プラズマ溶接*

西 口 公 之**

Plasma Arc Welding*

by Kimiyuki Nishiguchi**

は し が き

1～2万度を越える高温のアーキ・プラズマの保有する高エネルギーを制御して 溶接・溶断などの金属加工を能率的に進めようとする試みは比較的新しく、実用化に踏み出したのは近々十数年に満たない。しかし この間における発展はめざましいものであり、とくにプラズマ溶断、プラズマ溶射は各所に採用され、威力を発揮している。プラズマの溶接への応用については、海外では約10年前 S.P. Filipski がチタニウム、ステンレス鋼などで構成されるミサイル・ケースの溶接などにこれを採用して成果をあげてより一躍注目されるに至り、その後続々と適用例が報告されている²⁻⁶⁾。わが国でも 近年プラズマ溶接に対する関心が高まり、基礎的な研究成果のみならず 実用に際しての具体的な検討結果の報告も見受けられるようになった^{7,8)}。

これらは 100 A 程度以上の比較的大電流を用いる数 mm 厚材の溶接についてであるが、0.1 A 程度の小電流でも安定に緊縮したアーキを保持できる小電流プラズマアーキ溶接法が開発され、TIG 溶接でもはなはだ困難な 0.025 mm にもおよぶ超薄板の溶接が容易に行なえる道が開かれた⁹⁾。その後も適用範囲の拡大、あるいは押え治具などの検討が鋭意進められ¹⁰⁻¹²⁾、今日では超薄板の溶接法として重要な地位を占めている。

上記のように プラズマ溶接法は急速な展開をたどり、アーキ溶接の可能な材質にはほとんどすべて適用できる所にまで達しているが、実際の施工に際してはまだまだ幾多の難関が控えていて 本法の未来像を適確に示唆できる段階に至っていない。ここでは最も一般的に採用されているプラズマアーキ溶接法を対象とし、本法発展の基盤となる溶接現象の理解を中心に研究成果を要約して述べることにする。

1. プラズマアーキの発生と溶接装置

アーキ・プラズマは周囲から冷却するほどその直径が

(a) プラズマ・ジェット

(b) プラズマ・アーク

(c) 中間形

図一 高温プラズマの発生方式

縮小し、プラズマ温度が上昇する性質を有している。(熱的ピンチ効果)。プラズマ溶接ではこの熱的ピンチ効果を巧妙に利用して、1～2万度程度以上の高温プラズマを定常的に発生させ 熱源として用いている。

このような高温プラズマの発生方式としては 図一1の3つの形式のものがある。(a)はいわゆるプラズマ・ジェットと呼ばれるもので、電極と金属ノズルとの間に発生させたアーキを動作ガスないしはノズル壁によって拘束し、熱的ピンチ作用によって高温となったプラズマをノズル孔より噴出させるものである。(b)は通常の(大電流)プラズマ溶接に採用されているプラズマアーキ方式である。この方式では (a)のプラズマ・ジェット方式によって得られるプラズマを利用して 電極一

* 原稿受付 昭和46年10月11日

** 正 員 大阪大学工学部 Member, Faculty of Engineering, Osaka University

母材間にノズル孔を通じてアークを発生させ、この金属ノズルとこの孔を通過する動作ガス気流による熱的ピンチ効果によって緊縮した高温のアーク・プラズマ流を得ている。(b)ではアーク起動時のプラズマ・ジェットはパイロット・アークの役割をなし、主アーク発生後は直流アーク方式では停止させる。これに対し(c)の方式ではこれを主アーク安定のために常時発生させており、いわば(a)と(b)の中間形といえる。この(c)の方式は主として小電流プラズマアーク溶接に用いられている。

プラズマアーク方式ではアーク柱はノズル部で強力に絞られる上にノズル-母材間のプラズマ柱にも入力を与えられるので、母材極点の発生エネルギーと相まって、同一電流での母材入熱はプラズマ・ジェットの場合よりも大になるのはいうまでもない。この場合熱効率も前者において大となることは十分に予想される所であり、図-2は母板の代りに水冷銅板を用いて測定した両者の比較例である¹³⁾。図にみるように熱効率はプラズマ・ジェットの10~20%に対し、プラズマアークでは60~70%の高い値を示している。プラズマアークについては溶接条件での母材保有熱のカロリメトリックな測定でも同様な値が得られており、たとえば3~4mmφのノズル径にて直流正極性における最適条件で70~75%が¹⁴⁾、ノズル径4~8mmφの交流プラズマアークで65~70%、さらにトーチの設計および溶接条件が良好であれば75~80%にも達することが報告されている¹⁵⁾。

図-2 プラズマアークとプラズマ・ジェットの熱効率の比較

比較的大電流を必要とする中板の溶接にプラズマアーク方式が採用されるのは上記のように単に熱効率が高いだけでなく、母材部に至るまで高い電流密度が保持され、集中熱源としての特性が発揮されるからである。図-3は分割水冷銅陽極板を用いて母板面上での電流分布を測定した例であり、プラズマアークの拘束条件によっては中心軸付近で10 A/mm²程度の電流密度

図-3 プラズマアークにおける母板面上での電流密度分布

が得られる¹⁶⁾。このように入熱密度は通常のアークの場合よりも10~100倍高い10⁵~10⁶ W/cm²が得られる。

中板のプラズマアーク溶接では普通後掲図-9に示すようなキー・ホール法が採用されるが、図-4にみるようにハッチで示した溶接可能条件域は電流密度が低減すると急激に狭くなり、実用上支障をきたす¹⁷⁾。したがって与えられた電流に対し、ノズル孔をできる限りしぼることが必要となる。しかしノズル径を極度に小さくすると、図-5のようにノズル部(普通には銅)を介してのシリーズ・アークが発生するので、緊縮したアークは得られなくなる。しかもプラズマアーク方式では同一アーク長でのアーク柱電圧降下はTIGアークのその2倍程度となる上、アークの電圧・電流特性も上昇特性を示すので、図のように一たん形成されたダブル・ア

図-4 電流密度と溶接可能条件域

図-5 ノズルを介してのシリーズ・アークの発生

ークは存続し得て¹⁸⁾、ノズルの焼損を招く結果となる。

一定ノズル径に対するダブル・アーク発生の限界電流を規制する要因はつぎのように解明されている¹⁷⁾。すなわち直流正極性の場合には ノズル出口部の酸化あるいは酸化皮膜の存在が主原因の1つとなる。図-6はアルゴン・シールドガス（図-7参照）中への酸素の体積混入比が限界電流に与える影響を調べた例であって、清浄なノズルを用いても わづか1%の酸素が混入しただけでも20%以上も低減し、10%では半減している。またノズル端面に酸化皮膜がかなり存在していれば、アルゴン気中でも清浄なものの半分程度の値に低下する。これらは酸化物の存在のためにノズル端面に陰極点が形成されやすいとして理解される。なお窒素気中では 限界電流は5~10%低下するに過ぎないことも示されている。いま1つの原因としてノズル出口部の温度があげられており、銅など冷陰極材では この部分が溶融に至るとシリーズ・アークとなることが明らかにされている。ノズル孔部分にタングステンをを用いると、溶融に至る以前にシリーズ・アークが発生し、限界電流も銅の場合よりかえて低くなる。これはタングステンがシリーズ・アーク発生のための熱陰極として動作するためである。上記ノ

図-6 ダブル・アークの発生限界電流におよぼすシールドガス中の酸素の影響

ズル出口部の溶融に伴ってシリーズ・アークとなる現象は逆極性の場合にも成立つことであり、ノズル部の冷却がいかに重要であるかが理解されよう。

溶接用のプラズマアーク・トーチとしては 単にノズル部で高電流密度が得られるのみでは不十分であって、母材部に至るまでこれが保持されることが望まれる。また母材溶融池およびノズル端面（正極性の場合）を大気から保護するためのシールドガスの供給も必要である。このようなアーク制御の観点から、ノズル孔の形状・寸法およびガスの供給方式には種々の工夫がなされているが、図-7はガスの供給方式を例示したものである^{1,2,19)}。

(a) は単純な形式のもので、小電流プラズマアーク・トーチではこの形のものが多い。(b) はノズルより下流の主アーク部を側孔よりの冷たい噴出ガス気流によって締め付けようとするものである。(c) はこのような主アーク拘束用のガス噴出孔を数個同軸的に設け、動作ガス系とは独立にアーク柱に図示のようなガス気流を吹き付けてアークの収束作用をさらに高めたものである。(d) はシールド用のガスを利用し、この気流をノズル出口直下で主アークに吹き付けるようにして拘束する形式である。このような形状のものでは 溶融池よりの金属蒸気がノズルに付着するのを積極的に阻止できるので、ダブル・アーク防止の点からも有利となる。

図-7 プラズマアーク溶接用トーチにおけるガスの供給方式

動作ガスとしては普通にはアルゴンを用いており、トーチ内部でのアークの収束あるいは偏心防止の目的で旋回流として供給される場合と、このようなアークの保持機能を電極-ノズル空間の構造に頼って 軸流方式を採用しているものとがある。シールドガスとしてはアルゴンのみを使用することもあるが、ステンレス鋼など多少の水素の混入によっても溶接欠陥を起し難い金属の溶接に際しては 雰囲気中の水素によるアークの収束作用を利用するため、数%程度の水素を添加する場合が多い。

プラズマアーク溶接用電源としては 直流、交流のいずれにおいても普通の垂下特性のものが用いられるが、小電流プラズマアーク溶接に対しては トーチ高さが変動しても安定に溶接作業が行えるよう、定電流特性の特殊な電源を用いることが多い。また中板などキー・ホー

ル溶接用の装置では アーク起動時あるいはクレータの処理のため、図-8のように電流および動作ガス流量を制御する機能を備えたものもある⁹⁾。

図-8 溶接開始および終了時における溶接条件の制御

市販されているトーチの大部分は直流正極性用のものであり、電極にはタングステンが用いられている。逆極性に対しては タングステンはその電流容量が同一棒径の正極性の場合の1/10程度にしかとれないばかりでなく、電極先端が溶融して¹⁸⁾ プラズマアークの安定を害うので実用的でなく、水冷銅電極が採用される^{1, 19, 20)}。ソ連では交流方式も採用されており、電極には太径のタングステンが用いられ、ノズル径も大きくとられている¹⁵⁾。

2. キー・ホール溶接とナゲットの特徴

2~3mm 程度以上の板厚材のプラズマアーク溶接では 被溶接材はI形突合せとし、図-9にみるようにプラズマは母材溶融池の前面に自己の保有するモーメントによって穿った小孔(キー・ホール)を通して裏面に噴出する いわゆるキー・ホール法を採用している。この方法では 溶接進行前面部で溶融した金属はプラズマの周りの固体壁を伝って後方に流れ、(b)のように表および裏の両面に溶融池面を形成し、あたかも板

図-9 キー・ホール溶接

の表・裏の各面でアークを同時に発生させて溶接を進めると似た形になる。このようなアーク操作では裏面まで完全に溶融し、かつ裏面側でも定常的なビード波模様は形成されうるので、キー・ホール法はすぐれた裏波溶接法といえる。

溶接の難易を支配する操作上の因子としては プラズマアークの電流および電流密度のほかに動作ガス流量と溶接速度が挙げられる。図-10は正極性にてトーチの電気条件(ノズル径および電流)を一定に保って、溶接可能な動作ガス流量と溶接速度との関係を求めたもので、実線 ABCDA で囲まれた領域で溶接が可能となる²¹⁾。a 領域では 図-11の熱効率曲線²²⁾にみるように母板に達するプラズマアークの保有熱の1/3程度は逸出プラズマ気流として失われるとはいえ、単位溶接長当りの入熱が過大なため 図-12(a)のように溶融金属は溶け落ちて正常なビードとはならない。なお高流量になるほど a 領域が拡大しているのは プラズマ流のモーメントの増大によって溶融金属が押し下げられることが主因である。b 領域では MIG 溶接の場合に似たワイン・カップ状のナゲット断面となる。(b)図参照。より高

図-10 溶接可能条件域

図-11 プラズマアーク溶接における熱効率

図-12 典型的なビード断面形状

速のc領域ではプラズマ気流による線熱源的な入熱比率が増し、またキー・ホール前面部はプラズマによって強力に加熱・溶融される結果、この溶融金属は高速に後方の溶融池に流入するようになる。このためキー・ホール部での切断溝の名残りを明瞭に止め、図-12(c)のような切断形の断面形状となる。キー・ホールを貫通するプラズマ気流は高速になるほど後方に傾くが、d領域では溶融金属はこの気流に吹かれて垂れ下り、写真(d)のような溶け落ちかけの不良ビードとなる。曲線ADEはキー・ホール形成の限界条件であって、図-11のように溶接速度の増大に伴う逸出プラズマの減少とともに増大してきた熱効率はキー・ホールの形成されないe領域に至ると一定になり、ビードは写真(e)のような空洞を有する不齊なものとなる^{21,22)}。

図-13はノズル径一定で、電流を変化させた場合の溶

図-13 電流を変化させた場合の溶接可能条件域

接可能条件域を示すものである²¹⁾。低電流では緊縮したプラズマ流が得られないことと(図-4参照)、溶接入熱の減少のため溶接可能条件域は低速側へ移るとともに狭くなるわけであるが、いずれの電流でもこの領域は図-10の場合と同様な関係にある。

図-14は直流逆極性トーチを用いてアルミニウム合金をキー・ホール溶接した場合の溶接可能条件域である¹⁹⁾。この領域の一般的な傾向は正極性を用いてステンレス鋼を溶接した図-10の場合と変らない。しかし図中の写真にみるように、ナゲット断面は表面側のみならず裏面側にも拡がった「つづみ形」の形状となっている。これは逆極性特有の現象であって、図-15(b)にみるようにたとえば軟鋼の場合でも特徴的に認められる²³⁾。

結局 キー・ホール溶接では図-16(a)のようなTIG溶接その他で普通に認められる熱伝導形のナゲット形状は得られず、正極性では(b)〔低速溶接〕およ

図-14 アルミニウム合金における溶接可能条件域

図-15 正極性と逆極性における溶込み形状の比較

図-16 突合せ溶接における溶込み形状の典型例

び(c)〔高速〕の形状が、逆極性では(d)のように(b)あるいは(c)の底面側も溶融幅の広がったつづみ形の溶込みとなることが結論される。

3. キー・ホール溶接におけるビード形成の基礎現象

プラズマアーク溶接は高速・高性能溶接法としてその将来性が期待されているが、まず熱源としての特徴を知るために溶融効率を検討してみよう²²⁾。ここに溶融効率 η_M は

$$\eta_M = \frac{\text{ビード部分を融点まで上昇させるに要する熱量 (cal/sec)}}{\text{母材の吸収熱量 } q \text{ (cal/sec)}} \times 100\% \quad \dots\dots(1)$$

であって、図-17は図-11の熱効率測定の場合と同一条件で実測した η_M を横軸に次式で与えられる Christensen の n 値²⁴⁾をとって示したものである。

図-17 プラズマアーク溶接における溶融効率

$$n = \frac{q}{2\pi K} \cdot \frac{v}{2k} \cdot \frac{1}{T_m} \quad \dots\dots(2)$$

ただし q : 入熱 (cal/sec), K : 熱伝導率 (cal/cm²·sec·°C), v : 溶接速度 (cm/sec), k : 熱拡散率 (cm²/sec), T_m : 母材の融点と初期温度との差 (°C)。

図中の破線 η_{MP} , η_{ML} (ただし $H=vh/2k=3$ でこの実験条件を代表する値, h : 板厚 cm) はそれぞれ熱源を移動点熱源および線熱源と仮定して熱伝導論的に求めた計算値である (潜熱は無視)。

図-17において、実際の溶接に適する領域は A B の中間から B C の中間部分であり、この領域では η_M は 40~45% 程度であって、線熱源を仮定した η_{ML} 線に近い値となってプラズマアークの線熱源的な性格を明らかに示している。これは図-18²²⁾に示した点熱源的な集中熱源の性格をもつ TIG アーク・ビードにおいて η_M の実測値 (最適ビード域は B C の中間から C までの区間, η_{ML} の $H=1$ はこの場合の代表値) が点熱源の場合の計算値 η_{MP} をさほど大きく上回らない 35% 程度を示す

図-18 TIG アーク溶接における溶融効率 (ビード・オン・プレート)

事実と比較しても理解できる。

さて図-17の η_M 曲線の A B 区間では図-12 (b) のようなワイン・カップ状のナゲットとなり、B C 区間では (c) 図の溶断形の溶込み形状となる。このようにナゲット形状の変遷につれて η_M が複雑な変化をたどるのは キー・ホール部における湯流れ現象が主原因で、さらに低速溶接の A 付近ではこれに母材表面側に形成される陽極点の発生エネルギーの熱伝導論的な鏡像効果が重畳された結果として説明できるが、その解説は紙数の制約上割愛する。つぎに C D 区間は高速溶け落ちビードに対応しており、D 点より E F のように η_M が不連続的に低下するのは キー・ホール溶接が不能となって、点熱源的な集中熱源の性格に変わるためである。

プラズマアーク溶接は軟鋼材ではステンレス鋼などの場合に比べ、その表面張力の関係上相対的にむづかしいとされているが、この軟鋼材のうちでも炭素が少く、脱炭素の多い材料、たとえば SS-41 材よりも SM-50 材の方が容易に溶接できることが報告されている²⁵⁾。図-19は同一のトーチ条件にて SS-41 材と SUS-27 材の溶接可能条件域を比較した例である²¹⁾。図にみるように溶融金属の表面張力の異なるステンレス鋼の場合に比べて軟鋼 SS-41 材ではその領域はかなり狭い。また軟鋼ではステンレス鋼よりも熱伝導度が大で、しかも溶融点も高いため キー・ホール形成の限界線は低速側に移行し、またわずかではあるが低速溶け落ち限界線も左方に移っている。

以上は正極性、逆極性を問わず、プラズマアーク溶接におけるビード形成の一般的特性を重点に述べてきたが、つぎに逆極性に特徴的な前掲図-16 (d) に示したつづみ形溶込みの形成機構について考えてみる^{19, 23)}。このような溶込み形状は正極性の場合でも裏面側の溶融

図-19 材質の差異によるプラズマアーク溶接の難易

池が十分に垂れ下って、その熱容量が大きい場合、あるいは溝を有するバック材(図-28参照)を用い、これにある程度の熔融金属が滞留する場合には、その部分よりの熱伝導などのために裏面側でも広く溶かされるので得られることは容易に理解できる。しかしこのような場合のほかは図-14あるいは15(b)のような著しいつづみ形はみかけられない。

アルミニウム合金では正極性を採用すると、母材表面の酸化皮膜のために溶接はほとんど不可能に近いが、逆極性にて板の表、裏面側ともに十分にアルゴン・シールドを行えば、ビード形成ははなはだ容易となる。この場合注目すべきはクリーニング作用がIG溶接の場合のような板の表面側のみならず、裏面側でも生じており、裏面クリーニング幅はビード幅より多少大なる値となっている事実である。図-20はキー・ホール周辺部の裏面側におけるクリーニング域を拡大して示したものの

$I=150A, Q=2l/min, d=3mm\phi$
 $v=50cm/min, h=6mm,$
 Al:1200材, D.C.R.P.

図-20 キー・ホール部裏面側におけるクリーニング域

である。

上の条件では当然のことながらつづみ形の溶込み形状が得られるわけであるが、図-21はその形成過程を追跡したものである。すなわちアーク直下のキー・ホール中央部までの裏面側では(a)のようにごく浅い表層部のみが過剰に溶かされて、いわゆる末広りの片りんを見せているに過ぎないが、後方の溶融池部に近づくにつれてその幅と深さを増し、ついには(c)のように溶融の最狭部は板のかかなり内部にまで達している。

図-21 つづみ形溶込みの形成過程
 $(I=150A, Q=2l/min, d=3mm\phi,$
 $v=50cm/min, h=6mm, Al:1200$
 材, D.C.R.P.)

図-22はこのようなつづみ形溶込みの得られる裏波ビードの形成機構を溶融金属の流動性のよいステンレス鋼を用いて究明した結果を図解したものである。すなわちキー・ホール直前の裏面に形成される陰極点のエネルギーによって、P部分にみるようにその表層部では溶融が促進されるが、この溶融金属は表面張力の関係でキー・ホールのふちを伝って溶融池にすばやく流れ込む。この場合この溶融金属流はその通路周囲の固体壁を溶融除去するので、裏面側の溝は次第にキー・ホールの側面で幅と深さを増し、ついには図-21(c)のような溶込み形状のビードとなる。

図-22 つづみ形ナゲットの形成機構

Pattee ら²⁰⁾もアルミニウム合金の逆極性プラズマアーク溶接の研究を進めており、その1つとして動作ガスあるいはシールドガス(アルゴン)中にヘリウムを混合させた場合の影響について調べている。図-23は表面クリーニング幅および溶接速度におよぼすシールドガス中のヘリウム混入比の影響を示すもので、ヘリウムを増加させるとクリーニング幅は狭くなるが、溶接速度は向上させることがわかる。このような研究の結果として、溶接速度の増大のためには動作ガスあるいはシールドガス中に約40%までのヘリウムの混合が許されると述べている。

図-23 シールドガス組成のクリーニング幅および溶接速度におよぼす影響

薄板の溶接²⁶⁾ 板厚が薄くなれば 溶融金属の重力ヘッドが減少するため、図-10のような溶接可能条件域は低速側で相対的に大いに拡大されるのではないかと考えられる。しかし 事実は薄板のキー・ホール溶接では溶融幅が板厚より多少大となれば キー・ホールの両側面を通して後方に移動してきた溶融金属のブリッジが困難となって、図-24 (a) のように周期的に接合部と空孔部とが交互した不連続ビードとなる。

図-25は軟鋼を対象として 溶接可能な最大裏ビード幅と板厚との関係を調べた例である。TIG 溶接では裏面溶融池の形状が下に凸な半円柱形であると仮定した次式で示される釣合条件をほぼ満足している。

$$\rho gh = 2\gamma / W_B \quad \dots\dots\dots (3)$$

図-24 薄鋼板のプラズマアーク溶接におけるビード形成 ($I=200$ A, $Q=2.5$ l/min, $d=3$ mm ϕ , $h=3$ mm, SS-41材, D.C.S.P.)

図-25 溶接可能な最大裏ビード幅と板厚との関係

ただし ρ : 溶融金属の密度, g : 重力の加速度, h : 溶融池の高さ, r : 表面張力, W_B : 裏面溶融幅。

これに対し、プラズマアーク溶接では板厚が大なる場合には上式の関係を満たしているが、薄板では許されるビード幅は大いに低下し、たとえば3 mm 厚の場合には4 mm 程度となっている。

図-26にみるように、高速側でも前掲の中板の場合と同様に溶接不能領域が存在する。この条件では裏面溶融幅は当然狭くなっているわけであるが、高速のためにプラズマ気流はかなり斜後方に向うので、キー・ホール後方でブリッジした溶融塊はこれに押し流されて垂れ下り、キー・ホール前半部との距離の増大に起因して低速不連続ビードの場合と同様な現象が生ずる(図-24(c)参照)。

さて 図中の a, b 領域は板厚が異なる場合の溶接可能な条件の相関々係を示したもので、熱伝導論的に幾何学寸法(2:1)に相似なナゲットが形成される電流お

図-26 幾何学寸法に対し熱伝導論的に相似なトーチ条件を用いた場合の溶接可能条件域

よびノズル径を選んでいる。いま両者の低速溶接境界に注目すると、熱伝導論的に相似な1:2(3mm厚材を基準)の関係をほぼ満たしている。しかるに高速限界は薄板1.5mmでは大幅に低減している。3mmの場合に対応する速度まで1.5mmの溶接可能条件域を広げるには大いに電流密度を増さねばならない。

厚板の溶接 板厚が大きくなると、図-25からもわかるように表面張力を利用して溶融池を支えるには裏面ビード幅を大いに狭くせねばならない。たとえばSS-41材では板厚が10mmの場合に許される裏ビード幅は約2mmとなっており、このままではキー・ホール溶接の実施が困難となる。

この問題を解消する方策の1つとしてプラズマアークによる多層盛(片面または両面)が行われることがある^{3,4,27)}。この場合キー・ホール法の採用できない2層目以降の溶接では、強力なプラズマ気流のはね返りが禍いして図-12(e)のようなトンネル状の空洞がビード部に生じやすい。これについてチタン合金では動作ガスとしてアルゴンにヘリウムを混合したものを用いればこのような欠陥は防止できることが報告されている²⁷⁾。また1層目の裏波溶接はプラズマアーク溶接で行なうとしても、2層目以降にはサブマージアーク溶接法などの通常のアーク溶接法が採用できることはいうまでもない。両面溶接が可能な場合には通常の溶接の場合とは逆に図-27のように開先底部を裏面側から下向きでプラズマアーク溶接した後、反転して通常のアーク

図-27 厚板の初層溶接へのプラズマアーク溶接の適用例(逆開先法)

溶接を行う方法も提案されている²⁸⁾。この場合初めに設ける開先形状としては図-27のようにU形にとればV形などに比べて適正溶接条件域が広く、かつ溶接速度も大にしが得ることが報告されている。

一方可能な限り厚板を1層で安定にキー・ホール溶接しようとする目的で、バックングによって溶融金属の落下を防止する方策が検討されている。前述のようにプラズマアーク溶接ではキー・ホールを通る逸出プラズマを反射させずに排除しなければ、ビード部にトンネル状の空洞などの欠陥を生じやすい。そこでたとえば図-28のように銅バックング材の溶接線直下の部分にプラズマ気流排出用のスリットを設けることが行なわれている²⁸⁻³¹⁾。このスリットの間隔は当然のことながら(3式で与えられる W_B 以下)に取る必要がある。

図-28 低速溶接における裏面溶融金属の先行現象

このような銅バックング法の適用において問題となるのは、バックング溝内での溶融金属の先行現象である²⁹⁾。正常な溶接時には溶融池はプラズマ気流の分力によって後方に押され安定しているが、低速になると図-28のように何らかの原因でアークが動揺し後方への押し付け力が低下した場合、(b)のような瞬間的な先行湯流れが起り、これは間もなく凝固してしまう。この部分はやがてその中央部では再溶融されるが、裏ビード部は著しいオーバー・ラップを残すことになる。溶

図-29 高速溶接における裏面溶融金属の先行現象

接速度が速過ぎても図-29のような先行現象が起る。この場合 溶接速度が速いので、底面部の再溶融作用は大いに弱まっており、(b)のようにプラズマ流の反射が起る。これはダブル・アーク発生およびビード内部での欠陥発生の原因となり、また裏面部においては 再びキー・ホール形成され始める先行金属舌の先端位置P部で鋭いノッチ環を生ずる。現在これらの現象の防止策について検討が進められている。

軟鋼材などではプラズマアークの磁気吹きのため 溶接始端部から5~10cmの区間はプラズマ流が溶接進行方向に向い、上記のことからわかるようにバックিং法による場合には好ましくない現象が起る。しかしその後はプラズマ流の向きの逆転が生じ、溶融池の保持に好都合な状況となって 均一で美しい裏ビードが得られることが報告されている。このような事実に基づいて実用的な検討を進めた結果によると、トーチを溶接後方に10~20°傾けると良好なビードの得られることを示している^{30, 31)}。

4. プラズマアーク溶接の特殊な応用

先にも述べたように、プラズマアーク溶接法は現在アーク溶接の可能なほとんどあらゆる金属材料の高速溶接法として、とくにキー・ホール法は確実な裏波溶接法としての利点を有していることなどのため、今後の発展が注目されている。また溶接姿勢についても下向溶接ばかりでなく、水平、立向溶接にも拡大され^{3, 6, 32)}、継手の形式においてもT継手の溶接²⁷⁾にまで適用されるに至り、施工上の利用分野も次第に拡張の一途をたどっている。さらに今日では 本法の新しい活用法が考えられており、すでにプラズマアークによるスポット溶接、水中溶接、肉盛溶接などについては具体的な検討が進められている。

、プラズマ・スポット溶接³³⁾ アーク・スポット溶接法としては すでに TIG および MIG スポット溶接法が開発・実用されているが、蓮井氏はプラズマアークのエネルギー集中性の高い点に注目し、板厚0.6~2mmのステンレス鋼板を用いてプラズマ・スポット溶接の研究を行なっている。アーク・スポット溶接では短時間で主アークの点滅が必要となるため、プラズマ・トーチ内のパイロット・アークを常時点弧しておくのが簡単であることはいうまでもないが、図-30にみるようにこのような方式をとれば 主アーク点弧後のアーク安定に要する時間は約2サイクル程度と短くなる利点を有している。したがってプラズマ発生方式としては 図-1(c)のような中間形をとるのが好ましい。

アーク・スポット溶接の溶込み形状には 図-31のA、Bの2形式があるが、表-1にみるように 下板の

底面まで完全に溶込ませた場合の引張せん断による破断形式はいわゆる栓状破断であり、強さのばらつきも小さい(溶接条件は表-2参照)。

図-30 アークの安定化に要する時間

図-31 アーク・スポット溶接における溶込み形状の2形式

表-1 プラズマ・スポット溶接結果の例

ステンレス鋼板厚(mm)	作用ガス	溶接時間(サイク)	スポット径(mm)		引張せん断強さ(kg/1点)	破断状態	強さのばらつき%
			表面	裏面			
1.0	Ar 1	23	9.0	—	503	Ⅱ	35
"	"	32	8.3	3.4	778	Ⅰ	13
0.6	He 2	12	4.9	3.4	308	Ⅰ	5
"	"	18	6.2	5.0	494	Ⅰ	6
"	1.0	15	6.2	3.7	437	Ⅰ	5
1.0	0.6	15	5.0	3.6	430	Ⅰ	10
"	1.0	9	4.7	—	256	Ⅱ	30
"	"	15	5.7	1.8	610	Ⅰ	9
"	"	18	6.8	2.9	721	Ⅰ	3

注) Ⅰは完全溶け込みの場合

Ⅱは不完全溶け込みの場合で、ボタン状破断、ナゲットでのせん断破断

表-2 ステンレス鋼に対するプラズマ・スポット溶接条件例

ステンレス鋼板厚(mm)		作用ガス(I/min)	シールドガス(I/min)	アーク電流(A)
上板	下板			
1.0	1.0	Ar 1	H ₂ 1	188
0.6	0.6	He 2	H ₂ 1	80
"	1.0	"	"	94
"	2.0	"	"	111
1.0	0.6	"	"	78
"	1.0	"	"	106
"	2.0	"	"	111

動作ガスとしてアルゴンを用いる場合には表面側でのナゲット径が大となり過ぎる傾向が強く、ヘリウムではこの欠点が是正されるとともに、溶接に必要な時間も短くなる。またこの場合 シールドガスとして水素を用いると、その熱的ピンチ効果に助けられて秀れた溶込みが得られる。

水中プラズマ溶接^{34,35)} 最近海洋開発の問題に関連して通常のアーク溶接法の水中溶接への拡大利用の方策が進められている。このような使用目的に対し、中間形のプラズマ方式(プラズマ・ジェットとプラズマアークとの併用方式)を採用すれば、水中でのアークの発生と維持が容易で、しかも指向性のよい集中エネルギーを溶接に与えることができるので、はなはだ有利と考えられる。しかしこの研究は最近始まったばかりで、解明の待たれる多くの課題を残しているが、現在までに明らかにされた事項のいくつかを紹介する。

水中でのプラズマアーク電圧は 図-32 にみるようにシールドガスのある程度多く流しても 空気中の場合より高く、水によるアークの冷却効果が無視できないことを物語っている。プラズマアークを取り囲むトーチ-母材間のガス空洞をシュリーレン法で観察した結果、この空洞部は気泡の生成とその離脱の影響を受けて、不規則に動揺していることが判明した。水中プラズマアークの安定性は空気中のそれに比べて劣っており、またアークの起動性も好ましくない。しかしこのアーク起動時の過渡時間はシールドガス流量の増加につれて短縮し、ついには空気中の場合に近い値となる。

構造用鋼 SM-41 材(板厚 6mm)を用い、水深 20cm にて行なった溶接実験の結果によれば、アルゴン・

図-32 水中プラズマアークにおける電気的特性

シールドガスの供給を停止すると、熱的ピンチ効果が増して相対的に小電流で十分に裏面まで溶融したナゲットが得られるが、溶接が不安定となる欠点がある。溶込みが確保できるように適当に電流を増しながらシールドガス流量を増加させてゆくと、次第に溶接の不安定さは解消し、ビード外観は良好となる。しかし溶接部にはブロー・ホールの発生をみるようになる。この実験ではブロー・ホールの発生状況はさほど顕著ではないので、引張強さあるいは衝撃値などに悪影響を与えていないが、今後の検討課題の1つであろう。

プラズマアークの肉盛溶接への適用も興味あるプラズマ技術の新しい開拓分野であって、その将来性が有望視されているが、これについては 本誌40巻2月号(1971)に木谷氏が詳しく紹介しているので割愛する。

5. 小電流プラズマアーク溶接

小電流のプラズマアーク溶接用のトーチでは 図-1(c)のように常時パイロット・アーク(プラズマ・ジェット)を点弧した状態で、電極(普通には直流正極性使用のためタングステン電極)と母材との間にノズル(1mmφ程度以下)を通してプラズマアークを発生させる方式をとっている。このため ノズル-母材間距離を数mm程度に離しても、1A程度以下の小電流で指向性のよい安定したアークが発生できる。アーク柱はノズルによって拘束されているので、母材部に至るまでかなり熱集中のよい形状となっているが、シールドガスによる熱的ピンチ効果を利用すればさらにアークの集束性が高くなる。このような特徴は薄板の溶接にははなはだ好都合であって、たとえば 0.075mm厚のコンピュター・ドライブ・ベルト(ステンレス鋼製)、0.175mm厚のペローズ(ステンレス鋼製)の溶接^{31,32)}など 超薄板の溶接にまで実用され、威力を発揮している。被溶接材の材質としては TIG 溶接の可能なものにはすべて適用されるが、アルミニウム合金などでは クリーニング作用の得られる直流逆極性または交流方式のトーチを使用せねばならない点に注意を要する。

まず 小電流におけるプラズマアークの安定性について検討するに、図-33³²⁾の $I_p=0$ の曲線にみるように、パイロット・アークを点弧していない場合には プラズマアークの電圧-電流特性は TIG アークの場合と同じく著しい負抵抗特性を示す。これに対し、 I_p を 2~3A 通じた中間形のプラズマアークでは このパイロット・アークのために低い値の定電圧特性に近い特性を示すようになり、アークの安定が容易に得られるようになるわけである。

図-33 プラズマアークの電気的特性に対するパイロット・アークの効果

小電流プラズマアークでは動作ガス流量を多くすると、溶融池へのプラズマ圧力が大となって穴あきの原因となるので、ノズル外部でのアーク柱の集束はシールドガスの熱的ピンチ効果に頼るのが普通である。このためシールドガスとしては被溶接材の材質に応じてアルゴンに適当量の水素あるいはヘリウムなどを混合したものをを用いている。図-34はシールドガスの種類によってアーク柱の絞られる程度の差異を示すスナップ写真であり³⁷⁾、図-35は水素ガスを添加した場合の母板上におけ

図-34 シールドガスの熱的ピンチ効果による小電流プラズマアークの緊縮 (10A)

図-35 小電流プラズマアークにおける電流密度分布

るアークの電流密度分布を測定した例である³⁶⁾。たとえば 7% 水素混合のものはアルゴンのみの場合に比べ、中心部では約 5 倍の電流密度となっている。

このようにシールドガス中に水素を添加すると、アークの集束性が向上するのみならず、アーク電圧の上昇に起因してある程度入熱も増大する。これらのため、熱効率はプラズマアークの電流 10A 程度では、純アルゴン・シールドの場合の 50% 程度から 60% (水素 10% 添加) にまで上昇する¹²⁾。(5A 程度以下の小電流域ではパイロット・アーク電流の比率が大きくなって、全体としての熱効率は 20% 程度にまで低下してゆく)。ともあれこの水素添加の効果は注目すべきであって、図-36にみるように 水素混入比を増すと同一板厚の溶接に必要な電流が少なくてよい結果となる³⁷⁾。

図-36 突合せ溶接に必要な最小電流におよぼすシールドガス中の添加水素量の影響

小電流プラズマアーク溶接では普通には TIG 溶接と同様な熱伝導形式に近い溶融池を形成させて溶接しているが、能率のよいキー・ホール法の適用性について調べてみよう¹²⁾。この場合にも 3 項の薄板のプラズマアーク溶接の場合と同様に、板厚に対してビード幅がある程度以上大になると、キー・ホール部で溶融された金属流が後方でブリッジしない現象が現われる。いま図-37において、ブリッジを生じなくなった場合 溶融金属は図のような半円柱体となるものと仮定すると (重力無視)、その限界では

図-37 小電流プラズマアークによるキー・ホール溶接の限界条件の考察

$$\frac{W_B}{h} = \frac{\pi - \theta + \cos \theta \cdot \sin \theta}{2 \sin^2 \theta} = \frac{1 + \cos \theta}{\sin \theta} \dots\dots(4)$$

が成立する。したがって W_B に対する限界の板厚を h_c で表わすと

$$h_c = W_B / 1.84 \dots\dots(5)$$

と求められる。この関係は 3 mm 厚程度以下の場合には実験的にほぼ満足することが確かめられているが、実用に際しては高速溶接となる関係上 アンダー・カットとなりやすく、なんらかの解決策が必要となる。また (5) 式からわかるように、1 mm 厚程度以下の薄板の溶接では許されるビード幅が狭いので、実用上はキー・ホール法が不可能となる。

つぎにキー・ホールを形成させない通常の溶接方法における溶接諸元について論述を進める¹²⁾。溶接結果を左右する因子としては トーチが与えられたとき 電流、溶接速度、ノズル-母材間距離、水素添加量 (ステンレス鋼など)、母材のクランプ間隔 (突合せ溶接、図-39 参照) があげられる。図-38 は図中に示す標準条件に対し、これら各因子それぞれを単独に変化させた場合の突合せ溶接における溶融幅の変化を 横軸に単位溶接長当りの入力をとって示したものである。この図から裏ビード幅の変化に対してはクランプ間隔および水素添加量が敏感であることがわかる。これはとくに前者において著しい。

図-38 ビード形成におよぼす各溶接因子の影響

小電流プラズマアーク溶接は継手設計さえ適正であれば、突合せ継手、ヘリ継手、重ね継手、角継手など 大抵の継手に適用できる¹³⁾。これらのうち最も困難な溶接は突合せ溶接であって、図-38 からわかるように 母材のクランプ条件が安定に溶接するための焦点となる。薄板の溶接では溶接不良および母材の変形を防止するため、図-39 のような治具を用い、可能な限り溶接線に接近した場所をクランプしている。

裏当材はその熱容量が十分大きいので、クランプ部の温度は常に一定に保たれているとみなされる。いま ク

図-39 小電流プラズマアーク溶接におけるクランプ

ランプ幅 $2a$ の中央にある溶接線を q なる熱源が移動している場合の 定常状態における溶接線に直角方向の任意の点 x の最高到達温度を熱伝導論によって求めてみると、図-40 の実線のようになる。(点線はクランプ幅無限大の場合。)¹²⁾ここに h : 板厚、 k : 熱拡散率、 K : 熱伝導率、 v : 溶接速度、 T : 温度、 n : パラメータで (2) 式の n 値を H で割った値。

図-40 溶接線に直角方向の位置における最高到達温度

図-40 の曲線において α が 3 以上であれば、 x は一定値となることから、このような速度域すなわち低速においては ビード幅は一定となるものと判断される。図-41 は入熱一定で、溶接速度およびクランプ幅を変えた場合の実験結果であって、上記の傾向は $\alpha > 1$ でほぼ満足されていることがわかる。上の論考から 手溶接のように速度を一定に保つことが困難な場合には、入熱を少くし 低速で溶接するのが望ましいことが結論される。また溶融巾は α の大なる領域ではクランプ幅に比例することになるので、超薄板の溶接ではとくにビードの安定性

図-41 溶接速度およびクランプ幅を変化させた場合の溶融幅

を得るため これを小さくすることが必要である。これは同時に熱変形の防止策となる¹²⁾。

薄板の突合せ溶接では 継手の始端と終端部で固体部に溶融池金属が引き寄せられて穴のあくニッキング現象が起る¹¹⁾。これは溶融池に働いている表面張力の釣合が自由端で破られるためであるから、両端から少し離れた位置(溶融池の直径程度)で溶接を止めるか、タブ板を取り付けて溶接を行なうことが必要となる。なおこれに似た現象にバーン・スルーがある¹¹⁾。これは突合せ面の片側のみがいわゆる片溶けした場合に 溶融金属がその周囲の固体部に引き寄せられて穴があいてしまう現象である。したがって これを防止するにはギャップの制御あるいは継手形状の選定とトーチ操作が重要となる。

む す び

プラズマ溶接法はアーク・プラズマのエネルギー密度を積極的に高めた集中熱源を利用しようとする斬新な高能率溶接法であることから、開発されてより今日まで約10年にすぎないのに 急速な発展・普及を遂げつつある。その一方では 機器あるいは施工法に関する改善策もつぎつぎに打ち出され、これに応じて適用分野も拡大の一端をたどっている。このようなプラズマ溶接の展開に対応するには 溶接現象の特徴を把握しておくのが早道であると考えられる。そこで本稿では プラズマ溶接法の主流たるプラズマアーク溶接法において、そのビード形成に関して解明された事実および特徴的な現象の紹介に力点を置いて解説を進めたわけである。当面の問題として 適用例あるいは溶接条件例などの紹介も必要な事柄であるが、紙数の制約もあって 今回は割愛させていた。このように不備な点は多々認められるが、本溶接法に関心をもたれる各位の参考になれば幸いである。

引 用 文 献

- 1) Stanley P. Filipski: "Plasma Arc Welding", W.J., Vol. 43 (1964) 937
- 2) G. Cooper, J. Palermo, J.A. Browning: "Recent Developments in Plasma Welding", W.J., Vol. 44 (1965) 268
- 3) H.R. Miller, S.P. Filipski: "Automated Plasma Arc Welding for Aerospace and Cryogenic Fabrications", W.J., Vol. 45 (1966) 493
- 4) L. J. Privoznik, H.R. Miller: "Evaluation of Plasma Arc Welding for 120 in. Diameter Rocket Motor Cases", W.J., Vol. 45 (1966) 717
- 5) R.C. Ashauer, S. Goodman: "Automatic Plasma Arc Welding of Square Butt Pipe Joints", W.J., Vol. 46 (1967) 405
- 6) R.W. Tuthill: "Plasma Welding", I.I.W. Doc. IV-43-70 (1970)
- 7) 氏家, 佐藤, 稲岡, 若松: "LMG 用 9% Ni 鋼のプラズマアーク溶接の研究", 溶学誌, Vol. 36 (1967) 1044
- 8) 柏村, 藤森, 石崎: "プラズマ-TIG タンデム溶接法によるステンレス溶接鋼管の製造法", 溶接学会全国大会講演概要, 第8集 (1971) 67
- 9) E.F. Gorman, G.M. Skinner, D.M. Yenni: "Plasma Needle Arc for Very Low Current Work", W.J., Vol. 45 (1966) 899
- 10) E.M. Wilson: "Micro-Plasma Arc Welding of Thin High Strength Steel Strip", Welding and Metal Fab. Vol. 36 (1968) 133
- 11) E.F. Gorman: "New Developments and Applications in Manual Plasma Arc Welding", W.J. Vol. 48 (1969) 547
- 12) 後藤, 山本: "小電流プラズマアークの特性", 溶接学会全国大会講演概要, 第7集 (1970) 95; 溶接アーク物理研究委・資料 70-106 (1970)
- 13) 蓮井, 笠原, 田口: "プラズマアーク溶接の研究", 機械学会論文集 (第3部), 34巻, 258号 (1968) 362
- 14) V.A. Stikhin, I.R. Patskevich: "Determination of the Thermal Characteristics of a Constricted Arc", Svar. Proiz., No. 9 (1967) 26
- 15) D.A. Dudko, A.N. Kornienko: "The Thermal Efficiency of AC Plasma Arc Welding", Avt. Svarka, No. 11 (1967) 27
- 16) 岡田, 丸尾, 難波, 近沢: "プラズマアークの研究", 溶学誌, Vol. 34 (1965) 1007
- 17) 西口, 田代: "プラズマアーク溶接における電流密度とシリーズ・アークの発生", 溶学誌, Vol. 39 (1970) 269
- 18) 安藤, 長谷川: "溶接アーク現象", 産報 (1962)
- 19) 西口, 小西: "アルミニウムのプラズマアーク溶接", 軽金属溶接, No. 98 (1971) 47
- 20) H.E. Pattee, R.P. Meister, R.E. Monroe: "Cathodic Cleaning and Plasma Arc Welding of Aluminum", W.J., Vol. 47 (1968) 226-s
- 21) 西口, 田代, 日納: "プラズマアーク溶接におけるビード形成機構について", 溶接学会全国大会講演概要, 第4集 (1969) 189
- 22) 西口, 田代, 日納: "プラズマアーク溶接における熱伝導論的考察", 溶接学会全国大会講演概要, 第4集 (1969) 187
- 23) 西口: "真鍮ビードの形成機構とその評価", 溶接法委員会資料, SW-319-70 (1970); 溶接アーク物理委員会資料, 70-104 (1970)
- 24) N. Christensen, V. de L. Davies, K. Gjermundsen: "Distribution of Temperatures in Arc Welding", British W.J., Vol. 12 (1965) 54
- 25) 岡田, 丸尾, 柏村: "プラズマアーク溶接の軟鋼への応用について", 溶学誌, Vol. 36 (1967) 184
- 26) 西口, 田代, 小西: "薄板のプラズマ溶接", 溶接学会全国大会講演概要, 第7集 (1970) 91, 溶接法委員会資料, SW-333-70 (1970)
- 27) G.J. Langford: "Plasma Arc Welding of Structural Titanium Joint", W.J., Vol. 47 (1968) 102
- 28) 松永, 中野: "プラズマ溶接の実用化に関する研究", 三井造船千葉研報告 (1971)
- 29) 西口, 藤野: "厚板におけるプラズマ溶接現象の研究", 未発表
- 30) 土屋, 印藤, 松永: "プラズマアークによる厚板の溶接", 溶接学会全国大会講演概要, 第5集 (1969) 209
- 31) 土屋, 松永, 中野: "プラズマアークによる厚板の溶接(Ⅰ)", 溶接学会全国大会講演概要, 第7集 (1970) 89
- 32) G.J. Langford: "Plasma Arc Welding of Titanium", W.J., Vol. 45 (1966) 811
- 33) 蓮井, 笠原, 田口, 大和: "プラズマスポット溶接に関する研究", 日本機械学会論文集(第3部), 35巻, 280号 (1969) 2439
- 34) 蓮井, 猪又: "水中におけるプラズマ溶接", 溶学誌, Vol. 40 (1971) 622
- 35) 蓮井, 衣川, 菅: "水中におけるプラズマ溶接(Ⅱ)", 溶接学会全国大会講演概要, 第8集 (1971) 63
- 36) 蓮井, 福島, 八尋: "マイクロプラズマ溶接に関する研究", 溶接学会全国大会講演概要, 第7集 (1970) 93
- 37) 大阪変圧器 K.K.: "プラズマ溶接の実験(小電流編)", 技術資料, F-12040