TIG 溶接用タングステン電極の性質*

—電流容量および消耗—

内 田

彰**

The Properties of Tungsten Electrode in TIG Arc Welding*

—Current Capacity and Consumption—

By Akira Uchida**

Abstract

In this paper, the author intends to determine the current capacity and consumption of tungsten electrode in TIG arc welding for the purpose of establishing the standard (JIS) of the electrode.

From this work, the following conclusions are obtained :

(1) The current capacity of pure tungsten electrode under DCSP depends on Joule's heat and consequently on the stick-out length of electrode, and is formulated by experiment as $I_m = 220 \times (a/le \times 10^2)^{3/4}$, where a is the cross section of electrode in cm^2 and le is the stick-out length of electrode in cm. The current capacity of thoriated tungsten in argon shielded DCSP arc is rather a little less than that of pure tungsten.

(2) The DCRP current capacity has not a definite critical value, but is determined from a practical standpoint.

(3) The failure of electrode due to over current in the AC TIG arc occurs in two ways ; that is, of S.P. type in smaller diameter electrode and of R.P. type in larger diameter electrode. The AC capacity depends largely on the amount of DC component, and their relation is given by $I_m = I_{m0} / (1 - \alpha Pd)$, where I_{m0} is the maximum allowable current in the case of balanced AC, Pd is the ratio of DC component to effective value of AC component and α is a theoretically given coefficient. The AC capacity of thoriated tungsten is considerably larger than that of pure tungsten.

(4) From careful measurements using water-cooled Cu anode or aluminum plate as a work piece and preventing start spattering, the electrode consumption under DCSP steady arc is found to be a few mg/30 min. and seems to be caused through pure evaporation. The electrode consumption for AC arc under the same condition is 2 to 3 times the value mentioned above.

(5) For the arc when using steel plate as base electrode, the consumption is nearly 10 times that for DCSP arc with water cooled Cu anode, and especially in the case of the AC arc successive spattering sometimes accompanies.

(6) At the start of DCSP arc, the spattering of electrode is caused when applying nearly maximum allowable current suddenly to pure tungsten which was once used. Start spattering is not caused by (a) thoriated tungsten (b) pure, virgin tungsten, (c) arc starting with smaller current.

(7) The start spattering is found to occur succeedingly for about 1/4 sec. following the arc ignition, and seems to be caused by the cavity formed at the tip of electrode and the thermal shock.

1. 緒 言

最近、軽金属その他の TIG 溶接において、タングステンインクルージョンによる欠陥が問題にされ、またいっぽう電極の JIS 作成の要請があった。これらに関連して、電極の許容電流、電極の消耗量、スパッター、アークの起動安定およびいわゆる交流アークの直流分、純

タングステンとトリア入りタングステンの比較などが問題となった。

タングステン電極の一部の性質については、従来 Gibson, Winsor, 安藤および長谷川などの研究があるが、実際の消耗量のようにデータのまちまちであるものや、スパッターなどのように現象の明らかとは云えない事柄が少くない。本研究は以上の問題に答えるために、既存の知識を十分に整理検討したうえで、とくに電流容量と消耗について詳しく吟味したものである。

* 原稿受付 昭和38年6月11日

** 正員 鉄道技術研究所 Member, Railway Technical Research Institute, J.N.R

2. 直流における電流量

2.1 直流正極性アークにおける電流量

電極径とその適用電流範囲については、通常たとえば Linde 社の manual¹⁾ に示されたものが用いられている。しかし一般に電流量すなわち最大許容電流値の意義あるいはその決定根拠については十分には理解されていないと思われる。

Fig. 1 The appearance of tungsten electrode tip after running at DC straight polarity

Fig. 1 は DCSP の通常使用する電流におけるアークの発生時または消弧後の電極先端の模様を図解したものである。いま電流を少し上げてゆくと（たとえば 5~10 Amp/3 min. ぐらいのはやで段階的に増す）、終に電極の先端から若干上方の部分において溶融し、その下方の部分が脱落するにいたる。これは純 W、Th-W と同様である。この電流にいたるまで一般に電極先端はとくに溶損を起さないし、また溶融部（純 W 電極の先端）あるいは灰色部分が電流につれて顕著に拡がることも認められない（ただし Fig. 1 (c) の溶滴落下の場合もある）。Fig. 2 の写真は溶損を起した例を示すが、下

Fig. 2 The fusion damage of W-electrodes by over arc current at DCSP

方の二つは溶融と同時に電流を切ったために溶融部が癒着したものであり（溶融部は表面張力で縮むためにアークは長くなり、したがってアーク電流が一時減少するから、ただちに電流を切れば電極先端部は落下しない）。

最上方のものは電極突出長さをきわめて大きくしたときに生じた彎曲である（この理由は明らかでないが、溶融直前に達していると考えられる）。Fig. 2 は 1.6 mm 径のものを示すが、2.4 mm 径の電極では先端と溶融部との間隔はきわめて短いが、なお先端の近くに明らかに溶けていない部分の存在が認められる。

以上から、正極性 (DCSP) では許容電流を越した場合に電極はジュール熱で破壊する（このことは Gibson²⁾ も指摘している）。したがって電流量は主としてジュール熱とその冷却度によってきまり、最大電流付近では陰極部またはその近傍はアークによって加熱されるよりもむしろ電子蒸発によって冷却されているものと考えなければならない。

Fig. 3 The illustration of temperature distribution on the electrode of TIG torch

Fig. 3 は電極突出部分（コレットチャックから先端まで）の温度分布を図解したもので、許容電流値より十分低い電流ではたとえば $t_0 t_c$ のような温度になっているが、電流が増すと $t_0 t_m t_c'$ のように極大点を生じ、最大電流では t_m がタングステンの融点に等しいと考えられる。（ただし純 W 電極の陰極点の溶融部は除外して考えている。この場合、純 W の陰極点はいちじるしいイオンの衝撃を受けるが、その周囲または背後の部分は比較的イオンの衝撃を受けず電子蒸発のみ相当存在するというようなことを考えなければならないであろう。事実 Fig. 1 (a), (b) に示したような陰極部の複雑な構造は興味があるが、ここでは触れないことにする）。

実際は輻射熱が相当の大きになるが、簡単のために一次元の熱伝導問題としてこの温度分布を考えれば、つぎの二次式で表わされることは明らかである。

$$t - t_0 = Cx - \frac{B}{2} I^2 x^2 \quad \dots \dots \dots (1)$$

$$B = \frac{1}{4.18} \cdot \frac{\rho}{k} \cdot \frac{1}{a^2}$$

ただし I は電流、 ρ は平均比抵抗、 k は平均熱伝導度、 a は電極断面積である（その他 Fig. 3 参照）。

Table 1 The temperature rise of cooling water of welding torch (HW-10)

Electrode dia. (mm)	type	Current		Readings of thermometers (°C) *			Heat input to collet (cal/sec)
		type	(Amp.)	①	②	③	
1.6	Pure tungsten	DCSP	100	18.0	19.6	20.7	14.7
		"	140	18.0	20.9	23.0	28.0
		"	170	18.0	22.5	25.6	41.3
	Thoriated tungsten	"	100	17.9	19.3	20.5	16.0
		"	140	17.9	20.8	23.0	29.3
		"	170	18.0	22.8	25.9	41.3
2.4	Pure tungsten	"	200	18.1	21.2	24.6	45.3
		"	300	18.1	24.4	31.9	100.0
		"	340	18.2	27.1	36.8	129.4
	Thoriated tungsten	"	200	18.3	20.9	24.5	48.0
		"	300	18.3	24.5	32.1	101.3
		"	340	18.4	27.1	36.8	129.4
	AC**	"	200	18.8	22.9	27.2	57.4
		"	200	18.8	22.9	27.2	57.4
3.2	Pure tungsten	"	200	18.6	22.6	27.0	58.7

* Refer to fig. 4, Ar. 15 cfh; cooling water 0.8 l/min.

** Unbalanced AC with DC component of about 65%

コレットの受熱 $q_0 = ka(dt/dx)_0 = kaC$ を実測すれば C が求まるから、原理的には

$$\left. \begin{aligned} t_e &= t_0 + Cl_e - \frac{B}{2} I_e^2 \\ q_c &= ka(dt/dx)_e = ka(C - BI_e^2) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2)$$

がわかり、陰極温度の測定値やさらに Richardson-Dushman の式あるいはエネルギー平衡の式 ($V_e I = \phi I + (3kT/2e)I - q_c$) との比較ができるはずである。陰極点温度については、たとえば Cobine³⁾ はタングステン電極のそれを 4000°K, 15% トリア入りタングステンでは 3300°K, Winsor, Turk⁴⁾ は 2500~3000°C を与えている。しかし実際にはふく射熱およびガスによる冷却が無視できないし、陰極部の形状などの問題があるから、(2) 式で十分な議論をすることはやや無理である。

Table 1 は実用トーチ (HW-10) を使用し、ノズル

Fig. 4 The measurement of temperature rise of cooling water of TIG torch

部分をやや改変して Fig. 4 に示すような方法で冷却水の温度上昇を測定したものである。この表の値を用い、たとえば $k=0.3$, $\rho=50 \times 10^{-6}$, $l_e=2.73$ cm とし (2) 式から t_e を求めれば 1.6 mm 径 100 A のとき 3100°C, 140 A のとき 5400°C 2.4 mm 径 200 A のとき 6100°C となり最初のものの他はいちじるしく過大である。これはふく射熱を全く無視し得ないからで、Fig. 3 の t_{0e} を実際の温度分布とすれば、(2) 式の与えるのは t_{0e} (点線) のようになるからである。

以上の機構から、厳密な計算は困難であるが、電極突出部の長さを種々に変化させた場合に許容最大電流値が相当変化する事が考えられ、この知識が実用上は必要

Fig. 5 The current capacity of W-electrode at DCSP related to the electrode extension

である。Fig. 5 は市販のトーチ (Linde HW-10) を使用し、異なる長さのノズルを用いて電極突出長さ (l_e) を変えて実測した例である。普通のトーチは $l_e \approx 3$ cm 程度になっているが、その付近で l_e の変化によって最大電流値がかなり変化することが知られる。

今単純な考え方により許容電流値は l_e に反比例し、断面積 a に比例するとみて、実験式として $I_m = k(a/l_e \times 10^2)^n$ と仮定し Fig. 5 の結果を対数グラフに表わせば Fig. 6 のようになり、 $n=0.75$, $\log k=2.35$, すなわち I_m は概ね次式で与えられる。

$$I_m = 220 \times \left(\frac{a}{l_e} \times 10^2 \right)^{3/4} \quad \dots\dots\dots (3)$$

許容電流値を与えているものは前記¹⁾のほか Gibson²⁾ (Table 2), Chapin ら³⁾ (Table 3), Huff⁵⁾ (Table 4) などである。これらの値は若干の食い違いがあるが、筆

Fig. 6 Logarithmic representation and the experimental formula of current capacity at DCSP

者の試験ような電極突出し長さなどの条件が必ずしも明記されていないから、それらの影響にもよるものと考えられる。しかし注目に値するのは純タンとトリタンの相異および A_e と H_e の相異である。後者はここでは吟味することができないが、前者についての筆者の測定は Table 5 のようである。トリタンの場合のほうが純タンよりも電極先端の温度が低いから、前記の簡単な理論か

Table 2 Maximum current at DCSP tungsten electrode (after Gibson²⁾)

Electrode		Shield gas	
Diameter (in)	Type	He	Ar
0.04	Pure-W	100	100
	Th-W	100	90
1/16	Pure-W	190	190
	Th-W	190	190
3/32	Pure-W	250	350
	Th-W	375	340
1/8	Pure-W	300	>500
	Th-W	>500	>500

Table 3 Electrode characteristics (after Chapin³⁾) (DCSP)

Base Electrode*	Min. dependable OCV for starting**			Operating current range (A)	Failure current (A)
	Copper	Stainless steel	Silicon steel		
Tungsten	>95	>95	>95	50-370	400
1% Th-W	40-65	55-70	70-75	10-350	385
15% Th-W	35	40	40	6-310	350

* 3/32" ϕ , pointed

** 1/16" arc length, 15 cfh Ar, HF starting

Table 4 Current capacity of electrode (after Huff⁵⁾)

Electrode diam. (in)	Gas nozzle size (in)	Gas flow (cfh)	DC(A)					AC (A)			
			R.P.		S.P.			Standard tungsten			
			Standard W		Standard W		1% Th-W	Balanced AC		Standard trans- former with HF	
			He	Ar	He	Ar	He or Ar	He	Ar	He	Ar
.04	1/4~3/8	8~12	<10	Not used	<50	<65	12~100	<25	<35	Not used	<30
1/16	1/4~3/8	10~16	10~20		40~125	65~150	20~190	20~60	30~85		20~115
3/32	3/8~1/2	12~20	20~35		125~225	140~280	35~325	50~100	75~130		100~185
1/8	3/8~1/2	15~30	25~50		200~300	250~375	50~475	75~175	100~200		150~225
3/16	1/2	15~30	30~75		250~350	300~475	—	150~240	175~300		200~340
1/4	1/2	15~30	40~125		300~475	420~475	—	200~330	275~400		300~400

Table 5 DCSP current capacity of pure and thoriated tungsten in comparison

Electrode		Current cap. (A) (Failure current)	Length of electrode after failure from collet end (mm)	Temperature rise of cooling water of collet (°C)
Dia. (mm)	Type			
1.6	Pure tungsten	190 (195)	14.5	3.1 } at 170 A
	2% thoriated	175 (185)	15.3	
2.4	Pure tungsten	350 (360)	16.8	9.7 } at 340 A
	2% thoriated	350 (360)	17.0	

(Remark) Measured in the same condition as table 1 (Fig. 4)

ら考えると、電流容量が大きいに思われるが、実際はほとんど変わらずむしろいくぶん逆のようである。トリタンのほうが純タンより多少融点が高いことも考えられるが、細部の理解はなお研究を要する。Huff の表の値はやや疑問に思われる。

2.2 直流逆極性アークにおける電流容量

逆極性においては電極先端(陽極点)は電子の射入により加熱されるから、正極性の場合よりはるかに許容電流が小さくなることはすでによく知られている。ふく射熱を無視すれば陽極の受ける熱は $Q_a = (\phi + V_a) \times I / 4.18$, 前節の所論と同様にして電極先端において電極方向への伝導熱 $q_{x=te}$ は,

$$q_{x=te} = ka(t_a - t_0) / l_e - \frac{1}{8.36} \rho l_e P^2 / a$$

最大電流のときは $t_a = t_m$ (融点) で, $q_{x=te} = Q_a$ と考えられる。今 $k=0.3$, $t_m=3400$, $t_0=50$, $\rho=50 \times 10^{-6}$, $\phi=4.5$, $V_a=3$ とすれば,

$$I_m = \left[\sqrt{\left(\frac{\phi + V_a}{\rho} \right)^2 + \frac{8.36 k(t_a - t_0)}{\rho}} - \frac{\phi + V_a}{\rho} \right] \frac{a}{l_e} \\ = \frac{4.18 k(t_a - t_0)}{(\phi + V_a)} \frac{a}{l_e} = 6 \times 10^2 \frac{a}{l_e} \quad \dots\dots\dots (4)$$

これは大体の大きさを説明するが、厳密には実際と一致しない。それはふく射熱を無視できないのみならず、この場合電極の長さに比して太さが大きくチャック部の温度(t_0)が実際上一定とみなし難く、また先端が大きな球状になったりすることによるものである。

今小さいアーク電流からしだいに電流を増した場合の電極(陽極)の模様を素朴に観察すると順次以下のようになる。

(1) 純タン、トリタンともごく低い電流では電極は溶けず、初めの形を保っている。

(2) 電流が増すと先端が円筒形の場合は角が丸くなり、あるいは中央がもり上る。ある電流に達すると先端がほぼ半球状になる。

(3) さらに電流が増すと先端は電極径より大きな溶球となり、したがって先端はそれだけノズルの方へ引っ込む。この溶球の表面は流れ動いているように見られる(アークが長くなると電流が下るから溶球はなかなか落下にいたらない)。電流が階段状に増し、電極先端がやや急に变化すると、(おそらく W 蒸気により)電極前面のアークが青く色づく。とくにトリタンでは暫時アークがいちじるしく青くなる。

(4) なお、電流が増すと溶球は大きくなり揺れ動く。この溶球の中には一般にガス孔があり、しばしばスパッターらしいものを生ずる。したがって先端はさらに引っ込む。このスパッターは一部ガスの逸出であろうと思われる。

Fig. 7 The current capacity and critical current of W-electrode at DCRP

(5) さらに電流を増すと、先端の溶球は一挙に滴下し、新しい溶球を生じ、電極先端はノズル内に引っ込んでしまう。

Fig. 7 は(2)の後項と(5)項に相当する電流の実測値を通常表示されている許容電流値とともに示したものである。後者は電極先端がほぼ半球に達する電流値と近い。なお、JIS 案⁶⁾ではノズルから先きの電極長さが初め(3 mm とする)の半分以下にならないということで便宜的な判定基準にしている。

なお Fig. 7 のいずれの電流値も電極突出長さによる変化が顕著でないのは、(4)式が実際とよく合わない理由と同じ理由によるであろう。またトリタンの場合の滴下の電流値が純タンのそれよりいじむしく小さいことは、溶融したトリタンの表面張力が純タンより小さいことを示すのではないかと想像される。

3. 交流における電流容量

3.1 交流アークにおける直流分の測定

交流アークの場合に直流分を生ずることはよく知られているが⁷⁾, Tuthill⁸⁾によれば 150 A のとき直流分は 44%, 400 A のとき 33% という例を示している。しかし筆者らが通常使用しているような溶接機で実験した結果では直流分はさらにいじむしいようである。Fig. 8, 9 は奥氏(松下電器)に依頼した試験の結果であり⁹⁾, Table 6 は筆者の試験結果である。電極の種類による変化を調べるにはデータが不十分のうらみがあるが、トリタンのほうが直流分が大きいであろうという予想は必ずしも当たっていない。これはおそらく回路特性および母材側の影響が大きいためではないかと考えられる。

Fig. 8 The direct current component in the arc current of TIG arc welding

Fig. 9 The change of the primary input of welding machine used to TIG arc welding

Table 6 DC component in arc current of AC TIG arc welding, (400 Amp. machine, HW-10, Ar)

Electrode diameter (mm)	Pure tungsten			2% thoriated tungsten		
	AC	DC	DC/AC%	AC	DC	DC/AC%
1				73	49	67
				78	54	70
1.6	82	67	82	72	62	86
	110	74	67	79	67	85
	120	75	63	90	69	76
				78	62	80
2.4				118	88	75
				150	93	62
	100	79	79	100	67	67
	130	107	82	150	96	64
3.2	160	132	83	200	126	63
	180	131	73			

Table 7 The maximum allowable current and failure current (shown in the brackets) of AC TIG arc welding

Electrode diameter (mm)	Unbalanced AC*		Balanced AC**	
	Pure W	2% Th-W	Pure W	2% Th-W
1	—	75 (80†)	—	—
1.6	110 (160†)	140 (160†)	—	—
2.4	170 (220††)	250	100 (>210††)	125
3.2	220	—	150 (250††)	—

* With DC component shown in table 6,

** with series condenser

† Fusion break (S.P. type failure)

†† Fusion drop (R.P. type failure)

3.2 交流アークにおける電極形態と最大許容電流

交流アークにおける電流容量と直流アークにおけるそれとの関係が完全に理解しうれば本節の問題はかたずくわけである。そのためには(1)極性と極での熱発生の関係(2)許容最大電流を判定する二通りの根拠,(3)直流分の大きさの3点について考慮することが必要であ

り、そのおのおのについてはすでに記したとおりである。

Table 7 は筆者が試験した結果であるが、最大許容電流の判定は、電極先端に生じる溶球が大きくなって極度に振動したり、またはノズルの中に引っ込んでしまって実用し得ない状態に達することをもってした。すなわち DCRP のときとはほぼ同様である。この値は従来のものとあまり変わっていない。また同表中カッコ内は電極の破壊または溶損する電流値であって、不平衡電流の場合、1.6 mm 径以下の電極では DCSP の場合と同様な破壊を起し、その電流値は DCSP のときの値に近い。また 2.4 mm 径以上では DCRP と同様に電極先端が溶融滴下する。

許容電流以内においては純タン電極の先端は正しい球状を呈しているが、トリタンの場合はこぶ状の溶融凸起が生じ、かつ不規則に生滅変化している。このため交流アーク溶接にはトリタン電極の使用を避けることもある (Fig. 10)。

Fig. 10 The formation of irregular projections in the running of AC arc using 2% Th-W electrode (225~280 A (unbalanced AC), 2.4 mmφ, 52 S plate, each run 34 cm/1 min.)

Fig. 11 The illustration of unbalanced AC of TIG arc

安藤、長谷川⁷⁾によると、純平衡交流の場合、陰極としての発熱を陽極のそれに対して無視し、かつ陽極のアンペア当りの発熱を一定と仮定すると、この場合の電流容量は陽極としての (DCRP) 電流容量の 2×1.1 倍となるはずであり、概ねそうになっている。(1.1 は交流の波形率)。直流分を含むときはつぎのように考えることができる。すなわち Fig. 11 について、タングステン電極の陰極降下 V_c 、陽極降下 V_a が変らないものとし、正逆の各半サイクルの時間を等しいとすれば (厳密にはそうでないが)、タングステン電極の入熱は正極性半サイクルにおいて、

$$q_s = (V_c - \phi) i_s \times \frac{1}{100}$$

逆極性半サイクルで、

$$q_r = (V_a + \phi) i_r \times \frac{1}{100}$$

ただし i_s, i_r はそれぞれ正および逆極性サイクルの平均電流である。したがって毎秒の入熱は、

$$Q = 50(q_s + q_r) = \frac{1}{2} [(V_c - \phi) i_s + (V_a + \phi) i_r]$$

アーク電流の交流実効値を I_{ac} 、直流分を I_d 、 $I_d/I_{ac} = P_d$ とすれば、

$$\begin{cases} \frac{1}{2}(i_s - i_r) = \frac{I_d}{2} = \frac{P_d}{2} I_{ac} \\ \frac{1}{2}(i_s + i_r) = \frac{2\sqrt{2}}{\pi} I_{ac} = 0.9 I_{ac} \end{cases}$$

したがって、

$$\begin{cases} i_s = \left(0.9 + \frac{P_d}{2}\right) I_{ac} \\ i_r = \left(0.9 - \frac{P_d}{2}\right) I_{ac} \end{cases}$$

ゆえに

$$Q = [0.45(V_c + V_a) - \frac{P_d}{4}(2\phi + V_a - V_c)] I_{ac}$$

今、最大交流電流を $I_{ac,m}$ とし $P_d = 0$ (平衡交流) のときのそれを $I_{ac,m}^0$ と記し、抵抗熱の変化などを考慮に入れないこととすれば両者の Q が等しい (一定) と考えて、

$$\begin{aligned} [0.45(V_c + V_a) - \frac{P_d}{4}(2\phi + V_a - V_c)] I_{ac,m} \\ = 0.45(V_c + V_a) I_{ac,m}^0 \end{aligned}$$

したがって、

$$\begin{aligned} I_{ac,m} &= \frac{I_{ac,m}^0}{1 - \alpha P_d} \\ \text{ただし } \alpha &= \frac{(2\phi + V_a - V_c)}{1.8(V_c + V_a)} \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (5)$$

ゆえに純タン電極に対し、 $\phi = 4.5$ 、 $V_c \approx 4$ 、 $V_a \approx 3$ とすれば $\alpha \approx 0.6$ 、したがって $P_d \approx 0.7$ のとき

$$I_{ac,m}^0 = 100(\text{A}) \text{ なら } I_{ac,m} \approx 170$$

$$I_{ac,m}^0 = 150 \text{ なら } I_{ac,m} \approx 250$$

となる。以上の取り扱いはやや粗雑であるから実測値と

の完全な一致は得られないが、大体の程度と傾向は説明し得ている。

トリタンの場合は直流時と交流時の、すなわち温度によって電極先端の形態の差がいちじるしく、平衡交流ではほとんど純タンと近い状態で動作していると思われるが、直流分の多いときは先端温度がいちじるしく下がってしまうということを考えなければならない。また細い電極では抵抗熱の影響も大きくなるであろう。しかし本質的には以上と同様としても差支えないであろう。トリタンに対しては通常 ϕ は 2.7 V 程度にあたえられているが V_c も当然低くなるはずである。今 $V_c \approx 2$ 程度と仮定すれば、 $\alpha \approx 0.7$ となり Table 7 の値が説明しうる。

以上いづれも V_c の値をかなり低く推定している点にやや問題があるが、逆極性半サイクルにおいて電極先端が過熱されていることと V_c は平均値として考えていることなどを考慮すれば必ずしも無理ではないであろう。また Table 4 その他の従来与えられている平衡交流の電流量は大きすぎているように思われる。

4. 電 極 の 消 耗

4.1 定常的な消耗

電極の材質の良否や、電流量決定の根拠として電極の正常または異常消耗について吟味する必要があるが、

現在までのところ十分確かな知識は存在していないといえる。

消耗は、(1) 蒸発等の定常的な消耗、(2) アーク発生時の異常消耗、(3) 点弧中のスパッタ (あるいは spitting) などの異常消耗に分けて考えられる。

従来発表されたタングステン電極の消耗量の実測値を Table 8 にまとめてある。これによると測定値には相当大きな開きがあり、純チタン、トリタンなどの電極の種類による差もいづれが大か決定し難い。また直流アー

Table 9 The consumption of tungsten electrode during 30 min, arc running (DCSP, Ar-shield, water-cooled Cu anode)

Electrode diameter (mm)	Type of electrode	Arc current (Amp. DCSP)	Consumption* of electrode (mg)
1	Pure-W 2%Th-W	80	1.9 0.9
1.6	Pure-W 2%Th-W	150	1.5 (2.3) 1.6 (2.86)
2.4	Pure-W 2%Th-W	250	1.5 (1.99) 1.2 (2.14)
3.2	Pure-W 2%Th-W	400	3.2 (7.28) 3.3 (5.65)
4.0	— 2%Th-W	500 (5 min)	— 1.7

* Typical value from 2~4 test specimens, Figures in brackets are maximum values

Table 8 The consumption of tungsten electrode in steady state arc (after edited literatures)

Electrode type	Electrode dia.	Base	Gas	Arc current	Arc time	Consumption	Authors
Pure W	1/8"		He	325 A DCSP	20 min	59.2 mg/20 min	Gibson ²⁾
Th-W	"		"	"	"	10.2 "	
Th-W	1/16"	Stainless Steel	Ar	100 A DCSP	40 min	0.30 mg/ft. of bead	Winsor ⁴⁾
Zr-W	"	"	"	"	"	0.24 "	(travel speed) 10 ipm
Pure W	"	Al (2S)	"	" AC unbalanced	(weld length 72 in)	4.44 "	
Th-W	"	"	"	" {unbalanced balanced	"	1.98 " 0.75 "	
Zr-W	"	"	"	" {unbalanced balanced	"	2.24 " 0.55 "	
	4 mm					22.8 mg/60 min	Tuthill ¹⁰⁾
Radioactive tungsten	2 mm	Stainless steel	Ar	45 A CDSP		0.05 mg/cm of weld	Urbain ¹¹⁾
"	"	"	"	40 A AC		0.05 "	(radiometry) travel sp. 20 cm/min
Pure W (1)	6.2 mm	Al	Ar	300 A AC	5 min	0.9~2.1 mg/5 min	Mikami ¹²⁾
"	"	"	"	500 A "	"	20~300 "	
Pure W (2)	"	"	"	300 A "	"	1.2~1.9 "	
"	"	"	"	500 A "	"	9~12 "	
1%Th-W (3)	"	"	"	300 A "	"	1.0~2.1 "	
"	"	"	"	500 A "	"	1.8~3.5 "	
2%Th-W (4)	"	"	"	300 A "	"	1.1~1.8 "	
"	"	"	"	500 A "	"	3.6~8.8 "	
2%Th-W (5)	"	"	"	300 A "	"	1.3~2.6 "	
"	"	"	"	500 A "	"	3.3~8.4 "	

Table 10 The consumption of W electrode in AC arc, (Workpiece Al 52 S plate, manual operation, Ar 15 cfh, arc length 5 mm)

Electrode	Current* (Amp.)	Arc time (min.)	Machine	Consumption (mg)	Remarks
Pure W 2.4 mm ϕ	90~100	5	N	1.16	Average of 2 samples
	"	"	H	1.00	"
	120~135	"	N	1.89	"
	"	"	H	1.47	Average of 4
	155~160	"	N	2.86	Average of 2
Th-W 2.4 mm ϕ	120~130	10	H	1.83	Average of 2
	"	20	"	2.75	"
	140	5	N	0.79	"
	210~220	"	"	1.98	{ One sample, other shows 15.92 mg**
	235	"	"	3.03	
	250	3	"	233.	Melt dropped

* Effective value of AC component of unbalanced AC

** The cause of anomaly is unknown

Table 11 The consumption of W electrode in AC arc (Fixed torch, workpiece Al (2 S) turning disk, Ar 15 cfh, 3~4 mm arc)

Type of W	Elect. Dia.	Current	DC Comp.	Arc time	Consumption	Remarks
Pure W	1.6 mm	110 A	with	30 min	9.06 ng	{ Arc was once intermitted Ar-cylinder pressure was lowest Electrode was somewhat oxidized after stopped
"	"	"	"	"	7.32	
Th-W	"	"	"	"	6.52	
"	"	"	"	29	12.55	{ Arc was once intermitted, with some like sputtering
Pure-W	2.4	150	"	28	6.56	
"	"	"	"	30	21.72	
Th-W	"	"	"	"	4.17	
"	"	"	"	"	4.35	
"	"	200	"	15	12.06	Tip was oxidized after stopped
Pure-W	3.2	150	"	30	3.68	{ With some like sputtering Molten metal dropped twice in the way
"	"	200	"	25	15.20	
"	"	200 (190~240)	"	17	183.79	
Th-W	"	150	"	30	2.58	
Pure W	2.4	85~90	without*	30	4.42	{ Electrode was somewhat oxidized after stopped Arc was somewhat unstable
Th-W	"	"	"	30	11.86	
Pure W	3.2	150	"	30	13.27	
Th-W	"	"	"	30	14.19	

* Applying series condenser

Fig. 12 The base electrode for measurement of consumption of W-electrode

クと交流アークでは後者の方が消耗量が大きいうであるが、判然とはしていない。

Table 9~12 は筆者の測定結果である。母板としては水冷銅電極 (Fig. 12(a), Table 9) または水冷回転円板 (Fig. 12(b), Table 11,12) を用い。トーチは固定し、アークをスクリーンに撮影観察した。また一部は普通の試験板を用い、トーチを手動操作した。なお筆者の測定では、後記のようにアーク起動時のスパッタを避けるために、起動時の電流は最大許容電流の半分程度とし、ス

Table 12 The consumption of W electrode in the case of steel work piece (turning disk)

Type of elect.	Elect. Dia.	Current	Arc time	Consumption	Remarks
Pure W	2.4 mm	DCSP 250 A	30 min	9.56 mg	
"	"	"	"	24.61	
Th-W	"	"	"	9.44	
"	"	"	"	15.41	
Pure W	2.4	AC 150 A (Unbalanced)	30	299.67	Remarkable sputtering*
"	"	"	"	48.75	Sputtered at start
Th-W	"	"	"	16.00	
"	"	"	"	66.48	

* The arc is missed during reverse polarity half cycle

タートに先立ってシールドガス流を開始するように注意した。消耗量は点弧前後の電極の重量を化学天秤で秤量して求め、わずかな酸化や汚れの影響も一応チェックした。また試料電極はいずれも未使用の新しいものを用いた。

この結果、母板が水冷銅またはアルミニウムのときは DCSP アークにおける電極消耗量はせいぜい数 mg/30 min. であり、電極の太さおよび電流の大きさにつれて増すが比例的にまではいたらない。また時間とともに増すが、消耗率は時間とともに減少の傾向がある。これは初期には不純分の影響が効き、時間が経つにつれ先端部の不純分が減少するためではないかと考えられる。交流では直流の 2～3 倍になるようであるが、測定した範囲では 10 mg/30 min. を越えるようなときは、スパッタや酸化などの異常が認められている。また消耗量は時間とともに増してはいるが、ばらつきが大きい。

交流で、直流分のある場合とない場合とでは電流容量あるいは電極先端の溶球の大きさがいちじるしく異なり、直ちに比較するには問題があるが、平衡交流による少数の試験は比較的高い消耗を示している。また純タンとトリタンの比較では概して純タンのほうが消耗がやや高いように認められる。なお、筆者の測定値は全般に他の文献にみられるものよりも低い値であるが、試料が限られたものであるから理由は明らかになし難い。ただし、アルゴン中に不純物として酸素があるとみられるようなときは高い消耗を示すから¹³⁾従来の測定で使用されたアルゴンガスが現在のものより純度が劣っていたかもしれないことなども考えられる。

タングステンの蒸発速度については参照すべき十分な知識がないが、0.025 mm×1 cm 角の薄膜 (約 48 mg) が、その融点近くの温度で蒸発しつくすのに 1～数時間程度 (文献 14 の外挿による推定) 要するようであるか

ら、電極の場合蒸発面積の評価がはっきりしないが、少なくとも純タンでは、その消耗は概ね蒸発によるものとみてよいであろうと考えられる。

母板が鉄のときは (Table 12) 以上の場合の 10 倍近い消耗がみられる。この場合電極の先端に近い部分は銀光沢のままであばた状の損耗を生じており、また溶融池からのスパッタがいちじるしい。この事実はすでに一部の人のによって指摘されており、電極表面に融点の低いタングステン-鉄の合金が生ずるためとされているが必ずしも確認はされていないであろう。この点は別途研究すべきものである。

4.2 スパッタなどの異常消耗

一般にスパッタの生ずる条件は明らかでなかった。スパッタの観察例は安藤・長谷川の記述⁷⁾にみられ、また他の人々によって¹²⁾も経験され、軟鋼を母材にするときにいちじるしいらしいということも言われている。

またアルミ合金の欠陥検査基準作成のために行なわれた研究¹⁵⁾ではタングステンインクルージョンをもつ試験片を得るために、それぞれ 1.6 mm 径電極に交流 120～130 A, 2.6 mm 径に 205～215 A, 3.2 mm 径に 240～250 A あるいは 260～270 A などのアーク電流を使用して JIS 3, 7～10 級に当る欠陥試料を得ており、これらはいずれも Table 7 の許容最大電流を越えるものであるが、しかしこのようなときも一般には必ずしも継続的または頻発的なこまかいスパッタが起るとは思われないから、これらは電極先端の大きな溶球を手の操作で振り落すようにしたか、または母材に接触せしめたかその他の異常な理由によるものと考えられる。したがって以上のようなスパッタは経験の再現性すらも必ずしも確かでない。

(筆者の経験では普通の使用条件の範囲では認められなかった)。

これに反してアークスタート時のスパッタはよく知ら

れ、長谷川⁷⁾, Gibson²⁾, Winsor⁴⁾ らによっても若干の試験結果が示されている。

筆者はかなり速く移動 (8.4 cm/sec) させつつある銅板 (5 mm 厚) 上に種々の条件でアークを発生させ、つぎのような事実を見出した。すなわち、スタート時スパッタが顕著に起るのは、以前に一度以上アークを点じたことのある純タングステン電極に、DCRP の最大許容電流値に近い電流を急に課した時である。つぎの場合にはスパッタは全くあるいはほとんど起らない。(1) トリタン、(2) 純タンの処女棒、(3) アークスタート時の電流が小さいとき、ただしトリタンでも逆極性アークを点じて先端を溶融させたものに正極性の大きな電流を課すればスパッタを生じる。

Fig. 13 は顕著にスパッタを生ずる例であるが、最大のスパッタの落下しているのはアーク開始点より約 $\frac{1}{4}$ 秒後の地点であり、最後のスパッタはアーク開始の約 $\frac{1}{4}$ 秒後に生じている。Fig. 13 の上方の写真は最後のスパッタの落下直後のスナップ写真であり、電極の先端がなお円錐状に凸起しているのが注目される。純タン電極の先端部には多くの場合気泡を生じていることが見られているが、(Fig. 1) アーク発生時の熱衝撃でこの部分が一種の爆発をすることによりスパッタを生ずるものと考えられる。

Fig. 14 はたまたま観察された別の例であるが、アーク発生中 (DCSP) 約 10 分目毎に電極先端に凸起の生成消滅を生じた (右下の写真)。凸起のいちじるしいときにアークを止めて電極断面を研磨したのが左方の写真で空洞がみられる先端部は研磨の具合で開放しているようにみえているが、実際は薄い壁で閉じている。この凸起は暫時後内部の空洞からガスを放出したようになって右上の写真のように収縮するけれども、この前後で電極を秤量するとほとんど減量がない。すなわち単なる空洞の生成だけではスパッタは起らず、スパッタが起るにはアーク発生時のような熱衝撃を必要とするものと解される。

類似の電極先端の凸起は純タングステンで、直流分を含む交流アークの正極性半サイクルにおいて常時観察される。これはトリタンの場合や、純タンでも電流が小さいか平衡交流のときはいちじるしくは起らない。これがスパッタに関係があるかどうか明らかではないが、つぎのものは興味ある例である。

すなわち、Table 12 の下部に示したのは軟鋼を母板として交流アークを発生したが、逆極性半サイクルのアークがすべて miss して、正極性半サイクルのみのアークとなったことがオッシログラフにより確められた。この場合連続的なスパッタを生じ、表に示したようないち

Fig. 13 Tungsten sputters at arc initiation on copper plate which is transferred at speed of 8.4 cm/sec. (3.2 mm ϕ , 470 A DCSP)

Fig. 14 The formation of projection and cavity at the tip of W-electrode

じるしい消耗を生じたものである。これから考えると、この種のスパッタは熱衝撃と尖頭電流によるいちじるしい Pinch 効果が主原因であると考えられる。一般に軟鋼の溶接に交流タングステンアークを用いることは推奨されていないことであり、この種の問題は本研究の範囲外であったが、なお今後の検討の余地があらう。

5. 結 論

以上の研究により得られた結果を簡条的に記せば以下のようである。

(1) 直流正極性アークにおける電流量はジュール熱したがって電極径と突出長さによってきまり、Fig. 5 のグラフまたは式 (1) の実験式によって表わされる。

(2) アルゴンシールド直流正極性アークでは電流量は純タンとトリタンとでほとんど変りがなく、むしろ後者のほうがわずかに低い。

(3) 直流逆極性アークでは電流量は明確な臨界値をもって示すことができず、実用的見地からの判断できめられる。

(4) 交流アークにおいてはいわゆる直流分を生ずるが、その実測結果は Fig. 8,9 および Table 6 に示される。

(5) 交流アークの電流量は Table 7 に示され、不平衡交流では電極の破壊は径の小さいときは S.P 型、大きいときは R.P 型である。直流分の多少によって大きく変化するが、その関係は理論的考察に基いて概ね式 (5) であたえられると考えられる。また純タンとトリタンでは後者のほうが電流量が相当大きい。

(6) スタートスパッタなどを抑制した注意深い実験によれば、水冷銅またはアルミニウムを母板とする直流正極性アークにおける電極の消耗は数 mg/30 min 程度にすぎず、これは概ね純粋の蒸発によるものと見なされる。

(7) 上記の条件で交流アークの場合は消耗が 2~3 倍になる。

(8) 軟鋼を母板とするときは10倍近い消耗を生じ、とくに交流アークではスパッタを伴うことがある。

(9) 直流正極性アークにおいてスタート時に生ずるスパッタは、以前に一度以上アークを点じたことのある純タン電極に最大電流値に近い電流を急に課した場合にだけ必ず起り、つぎの場合には全くあるいはほとんど起らない。(a) トリタン (b) 純タンの処女棒 (c) アークスタート時の電流が十分小さいとき、またトリタンでも逆極性アークを点じて先端を溶融させたのち正極

性の大きな電流を課すればスパッタを生じうる。

(10) スタートスパッタはアーク発生後約 $\frac{1}{4}$ 秒以内継続する。

(11) スタートスパッタの原因は電極先端部に生ずる気泡と熱衝撃によるものと見られる。

なお、以上の試験は限られた試料に基くものであって電極材料の化学成分、材質などその性質との関係については別途の試験にまたねばならない。

本研究は溶接協会電気溶接機部会で行なった共同研究に関連して筆者が行なったもので、試料の大部分は同部会で都合していただいたものであり、また大阪大学安藤教授と西川淳氏、東芝浜川崎工場石井良一氏らに多大の御指導御教示を受けたことを記して感謝するしだいである。

参 考 文 献

- 1) Linde's manual, How to weld with with Heliarc torches.
- 2) G.J. Gibson, R.O. Seitz, Thoriated-Tungsten Electrodes-Their Welding characteristics and Applications, W.J. Vol. 31 (1952) No. 2 p. 102-108
- 3) N.A. Chapin, J.D. Cobine, C.J. Gallagher, Tungsten-Thoria Electrodes for Inert Arc Welding. W.J. Vol. 30 (1951) No. 6, p. 529-531
- 4) L. P. Winsor, R. R. Turk, A Comparative Study of Thoriated, Zirconiated and Pure Tungsten Electrodes. W.J. Vol. 36 (1957) No. 3, p. 113 S-119 S
- 5) H.A. Huff, Some Practical Considerations in the Application of Tungsten Arc Welding. W.J. Vol. 33 (1954) No. 9, p. 871
- 6) 溶接協会電気溶接機技術委員会資料 (昭和37年8月), ティグ溶接用タングステン電極規格 (案)
- 7) 安藤, 長谷川: 溶接アーク現象 (昭37.7) p. 148-153, p.377-379
- 8) R.W. Tuthill, The Effect of Wave Shape in Inert-Arc Welding Circuits, W.J. Vol. 27 (1948) p. 785
- 9) 奥武: 交流 TIG 溶接における直流分の検討 (溶接協会車両部会資料 L-114, 昭37.7.7)
- 10) R.W. Tuthill, Weld. Eng. Vol. 34 (1949) p. 42-45
- 11) G. Urbain, Measuring the Tungsten Consumption in Inert gas Arc Welding, W.J. Vol. 30 (1951) No. 5, p. 260 S-264 S
- 12) H. Mikkilä, M. Suzuki, R. Ishii, A Report on the phenomena of the Tungsten Electrodes in TIG welding (Report 1,2) IIW Doc. 1962
- 13) 小沢その他: タングステンアーク電極の消耗現象 溶接学会誌 Vol. 28 (1959) No. 4 p. 250-254
- 14) 金属学会: 真空用金属研究委編: 電子管用金属材料 (昭33) p. 168
- 15) アルミニウム合金溶接部 X 線検査実施基準作製のための研究, 溶接技術 Vol. 18 (1960) No. 10, p. 698-735