大径厚肉溶接鋼管の三電極 SAW 溶接における 適正溶接条件の検討 (第一報)*

—ビードの形状と健全性に及ぼす因子について—

平林清照**, 平 忠明***, 市之瀬弘之***

Development of Three Wires Submerged Arc Welding Technique for the Production of Large Diameter and Heavy Wall Thickness Line Pipes (Report 1)*

—Factors on Bead Shape and Sound Weld Metal—

by Kiyoteru Hirabayashi**, Tada-aki Taira*** and Hiroyuki Ichinose***

The development of three wires submerged arc welding techniques was carried out to produce line-pipes in the large-diameter and heavy-wall-thickness from 20 to 50 mm by UOE process. Some factors on a sound weld metal and a bead shape have been clarified as follows.

- (1) The good correlation between the penetration depth of the weld bead and the sum of $\sqrt{\frac{I^4}{v \cdot V_2^2}}$ at the leading and the middle wire could be obtained. The bead width had the good correlation with the heat input, and it was spread by an increase of the welding current and/or the arc voltage at the middle and the trail wire or by a decreasing of the welding speed.
- (2) The stable arc voltage and the good bead appearance can be obtained in the use of a large diameter welding wire because of lowering down the current density in it. The wire of 4.0 mm in diameter is too small to get a good weld bead, but the wire of 6.4 mm in diameter is so rigid that undercuts in the weld bead are sometimes caused by the unstable wire feeding. As a result the optimum wire may be 4.8 mm in diameter.
- (3) As lengthening a wire spacing, nitrogen and oxygen content in a weld metal are increased and they deteriorate the Charpy value, so that each wire spacing is desired to set within about 30 mm.
- (4) To get the high welding speed due to increasing a melting rate may be to weld at a high welding-current, but in this case, weld defects of the bead appearance such as undercuts are caused because of the hunting of the arc voltage happened by higher welding-current. Therefore sums of the welding current in three wires are desired to be about less than 3000 Amp. and the welding current at each wire is limited in the use of the fused flux.

1. 緒 言

サブマージアーク溶接 (SAW) を用いて製造する大径溶接鋼管は UOE 溶接鋼管とスパイラル溶接鋼管とがある。UOE 鋼管は Fig. 1 に示す製造プロセスによって製造される鋼管であり、U プレス、O プレスの成形を経て、SAW 溶接を行ったのち、拡張 (Expand) を行う事によって製造する方法である。UOE プロセスによって製造する鋼管の需要は今後厚肉化の傾向にあり、きわめ

て能率の高い 3 電極 SAW を厚肉鋼管のシーム溶接に適用するのが最も適切である。従来、大径溶接鋼管の溶接に、3 電極 SAW を適用した報告例は、板厚 25mm 以下の領域を検討した研究が多かった¹⁻⁵⁾。そこで本研究においては板厚 20 mm から 50 mm を含む厚肉鋼管を対象にして、3 電極 SAW で両面各 1 層溶接を行うための総合的な検討を行った。即ち 3 電極 SAW を行う場合のビード形状におよぼす各極の溶接施工条件とフラックス塩基度の影響について、また溶接条件と溶接欠陥の関係について検討した。その結果、各極に固有の機能をもたせる事によって、適正な溶込み深さと溶着量が得られ、かつ健全なビード形状を得るような条件を求める事ができた。

*原稿受付 昭和55年3月3日 (昭和54年度春季全国大会にて発表)

**正 員 日本鋼管 Member, Nippon Kokan K.K. Fukuyama Research Laboratory

*** 日本鋼管 Nippon Kokan K.K. Fukuyama Research Laboratory

Fig. 1 Manufacturing Process of UOE pipe

Table 1 Chemical Composition and Wall Thickness of Test Plate Used

Steel No.	W. T. (mm)	Gr.	Chemical Composition
A	20	API X70	C-Si-Mn-Ni-Mo-Nb-V
B	25	API X65	C-Si-Mn-Ni-Mo-Nb-V
C	35	SM41	C-Si-Mn
D	38	API X65	C-Si-Mn-Ni-Cu-Nb-V-Ti
E	50	SM41	C-Si-Mn

Table 2 Chemical Composition and Diameter of Welding Wires Used

Wire No.	Wire Dia. (mm)	Chemical Composition
a	4.0, 4.8, 6.4	C-Mn
b	4.0, 4.8	C-Si-Mn-Ni-Mo-Ti

2. 実験方法

2.1 供試材

本研究に供試した鋼板は Table 1 に示すように板厚 20 mm から 50 mm までの 5 種類の鋼板であり、各板厚における溶接条件を求めた。供試ワイヤは Table 2 に示すように、C-Mn 系の 4.0φ, 4.8φ, 6.4φ と C-Si-Mn-Ni-Mo-Ti 系の 4.0φ, 4.8φ の市販ワイヤを用いた。Table 3 は供試フラックスの成分系と塩基度 (森式表示⁶⁾ と Zeke の式⁷⁾) を示し、すべて熔融型フラックス

Table 3 Chemical Composition and Basicity of Fused Flux Used

Flux No.	Basicity		Chemical Composition
	BL	B	
1	1.41	1.6	SiO ₂ -CaO-Al ₂ O ₃ -MgO
2	0.74	1.2	SiO ₂ -CaO-MnO-Al ₂ O ₃ -CaF ₂
3	0.14	1.0	SiO ₂ -MnO-CaO
4	-0.45	0.85	SiO ₂ -CaF ₂ -CaO-Al ₂ O ₃
5	-0.49	0.75	SiO ₂ -MnO
6	-1.90	0.65	High SiO ₂ -CaO

BL = $6.05\text{N}CaO - 6.31\text{NSiO}_2 - 4.97\text{NTiO}_2 - 0.2\text{NAl}_2\text{O}_3 + 4.8\text{NMnO} + 4.0\text{NMgO} + 3.4\text{NFaO}$ (Mor's Formula)

B = $\frac{108\text{CaO} + 0.68\text{MnO} + 10\text{MgO}}{105\text{SiO}_2 + 0.0196\text{Al}_2\text{O}_3}$

である。開先は X 開先加工をして、両面各 1 層の 3 電極 SAW 溶接を行った。また一部は V 溝開先をとってビード溶接を行った。

2.2 溶接結線方法

本研究に用いた溶接トランスの結線方法は、M 極を L 極より $\pi/2$ 位相前進させ (スコット結線), L 極と T 極は同位相とした結線方法を用いた。

3. 実験結果および考察

3.1 ビード形状に及ぼす因子

UOE 鋼管の溶接の場合、積層は両面各 1 層であり、適正な溶込みを有する事と表面性状が良好な事が要求されるために、ビード形状におよぼす各因子について明ら

Fig. 2 Relation between Leading Welding Condition and Bead Shape (X-Groove)

- (a) Welding Current VS Penetration Depth
 (b) Welding Current VS Bead Width
 (c) Arc Voltage VS Penetration Depth
 (d) Arc Voltage VS Bead Width

Fig. 3 Relation between Middle Welding Condition and Bead Shape (X-Groove)

Fig. 4 Relation between Trail Welding Condition and Bead Shape (X-Groove)

かにした。

3.1.1 各極の溶接電流、アーク電圧、溶接速度の影響

フラックス 3 を使用した時の L 極の溶接電流およびアーク電圧と溶込み深さ、ビード幅の関係を Fig. 2 に示す。溶接電流が高くなると共に、溶込みは増加し、ビード幅は減少する。またアーク電圧を高くするとアーク長が増大し、かつプラズマ気流の圧力が低下するために、溶込みが減少してビード幅が増大する。このように L 極はガウジング作用をもち、深溶込みを得るためには、高電流低電圧にする事が望ましい。次に M 極の溶接電流とアーク電圧がビードの溶込み深さとビード幅におよぼす影響をしらべた結果を Fig. 3 に示す。M 極電流の増加と共に、ビード幅は増大し、しかも M 極電流は L 極のそれ以下であるにもかかわらず、M 極にも溶込み作用が認められる事は 3 電極 SAW の特徴的な現象である。またアーク電圧が高い程、ビード幅は増加し、溶込み深さは減少する。M 極は溶込み深さと表面ビード幅の両方に影響する重要な作用をもっている。T 極の溶接電流およびアーク電圧とビード形状の関係を Fig. 4 に示す。T 極の溶接電流とアーク電圧が高くなるとともに、ビード幅が増加するが溶込み深さは変わらない。このように T 極は溶込み深さに関せず、ビード幅のような表面性状に関与し、ビード形状を整える作用をする。

Fig. 5 はフラックス 3 を用い、 $I_L : I_M : I_T = 1 : 0.8 : 0.6$ にして、 I_L を 1400 A (A 印) と 1600 A (B 印) の 2 種類に設定した場合のビード形状におよぼす溶接速度の影響をしらべた結果である。溶接速度の増加とともに、ビード幅、溶込み深さ、ビード高さは減少する。また B の条件は A の条件よりも同一速度に対して溶込み深さとビード幅、ビード高さが大きい事が認められる。Fig. 2 から Fig. 5 までの結果から溶込み深さは L 極と M 極の溶接電流、アーク電圧の条件と溶接速度に影響を受けるため、単電極 SAW に通常使われる Jackson の式⁸⁾を L 極と M 極の溶接条件にあてはめて整理した結果が Fig. 6 である。溶接ビードの溶込み深さは L 極と M 極の $\sqrt[3]{\frac{I^4}{v \cdot V_a^2}}$ の和 (F 値) (I : 溶接電流, V_a : アーク電圧, v : 溶接速度) で整理する事ができた。即ち F 値が大きくなるにつれて、溶込み深さは増加する。また溶込み深さは F 2550 の領域で急激に増加する事が認められるが、この領域は溶接電流や溶接入熱が過大になるために、(3.2) 節で述べるが、通常の熔融型フラックスを用いた場合、ビード表面は波目が荒く、オーバーラップ、アン

Fig. 5 Relation between Welding Speed and Dimension of Bead (X-Groove)

Fig. 6 Relation between F value and Penetration Depth
I: Current, Va: Voltage, v: Speed
BL: Basicity of Mori's Formula

ダーカット等の欠陥が発生しやすい事がわかった。次にビード幅は、M極及びT極の溶接電流とアーク電圧が高くなるとともに広がり、またL極のアーク電圧が高くな

Fig. 7 Relation between Heat Input and Bead Width
(BL: Basicity of Mori's Formula)

るにつれて広くなる。また溶接速度が遅い程、ビード幅は広くなる。Fig. 7 は溶接入熱とビード幅の関係を示した図である。溶接入熱が大きくなるとともに、ビード幅は広くなる事が認められた。このように溶込み深さはF値に依存し、ビード幅は溶接入熱に依存して大きくなる事がわかった。

3.1.2 溶接フラックスの塩基度の影響

3電極 SAW においては、変動因子が多く、ビード形状におよぼすフラックスの影響のみを取り出す事がむづかしいので、2電極 SAW で条件を一定にして、フラックスの影響のみを検討した。結果を Fig. 8 に示す。フラックスの塩基度が高くなる程、(A) 溶込み深さは大きくなり、(B) ビード幅は狭くなって、(C) ビード高さは大きくなる。(D) 塩基度が高い程、樹枝状晶の成長角度: α (図参照) は大きくなって梨型ビードになりやすく、高温割れの感受性が増す。(E) 溶融断面は中性フラックスが最も大きく酸性または高塩基性になると低下する。3電極 SAW においても、溶融断面は Fig. 8 の (E) と同様の傾向を示し、中性のフラックス3は最も断面が大きい、次に酸性のフラックス5であり、高塩基性のフラックス1は断面が最も小さい事が認められた。溶融断面におよぼすフラックス塩基度の影響を考察するために、供試した溶融型フラックスの比電導度と粘性を測定した。比電導度は2極法によって1200~1500℃の温度範囲で測定を行ない、また溶融スラグの粘性は黒鉛ルツボと黒鉛ローターを用いた円筒回転法によって測定した。Fig. 9 は1400℃における溶融スラグの比電導度: K および粘性: η と溶融断面の関係を示す。供試フラックスは高温で融解すると電導性を示すようになり、1200℃以上の融解温度において、比電導度の順位は次のようになった。

Fig. 8 Effect of Flux Basicity on Bead Shape (V-Groove)

Fig. 9 Relation between Specific Conductivity, Viscosity of Molten Slag and Cross Sectional Area
(K: Specific Conductivity
η: Viscosity)

Flux 1 ($B=1.6$) < Flux 5 ($B=0.75$)
< Flux 2 ($B=1.2$) < Flux 3 ($B=1.0$)

溶融断面積は比電導度が大きい方が大きくなる事が認められた。また溶融スラグの粘性に関しては、粘性が小さい方が溶融断面積は大きくなる事がわかった。このようにスラグの比電導度と粘性は塩基度によって相違し、溶融断面積に影響を及ぼすものと考えられる。

3.1.3 ワイヤ径の影響

ビード形状におよぼす溶接ワイヤ径の影響をしらべる目的で、L 極を 4.0φ, 4.8φ, 6.4φ の 3 種類のワイヤで

溶接した。Table 4 はこの時の溶接条件とビード外観の関係を示す。表中の No. 1 において L 極を 1600 A, 35 V に設定したが、4.0φ の L 極ワイヤでは 1450 A 程度しか流れず、アーク電圧が 50 V と高くなりすぎた。この理由は電流密度が 115 A/mm² と高く、またワイヤの送給速度がワイヤの溶融速度よりも遅いため、アーク電圧が高くなるものと考えられる。このような状態で溶接すると、溶接過程中に溶融メタルが飛散して、スパッタの発生が著しく、かつアンダーカットが発生しやすい。L 極を No. 2 の 4.8φ にすると、電流密度は 88 A/mm² にまで下がり、かつワイヤの送給速度が溶融速度に見合うようになるので、所期のアーク電圧設定条件を得る事ができ、ビード形状は良好となった。No. 3 は L 極を 6.4φ, M 極と T 極を 4.8φ で溶接した時のビード外観を示し、それはスパッタの発生はなく良好である。L 極と M 極のワイヤ径を 6.4φ と 4.8φ にした事により、電流密度が 50 A/mm² (L 極) と 69 A/mm² (M 極) に低下し、アークの発生断面が広がってプラズマ気流が弱くなるために、溶込みは浅くビード幅が広がる。このように太径ワイヤを使用した場合、大電流、低電圧にする事ができ、かつアークの照射面積を増す事ができる。反面、太径の 6.4φ の場合はワイヤの剛性が大きくなり、ワイヤ送給などの不安定性がアンダーカットの発生につながりやすいので、剛性の高いワイヤに見合う送り装置と溶接機の制御

Table 4 Effect of Diameter of Wires on Weld Bead Shape (V-Groove)

No.	Phase	Wire No.	Wire Dia. mm ϕ	Wire Angle degree	Wire Spacing mm	Welding Current A	Arc Voltage V	Welding Speed mm/min	Flux No.	Bead Appearance
1	AC-AC-AC	L	4.0	0°	30	1450	50	1400	3
		H	4.0	15°	30	1250	45			
		T	4.0	30°	30	950	45			
2	•	L	4.8	0°	30	1600	35	1400	3
		H	4.8	15°	30	1250	40			
		T	4.8	30°	30	950	45			
3	•	L	6.4	0°	30	1600	35	1400	3
		H	4.8	15°	30	1280	40			
		T	4.8	30°	30	960	45

Fig. 10 Relation between Wire Dia. and Welding Current and Current Density

特性についても考慮する必要がある。このような理由から、大径溶接管工場で板厚 20mm~50mm の量産を考えた場合は 4.8 ϕ が適当である。Fig. 10 は溶接ワイヤ径と適正溶接電流範囲および電流密度範囲の関係を示す。Metal Handbook⁹⁾ の適正電流範囲と電流密度範囲の中に、本研究で得た溶融型フラックスを用いた場合の 3 電極 SAW の条件を挿入したものであり、ワイヤが大径になるにつれて、適正溶接電流域が高くなるが電流密度は低下する。工場において安定して良好なビード形状を得るには、各極のワイヤ径を 4.8 ϕ にして、L 極は最大 1200 A 位で使用すれば良い。

3.1.4 電極距離の影響

供試鋼板 B を用いて、電極間距離を 30 mm, 50 mm, 200 mm の 3 種類について実験し、電極間距離と溶接金属の酸素含有量、窒素含有量および靱性の関係および電極間距離とビード形状の関係をしらべた。Fig. 11 は溶接金属の酸素含有量、窒素含有量および靱性に及ぼす電極間距離の影響を示す。電極間距離が大きくなると、溶接金属の酸素量と窒素量が多くなるのが認められ靱性が劣化する。小平¹⁰⁾らは 2 電極 SAW 溶接において電極間隔が大きくなると窒素含有量が高くなると報告している事と一致している。高塩基性のフラックス 1 と酸性のフラックス 5 では、同一間隔に対して酸素量と窒素量は相違する。塩基度の低いフラックス 5 の方が酸素含有量が高くなる機構はすでに明らかにされている¹¹⁾。また溶接金属の酸素含有量の多くなるフラックス 5 の方が窒素量も多くなる機構は、小林ら¹²⁾が MIG 溶接で述べているように、SAW 溶接においても、アーク空洞内は酸化性になって、単独の N, N⁺ の外に、活性な NO, NO₂, NO⁻, NO₂⁻ が関与しているものと思われる。次にビード形状に及ぼす電極間距離の影響をしらべた結果、ビード形状は電極間距離が各極 30 mm の場合には良好であるが、50 mm を越すと劣化し、200 mm に到ってはハンピング現象が著しくビードを形成しない事が認められた。ハンピング現象の生成原因として、安藤ら¹³⁾は次のように述べている。即ち高電流、高速溶接においては溶融池前半分と後半部の温度差が大となり、このために溶融池表面には、その温度差に基づく強力な表面張力流が生じ、溶融池前半部の溶融金属はこの流れのために、後方へ運ばれ、不連続ビードの生成原因となる。本研究の 3 電極 SAW で極間を 200 mm に離れた場合には、各極において上記のハンピング現象が生じており、また凝固スラグの上を次の電極で溶接するために、アークの安定性が悪く、それらが原因して不連続ビードになり、窒素

Fig. 11 Effects of Wire Spacing on [O] Content, [N] Content and Toughness of Weld Metal

(B_L : Basicity of Mori's Formula) Steel B

$B_L = 1.41$: flux 1; $B_L = -0.49$: flux 5

Fig. 12 Optimum Welding Condition based on Welding Current and Welding Speed

含有量と酸素含有量の増加も認められる。以上の事から 3 電極 SAW における電極間距離は 1 プールにする事が望ましく、各極 30 mm 間隔以内が良い。

3.2 3 電極 SAW の溶接条件と溶接欠陥の関係

溶融速度を増して高速化するためには、大電流にすれば良いが、反面アンダーカットやスパッタが発生しやすくなる。Fig. 12 は健全な溶接金属を得るための最大の溶接速度と溶接電流の臨界線図である。図中の Jackson¹⁴⁾ の線は単電極 SAW におけるアンダーカットの発生限界を検討した結果であり、溶接電流が高くなる程、また溶

接速度が大きくなる程、アンダーカットは発生し易い。この線に比較して 3 電極 SAW におけるアンダーカットの発生限界をプロットした結果、Jackson の求めた単電極溶接よりも、非常に安定して速度上昇を得る事ができる。各極の溶接電流を増して溶着量を増せば、溶接能力を大きくする事ができるが、アンダーカットの発生という点から限界がある。また低速側において、溶接電流を高くしていった場合、熱量の過大増加により、スラグの粘性の低下を招く事と、プラズマ気流の圧力と電磁圧力の増大により溶鋼の揺動が大きくなり、電圧ハンチングを招き、ビードは波目が荒く劣化する。溶融型のフラックスにおいては各極の電流和が 3000 A 以上、焼結型フラックスも追加して試験した結果、3800A 以上で電圧ハンチングが大きくなる。フラックスの融点が低く 1500℃ 以上における粘性の低い通常の溶融型フラックスは、図中のオーバーラップ臨界線図に示すように電圧ハンチング限界内に電流を押えた領域においても溶接速度を低くした場合、熱量増加によって、溶融スラグはビード幅方向に流れ出してくるために、オーバーラップビードになりビードは形成されない。従って大入熱を必要とする板厚 50mm の鋼板に溶融型フラックスを用いて両面 1 層溶接をする場合は、大入熱用に成分設計したフラックス 6 を使用する事が必要であり、この場合、オーバーラップビードは形成されない事がわかった。また L, M, T 各極の溶接電流に限界を与え、溶融型フラックスにおいては、 $I_L \leq 1200$ A にして、 $I_M/I_L = 0.70 \sim 0.85$, $I_T/I_L = 0.55 \sim 0.65$ の範囲が良好である。以上の事から焼結型フラックスは大電流域の適用範囲が最も広く、次に大入熱

溶接用の溶融型フラックス6であり, 通常の溶融型フラックスは大電流, 大入熱溶接用としては適当でない事がわかった。

4. 結 論

UOE プロセスによる厚肉鋼管製造のための溶接技術として, 3 電極 SAW を検討した結果, ビード形状におよぼす各種の因子および溶接条件と溶接欠陥の関係を次に示すように明らかにした。

(1) 溶接ビードの溶込み深さはL極とM極の $2\sqrt{\frac{I^2}{v \cdot V_a^2}}$ の和で良く整理する事ができる。ビード幅は溶接入熱と良い相関を示し, M極とT極の溶接電流とアーク電圧が大きくなるとともに広がり, また溶接速度を小さくすると広がる。ビード高さは溶接電流, 溶接速度によって影響を受ける。

(2) 太径ワイヤの使用はワイヤの電流密度を下げる事ができるので, 大電流域においてアーク電圧を安定化する事ができる。またアークの照射面を増す事ができるので溶込みが浅くビード幅は広くなり, 表面欠陥はなく滑らかな形状を得る事ができる。このためワイヤ径が 4.0 ϕ では細すぎるが, 反面 6.4 ϕ ではワイヤの剛性が大きくなり, ワイヤ送給などの不安定性がアンダーカットの発生につながりやすいので, 4.8 ϕ が適正である。

(3) 電極間隔が大きくなるとともに, ビード形状は劣化する。間隔 200 mm の3溶融池状態では, ハンピング現象が大きくなりビードは形成されない。また電極間隔が大きくなるとともに窒素と酸素量は増加し, Charpy 値も低下するので, 各電極間隔は30mm 以下にする事が望ましい。

(4) 溶融型フラックスの種類によって溶融断面積は影響され, 中性のフラックス3が最も断面積が大きく, 酸性または高塩基性になると低下する。またフラックスの塩基度が高い程, 溶込みとビード高さが大きく, ビード幅が狭くなって梨型ビードになりやすい。

(5) 溶融速度を増して, 高速化するためには, 大電流にすれば良いが, 反面アンダーカット, スパッターが発生しやすくなる。また過大電流は電圧ハンチングを生じてビード形状を劣化するので, 溶融型フラックスの場合は各極の電流和 ($I_L + I_M + I_T$) は 3000A 以下になる事が望ましい。通常の溶融型フラックスは大電流でかつ低速にすると, スラッグの粘性低下により, オーバーラップビードになる。また L, M, T 各極の溶接電流に限界を与える。

参 考 文 献

- 1) 赤秀, 阿草, 浮辺, 坪井: 川鉄技報 Vol. 6 (1974), No. 4, p. 100~109
- 2) G. D. Uttrachi, J. E. Messia, Welding J. Vol. 47 (1968), No. 6, p. 475
- 3) 木谷, 豊岡, 宇滝: 溶接法研究委員会第21回資料 SW-129-68
- 4) M. C. Maine, FWP Journal, August, 1974
- 5) P. W. Ramsey, T. M. Evin, Welding J. Oct. 1972, p. 695~701
- 6) 森: 鉄と鋼 Vol. 46 (1960), 1466
- 7) Zeeke: IIW Doc. 1968
- 8) C. E. Jackson, A. E. Shrubsall; J. A. W. S Vol. 32 (1953), p. 173s
- 9) Metal Handbook, Vol. 6, p. 75
- 10) 小平ら: 溶接学会講演概要集昭和49年第17集
- 11) K. Hirabayashi, T. Taira, T. Yamaguchi, I. I. W. Doc. XII-A-135-77
- 12) 小林, 桑名, 菊池: 溶接学会誌 Vol. 40 (1971) No. 3, p. 57-67
- 13) 安藤, 西川, 井上: 溶接学会誌 Vol. 40 (1971) No. 4, p. 51-55
- 14) T. N. Jayarajan, C. E. Jackson: Welding J. Vol. 51 (1972), No. 8, p. 377s