中の転位密度は軟鋼溶接金属に比べ高く、軟鋼溶接金属のアシキュラーフェライト中の転位密度の約 1.5 倍以上である。

(3) 軟鋼溶接金属で見られる三種類のフェライト、初析フェライト、サイドプレートフェライト、針状フェライトは、その順で転位密度が高くなる。

(4) 熱影響を受けた軟鋼溶接金属中のフェライトの転位密度は、溶接のままのものに比べ低下する。

(5) 軟鋼ならびに高張力鋼溶接金属の遷移温度は、フェライト粒度だけでなく、フェライト粒内の転位密度に依存することが明らかになった。

終りに、実験遂行に当り、熱心に協力された当時卒研生の築山忠佳 (現パブコック日立)、黒川武雄 (現日立製作所) 両氏に感謝の意を表します。透過電子顕微鏡使用に当り、種々の配慮戴いた名古屋大学工学部井村徹教授に謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) P. R. Kirkwood: Microstructural and Toughness Control in Low Carbon Weld Metal, *Metal Construction*, **10** (1978), 260~264
- 2) 中西睦夫: サブマージーク溶接金属の組織とじん性, 本誌, **50** (1981) 5~11
- 3) L. J. Gross and R. P. Stout: The Effect of Microstructure on Notch Toughness—Part III, *Weld. J.*, **35** (1956), No. 2, 72S-76S
- 4) J. Garstone and F. A. Johnson: Impact Properties of Mild Steel Weld Metals, *Br. Weld. J.* **10** (1963), No. 5, 224-230
- 5) 菊田米男, 荒木孝雄: 鋼鋼溶接金属部の組織とじん性, 本誌, **50** (1981) 19-28
- 6) I. Hrivňák and V. Magula: Physical and Metallurgical Analysis of Weld Metals of The Project XII-B, *Doc. IIW-XII-B-239-78*
- 7) C. L. Choi and D. C. Hill: A Study of Microstructural Progression in As-Deposited Weld Metal, **57** (1978), 233S-236S
- 8) N. J. Petch: The Ductile-Brittle Transition in the Fracture of α -Iron: I, *Phil Mag.*, **3** (1958), 1089-1097
- 9) J. Heslop and N. J. Petch: The Ductile-Brittle Transition in Fracture: II, *Phil Mag.*, **3** (1958), 1128-1136
- 10) 益本 功, 須賀久明: 軟鋼溶接金属における各種フェライトの転位組織, 本誌, **51** (1982) 349-353

被覆溶接棒の偏心が溶着に及ぼす影響*

宮坂 勝利**, 大柴 文雄***, 赤松 泰輔**, 清水 寛一郎**

Effect of Eccentricity of the Coating upon the Deposition of Weld Metal*

by Katsutoshi Miyasaka**, Fumio Oshiba***, Taisuke Akamatsu** and Kanichiro Shimizu**

By means of eccentrically covered electrode of ilmenite type and cellulose type coating which has a definite outer diameter and various eccentricities relating to the core wire of a given diameter, the fusion penetration phenomena of stringer bead made on base metal plate in the flat position welding and fire cracker welding were investigated. Furthermore up-slope welding in the flat position were investigated under variously inclined base plate.

The results obtained are summarized as follows:

(1) Flat position welding; a) The shape of penetration becomes Central Penetration Type when the coating thickness is thinner at front side of the electrode travelling and comparatively low arc voltage in the flat position.

(2) Fire cracker welding; a) When the thicker coating thickness are facing to the base plate, the arc is blown up so that the sound weld can't be made easily. When to some extent the arc is directed to the base plate the appearance of weld bead becomes smoother.

(3) Up-slope welding; a) The most favourable inclination of the base plate for practical use occurs

*原稿受付 昭和56年10月3日 (昭和55年度秋季全国大会にて発表)

**正 員 工学院大学 Member, Kogakuin University

***正 員 工学院大学名誉教授 Member, Emeritus Prof., Kogakuin University

at $\theta = \gamma$, θ being the angle of arc jet, γ the inclination angle of base plate. b) The base plate of large inclination may be successfully welded with electrode of large eccentricity, even when a satisfactory welding can't be achieved by electrode of small eccentricity.

1. 緒 言

従来, よく知られているように偏心した被覆溶接棒にアークを点じると被覆は片溶けして, その方向にアークは吹かれ溶接作業は困難となる。しかし, 横置溶接のような場合には, 片溶けした方が安定した溶接結果が得られ易いことから Evans ら¹⁾は無偏心溶接棒の被覆剤の一部を削除し, 横置溶接法に適用した結果を報告しており, また, 菊田ら²⁻⁴⁾も同様の被覆の一部削除型溶接棒を用いて, アーク吹の状態や溶込みに関する一連の有益な報告をしているが, それを下向姿勢に用いた場合への言及はないようである。

我々はこのようなアークに指向性を与える一方法として被覆剤を心線に対して偏心させて塗装することを考え, 市販の代表的な被覆系統に近い被覆成分をもつ数種の異なる被覆溶接棒の各々について, 塗装の際の被覆の偏り(偏心度)の異なる数種の偏心溶接棒を試作した。それらの溶接棒を用いて, まず, 下向溶接の場合と横置溶接の場合について偏心溶接棒によるアーク吹および溶込みの基礎的実験を行った後, 下向姿勢で母板の傾斜角度を変えた場合について, 偏心に基づくアークの指向性が溶着に及ぼす影響を実験し, 実用に供する可能性を検討した。ここでは下向および横置溶接の場合はイルミナイト系を, 下向傾斜溶接ではセルロース系の場合を主体に報告する。

2. 実験方法

2.1 溶接棒

試作した溶接棒の心線直径は 3.2 mm の鋼線を用い, その JIS 規格は SWY 11 である。被覆の外径は 5.1 mm とし, その被覆成分および配合割合を Table 1 に示す。この場合, 心線横断面積に対する被覆横断面積の比として表わされる被覆面積率は 154 % と市販のものより全般的に高い値をもたせた。

偏心度は振れの 1/2 をもって表示し, その値を 0, 0.317, 0.633 および 0.950 mm の四段階とした。各偏心度の許容範囲は ± 0.05 mm に管理した。この許容範囲は式 (1) で与えられる偏心率を無偏心棒について計算すれば JIS の許容範囲内に管理されている。

$$R_e = \left\{ \frac{(d + t_{\max}) - (d + t_{\min})}{(d + t_{\min})} \right\} \times 100 \quad \dots (1)$$

ここに, $R_e(\%)$ は偏心率を, d は心線直径を, $t_{\min}$ は

Table 1 Covering constitutions of the experimental electrode (weight %)

Ingredient	Type of electrode				
	Ilmenite	Cellulose	Titanium oxide	Lime titania	Low hydrogen
Ilmenite	35	8			
Calcite	6	10	4	25	43
Quartz	10	10		6	
Ferromanganese	15	10	12	13	3
Talc	8	7	12	3	
Starch	5	6	2		
Orthoclase	16		20	10	
Pyrolusite	5				
Cellulose		25	5		
Rutile		18	45	38	
Asbestos		6			
Mica				5	2
Fluorite					20
Ferrosilicon					12
Iron powder					10
Sodium alginate					5
Witherite					5

Table 2 Relations among E_c , R_e , $t_{\min}$ and $t_{\max}$

Eccentricity E_c (mm)	Eccentricity ratio R_e (%)	Covering thickness (mm)	
		$t_{\min}$	$t_{\max}$
0	0	0.950	0.950
0.317	16.5	0.633	1.267
0.633	36.0	0.317	1.583
0.950	59.4	0	1.900

最小被覆厚さを, $t_{\max}$ は最大被覆厚さを示す。Table 2 には溶接棒の偏心度, 偏心率, $t_{\min}$ および $t_{\max}$ の値を示す。

2.2 実験装置および溶接施行条件

実験に用いた下向きおよび下向傾斜溶接装置の概要を Fig. 1 に示す。溶接棒は鉛直に保持され, 母板は水平に移動する可動合車の上に固定されている。溶接棒はその溶融期間中アーク電圧が一定に保たれるよう, 送給モータの回転の調節により絶えず送給される。

電源には交流を用い, 開路電圧 78 V, アーク電圧 28 V

Fig. 1 Schematic view of the experimental apparatus

Fig. 2 Arrangement of electrode

をそれぞれ一定とし、溶接速度は 220 mm/min 一定とした。溶接電流は 80, 95, 110, 125 A の四段階に変えた。母板は SS 41 で、その寸法は $4.5t \times 32w \times 280l$ mm である。

偏心の影響は Fig. 2 (a) にみるごとく、いずれの偏心度の溶接棒も溶接方向に最小の厚みを前方にした場合と、最大厚みを前方にした場合の二つについて実験した。溶着状態については、一つの条件で五本のビードを置き、その各々につき設定アーク電圧の位置でのビード断面を 5 箇所採り、総計 25 箇所の平均で表した。アークの状態については、溶接方向に対して側面方向（縦方向のアーク吹）からの撮影を主とし、正面方向（横方向のアーク吹）についても随時撮影した。また、傾斜溶接における母板の傾斜は Fig. 2 に示したごとく、水平からの角度 γ を時計方向を正とし、主として $-15^\circ, 0^\circ, 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 55^\circ, 60^\circ$ に変えた。

次に、横置溶接の場合の溶接棒の設置法を Fig. 2 (b) に示す。同図より、水平に置かれた母板に対し、母板から心線下端までの距離をいずれの偏心度についても 3.2 mm 一定となるよう平行に設置する。偏心の影響をみるには、いずれの偏心度の棒についても最小被覆厚さを母板に対面させた場合と、最大被覆厚さを対面させた場合の二つについて実験した。この場合、対面する被覆厚さが変化するとアーク長が変化し、したがって、アーク電圧も一定とはならないので、溶着状態については一定電流に対応した位置で下向き溶接と同様に総計 25 箇所の平均で表した。また、アークの状態は側面方向からの撮影（縦方向アーク）を主として行った。

3. 実験結果

3.1 下向および横置溶接

3.1.1 下向き溶接におけるアーク吹

偏心溶接棒のアークは、溶接方向に対して被覆の偏り

Fig. 3 Arc appearances in eccentric electrode welding (ilmenite, 110 A)

をどのように置いても被覆の薄い方が早く溶け、このため被覆の厚い方から薄い方にアークは吹かれる。下向き溶接における縦方向のアーク吹の一例としてイルミナイト系 110 A の場合について Fig. 3 に示す。同図よりアーク吹の方向はアークの噴出状態を Fig. 2 (a) のごとくとれば、おおむねアーク指向角度 θ に垂直な方向 F であるといふことができる。アークがこのように指向されるため、 α_1, α_2 は軸線に非対称となる。実際のアーク指向角度 θ 、アーク噴出角度 α は後述するセルロース系の場合のそれ (Fig. 15) と類似する。この場合、同一偏心度のものでは前方被覆厚さの薄いもの場合は厚いもの場合より θ はやや小さくなる。これは前方からの気流によりアークが後方に流され、後方の被覆がより多く溶かされるためと考えられる。アークの噴出角度 α は無偏心 $t=0.950$ mm で最小を示す。

3.1.2 下向き溶接におけるビード外観と溶込み

Fig. 4 には偏心度の異なる溶接棒によって得られた

Fig. 4 Appearances of bead and cross sections of beads in eccentric electrode welding (ilmenite, 110 A)

ビード外観と溶込み形状の一例として、イルミナイト系で 110 A の場合について示す。同図より $t=0.950$ を中心に偏心の小さい $t=0.633\sim 1.267$ のものの外観は良好であるが、 $t=0$ の場合のビードには、後方の厚被覆が溶かされきらずに溶融池に突っ込み、先端が折れて残るため大きなピットを生じる。 $t=0.317$ では低電流の 80 A では $t=0$ と同様に後方の厚被覆が溶かされにくくピットが生じるが、電流が高くなるとこのピットは生じにくくなる。一方、前方被覆厚さの厚い $t=1.900$ の場合には、この厚い被覆が溶かされきらず残るため溶融池の縁や母板に衝突して折れ、このため電圧調整の困難さを来しビード表面は荒れる結果となる。全般的に低電流になるほど厚い方の被覆が溶けにくい結果、偏心の大なるものは溶接の困難さが増す。溶込み形状は $t=0$ の場合、大電流 TIG アークの場合において安藤ら⁵⁾ により分類された中央溶込み型を示しているが、この溶込み形状を示すのは $t=0.317$ までで、それ以上前方被覆厚さが増すと単純溶込み型となる。安藤らは中央溶込み型は大電流アークによる強力なプラズマ気流により得られ、被覆棒では電流密度が低く単純溶込み型が通常であるとしている。本実験の場合のそれは、未溶解の被覆筒による引っかきによると考えられる。それは、図にみるごとくビー

ド周辺部における溶込みは偏心の大なるものの方が浅いことと、中央溶込み幅が後方の未溶解被覆筒の幅に近似している事実であり、更に、アーク噴出角 α は偏心の小なるもの程小さいことから、 $t=0$ の場合、例えば前方からの気流によりアークが後方の厚被覆筒の中に閉じ込められても、これによる電流の高密度化効果は大きくないと考えられるためである。これはまた、後にみる Fig. 14 より、アーク電圧をやや高めて未溶解の被覆筒の衝突を少なくした実験の場合の母板傾斜角 $\gamma=0^\circ$ における最大溶込み深さは、偏心が小なるもの程大きい事実からも推察される。

更に、最大溶込み深さ $P_{\max}$ と前方被覆厚さ t との関係についてみれば Fig. 5 となる。任意の前方被覆厚さにさおける最大溶込み深さを与える式は Fig. 6 のごとく無次元化溶込み量 $P_{\max}/t$ と t との両対数プロットで直線関係が得られ、次式を得る。

$$P_{\max} = C_1 t^{1-n} \quad (n > 1)$$

書き直して

$$P_{\max} = C t^{-m} \quad (m > 0) \quad \dots\dots (2)$$

ここに C は被覆系統により定まる定数であり、電流に比例する。 m は被覆系統、電流値を問わず 0.11~0.13 程度の値となる。しかし、式 (2) においては $t=0$ を含まない範囲では実験値とよい一致をみるが (Fig. 5), $t=0$ を含む場合は次式で表わされる。

$$P_{\max} = D - Et + F \exp(-Gt)$$

ここに D, E, F および G はそれぞれ定数である。ただし、低水素系のように溶滴がグローバル移行である場合の偏心の大なる棒の溶接は極めて困難であり、また、先にみた $t=0$ のピット発生状態からも実用範囲内では式 (2) が適当と考えられる。また、式 (2) も中央溶込み型が得られる程度のアーク電圧以下で成立し、それ以上

Fig. 5 Relations between max. depth of penetration and front side thickness of coating

Fig. 6 Log-log diagram of the relations between t and $P_{\max}/t$

Fig. 7 Effects of eccentricity on arc blow (110 A)

のアーク電圧では無偏心溶接棒ないし、それよりやや前方被覆厚の薄い棒が最大の溶込みを示すようである。

3.1.3 横置溶接におけるアーク吹と溶込み

横置溶接の場合のアーク吹およびビードの状態を Fig. 7 および Fig. 8 に示す。両図より母板に対面する被覆厚 t の小なるもの程アークは母板に集中し、溶込みは幅が狭く深くなるが、ビード波のピッチは粗くなる。このビード波ピッチの粗さは、上部の厚い被覆が未溶解のまま残っており、このため十分な溶融滴の微粒化作用が行われず、グローブな移行となったためと考えられる。逆に、上部被覆厚が薄くなると、アークは心線軸線方向から母板に飛ぶものと、母板から心線に飛ぶものとが衝突したような、あたかも弓形の二個のアークから形成されているがごとき状態となり、アークは著しく不安定となる。電流が高くなるとこのようなアーク吹は一層激しくなり、アークは連続的に飛ばず途中で消滅する結果、滑らかで連続的なビードは得られにくくなる。滑らかな

Fig. 8 Appearances of bead and bead sections in fire cracker welding (110 A)

Fig. 9 Arc appearances in up-slope flat position welding (110 A, 30 V)

ビードは母板に対面する被覆厚さが上部よりやや薄く、アークが適当に母板に指向され易いものが良い結果を示す。なお、本実験では必ずしも適当な被覆成分の配合とはなっていないこともあり、美麗なビードとはいえないが、更に良好なビードを得るには西口ら²⁾の指摘および Evans ら¹⁾の結果によるように、鉄粉の混入等を考慮する必要があると考えられる。

3.2 下向傾斜溶接

セルロース系の 110 A におけるアーク吹の状態を無偏心棒 $t=0.950$ および偏心棒の $t=0.317$ の場合について Fig. 9 に示す。いずれの溶接棒においても、アークの飛び方は最小厚と最大厚の被覆筒先端を結んだ面内 (アーク指向角度 θ で表わす) に垂直に飛ぶとみられる。Fig. 10 にはこのアーク指向角度 θ と母板傾斜角度 γ との関係を示す。同図より中間偏心棒の $t=0.633$ および $t=0.317$ の場合は母板の傾斜の違いによる指向角度には差は少ないが、 $t=0.950$ や $t=0$ においては指向角度の相違はやや大きい。この理由は、例えば $t=0.950$ で $\gamma=60^\circ$ についてみれば、アーク硬直方向への電子放射は母板への直線距離が著しく大きいため、電子は主として母板の近い所に飛び易く、このため溶接棒に近い母板面での電子の面密度は高くなり、そこにクレータができアークは固定される。交流では帰りの半サイクルはその溶融池から電子が飛び出し易くなる結果、母板に近接する部分の被覆が溶け易くなり、指向角度に差を生ずるも

Fig. 10 Relations between directivity angle of arc and inclination angle of base plate (30 V)

Fig. 11 Appearances of beads in up-slope flat position welding (110 A)

Fig. 12 Cross sections of beads in up-slope flat position welding (110 A)

Fig. 13 Effects of directivity angle and inclination angle on appearance of bead

のと考えられる。 $t=0$ で $\gamma=-15^\circ$ も同様の原理にしたがうが、この場合、前面に被覆が殆んどないためアークの保護が不十分となり、アークは一層広がると考えられる。他の溶接棒についても上述と同じ原理にしたがう。このように θ は電子の放出状態により変わるものであるが、実用上においては、この程度のアーク指向角度の相違は各偏心棒によって殆んど一定であるとみてよいであろう。Fig. 11 にはセルロース系 110 A の場合のビード外観を、Fig. 12 にはその溶込みの例として $t=0.950$ および $t=0.317$ について示す。両図より低偏心度の $t=0.633$ 以上では低母板傾斜角度において滑らかなビードを生じるが、高傾斜角度になると共に、まず溶融金属の流れ落ちが発生し、次いでアンダカットを生じるようになる。一方、高偏心度の $t=0.317$ は、低傾斜においては未溶解被覆筒によりビード表面にピットを生じるが、傾斜が増すと共に滑らかなビードを生じ、更に高傾斜になると溶融金属の流れ落ちからアンダカットを生じるようになる。このようにアンダカットが低偏心棒ほど低い母板傾斜角から発生するのは、ガス気流によってかき取られた部分をその後の溶融金属によって埋め得ない場合に生じるとする安藤ら⁶⁾の理由によると考えられるが、上り坂傾斜溶接の場合はガス気流に加えて母板の傾斜角度が増すと、溶融金属が重力方向に流れ易くなることが主体であろう。したがって、偏心が大なる棒では後方の厚い被覆筒により溶融金属の流れ落ちるのが支えられ、低偏心棒より大きな母板傾斜角度までアンダカットの発生を防ぐことができるが、電流が大きくなると、ガス気流の増加と溶融金属の重力方向への分力とが相まって、一層アンダカットが発生し易くなる。このような状態は被覆系統が異なっても同様である。

3.2.2 良好ビード形成領域

Fig. 13 は以上のビード形成状態をまとめて実用に供する目安を示したもので、セルロース系の偏心度の異なる

る溶接棒によって得られるアーク指向角度 θ と、母板傾斜角度 γ との組合せによる適正範囲を 110 A の場合について示す。他の電流値については適正範囲のみ同図に併記してある。同図において、領域 A は良好ビード形成域を示し、B はやや良好領域で、C は未溶解の厚い方の被覆筒が溶融池に突っ込むことによって、ビード表面にピットを生じる領域を、D は溶融金属の流れ落ちによるアンダカットの発生領域を示す。同図より、良好なビードが形成される範囲を $\theta = \gamma$ なる線を基準に考えると、いずれの電流値においても、低偏心溶接棒においてはアーク指向角度 θ と母板傾斜角度 γ とがほぼ等しい所をさんで生じるが、高偏心度の $t=0$ では $\theta = \gamma$ より母板傾斜角の小さい所に生じる。また、各偏心度ごとにその棒が適用できる母板傾斜角度をみると、無偏心棒 $t=0.950$ のものが広い範囲にわたるといえ、偏心が大きくなるにつれて適用できる母板の傾斜範囲は狭くなる。ただし、無偏心溶接棒では適用できない母板傾斜角度 $\gamma = 30^\circ$ 以上の所では、偏心溶接棒を用いれば一部可能となるが、余り大きすぎる偏心棒の場合はいずれの母板傾斜角でも良いビードを得ることはむずかしい。次に、良好ビードを形成する母板傾斜角度範囲を電流値との関係についてみれば、高電流域においては溶融金属の流れ落ちにより、低電流域においては未溶解の厚い被覆筒の溶融池への突込みにより適正範囲は狭くなる。なお、他の被覆系統のものもビード形成の状態の傾向は変わらないが、本実験の場合、いずれの被覆系統についても被覆剤の配合が必ずしも適正とはいえないため、被覆系統による良好ビード形成範囲の差異は明りようには得られなかった。

3.2.3 下向傾斜溶接における溶込み

Fig. 14 は 110 A の場合の母板傾斜角度 γ と最大溶込み深さおよびビード幅との関係を示す。偏心度のいかに問わず最大溶込み深さは母板傾斜角の増加と共に増す

Fig. 14 Effects of inclination angle on max. depth of penetration and width of bead

が、ビード幅は逆に減少する。このような偏心溶接棒を傾斜母板に適用した場合の溶込みについて考える。

無偏心溶接棒に対して「母材の溶融—溶込み」に関連する因子として安藤ら⁹⁾はアークの掘下げ作用や溶融池内の対流作用等、七項目をあげそれを解明している。一般に、溶込みは母板への入熱が大きく、かつ、アークの集中性の良いもの程よい。本実験においてはアーク電流、アーク電圧および溶接速度は一定であるから、母板への熱入力是一定となるので、この条件の下では偏心に基づくアークの広がりやの程度と、母板の傾斜によるアークの吹付け面積および、その母板面へのアークの有効成分とによって主要な考察を行うことができる。

まず、アークの母板面への吹付け面積を考える。Fig. 2(a) に示されたように、これは縦および横方向のアーク噴出角度 α 、 β およびアーク指向角度 θ に基づき、更に、アーク長によって評価される。これらを 110 A で $\gamma = 0^\circ$ の場合に実測した結果を Fig. 15 に示す。アーク長はアーク発生中の所定電圧での被覆筒先端をカセットメータで測定し、アーク消滅後、被覆筒の深さを加えて母板表面からのみかけのアーク長を求めている。 α 、 β および θ はアーク消滅後の測定によった。同図より、アーク長は各偏心溶接棒により平均値に差は少ないので、全ての偏心棒において 2.8 mm とした。アークの噴出角度 α と指向角度 θ は無偏心棒 $t=0.950$ で最小を示す。

以上のようなアーク長とアーク噴出角から任意の傾斜母板面におけるアーク吹付け直径を Fig. 16 のように

Fig. 15 Effects of front side thickness of coating on jetting angle and arc length (30 V)

Fig. 16 Simplified form of arc

アーク噴出状態を単純化し, 同図の記号を用いて計算すれば次のように計算される.

$$D = \{ (D_0 / \cos \theta) + 2 L \tan \varphi \} \cos(\theta - \gamma) / \cos^2(\theta - \gamma) - \tan^2 \varphi \sin^2(\theta - \gamma) \quad \dots (3)$$

$\tan^2 \varphi \sin^2(\theta - \gamma)$ は微少項であるからこれを省略すると

$$D = \{ (D_0 / \cos \theta) + 2 L \tan \varphi \} / \cos(\theta - \gamma) \quad \dots (4)$$

となる. 式 (4) により実用的なアーク吹付け面積の傾向はおおむね知ることができる. ここでは, 偏心による α_1 および α_2 を考慮し, 上記アーク長の実測値を用いて作図によりアーク吹付け面積を求めたもので表わす. なお, アーク吹付け面積に及ぼす β の効果については, 被覆の前面でのものを考えているので, 溶込みに及ぼす影響は小さいものと考え, ここでは無視することにした.

次に, 溶融池をくばせる有効なアーク力を考える. 偏心溶接棒の場合の優勢なアーク力はアーク指向角度に垂直なもののように観察される. また, 実際に溶込みに及ぼす力は母板に垂直な力と考えられる. この有効アーク力を Fig. 2 (a) の記号を用いて計算すれば次式となる.

$$F_e = F \cos(\theta - \gamma) \quad \dots (5)$$

ここに, F はアーク指向角度 θ に垂直に飛ぶ基準アーク力で, これは Cready⁶⁾ の実験式より電流の二乗に比例し, アーク長の平方根に反比例する結果から, 本実験では一定とみなし単位基準アーク力とする.

以上のアーク吹付け面積および有効アーク力より, アークの集中性を考慮した単位面積当りのアーク力 (以下, アーク吹付け強さという) を求め, それをアーク吹付け面積および有効アーク力と共に Fig. 17 に示す. 同図より, アーク吹付け面積は無偏心の $t=0.950$ では, 先にみたアーク指向角度 θ と等しい母板傾斜角度 γ において最小を示す. これに対して, 偏心している場合にはいずれも $\theta=\gamma$ より小さい母板傾斜角において最小となる. また, 吹付け面積は偏心の少ないもの程最小値に近づく. 一方, 有効アーク力は式 (5) より $\theta=\gamma$ なる時最大となることは明らかである. これら両者の比から得られるアーク吹付け強さの最大は, 図より, 異なる偏心度の溶接棒を比較した場合, 偏心度の小なるもの程大きい. 同一偏心度のものについてみれば, 無偏心棒 $t=0.950$ の場合には, アーク指向角度 θ と母板傾斜角 γ の等しい場合に最大のアーク吹付け強さが得られるが, 偏心溶接棒においては, 一般には最大アーク吹付け強さは $\theta=\gamma$ なる場合に生ぜず, 母板傾斜角がアーク指向角度より小さい所に生じることが知られる. Fig. 18 には実際のアーク力を中村ら⁷⁾ と同様な方式により測定した結果を示す. 同図にみるごとく, 測定値にはかなりバラツ

Fig. 17 Effects of inclination angle on area of arc spraying, effective arc force and strength of arc spraying

Fig. 18 Relations between actual arc force and inclination angle

キがみられるが, 母板の傾斜によりアーク力は異なることが知られる. なお, ここでのアーク吹付け面積およびアーク力は, 共にプラズマ流とガス流の和として考えているが, 実際には, 内田⁸⁾ や中村ら⁷⁾ の指摘のように, これら両者の寄与の程度を考慮する必要があると考えられる.

以上にみたごとく, 偏心溶接棒を用いて傾斜溶接を行えば, 溶接棒の偏心度に応じて吹付け強さの最大を示す母板傾斜角が存在するが, 実際の最大溶込み深さは Fig. 14にみたように母板傾斜角の大きいものが深い. これについては安藤ら⁹⁾ の説明による. すなわち, アーク直下の溶融池から後方に押しやられた溶融金属とクレータ底部との間の圧力差と, アーク圧力との平衡から上り坂溶接について考える場合, 溶融した金属やスラグは重力方向への分力が増し流れ落ち易く, このため圧力差が小さくなる結果, 溶融池底の露出した直接溶融となり, 溶込みの増加が期待できる. 例えば, 無偏心溶接棒 $t=0.950$ はこれを示す. 一方, 偏心溶接棒の場合は後方の未溶解の被覆筒により, 溶融した金属やスラグの流れ落ちがせ

き止められて堆積し、間接溶融となる結果溶込みは阻害される。例えば、 $\gamma=30^\circ$ や 45° におけるアーク吹付け強さの順位と、溶込みのそれとはやや異なるのは以上の理由によると考えられる。

4. ま と め

試作した偏心溶接棒を用いて下向き、横置および下向傾斜溶接を行い、各溶接姿勢におけるアーク吹きやビード形成に及ぼす偏心の影響および傾斜溶接における実用性について検討し、次の結果を得た。

(1) 下向溶接の場合、ビードの溶込み形状は無偏心溶接棒では偏平な型を示すが、前方被覆厚さの薄い場合は、アーク電圧を低くすると後方の未溶解被覆筒が溶融池底を引っかき、中央溶込み形状を示す。この最大溶込み深さは、前方被覆厚さの増加に伴い指数関数的に減少する。

(2) 横置溶接の場合、母板に対面する被覆厚さの薄いもののアークは心線直下に固定され易く、狭く深い溶込みが得られるが、厚くなり過ぎるとアーク吹が著しく、良好なビードは形成されない。平滑で良好なビード外観は被覆厚さが上部より下部がやや薄い場合に生じる。

(3) 下向傾斜溶接の場合、偏心溶接棒の吹付け強さの

最大はアーク指向角度よりやや小さい母板傾斜角度において生じるが、溶込みは母板傾斜角度の大なるもの程大きくなる。しかし、傾斜角度が大きくなり過ぎるとアンダカットを生じるようになる。また、良好なビードを形成する母板の傾斜角度は、低偏心のものはアーク指向角度と等しい角度をはさんで比較的広い範囲に生じるが、高偏心度のものはアーク指向角度よりやや小さい母板傾斜角度の比較的狭い範囲の所に生じる。

参 考 文 献

- 1) R.M. Evans, R.P. Meister and W.C. Brayton; Fire-cracker Welding for Shipyard Application, Weld. J. 55-7 (1976), 555-565
- 2) 菊田, 宮尾, 吉田, 谷本; 横置溶接法の研究(第1報), 本誌 42-7 (1973) 685-701
- 3) 菊田, 宮尾, 吉田, 谷本; 横置溶接法の研究(第2報), 本誌 42-10 (1973) 978-989
- 4) 菊田, 宮尾, 吉田, 谷本; 横置溶接法の研究(第3報), 本誌 43-4 (1974) 339-348
- 5) 安藤, 西川, 和田; アーク溶接における溶込みの生成機構に関する一考察, 本誌 37-4 (1968) 359-368
- 6) 安藤, 長谷川; 溶接アーク現象(増補版), 産報 (1973)
- 7) 中村, 石山, 小林; 被覆アーク溶接におけるアーク力について, 機械試験所報 24-3 (1970) 42-49
- 8) 内田; アルゴン溶接におけるアーク力の測定(その1), 本誌 29-6 (1960) 453-458

かどすみ肉溶接継手の疲労特性*

浦島親行**, 西田新一**, 榎本弘毅**

Fatigue Properties of Corner Welded Joints under Cyclic Bending Stress*

by Chikayuki Urashima**, Shin-ichi Nishida** and Hiroki Masumoto**

Fatigue tests were performed on corner welded joints to investigate the effective factors such as jointing method and leg length of weld.

The material used was a structural carbon steel (S35C, 32 mm in thickness). Three type of corner welded joints were chosen as follows, fully lap (type B), half lap (type A) and non lap (type C) corner fillet joints with various leg length. Fatigue tests were carried out under completely reversed plane bending stress at frequency of 1650 cpm. The results were confirmed by FEM stress analysis.

The following conclusions are obtained.

- (1) The welded joint of type C shows the highest fatigue strength under cyclic bending stress and the next is type A.

*原稿受付 昭和56年12月5日(昭和53年度秋季全国大会にて発表)

**正 員 新日本製鉄(株)八幡技術研究室 Member, Technical Research Office Yawata Works, Nippon Steel Corp.