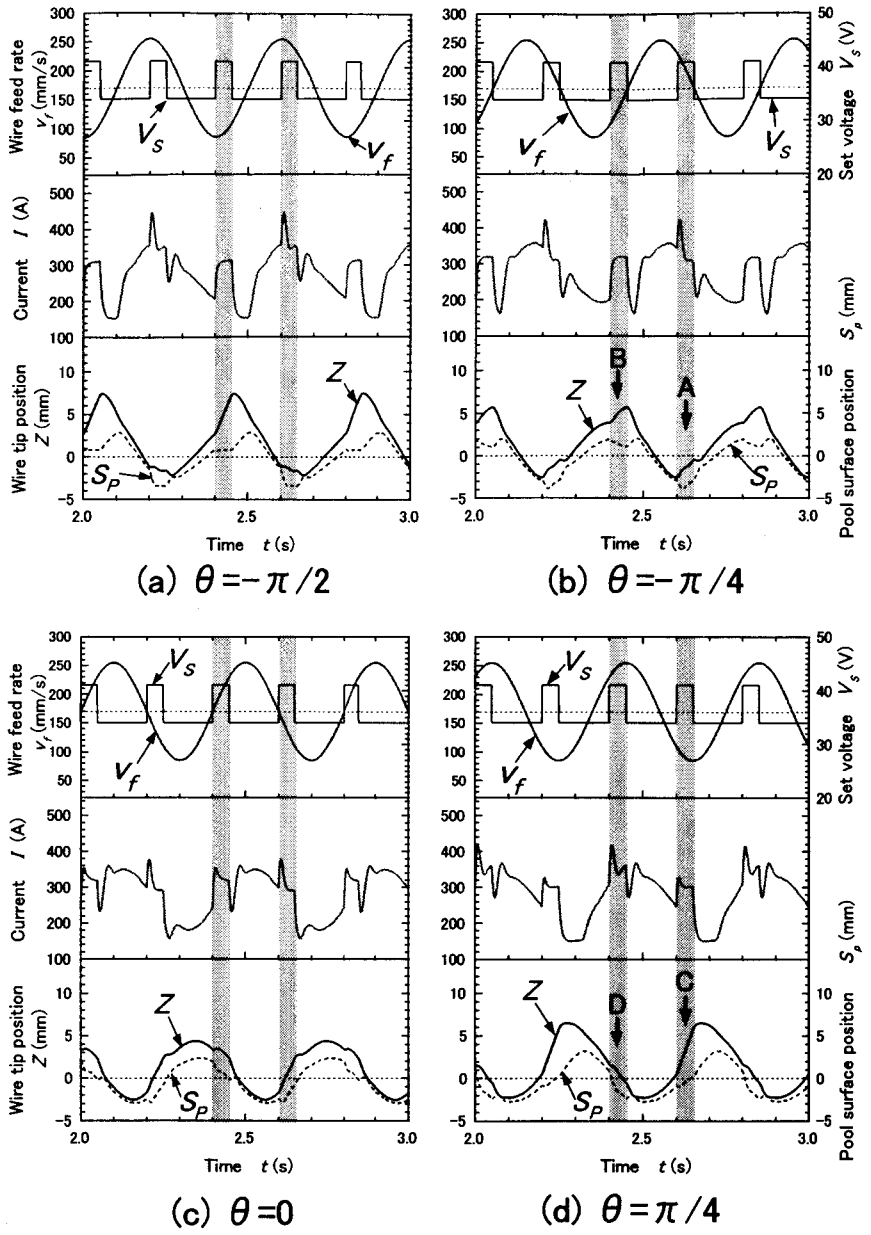


Fig. 5. 7 Simulated effect of phase shift on wire tip oscillation in case of two current pulses during single wire feed cycle.

開先底部にワイヤ端が位置する時に 1 パルスのピーク電流となり(A 点)、ワイヤ端位置が開先上部に位置する時に 1 パルスのピーク電流と (B 点)なっている。このため、開先の上部と底部にそれぞれ電流×電圧で表されるアーク熱が投与されると予想される。$\theta = \pi/4$ の時には、Z＝0～2mm 付近の振幅の中心付近で(C 点、D 点)、1 パルスのピーク電流となり、ビードの中央部付近にアーク熱が多く投与される。ワイヤ送給速度の 1 周期の変化に対して 2 パルス電流を加えるときの方がアーク入熱位置をより自由に制御できる。

このように電流波形とワイヤ送給速度が同時に変化する場合のワイヤ端位置変化や電流波形パターンは複雑になるが、GMA プロセスシミュレータによりワイヤ端位置とパルス電流の位置関係を推定できる。

5. 3. 2 ワイヤ送給速度可変型位相制御GMA溶接システム

パルス電流波形とワイヤ送給速度の位相差によりワイヤ端の軌跡の変動パターンを制御できることを示した。そこで、このシミュレーション結果を実現するために、ワイヤ送給速度とパルス電流波形の位相差を制御できる位相制御型溶接システムを開発し、超狭開先継手に対してアーク入熱分布制御の可能性を検討する。

開発した溶接システムを Fig. 5. 8 に示す。トーチ先端に取付けたサーボモータによりワイヤ送給速度を正弦波状に変化させる。ワイヤ送給速度とパルス電流波形の設定は専用のコンピュータで行う。サーボコントローラの信号により任意波形電源の外部特性を 1ms 単位で変化させる。これによってワイヤ送給速度の変化に対して一定の位相差を持ったパルス電流波形が実現できる。

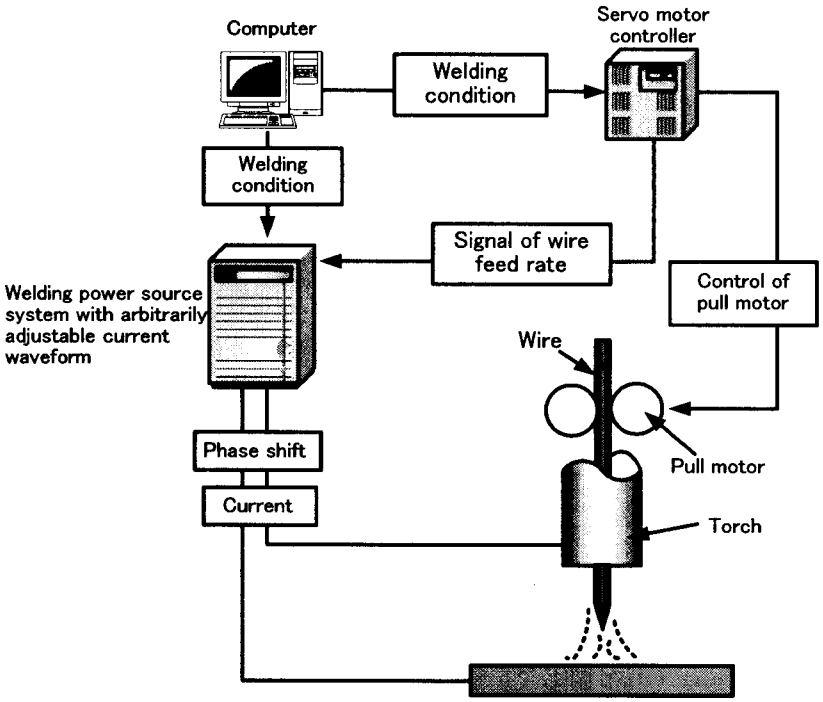


Fig. 5. 8 Synchronized control welding system consisting of pulse current waveform with cyclical variation of wire feed rate.

5. 3. 3 位相制御GMA溶接プロセスシミュレータと実験結果との照合

ワイヤ送給速度可変型位相制御 GMA 溶接装置を用いて超狭開先溶接を行い GMA プロセスシミュレータとの照合を行う。

開先幅 5mm の I 形超狭開先に対して GMA 溶接を行いワイヤ端位置、電流、電圧波形を計測した。ここで溶接速度 v=7.5mm/s、ワイヤ送給速度の周期を f_W=0.4s、$v_b = V_{fav}/2$、シールドガスを CO_2 とし、外部特性の傾き 0.011(V/A) の定電圧特性電源を用いた。1.2mm ワイヤと 1.6mm ワイヤについて照合を行った。溶接条件をそれぞれ以下に示す。

(1)1.2mm ワイヤ：パルス条件　　t_P=0.05s、t_b=0.15s、V_P=41V、V_b=34V

ワイヤ送給速度の条件　f_w=0.4s、v_{fav}=171mm/s

位相差　　θ=-0.33π、

(2)1.6mm ワイヤ：パルス条件　　t_P=0.05s、t_b=0.15s、V_P=43V、V_b=34V

ワイヤ送給速度の条件　f_w=0.4s、v_{fav}=110mm/s

位相差　　θ=0.16π

1.2mm ワイヤ、1.6mm ワイヤを用いた場合について電流、電圧の計測結果をそれぞれ Fig. 5. 9 と Fig. 5. 10 に示す。さらに、電流波形、電圧波形、ワイヤ端位置についてシミュレーション結果をそれぞれ同図に重ねて示す。1.2mm ワイヤ、1.6m ワイヤの両方について電流、電圧波形は複雑な変化を示すが、電流、電圧波形に対するシミュレーション結果は実験結果と同様な変化を示した。さらに、ワイヤ端位置を高速ビデオカメラで撮影した結果を同図にプロットすると 1.2mm ワイヤ、1.6mm ワイヤの結果はシミュレーションから求めたワイヤ端位置とほぼ合致し、これらの結果から、本章で提案した GMA 溶接プロセスシミュレータはワイヤ送給速度が変動した場合でも超狭開先内のアーク溶接挙動をシミュレーションでき、GMA プロセス開発のために有効なツールとなることがわかった。

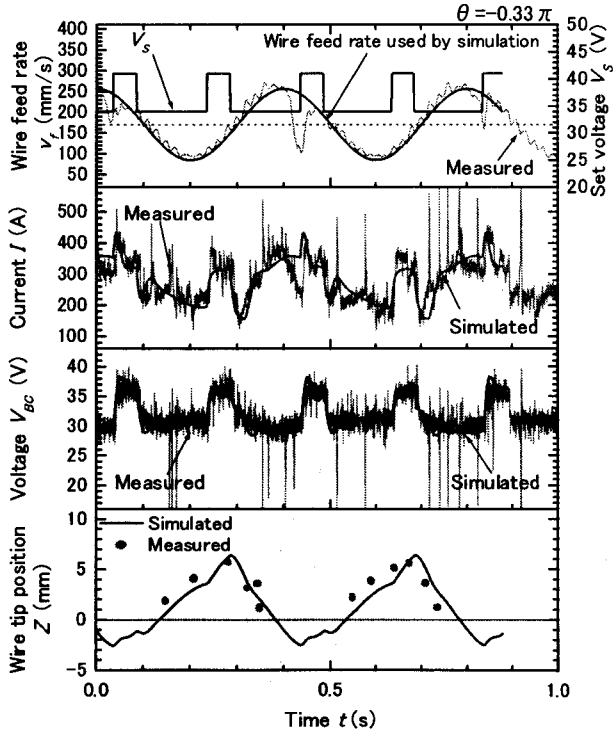


Fig. 5. 9 Comparison between simulated and experimental results.
(θ =−0.33π, Wire diameter 1.2 mm)

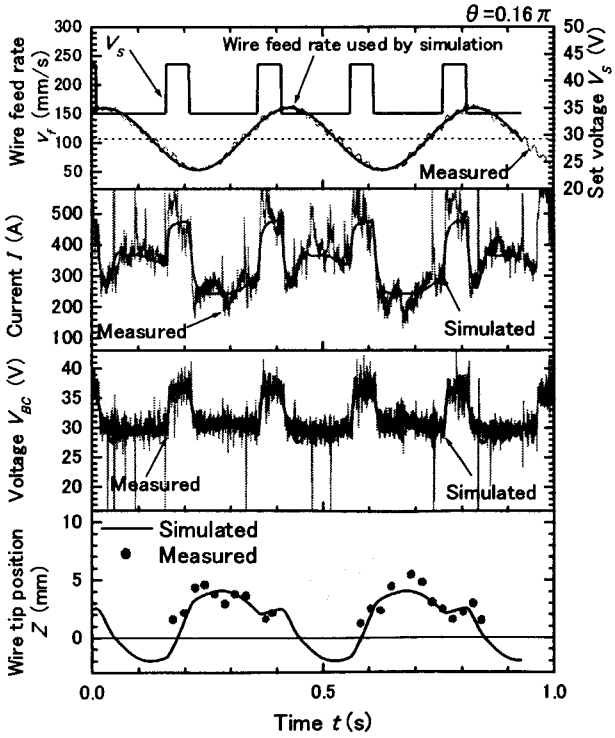
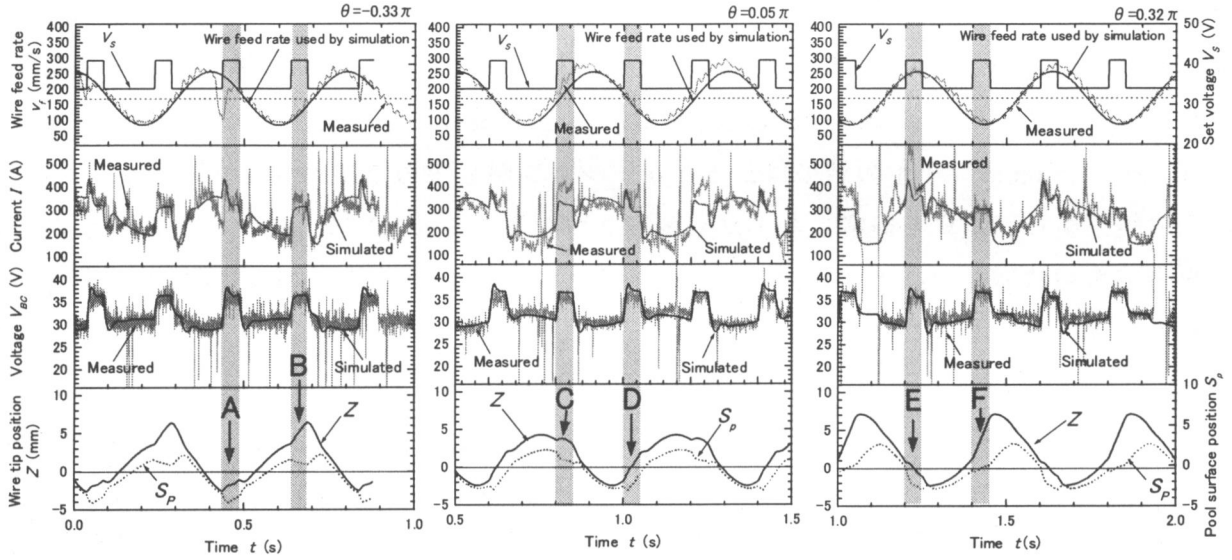


Fig. 5. 10 Comparison between simulated and experimental results.
(θ =0.16π, Wire diameter 1.6 mm)

5. 3. 4 位相制御による溶込み形状制御

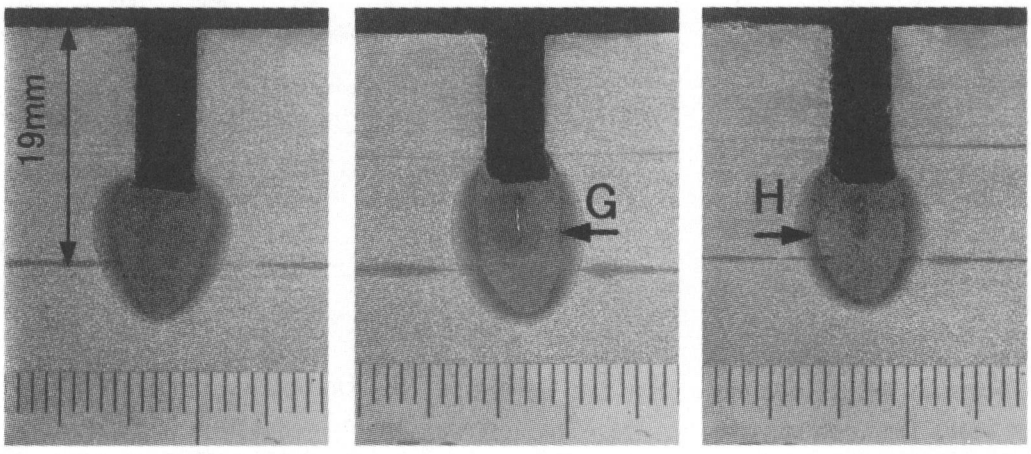
本章で提案した GMA 溶接プロセスシミュレータはワイヤ端位置や電流、電圧波形のシミュレーションに関して有効であることが明らかになった。そこで、電流波形とワイヤ送給速度の位相差を制御し、アーク入熱分布制御の可能性を溶込み形状変化から検討する。

1.2mm のワイヤを使用し前節の溶接条件を用いた。ここでは Fig. 5. 7 の結果に基づき、ピーク電流期間でのワイヤ端位置が特徴的な θ =-0.33π、0.05π、0.32π の 3 パターンについて調べた。また、同じ溶接条件でシミュレーションを行った結果を Fig. 5. 11 に、各溶接条件での溶込み形状を Fig. 5. 12 に示す。



(a) θ =−0.33 π　　(b) θ =0.05 π　　(c) θ =0.32 π

Fig. 5.11 Comparison between simulated and experimental results in case of two current pulses during single wire feed cycle (I−gap groove of width 5.0 mm , Welding speed 7.5 mm/s , Wire diameter 1.2 mm, CO_2 shielding gas) .



(a) θ =−0.33 π　　(b) θ =0.05 π　　(c) θ =0.32 π

Fig. 5. 12 Penetration shapes in synchronized control method (I−gap groove of width 5.0 mm , Welding speed 7.5 mm/s , Wire diameter 1.2 mm, CO_2 shielding gas) .

θ =-0.33π (Fig. 5. 11 (a))ではワイヤ端が開先底部に来る時にピーク電流となり(A 点)、ワイヤ端が最も上昇する付近でピーク電流となっている(B 点)。このためワイヤ端の振幅が最も大きくなり、開先底部と上部に熱が投与される。Fig. 5. 12 (a)に示す溶込み形状は逆三角形状となり開先上部の溶込み幅が広くなっている。θ =0.05π (Fig. 5. 11 (b)) ではワイヤ端が開先上部で停留する付近でピーク電流となり(C 点)、ワイヤ端が開先底部から上部に移動する途中でピーク電流となり(D 点)、ワイヤ端の振幅が最も小さい。溶込形状は Fig. 5. 12 (b) に示すように長方形状となり中央部がやや凹状になっている(G)。θ =0.32π (Fig. 5. 11 (c))ではワイヤ端が開先上部から底部に移動する途中 (E 点)と開先底部から上部に移動する途中(F 点)でそれぞれピーク電流となる。その結果、溶込み形状は中央部がふくれた形(H)になっている(Fig. 5. 12 (c))。

5. 4 高能率片面1パス溶接への位相制御プロセスの適用

GMA プロセスシミュレータにより位相差の変化に伴う溶込み形状変化の傾向を板厚 12mm の一層溶接について推定する。第 4 章では板厚 19mm の超狭開先 GMA 溶接プロセスについて検討したが、同じ条件で板厚 12mm の超狭開先(開先幅 5mm)を溶接すると、板厚に対する入熱量が大きくなり熱影響部が広くなる。このため、薄板化するためには開先幅をさらに狭め、同時に高速化による入熱の低減が必要となる。そこで、開先幅を 2.5mm、溶接速度 v=10mm/s とし、1.6mm ワイヤを使用した。

第 2 章でアークが開先壁とワイヤ先端で発生するときのアーク長を開先幅の 1/2 と定義したが、開先幅 2.5mm の超狭開先内ではアークによるガウジング幅は 2.5mm 以上になるためアーク長は必ずしも開先幅の 1/2 にはならない。そこで、開先内のアーク長を推定するために、開先幅 2.5mm の超狭開先内で下記の条件で溶接を行いアーク長の推定を行った。

パルス条件：t_P=0.1s、t_b=0.3s、V_P=43V、V_b=34V、

ワイヤ送給速度条件：v_{fav} =150mm/s、f_W =0.4s

電流 I と母材－チップ間電圧 V_{BC} を位相面上に示す。Fig. 5. 13 中の実線は電源のパルス設定電圧を、破線は第 4 章で求めた 1.6mm ワイヤの CO_2 アークの電流－電圧特性である。ピーク電流からベース電流に変化する時には動作点は A→C→B へと変化する。A はピーク電流時の動作点でアーク長が長く、B はベース電流時の動作点でアーク長が短い。ここで、ワイヤ突出し部の電圧降下 V_L を数ボルト以下と見なすと、A でのアーク長は 1～2mm の範囲にあると考えられる。開先壁とワイヤ先端でアークが生じるときのアーク長を $L_{a\text{-}eff}$ とする。そして、$L_{a\text{-}eff}$ =1.25mm、1.75mm、2mm と変化させてシミュレーションを行った結果を Fig. 5. 14 に示す。$L_{a\text{-}eff}$ =1.25mm ではアーク長が L_a=1.25mm と一定となりピーク時の電流値が 700A と実測値よりも大きくなった。$L_{a\text{-}eff}$ が大きくなるとピーク電流が低下し $L_{a\text{-}eff}$=2.0mm では 580A と実測値よりも小さくなる。 $L_{a\text{-}eff}$ =1.75mm の時のピーク電流値および電圧値と電流、電圧波形が実験結果と最も一致したため、$L_{a\text{-}eff}$=1.75mm をアーク長として採用する。

$L_{a\text{-}eff}$ =1.75mm として位相差を変えたときのワイヤ端位置の変化を Fig. 5. 15 に示す。位相差

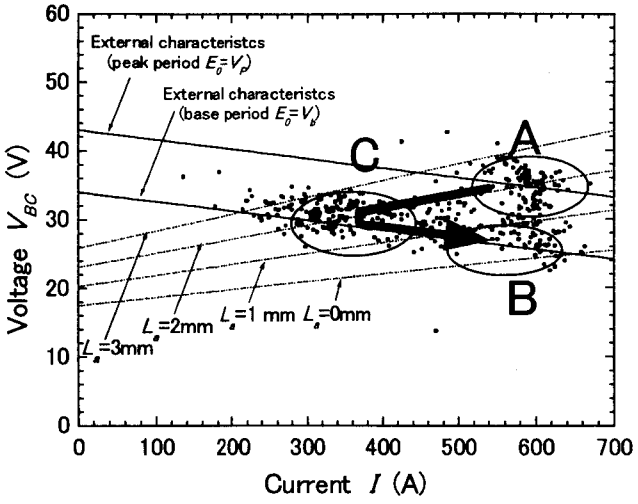


Fig. 5. 13 Current and voltage characteristics in 2.5mm I-gap groove GMA welding.

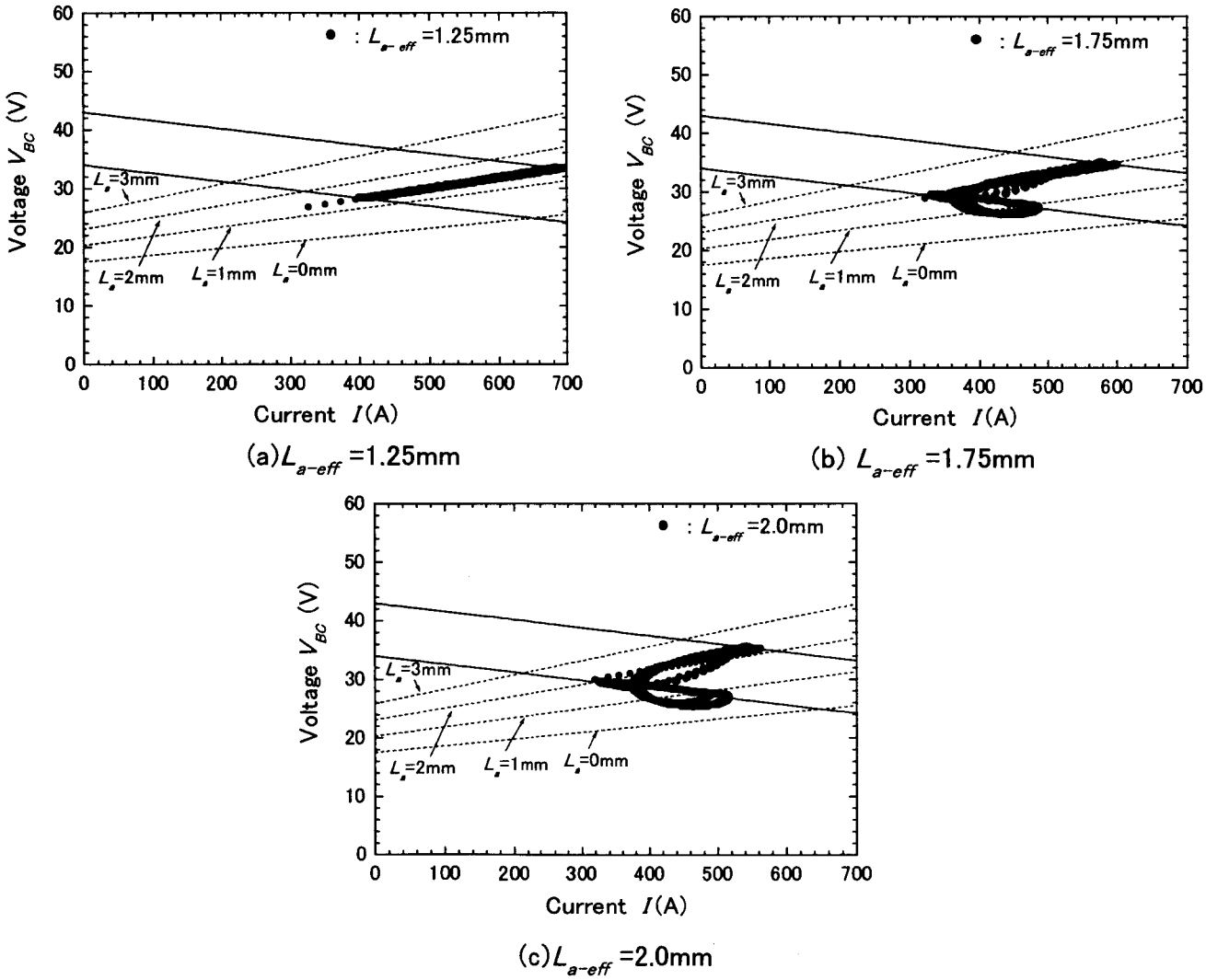


Fig. 5. 14 Estimation of arc length for 2.5mm I-gap groove.

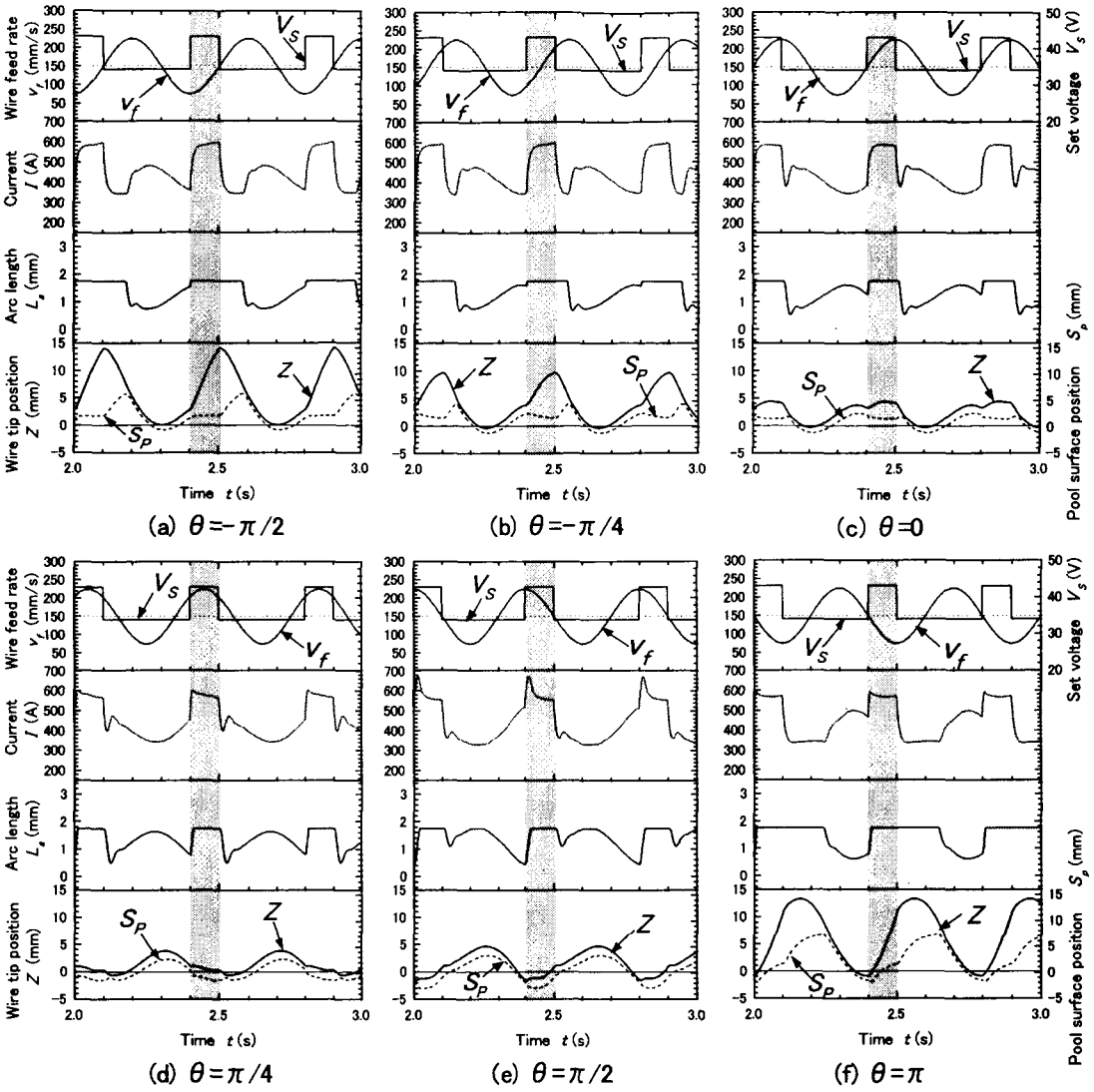


Fig. 5. 15 Simulated effect of phase shift on wire tip oscillation in case of single current pulse during single wire feed cycle for 2.5mm I-gap groove.
($L_{a\text{-}eff}$ =1.75mm, Wire diameter 1.6mm)

により振幅とワイヤ端位置の変化の様子が大きく異なっている。そこで典型的な例として、(a) ピーク電流時にワイヤ端が開先底部から上部に動く θ =-π/2、(b) ピーク電流時にワイヤ端が開先上部付近で停留する θ =0、(c) ピーク電流時にワイヤ端が開先底部に位置する θ =π/2 について開先幅 2.5mm の超狭開先溶接を行った。定電圧特性電源の外部特性の傾きを K_S=0.011(V/A)、溶接速度 v = 10mm/s とし溶接条件を以下に示す。

パルス条件　　：t_P=0.1s、t_b=0.3s、V_P=43V、V_b=34V

ワイヤ送給速度条件：v_{fav} =150mm/s、f_W=0.4s

継手断面を Fig. 5. 16 に示す。θ =-π/2 ではワイヤ端の振幅が大きく開先底部の入熱割合が少なくなり溶込みは逆三角形状となる。θ =0 ではピーク電流時のワイヤ端の移動範囲は板厚中央部から板表面付近であり板厚上部に電流×電圧で表されるアーク入熱が確保され鼓状の溶込み

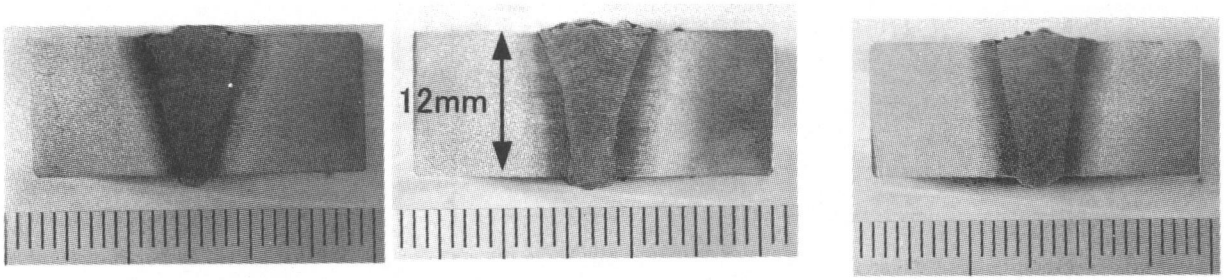


Fig. 5. 16 Effect of phase shift on penetration shape in synchronized control welding (I−gap groove of width 2.5 mm, Welding speed 10.0 mm/s, Wire diameter 1.6 mm, Shielding gas CO_2, I_{av} =400 −460A) .

形状が得られた。$\theta = \pi/2$ ではワイヤ端が開先底部に位置する時にピーク電流となり開先底部の入熱が大きくなり、ワイヤ端が最も上部に位置するときに電流が小さく入熱が減少するので溶込み形状は長方形状となっている。

以上のように電流波形との位相差を制御することにより、ワイヤ端挙動とピーク電流の投入位置からアーク入熱分布を推定し、それにより溶込み形状の傾向が推定できる。実際の溶接では溶滴が存在し、この溶滴の動きによりーク長は変化する。特に 1.6mm ワイヤでは溶滴はワイヤ径以上になるため超狭開先内でアークに対する影響が大きいと考えられる。また、短絡が多い場合には短絡電流によるワイヤの温度上昇の影響も大きくワイヤの温度分布に影響を与えるため、突出し長さが変化すると考えられる。これらの因子を検討することにより、より高精度なワイヤ端位置制御と溶込み形状制御が可能となる。

5. 5 結 言

パルス電流制御型超狭開先 GMA 溶接に、新たにワイヤ送給速度を制御因子として加えることにより、アーク入熱分布を効果的に変えることができる位相制御型超狭開先 GMA 溶接プロセスを提案した。GMA 溶接プロセスシミュレータを用いてワイヤ端位置挙動と電流波形をシミュレーションし、位相差制御によるアーク入熱分布制御の可能性を示した。さらに、位相制御型超狭開先 GMA 溶接システムにより溶込み形状制御の可能性を明らかにした。得られた結論を以下にまとめる。

(1)ワイヤ送給速度が変動するときのワイヤ突出し部の非定常熱伝導解析ができるように GMA プロセスシミュレータを拡張し、ワイヤ送給速度が変化する時の超狭開先内でのワイヤ端位置をシミュレーションできる GMA 溶接プロセスシミュレータを開発した。

(2)パルス電流制御型超狭開先 GMA 溶接に、新たにワイヤ送給速度を制御因子として加えることにより、アーク入熱分布を広範に変えることができる位相制御型超狭開先 GMA 溶接プロセスを(1)項で提案した GMA 溶接プロセスシミュレータから提案した。

(3)ワイヤ送給速度とパルス電流波形の間の位相差を設定し、ワイヤ送給速度を正弦波状に変えることができるGMA溶接システムを開発した。

(4)ワイヤ送給速度が正弦波状に変動する時の実験結果とシミュレーション結果を照合した結果、ワイヤ端位置、電流波形と電圧波形をシミュレーションすることが可能となり、GMA溶接プロセスシミュレータの有効性を明らかにした。

(5) GMA溶接プロセスシミュレータにより1周期のワイヤ送給速度変動に対して1パルス電流を加える方法と2パルス電流を加える方法を提案した。ワイヤ送給速度変動とパルス電流波形の位相差によりアーク入熱が多く投入される位置の制御が可能となり、2パルス電流を加える時の方がアーク入熱位置をより詳細に制御できることがわかった。

(6)位相差により溶込み形状を変えることができることを実証した。さらに、板厚12mmの超狭開先に対して高能率片面1パス溶接が可能となった。

第6章 シルードガス組成制御による溶接金属性能の向上

6.1. 緒 言

前章までに高能率・高速でかつ1パスで大きなのど厚が得られる超狭開先GMA溶接法を提案した。この溶接法では、溶融金属の過大な重力ヘッドに抗して開先底部（ルート部）の溶融を確保することが必要であり、大電流化による強力なアーク力を活用することが不可欠となる。しかし、大電流化することは熱影響部が広くなり継手性能が劣化する領域が広くなることを意味している。このため、継手性能を向上するためには、大電流化を抑制しながらアーク力を確保することが必要となる。

第2章で100%CO_2ガスをシールドガスとして用いたGMA溶接（以下CO_2アーク溶接と記す）はアーク力が強く埋れアークとなるため、安定したビード形成が可能であり、開先底部の溶融確保に対して有効であることを示した。しかし、酸化性（活性）シールドガス（O_2、CO_2）の割合が大きくなると、溶接金属中の酸素含有量が増加し溶接金属部の靭性や耐食性の低下が生じ易くなる[44-48]。このため、酸化性（活性）ガスの割合を低下させ、シールドガスのArに2～5% の微量のO_2ガスを混合したGMA溶接（以下MIG溶接と記す）が望まれる。

しかし、第2章で示したように超狭開先でMIG溶接を行うとアークの這い上がり現象が生じるため良好な溶接ができない。このように、一種類のシールドガスを用いたGMA溶接では種々の要求を満足した溶接を行うことに限界がある。

そこで、酸化性（活性）ガス量を低減したMIGアークと強いアーク力を示し超狭開先内で安定なCO_2アークを溶接中に交互に使い分けることにより、MIG溶接における利点とCO_2アーク溶接における利点を組合せた溶接プロセスの開発を検討した。

この溶接プロセスを実現するために、まず、シールドガス組成選択によるアーク特性制御の可能性を明らかにする。次に第4章で提案したGMA溶接プロセスシミュレータを用いて、シールドガス組成が変化する時のワイヤ端位置をミュレーションし、GMA溶接プロセスとしての可能性を検討する。そしてシールドガス組成を周期的に変化させたCO_2アークモードとMIGアークモードの周期的変換を可能とするGMA溶接装置を開発し、超狭開先内でCO_2ガスの実効添加量を低減した溶接継手の製作を試みるとともに、溶接金属の酸素濃度低減と靭性向上の効果を明らかにする。

6.2. GMA溶接におけるシールドガス組成制御

6.2.1 シールドガス組成変化とアーク挙動

一般にGMA溶接ではシールドガスの影響が大きく、アーク溶接現象として以下の挙動が知られている。

(1)MIG溶接の熱源では陰極点が広く分散し母材溶融が抑制され、陽極の溶滴移行はスプレ

一移行となる。このときプラズマジェットと溶滴移行方向とも安定集中しており、その結果としてフィンガー状の溶込みが得られる[24]。

(2) MAG（Ar+20%CO_2混合ガス）／CO_2アーク溶接の陰極点はMIGアークに比べて集中しやすい。また溶滴移行はグロビュール形となりワイヤ端で溶滴は変動しやすく、この変動と対応してアークやプラズマジェットの方向も変動する。特に、高濃度CO_2雰囲気の熱源では埋れアーク状態を安定に維持できアーク力が強い[23]。

(3)第2章で述べたように、狭隘な開先内ではCO_2アークはMIGアークよりも安定であり、溶融金属の過大な重力ヘッドに抗して開先底部に熱源を投与することが可能となる。

このようにGMA溶接ではシールドガスにより異なる溶接現象を示し、シールドガスを選択することにより、そのガス組成に対応したアーク現象を活用してきた。

本章では、まず、シールドガスの組成を制御することにより、アーク挙動を制御できることを明らかにし、シールドガス組成を制御したGMA溶接プロセスについて検討する。

6.2.2 シールドガス組成変化によるアーク挙動の制御原理

シールドガスによるアークの電流－電圧特性の相違を、アーク長がほぼ等しくなる条件で検討する。ここでは、CO_2アークとMIGアークについて電流(I)－電圧(V_{BC})位相面上の動作点を調べる。開先幅5mm、板厚19mmのI形開先において開先壁とワイヤ端の間でアークが発生する条件でCO_2アーク溶接とMIG溶接を行った。この時のアーク長は開先幅の1/2と考える。Fig. 6. 1に示す電流I－電圧（母材－チップ間電圧）V_{BC}の位相面上に、電源外部特性と溶接時の動作点をプロットした。定電圧電源の外部特性と母材－チップ間の負荷電圧との交点(A)がMIGアーク時の安定動作点で、交点(B)がCO_2アーク時の安定動作点である。ここで電流、電圧の測定値の平均値は電源の外部特性上にあるので、これを動作点と見なした。測定値はかなりばらついているが、これはアーク長の変動によるものと考えら

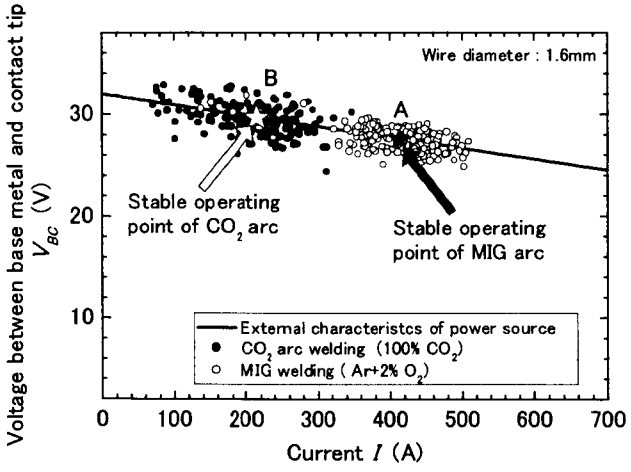


Fig. 6. 1 Stable operating points of CO_2 and MIG arcs in I-type groove.

れる。アーク長が同じであれば CO_2 アークの動作点は MIG アークの動作点よりも小電流側に存在することがわかる。

したがって、I 形超狭開先内でアーク長が大きく変化しなければ、シールドガスを MIG 系シールドガスから CO_2 ガスに変化させることにより、動作点を電源の外部特性に沿って MIG アークの動作点(A)から CO_2 アークの動作点(B)へと変えることができる。この時、電流の減少によりワイヤ溶融量が減少しワイヤの突出しが長くなり、Fig 6. 2 に示すようにワイヤ先端（アーク発生点）は開先底部に移動する。さらに、ワイヤ先端が開先底部へ移動した時点で、シールドガスを CO_2 ガスから MIG 系シールドガスへ戻すと動作点は(B)点から再び(A)点に向かって変化する。その結果、電流が増加しワイヤ溶融量が増え、Fig 6. 2 に示すように突出し長さが短くなりワイヤ先端は上昇する。

以上のことから、シールドガス組成転換により、動作点の位置を変えることができる。そして、動作点位置を制御することにより、開先内で電流やワイヤ先端位置（アーク発生点）の制御が可能になる。換言すればシールドガス組成制御によりワイヤ端の上下揺動型 GMA 溶接プロセスが可能となることを意味している。

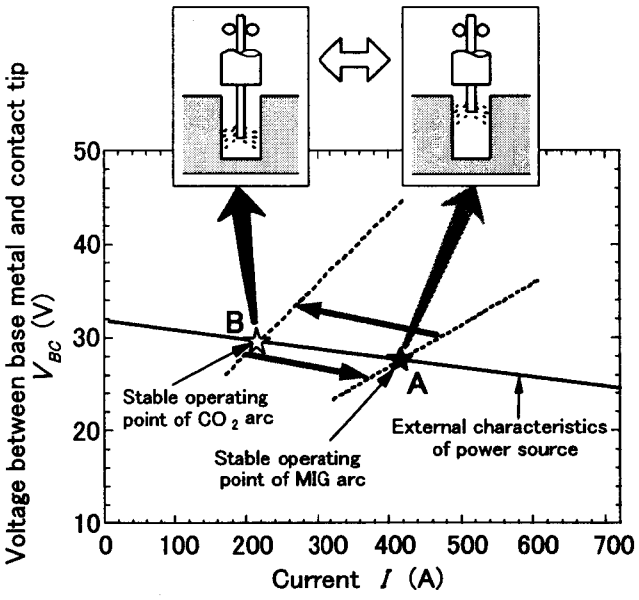
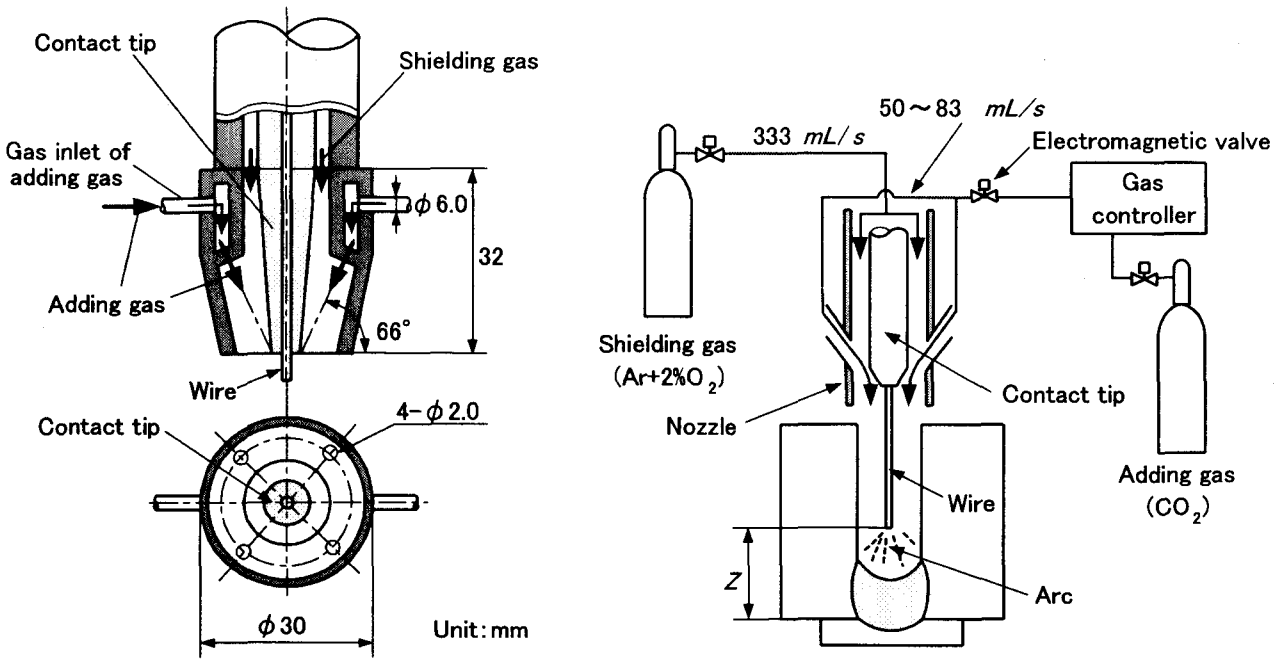


Fig. 6. 2 Principle of shielding gas composition control system in GMA welding.

6. 2. 3 シールドガス組成制御方法

シールドガスの組成を変化させるために、通常の状態で使用されるシールドガス中にシールドガスとアーク特性の異なるガスを周期的に添加する。Fig. 6. 3(a)に示すシールドガスノズルを作製した。このノズルは添加ガスを効果的にアーク領域に集めるため、4 方向から添加したガスがチップ先端付近で合流し、二重シールドノズルと同様な効果を発揮できる構造となっている。装置の全構成を Fig. 6. 3(b) に示す。ここでは、MIG 系シールドガス

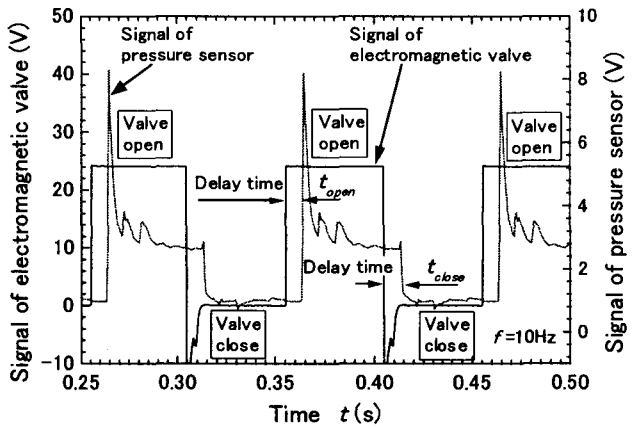


(a) Nozzle structure　　(b) Illustration of gas control system

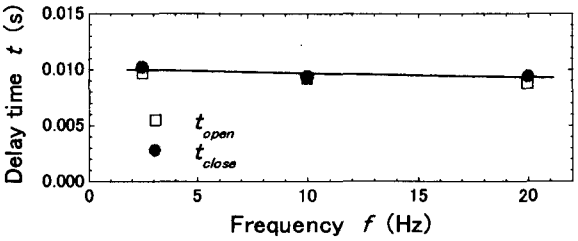
Fig. 6. 3 Shielding gas composition control system.

として 333mL/s の Ar＋2%O_2 を用い、添加ガスとして 50～83mL/s の CO_2 ガスを用いた。ガスの添加はトーチ近傍に設置した電磁弁によって制御した。

添加ガスの供給特性をコントローラの電磁弁の開閉信号と電磁弁の先に取り付けた圧力センサーの信号変化から調べた結果を Fig. 6. 4 に示す。Fig. 6. 4 (a)は、添加周波数が 10Hz の場合で、添加ガスの供給遅れ時間は電磁弁のレスポンスなどを含み 0.009～0.01s であった。このことから電磁弁の開閉周期に対応してアーク領域へガスを添加できることを示している。また Fig. 6. 4 (b) に示すように、開閉周波数による遅れ時間への影響は認められない。添加周波数が高周波（20Hz）になると添加ガスの圧力信号は矩形波からずれてくるが、10Hz までは添加ガスの圧力変化は矩形波状であり、周波数 10Hz



(a) Characteristics of gas control valve



(b) Delay time of gas control system

Fig. 6. 4 Characteristics of gas addition in gas control system.

までは添加ガスの供給特性を制御できる。

6．3 数値シミュレーションよるシールドガス組成制御時のアーク挙動

シールドガスを周期的に変えた時のワイヤ先端の位置変化を第4章で提案したGMA溶接プロセス数値シミュレータにより解析し、前節における制御原理の可能性をV形超狭開先で検証する。ここでは、添加ガスが安定に供給できる 10Hz 以下の現象を扱うので、第 3 章で提案したワイヤの溶融に関する非定常性を考慮した。

6．3．1 アーク特性

数値シミュレーションの実行にあたって、アークの電流－電圧特性が必要となる。本節では第4章で用いた手法により 1.2mm ワイヤについてMIGアーク特性を求めた結果を以下に示す。ここで、V_aはアーク電圧(V)、Iは電流(A)、L_a (mm)はアーク長である。

$$V_a = 19.9 + 0.000754 \cdot I + (0.393 + 0.00191 \cdot I) \times L_a \qquad (6 - 1)$$

なお、CO_2アーク特性は第 4 章の(4－4)式に示している。以下、これらの式を用いて数値シミュレーションを実行する。

6．3．2 ワイヤ端挙動シミュレーション

シールドガス組成を周期的に変えた場合のワイヤ端挙動を調べる。このときシールドガスはMIG系ガス(Ar+2%O_2)を、添加ガスとしてCO_2ガスを用いた。数値計算は開先角度 30 度のV形超狭開先継手を対象にして実行した。開先面にアークが発生する場合は、Fig. 6. 5 に示すようにワイヤ先端からの最短距離をアーク長と仮定した。また、この距離がワイヤ先端とその直下の溶融池面の距離より長くなる場合には、アーク長は同図に示すように溶

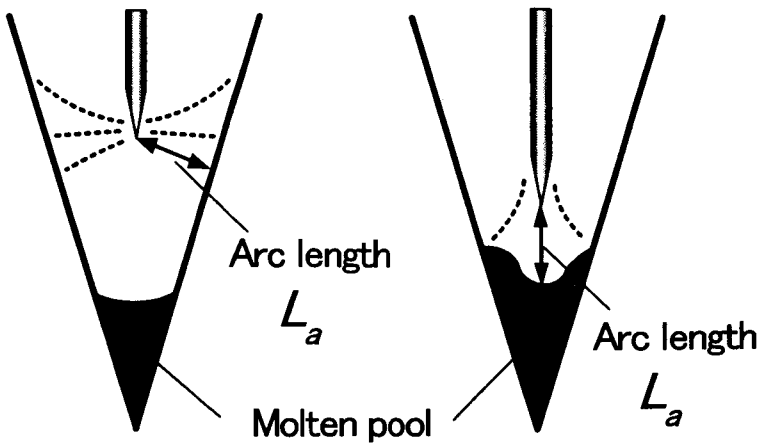


Fig. 6. 5 Definition of arc length in V-type groove.

融池面との距離とした。CO_2 ガスを添加した場合には、瞬時に添加ガスがアーク領域を満たすものとして扱い、添加を止めた場合には瞬時に添加前のシールドガス雰囲気に戻るものと仮定する。さらにガス種による溶滴移行形態の相違については無視する。

数値シミュレーションにおける電気回路を Fig. 6. 6 に示す。なお、電源の無負荷電圧 E_0 を 32V、外部特性の傾き K_S は 0.011V/A(図中の R_c と L_c を考慮した時のトーチ－母材間での外部特性では-0.014V/A になる)である。

数値シミュレーション結果を Fig. 6. 7 に示す。シールドガスが MIG 系シールドガスから CO_2 ガスへ切り替る時 (A 点)から、ほぼ瞬時に電流が急減し、ワイヤ端が開先底部へ下降し始めている。その後、電流が増加しても、ワイヤ端の下降が続いている。CO_2 ガス添加を中止して MIG 系シールドガスへ変わる時 (B 点)から、

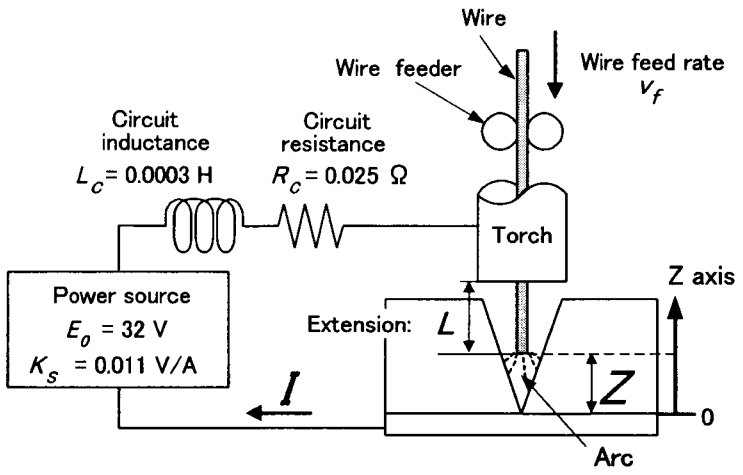


Fig. 6. 6 Equivalent electric circuit in GMA welding system.

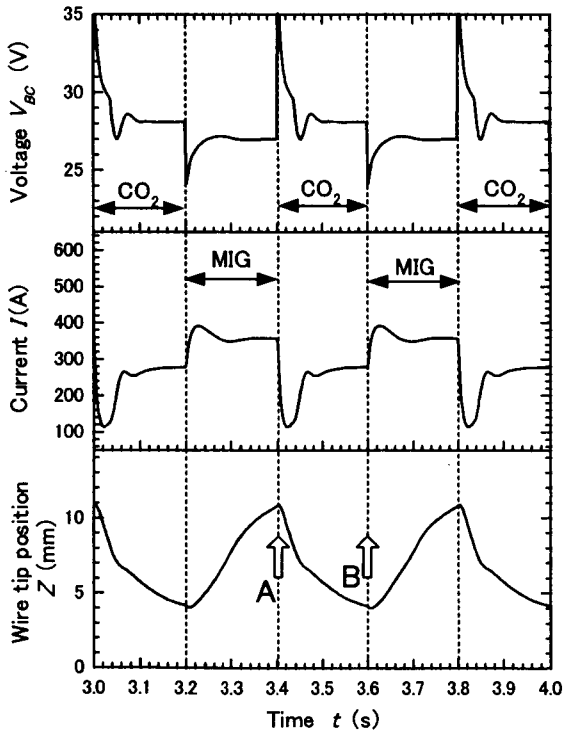


Fig. 6. 7 Numerical simulation results in V-type groove with bevel angle of 30 degree (Wire diameter 1.2mm, Wire feed rate v_f =163mm/s, Gas alternation frequency f = 2.5Hz).

電流が急増しワイヤ端が上昇し始める。その後、電流は減少し一定値となるが、ワイヤ端の上昇が続いている。以後これらを繰り返すことになる。このようにV形超狭開先において、ガス組成の変化に伴い電流がパルス状に変化し、ワイヤ端の上下揺動振幅として8mm程度が得られると推定される。

6．4 シールドガス組成制御によるGMA溶接

6．4．1 アーク挙動の観察

同一アーク長でアーク電圧の差の大きいMIG系ガス(Ar+2%O_2) とCO_2ガスをそれぞれシールドガスと添加ガスとし、Fig. 6. 3に示す添加ガスを間欠的に与えることができるトーチとガスコントローラを用いた。1.2mm径のワイヤを用いて開先角度30度のV形超狭開先内で溶接速度 7.5mm/s で溶接を行った。なお、電源特性は、数値シミュレーション時と同じである。

V形超狭開先内でのワイヤ溶融挙動を高速ビデオカメラ(撮影速度 : 2250 コマ/s)で撮影し、得られた画像に対応した瞬時電流値、電圧、ワイヤ送給速度も同時に記録した。

Fig. 6. 8はCO_2ガスの添加の時間 0.2s、CO_2の添加休止時間 (Ar＋2%O_2雰囲気時) 0.2sの添加周波数 2.5Hz でのアーク挙動を調べた結果である。MIG系シールドガス雰囲気の時

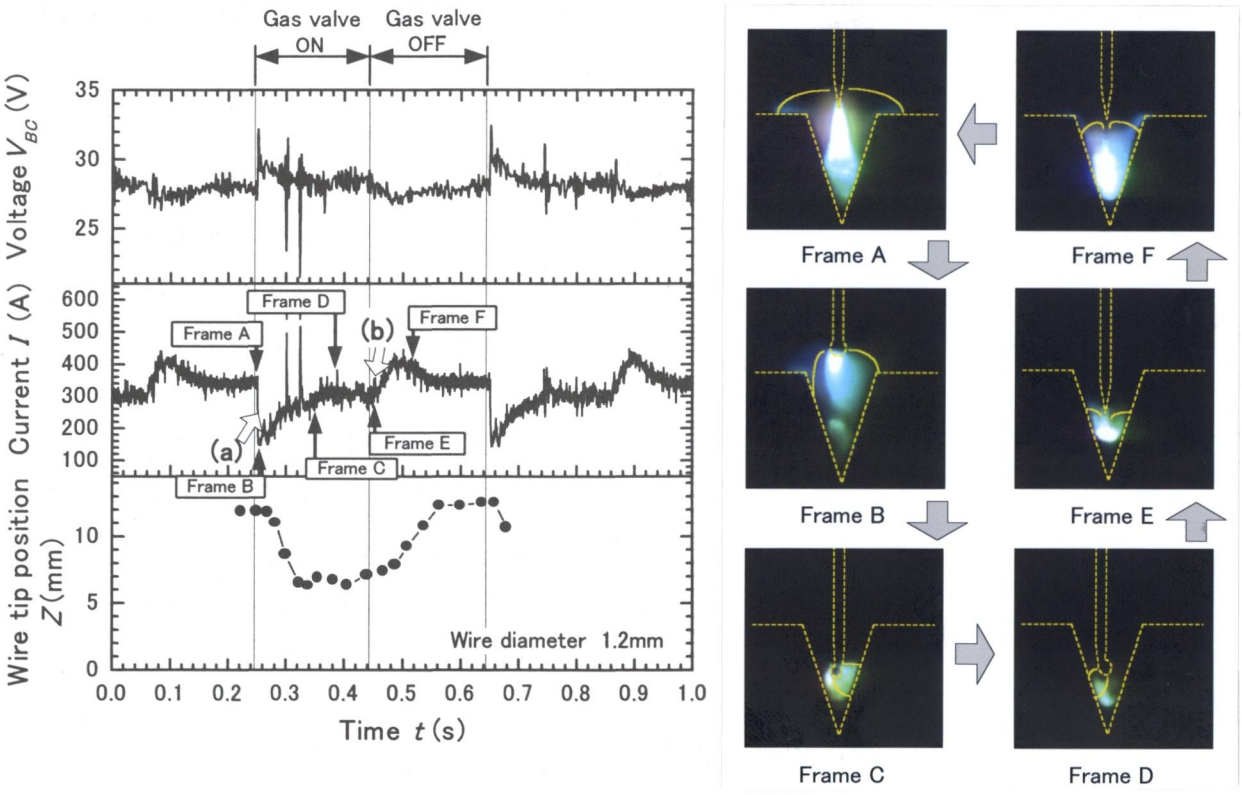


Fig. 6. 8 Experimental results in V-type groove with bevel angle of 30 degree.
(Wire feed rate v_f =163mm/s, Gas alternation frequency f = 2.5Hz)

(Frame A)にはワイヤ先端は開先上部にあり、スプレー移行形態を示している。CO_2ガス添加バルブ開放後 0.01s 後((a)点、Frame B)から電流が減少し始める。このとき CO_2 ガスの影響を反映し、溶滴はグロビュール移行へ変化する。このバルブ解放後の遅れ時間は 6.2.3 項で示したガス添加装置の持つ添加遅れ時間であり、電流の減少開始時にアーク領域へ CO_2 が添加されたことになる。その後の電流の減少は非常に急峻である。CO_2ガス添加中(Frame C、D)では、最初に電流が急減した後に増加し始め、CO_2アークの強いアーク力を保持しながらワイヤ端は降下し続けていることがわかる。また Frame C ではアークは右側の開先壁に生じ、溶滴はアーク力の反発力によりアークの反対側に移動している。Frame D では、溶滴と左側の開先壁の距離が近くなりアークは左側の開先壁側に生じ、溶滴はアークの反対側に移動している。CO_2ガス添加中ではアークは左右の開先壁に同じ頻度で生じ、約 20Hz 程度の頻度で変動している。このために開先壁の両側を均等に溶融する結果になっている。CO_2ガス添加バルブを閉じた 0.01s 後((b) 点、Frame E)に、アークはスプレー移行となり、開先底部にプラズマジェットにより集中的に熱が投与される。そして電流は急増する。その後は Frame F に示すように MIG 系アークの特徴である陰極点が開先面に広く分散しながらワイヤ先端は上昇を始め Frame A の状態に戻る。以後、V 形超狭開先でこれらの挙動を繰り返しながら溶接が進行する。

以上、ガス組成制御 GMA 溶接プロセスにおいてアークを開先内で上下揺動制御できることがわかり、またガス添加/休止直後において溶滴移行はほぼ瞬時にその時のガス種に対応した移行形態へ遷移している。

6. 4. 2 アーク挙動と数値シミュレーションの結果の照合

Fig. 6. 9 に電流変化とワイヤ端位置変化のシミュレーション結果と実験結果を併せて示す。ここで、溶接条件は前節と同じ条件である。Fig. 6. 9 (a)は添加周波数 2.5Hz の場合で、(b)は 10Hz の結果を示した。ここでの実験結果はガス添加装置に関連したガス添加の遅れ時間 0.01s を補正し、ガスがアークへ添加された時間を数値計算結果と合わせて示した。2.5Hz においては明確ではないが、10Hz での電流変化過程の特徴は CO_2ガス添加を休止した直後から電流値が極大値に達するまでの時間が、ガス添加時に電流が極小値に達する時間より長くなる点である。2.5Hz 時の実験においてもこの傾向は認められる。定量的に時間的な変化に実験と計算結果に差異はあるものの、定性的な電流変化過程の特徴を計算結果は良く表している。また、CO_2 ガス添加時のワイヤ先端挙動において実験値は開先底部から上方側にシフトしている。これは、添加ガス時にアーク領域が 100% CO_2ガスと仮定したためで、実際には Ar も混合された状態にあるものと考えられる。

しかし、2.5Hz、10Hz の場合とも電流やワイヤ端挙動については数値シミュレーション結果と実験結果は定性的には良い一致を示した。添加ガス供給の遅れやバルブが開くときの瞬間的な圧力上昇やガス流方向変化などさまざまな因子を考慮すると、計算結果とアー

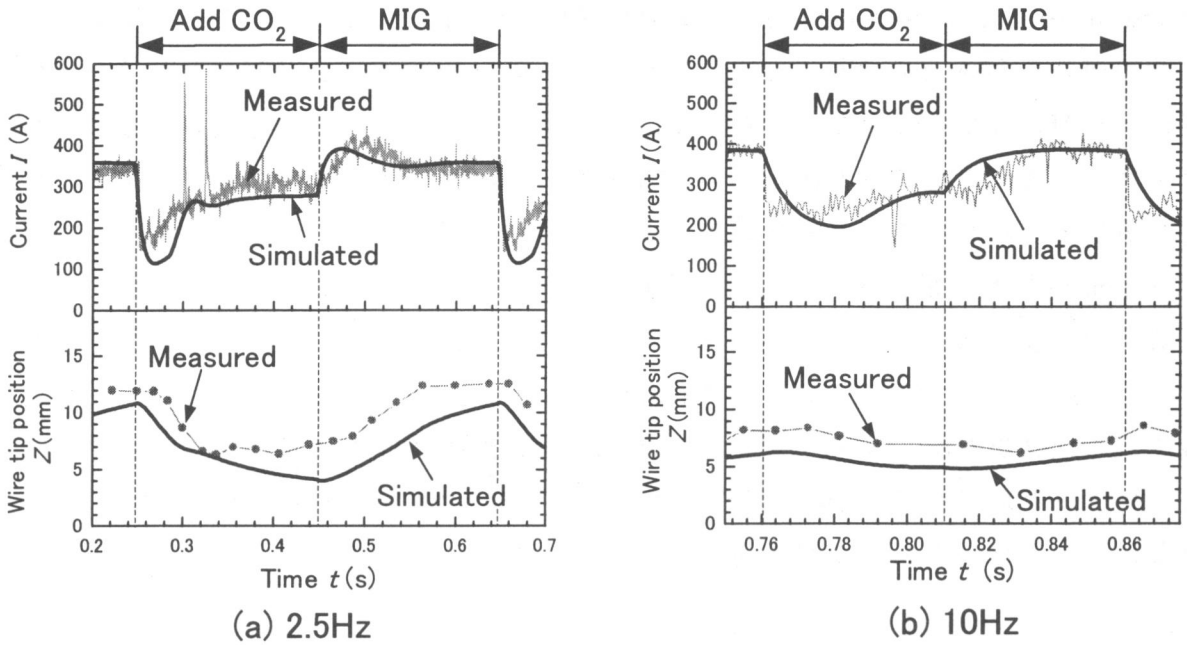


Fig. 6. 9 Comparison between simulated and experimental results

ク特性の差を近似解として満足できる結果が得られた。

6. 4. 3 シールドガス組成制御による溶接結果

前章までに提案したパルス電流によるアーク熱分布制御プロセスでは CO_2 アーク溶接を主としてきた。この場合、ピーク時には電流、電圧とも高くなる。しかし本プロセスでは、原理的にも、また Fig. 6. 7 に示すように MIG 系ガス雰囲気の大電流時に電圧が低下する特徴があり、電流×電圧で表されるアーク入熱の低減化がさらに図り得ることがわかる。

典型例としてワイヤ径 1.6mm と 1.2mm についてガス組成を制御した溶接による溶込み断

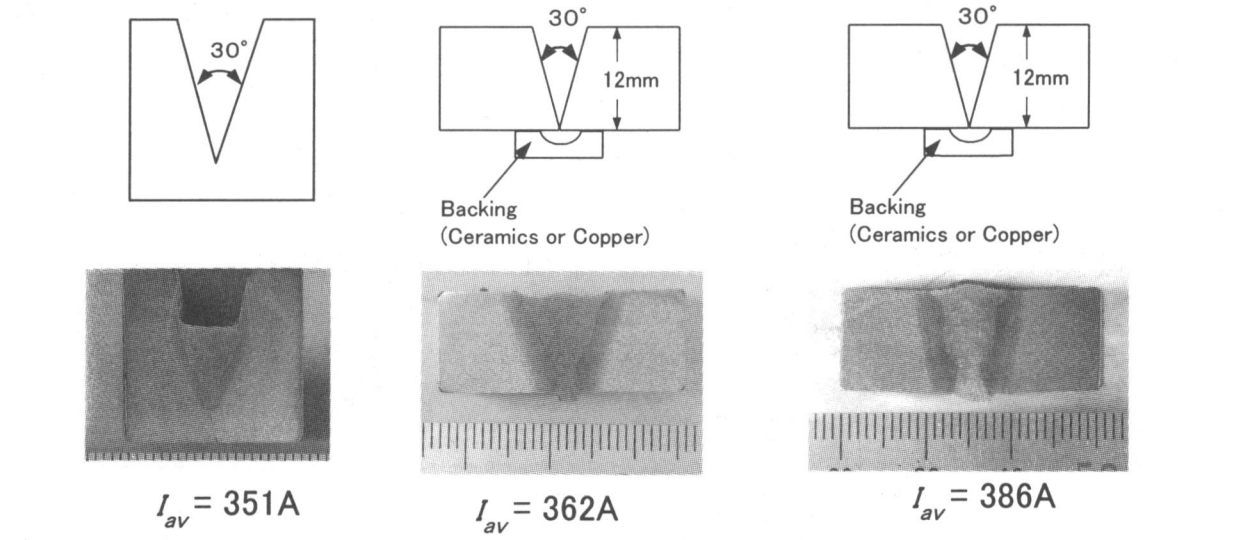


Fig. 6. 10 Penetrations in V-type groove joints with bevel angle of 30 degree.

面を Fig. 6. 10 に示す。同図(a)の 30 度 V 開先底部では MIG 溶接で見られる典型的なフィンガー状の溶込みが確認できた。さらに、開先壁の両側も均等に溶融し、かつ母材溶融を最低限にした溶込みが得られた。また、(b)はセラミックスバッキングを用いて裏波溶接を行った場合である。この場合も(a)と同様に開先壁の両側を均等に溶融し母材溶融も最低限となった溶込みが得られた。この結果からシールドガス組成制御により 1,500J/mm 以下の入熱で 12mm 厚程度の鋼板を 1 パス片面溶接でき、かつ母材溶融域を最小化して希釈を低減した溶接が可能である。

さらに、1.2mm 径についてワイヤで添加ガスに 50%He-50%CO_2 を用いて(b)と同様に裏波溶接を行った結果が(c)である。ここでは添加ガスの酸素濃度を低減させる目的で、CO_2 ガスよりもアーク電圧が高い He を混合した。その結果、安定した溶接継手が得られており、この条件での溶接は次節での溶接金属の靭性評価で利用した。

6. 5 シールドガス組成制御型GMA溶接による溶接金属の酸素量抑制と靭性向上

CO_2 アーク溶接では溶接金属に多量の酸素が吸収され靭性が低下することが知られている [44-48]。そこで本節では、シールド組成制御による溶接金属中の酸素濃度の低減効果を明らかにする。

シールドガスには前節までと同様 MIG 系シールドガス(Ar＋2%O_2)を用いた。添加ガスには CO_2 ガスを用いるが、さらに酸化性ガス成分を減少させるために、Ar よりも電離電圧の高い He を CO_2 に混合して添加ガスとして用いた。なお、溶接ワイヤには 490MPa 級鋼用 YGW15 (JIS Z 3312)（ワイヤ径:1.2mm）を使用した。

ガス添加条件は前章までと同様周波数 2.5Hz（添加時間 0.2s、休止時間 0.2s）で、添加ガス流量は 83mL/s とした。シールドガス中の CO_2 濃度は、Ar＋2%O_2 ガス流量 333mL/s と合算し時間平均したもので表示する。提案溶接法での添加ガスが 100%CO_2 組成の場合では、シールドガス中の CO_2 濃度は 20vol%となる。

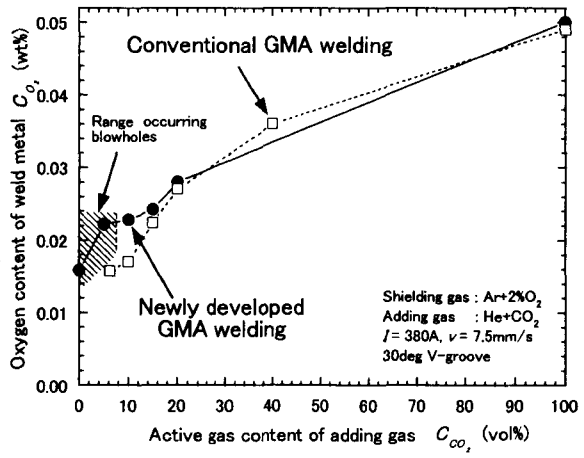


Fig. 6. 11 Reduction of oxygen content of weld metal in newly developed GMA welding process.

Fig. 6. 11 は、添加ガスの CO_2 濃度を変えて溶接を行い、溶接金属の酸素量を不活性ガス搬送融解赤外線吸収法で測定した結果(●印)である。なお、CO_2 アーク溶接(CO_2 濃度 100vol%)では溶接金属の酸素濃度は 0.05wt%となる。添加ガスの CO_2 濃度を He を混合することにより低減すると酸素濃度も減少するが、CO_2 濃度が 5vol%以下(添加ガスの 75%以上の He 組成に対応)ではブローホールが発生する。比較のために通常の GMA 溶接でシールドガス組成を種々に変化した結果(□印)も示したが、ほぼ同等の結果であった。

これらの継手に対して試験温度-20℃(JIS Z3312)でのシャルピー衝撃試験を行った結果を Fig. 6. 12 に示す。CO_2 濃度 100vol%(酸素濃度 0.05Wt%)では 70J、20vol%(酸素濃度 0.028Wt%)で 100J、10vol%(酸素濃度 0.025Wt%)で 115J の衝撃値が得られた。

以上の提案した溶接法によって、V 形超狭開先で CO_2 溶接と同等の溶込み安定性を確保しながら、溶接金属は MIG 溶接と同等の靭性を得ることが実証できた。

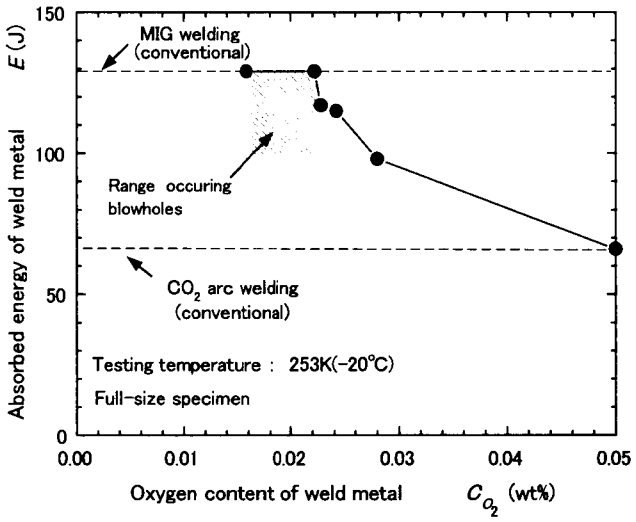


Fig. 6. 12 Improvement of toughness of weld metal in newly developed GMA welding process.

6. 6 結 言

シールドガス組成を制御することにより、シールドガス特有なアーク特性を組合せた溶接が可能となることを明らかにした。強いアーク力により超狭開先内の底部溶融に有効な CO_2 アークと溶接金属の靭性の良好な MIG アークを周期的に繰り返すことにより、酸化性(活性)ガス濃度を低減し、溶接部の特性向上を図りながら超狭開先内でも安定な溶接が可能な GMA プロセスを提案した。以下に得られた結果を要約する。

(1)アーク長が大きく変化しない 5mm 幅の I 形超狭開先において、MIG 系ガス(Ar＋2%O_2) シールドアークと 100%CO_2 ガスシールドアークとでは動作点が MIG 系ガス(Ar＋2%O_2) シールドアークでは大電流側に、100%CO_2 ガスシールドアークでは小電流側に存在する。

シールドガスをMIG系シールドガスからCO_2シールドガスへ変化させると動作点が変化して電流が減少し、MIG系シールドガスへ戻すと電流が増加する。シールドガスの組成を周期的に変化させ動作点を制御することによりパルス状に電流を制御してワイヤ端を上下揺動できるGMA溶接プロセスを提案した。

(2)30度V形超狭開先を対象として、シールドガス組成が周期的に瞬時に変化する場合を、第4章で提案したGMAプロセスシミュレータにより解析した。シールドガス組成変化により電流をパルス状に変化させワイヤ先端を開先内で上下に揺動できることを明らかにした。

(3)MIG系シールドガス(Ar+2%O_2)中へのCO_2ガスの局部添加と添加休止によって、アークのガス雰囲気を瞬時に切り替えられる溶接トーチを開発した。

(4) 30度V形超狭開先でシールドガス組成を周期的に変化させて溶接すると、CO_2ガス添加時には溶滴はグロビュール移行となり、ワイヤ端(アーク)は開先底部へ潜行する。添加を休止すると溶滴はスプレー移行となり、陰極点が広く分散しながらワイヤ端は開先表面へ移動する。ワイヤ端位置挙動や電流変化は数値シミュレーション結果と比較的良い一致を示し、ガス組成制御GMA溶接プロセスのシミュレーションが可能になった。

(5)板厚12mmの30度V形超狭開先のガス組成制御GMA溶接で、母材溶融を抑制しながら1,500J/mm以下の小入熱で片面1パスの高能率溶接ができることを示した。

(6)CO_2ガスの周期的添加によりCO_2アーク溶接なみに開先底部を安定溶融しながら、溶接金属中の酸素濃度をMIG溶接なみに低減できることを明らかにした。その結果、MIG溶接とほぼ同レベルのシャルピー衝撃値が得られ、溶接金属の靭性を向上できることを実証した。

第7章 総 括

本研究は、超狭開先を対象として低周波パルスによる開先内でのワイヤ先端挙動に着目し、超狭開先内のGMAアーク挙動をシミュレーションできるGMAプロセスシミュレータを提案し、これを用いて超狭開先内におけるアーク不安定や溶融不安定の解決を図り、アーク熱を板厚方向に適正に分布制御するための手法を開発することを目的として行った。そして、超狭開先内でのアーク入熱分布制御と超狭開先内での安定な溶接を可能とするGMA溶接プロセスを開発した。

第1章では、緒論として本研究を行う背景と必要性、ならびに本研究遂行の方針を述べた。

第2章では、GMA溶接シミュレーションモデルを構築するため、開先幅の狭隘化に伴うアーク溶接現象の特徴を調べた。狭隘開先内でのアークの不安定性と溶け込み特性を検討し、開先幅5mm以下の超狭開先内でGMA溶接を行う上での問題点を明らかにした。それに基づいてパルス電流による解決の可能性を示した。以下に得られた結果を要約する。

(1)狭隘な開先内においてMIG溶接やMAG溶接では電極－開先壁間でアークが発生するとアーク不安定が生じてアークを開先内で安定に保持することが困難となる。しかし、CO_2アーク溶接では開先底部で安定にアークを保持できる。

(2)アーク力による開先底部での掘り下げ作用を、CO_2埋れアーク溶接におけるアーク力と重力ヘッドの関係から明らかにし、開先底部の溶融を確保するための溶接条件を求めた。さらに、開先底部の溶込みを確保し入熱量を最小にできる溶接条件範囲を明らかにし、この条件範囲の有効性を開先幅5mmの超狭開先溶接から示した。

(3)開先底部の溶融確保を可能とする上記の溶接可能条件領域では表面ビード形状は凸状になる。ワイヤ端を開先底部に保持するだけでは不十分で、アーク熱を開先上部に分散させることが必要であることが判明した。

(4)凹状の良好な表面ビード形状と開先底部の溶融を確保する方法について検討した。パルス電流によりワイヤ先端位置を上下揺動させると、開先底部での入熱が確保され、同時に開先上部にもアーク入熱が分散され表面ビード形状を凹状にできることを見いだし、ワイヤ先端位置の上下揺動プロセスによる超狭開先GMA溶接の可能性を示した。

以上、超狭開先内でのアーク現象から超狭開先内におけるGMA溶接の問題点を明らかにし、超狭開先GMA溶接ではワイヤ端位置を積極的に制御すること、すなわち、突出し長さを制御することが必要であることを示した。

第3章では、低周波パルス電流を用いたときのGMA溶接におけるワイヤ突出し長さの非定常溶融挙動を一次元非定常熱伝導モデルにより解析を行った。ここでは、ワイヤの溶融挙動を解析する上で重要となるアークによる溶融の等価電圧ϕと溶滴の過熱温度ΔTと電流の関係を求め、低周波パルス電流条件下でのワイヤの非定常溶融挙動を明らかにした。以下に得られた結果を要約する。

(1)GMA 溶接のワイヤ突出し長さを解析するため、非定常状態でのワイヤ溶融を扱うことのできる一次元熱伝導 FDM による数値解析法を提案した。

(2)一次元熱伝導解析と溶接実験による突出し長さ計測から、各種電流におけるアークによる溶融の等価電圧 ϕ と溶滴の過熱温度 ΔT の関係を明らかにした。これにより ϕ や ΔT の個々の値を求めることなくワイヤ溶融挙動の数値解析を可能にした。また、MIG、MAG、CO_2 溶接の各種雰囲気における $\phi - \Delta T$ 関係を明らかにし、パルス溶接時のワイヤ溶融挙動解析の定量性を高めることができた。

(3)数 Hz の低周波パルスアーク溶接時では、ピーク電流からベース電流に遷移するときにワイヤ突出し長さの時間変化に遅れが生じる。これはワイヤ突出し部における温度分布の過渡状態変化によることを数値シミュレーションから明らかにした

(4)低周波パルスアーク溶接の一次元非定常熱伝導解析による突出し長さの計算結果は、高速度カメラによる突出し長さの測定結果と良い一致を示し、現象の非定常性を明確にした。

以上、数 Hz の低周波パルス溶接条件では、従来から行われている定常的な扱いではワイヤの突出し長さ変化を評価できないことを明らかにし、ワイヤの非定常溶融挙動を考慮した GMA 溶接プロセスを検討する必要があることを明らかにした。

第4章では、第 3 章で求めたワイヤの非定常溶融モデルを基にして、第 2 章で検討した開先内での溶融金属の重力ヘッド、開先内でのアーク特性および GMA 溶接の電気回路を考慮した GMA 溶接プロセスシミュレータを開発した。この GMA 溶接プロセスシミュレータにより超狭開先 GMA 溶接の適正溶接条件の選定手順を示し、安定なアーク挙動と溶込みを確保できる適正溶接条件を明らかにした。以下に得られた結果を要約する。

(1)第 3 章で提案したワイヤの非定常溶融モデルに基づいて超狭開先内での GMA 溶接プロセスをモデル化したシミュレーションを提案した。

(2)電流、電圧やワイヤ端位置、開先底部の溶込み深さについてのシミュレーション結果は実験結果と良く一致し、GMA 溶接プロセスシミュレータの有効性を示した。

(3) GMA 溶接プロセスシミュレータを用いて超狭開先 GMA 溶接の適正溶接条件を選定するための手順を提案した。この手順に沿って開先幅 5mm の超狭開先に対して適正溶接条件の探索が可能となり、本プロセスの有効性を実証できた。GMA 溶接プロセスシミュレータにより実際に溶接を行うことなくパルス条件などの複雑に関係し合った溶接パラメータの設定が可能となり、GMA 溶接プロセスに対するシミュレーションの有効性を明らかにした。

以上、超狭開先内の非定常挙動を考慮した GMA 溶接プロセスシミュレータにより超狭開先内のアーク溶接挙動のシミュレーションが可能となった。パルス電流によりワイヤの突出し長さ制御を行い開先内でのアーク入熱分布を制御するパルス電流御型超狭開先 GMA 溶接プロセスを提案した。さらに、GMA 溶接プロセスシミュレータにより適正な溶接条件

の選定が可能であることを明らかにした。

第5章では、第4章で提案したパルス電流制御型超狭開先GMA溶接に、新たにワイヤ送給速度を制御因子として加えることにより、アーク入熱分布を効果的に変えることができる位相制御型超狭開先GMA溶接プロセスを提案した。ワイヤ端位置挙動と電流波形のシミュレーション結果から位相差制御による入熱分布制御の可能性を示し、超狭開先溶接実験により溶込み形状制御の可能性を明らかにした。得られた結論を以下にまとめる。

(1)ワイヤ送給速度が変動する時のワイヤ突出し部の非定常熱伝導解析を行うためにGMAプロセスシミュレータを拡張し、超狭開先内でのワイヤ端位置をシミュレーションできるGMA溶接プロセスシミュレータを開発した。

(2)パルス電流制御型超狭開先GMA溶接に、新たにワイヤ送給速度を制御因子として加えることにより、アーク入熱分布を広範に変えることが可能な位相制御型超狭開先GMA溶接プロセスを(1)項で提案したGMA溶接プロセスシミュレータから提案した。ワイヤ送給速度変動とパルス電流波形の位相差によりアーク入熱が多く投入される位置の推定が可能となった、1周期のワイヤ送給速度変動に対して2パルス電流を加える方法を提案した。

(3)ワイヤ送給速度が正弦波状に変動する時の実験結果とシミュレーション結果を照合し、ワイヤ送給速度変化に伴うワイヤ端位置、電流波形と電圧波形をシミュレーションできることを明らかにした。

(4)位相差により溶込み形状を変えることができることを実証した。さらに、板厚12mmの超狭開先に対して高能率片面1パス溶接が可能となった。

以上、アーク入熱分布と溶込み形状を効率よく制御する位相制御形GMA溶接プロセスを実証し、アーク熱を板厚方向に適正に分布制御できるGMA溶接プロセスを開発した。

第6章では、シールドガス組成を制御することにより、シールドガスに特有なアーク特性を制御して溶接が可能となることを明らかにした。強いアーク力により超狭開先底部の溶融に有効なCO_2アークと溶接金属の靭性の良好なMIGアークを周期的に繰り返すことにより、酸化性(活性)ガス濃度を低減し、溶接部の特性向上を図りながら超狭開先内でも安定な溶接が可能なGMAプロセスを第4章で開発したGMAプロセスシミュレータを用いて提案した。以下に得られた結果を要約する。

(1)アーク長が大きく変化しない超狭開先において、シールドガスのみをMIG系シールドガスからCO_2シールドガスへ変えると動作点を各シールドガスに応じた動作点へ変えることができる。シールドガスの組成を周期的に変化させることにより、動作点位置を周期的に変化させ、電流をパルス状に制御できるGMA溶接プロセスを提案した。

(2)30度V形超狭開先を対象として、シールドガス組成が周期的に瞬時に変化した場合を第4章で提案したGMAプロセスシミュレータにより解析した。シールドガス組成変化により電流をパルス状に変化させ、ワイヤ先端を開先内で上下揺動できることを明らかにし

た。

(3))30 度 V 形超狭開先でシールドガス組成を周期的に変化させて溶接すると、CO_2 ガス添加時には溶滴はグロビュール移行となり、ワイヤ端（アーク）は開先底部へ潜行する。添加を休止すると溶滴はスプレー移行となり、陰極点が広く分散しながらワイヤ端は開先表面へ移動する。このワイヤ端位置挙動や電流変化は、数値シミュレーション結果と良い一致を示し、ガス組成制御 GMA 溶接プロセスのシミュレーションが可能になった。

(4)CO_2 ガスの周期的添加により CO_2 アーク溶接と同等の開先底部の安定溶融を確保し、かつ溶接金属中の酸素濃度を MIG 溶接と同等に低減できることを明らかにした。その結果、MIG 溶接とほぼ同レベルのシャルピー衝撃値が得られ、溶接金属の靭性が向上することを実証した。

以上、本研究において超開先内の GMA 溶接挙動をシミュレーションできる GMA 溶接プロセスシミュレータを提案し、超狭開先内での GMA 溶接実験によりその有効性を実証した。超狭開先内の非定常状態を考慮したアーク溶接挙動解析から適正溶接条件選定と新溶接プロセス開発のための指針を与えた。

本研究では超狭開先内でのアーク溶接挙動を扱うことができ GMA プロセスシミュレータを提案した。開先内の溶融金属の形状や熱挙動などを考慮して、継手全体のアーク溶接挙動を扱えるようにシミュレータを高精度化することが次の課題であろう。

謝　辞

本論文は大阪大学接合科学研究所接合機構研究部門教授　松縄朗博士の懇切なご指導とご鞭撻により完成し得たもので、謹んで深甚なる謝辞を表します。

また、本論文をまとめるに当たり有益な御討論と御指導、御教示を賜りました大阪大学大学院工学研究科知能・機能創成工学専攻教授　黄地尚義博士、同大学大学院工学研究科知能・機能創成工学専攻助教授　平田好則博士に謹んで深甚なる謝辞を表します。

本論文に関する研究は独立行政法人物質・材料研究機構の超鉄鋼材料研究プロジェクトにおいて実施したものであり、物質・材料研究機構理事長 岸輝雄博士、材料研究所長 佐藤彰博士には研究内容を論文にまとめる機会を与えて戴き、金属材料技術研究所(現 物質・材料研究機構)フロンティア構造材料研究センター構造体化ステーション　前総合研究官　志賀千晃博士、物質・材料研究機構　材料研究所構造体化研究グループ主幹研究員 入江宏定博士には、研究推進のためご支援いただき謝意を表します。

本研究において直接御指導戴きました物質・材料研究機構材料研究所構造体化研究グループ　第一サブグループリーダ　平岡和雄博士に深く感謝の意を表します。

研究の遂行に当たっては貴重な御討論とご協力を戴きました、金属材料技術研究所(現物質・材料研究機構) フロンティア構造材料研究センター構造体化ステーション　元第一ユニットリーダ　岡田明博士、物質・材料研究機構材料研究所構造体化研究グループ第二サブグループリーダ　塚本進博士、ならびに構造体化研究グループの各位に深く感謝いたします。

また、超鉄鋼材料研究プロジェクト参加の機会と激励を与えてくださった当時の石川島播磨重工業(株)生産技術開発センター副センター長であり、元理事・技監　酒井敬一博士、当時の生産技術開発部部長であり、元同副センター長・技師長　片山典彦博士、生産技術開発部部長　中西保正博士に感謝いたします。

参考文献

1)志賀千晃、太田昭彦、平岡和雄、塚本進：フロンティア構造材料の溶接－高張力鋼溶接部特性の問題点と本プロジェクトの考え方－、溶接学会誌、Vol.66、No.8(1997)、609-614

2)小川真、片田康行、相良雅之、志賀千晃：高窒素ステンレス鋼溶接金属のブローホール抑制並びに凝固モードと耐食性の評価－高窒素ステンレス鋼溶接継手特性に関する研究（第１報）－、溶接学会論文集、Vol.20、No.1(2002) (印刷中)

3) 太田昭彦、渡辺修、松岡一祥、志賀千晃、西島敏、前田芳夫、鈴木直之、久保高宏：低変態温度溶接材料を用いた角回し溶接継手の疲労強度向上、Vol.18、No.1(2000)、141-145

4)溶接法研究委員会編：ナロウギャップ溶接（狭開先溶接）－日本における現状－、1984

5) V.Y.Malin：Monograph on narrow-gap welding technology、WRC Bulletin323(1987)、1-51

6)堀勝義、羽田光明：狭開先アーク溶接、溶接学会誌、Vol.68、No.3(1999)、41-62

7)牛尾誠夫、松田福久、益本功：ナロウギャップ溶接技術－現状の概観(Ⅰ)、溶接学会誌、Vol.54、No.6(1985)、56-63

8)牛尾誠夫、松田福久、益本功：ナロウギャップ溶接技術－現状の概観(Ⅱ)、溶接学会誌、Vol.54、No.3(1985)、29-33

9)西口公之、松縄朗、伊藤恵：アルゴン系ガスメタルアーク溶接による狭開先内初層ビード形成現象、溶接学会講演概要集、No.19(1976)、274-275

10)大嶋健司、阿部稔、窪田武文：MIGパルスアークにおけるアーク長のサンプル値制御、溶接学会誌、Vol.51、No.8(1982),700-707

11)牛尾誠夫、毛文傑：直流オープンアークMIG/MAG溶接におけるアークセンサのモデル化－GMA溶接におけるアークセンサの感度向上と信頼性改善に関する研究（第１報）－、溶接学会論文集、Vol.14、No.1(1996)、99-107

12)牛尾誠夫、毛文傑：直流オープンアークMIG/MAG溶接におけるアークセンサの動特性の解析－GMA溶接におけるアークセンサの感度向上と信頼性改善に関する研究（第２報）－、溶接学会論文集、Vol.14、No.1(1996)、108-115

13)E.Halmϕy: Wire melting rate, droplet temperature and effective anode melting potential, Conference on Arc Physics and Weld Pool Behavior, 29(1979)

14)E.Halmϕy: Simulation and Instabilities in GMAW and SAW, IIW Doc.212-895-96(1996)

15)平田好則：パルスアーク溶接現象の基礎的研究、大阪大学学位論文（1987）

16)P.G.Jonsson, J.Szekely, R.T.C.Choo and T.P.Quinn: Mathematical models of transport phenomena associated with arc-weld process, Modelling. Simul. Mater. Sci.Eng.2(1994), 995-1016

17)H.G.Fan and R.Kovacevic: Dynamic analysis of globular metal transfer in gas metal arc welding -a comparison of numerical and experimental results, J.Phys.D:Appl.Phys.,31(1998),

2929-2941
18)辻陽子、山本剛史、宮坂史和、黄地尚義：MAG 溶接プロセスのモデル解析、溶接学会論文集、Vol.18、No.4(2000)、527-533.
19) 山本剛史、辻陽子、宮坂史和、黄地尚義：MAG 溶接のシミュレーションモデル、溶接学会論文集、Vol.19、No.4(2001)、628-633.
20)J.Haidar: Predictions of metal droplet formation in gas metal arc welding II, Journal of Applied Physics. Vol.84, No.7 (1998), 3530-3540
21)丸尾大、平田好則、後藤直幸：懸垂液溶の橋絡移行現象と電磁ピンチ力の効果－橋絡移行におけるピンチ力の効果(第 3 報)－、溶接学会論文集、Vol.10、No.2(1992)、251-258
22)小野英彦、木幡廉、寺本富彦、松田隆博： 狭開先 MAG 溶接における溶込み形状の観察、溶接学会誌、Vol.1、No.1(1983)、83-90
23)西口公之、松山欽一、池田和弘：消電極式ガスシールドアーク溶接におけるビード形成現象に関する研究(第 1 報) 、溶接学会講演概要集、Vol.14(1974)、164-165
24)安藤弘平、長谷川光雄、：溶接アーク現象、産報(1962)
25)大嶋健司、仲成章、窪田武文： 溶接アークの安定性に及ぼす電極突出し部分と電源特性の効果、溶接学会講演概要集、Vol.28(1981)、170-171
26)丸尾大、平田好則、野田純孝：パルス MIG 溶接におけるワイヤの溶融速度－パルスアーク溶接に関する研究(第 3 報)－、溶接学会論文集、Vol.3、No.1(1985)、191-196
27)Y.S.Kim, D.M.Mceligot and T.W.Eagar: Analyses of electrode heat transfer in gas metal arc welding, Welding Journal, Vol.70, No.1 (1991), 20s-31s
28)P.Zhu, M.Rados and S.W.Simpson: Theoretical predictions of the start-up phase in GMA welding, Welding Journal, Vol.76, No.7 (1997), 269s-274s
29)P.Zhu, M.Rados and S.W.Simpson: A theoretical study of gas metal arc welding system, Plasma Sources Sci. Technol. 4(1995), 495-500
30)V.A.Nemchinsky: Heat transfer in an electrode during arc welding with a consumable, J. Phys. D: Appl. Phys. 31(1998), 730-736
31)V.A.Nemchinsky: The rate of melting of the electrode during arc welding. The influence of discrete removal of the melt, J. Phys. D: Appl. Phys. 31(1998), 1565-1569
32)J.H.Waszink and G.I.P.M. Van Den Heuvelm: Heat generation and heat flow in the filler metal in GMA welding, Welding Journal, Vol.61, No.8 (1982), 269s-282s
33)丸尾大、平田好則、野田純孝：パルス MIG 溶接における溶滴の保有熱量と温度－パルスアーク溶接に関する研究(第 2 報)－、溶接学会論文集、Vol.2、No.4(1984)、573-578.
34)S.Ueguri,K.Hara and H.Komura: Study of Metal transfer in pulsed GMA welding -Metal transfer is analyzed to determine optimum waveform for spatter free welding-,Welding Journal,Vol.64,No.8(1985), 242s-250s

35)平田好則、恩田雅彦、永田勇人、黄地尚義：GMA 溶接における溶滴の温度計測、溶接アーク物理研究委員会、ア物 00-1086(2000)

36)John H.Dennis, Peter J.Hewitt, Christopher A.J.Redding and Andrew D.Workman: A model for prediction of fume formation ratio in gas metal arc welding (GMAW), globular and spray modes, DC electrode positive, Ann. occup. Hyg.,Vol.45,No.2(2001),105-113

37)J.E.Lancaster (ed): The physics of welding, Oxford Pergamon Press

38)溶接アーク物理研究委員会編：溶接プロセスの物理,黒木出版社(1996)

39)S.E.Hibbert,N.C.Markatos,V.R.Voller: Computer simulation of moving-interface, convective, phase-change processes, Int. J. Heat Transfer. Vol.31, No.9 (1988), 1785-1795

40)日本金属学会編：改訂 3 版金属データブック、丸善

41)片山功蔵、服部賢：凍結を伴う熱伝導の研究（第 1 報、ステファンの問題の数値解法）、機械学会論文集（第 2 部）、Vol.40、No.333（1974）、1404-1409

42)片山功蔵、服部賢、岡田昌志、小竹進一郎：熱物性値が温度関数である場合の非定常熱伝導の数値解析、機械学会論文集（第 2 部）、Vol.38、No.307（1972）、574-580

43)増淵正美：改訂 自動制御基礎理論、コロナ社

44)佐藤豊幸、山岸潤、佐々木智章：MAG 溶接における各種シールドガスの特性、溶接法研究委員会、SW-2545-98 (1998).

45)J.E. Jackson and H.B. Saargent : Straight-Polarity Groove Welding of Thick Steel Plate, Welding Journal, Vol.46、No.11 (1967), 905s-914s

46)佐藤嘉洋、早川直哉、桑名武：Ar-O_2、Ar-CO_2 および CO_2-O_2 雰囲気における鋼溶接金属中の機械的性質について－ガス・メタル・アーク溶接における鋼溶接金属の機械的性質について(第 1 報)－、溶接学会論文集、Vol.10、No.3(1992)、416-421

47)佐藤嘉洋、早川直哉、桑名武：Ar-CO_2-O_2 雰囲気における鋼溶接金属中の機械的性質について－ガス・メタル・アーク溶接における鋼溶接金属の機械的性質について(第 2 報)－、溶接学会論文集、Vol.10、No.3(1992)、422-429

48)M.I.Onsφien, S.Liu and D.L. Olson: Shielding gas oxygen equivalent in weld metal microstructure optimization -The development of an oxygen equivalent helps in the prediction of phase transformations and cracking susceptibility-,Welding Journal, Vol.75、No.7 (1996), 216s-224s

本論文に関する著者の発表論文

(1)Development of Ultra-Narrow Gap GMA Welding Process by Numerical Simulation, Proc. Ninth International Conference on Computer Technology in Welding,(1999), AWS (Proceedings)

(2)Development of Ultra-Narrow Gap GMA Welding Process, IIW, DOC.212-970-00（2000）

(3)狭開先化に伴うアーク溶接現象の基本的な特性把握と溶接安定化の提案－ 超狭開先 GMA 溶接プロセスの開発（第一報）－、溶接学会論文集、Vol.19 (2001), No.1

(4)Wire Melting Behavior by Unsteady Heat Conduction Numerical Analysis in GMA Welding, IIW, DOC.212-1004-01 (2001)

(5)Development of Cooperative Control GMA Welding Process Aided by Numerical Simulation, Seventh International Welding Symposium,(2001) (Proceedings)

(6)GMA 溶接におけるワイヤ突出し部の非定常熱伝導解析 － 超狭開先 GMA 溶接プロセスの開発（第二報）－、溶接学会論文集、Vol.20 (2002), No. 1

(7)An Ultra-Narrow GMA Process with A Newly Developed Control System of Wire Melting, Science and Technology of Welding and Joining, Vol.6 (2001), No. 6

(8)シールドガス組成制御による GMA 溶接プロセスの開発－ 超狭開先 GMA 溶接プロセスの開発（第三報）－、溶接学会論文集 (投稿中)

(9)位相制御型 GMA 溶接プロセスによる開先内でのアーク入熱分布制御－ 超狭開先 GMA 溶接プロセスの開発(第四報)－、溶接学会論文集 (投稿中)

(10)超狭開先 GMA 溶接のための簡易型プロセス数値シミュレーションシステム、高温学会 (投稿中)

その他の著者による主な発表

(1)超狭開先 GMA 溶接、溶接法ガイドブック 4 容器・配管の最新技術、(1999)、溶接学会溶接法研究委員会編　Ⅱ-1～Ⅱ-5

(2)Development of Ultra-Narrow Gap Welding Process, Technical Commission on Welding Processes Japan Welding Society, Recent Technology of Arc Welding in Vessel and Pipe, Guide Book 4,2000、Ⅱ-1～Ⅱ-6

(3)アーク溶接におけるプロセス開発のためのシミュレーション、溶接技術、Vol.48(2000)、No.4

(4)第 11 回セミナーテキスト、溶接現象のモデリングとシミュレーション、溶接接合工学振興会、2000(東京)

(5)狭開先溶接へのシールドガスからのアプローチ、溶接技術、Vol.48(2000)、No.12

(6)第 27 回実用溶接講座テキスト、溶接・切断技術の現状と最近の動向、溶接学会東部支部、2001(川崎)