

(昭和 52 年 5 月 日本造船学会春季講演会において講演)

すみ肉溶接の脚長ならびに溶込みの推定と 溶接条件の選定に関する実験的研究

正員 橋 本 啓 介*

Experimental Study on the Welding Parameters to Predict
Fillet Size and Fusion Penetration of a Fillet Weld

by Keisuke Hashimoto, *Member*

Summary

The empirical formula are established to predict the size and fusion penetration of deep fillet welds on the assumption that a cross sectional form of fillet weld is a semi-ellipse. The data of experimental results are obtained from positioned one pass welding of mild steel Tee-joints with automatic submerged arc welding.

The size of a fillet weld, that is throat thickness or leg length, is determined as a function of welding current, welding speed, and deposition rate of filler metal. Where, the deposition rate is expressed as a function of electrode diameter, extension of electrode, arc voltage, welding current, and a material constant defined as the coefficient of deposition rate.

The depth of fusion penetration is determined as a function of leg length and theoretical fusion penetration. Where, the theoretical penetration is derived from the moving point heat source theory and expressed as a function of the deposition rate, welding current, welding speed, and a material constant defined as the coefficient of fusion penetration.

Appropriate quantitative correlation of the welding parameters stated above are investigated experimentally in order to hold sound profiles of fillet welds, and the empirical formulae to control proper welding condition are also established.

The utility of all empirical formulae are confirmed by practical welding tests.

1 緒 言

すみ肉溶接のサイズ（のど厚または脚長）と溶接条件の関係についてはすでに豊富な資料が実用に供されており、また一般に溶込みと溶接条件の関係についても古くから理論的に、実験的に多くの研究がなされていて^{1), 2), 3), 4)}、いまさらとり上げる問題でもなさそうであるが、筆者があえてこの問題をここにとり上げたのは、

- (イ) すみ肉溶接継手の強度が脚長だけでなく、ルート部の有効溶込みによって支配され、しかも脚長がこの有効溶込みと密接な関連を有すると考えられること。
- (ロ) したがって初層すみ肉溶接の脚長ならびに有効溶込みを溶接条件によって正確に制御することは、すみ肉溶接の溶込みを有効に利用し、できるだけ脚長を低減する上からきわめて重要であること。
- (ハ) 近時、脚長の大きなすみ肉溶接が増加してきたが、一方、自動溶接の普及で溶込みが深くなり、同時に溶接条件、つまり溶接電流、溶接電圧（アーク

電圧）、溶接速度などの正確な制御が容易になってきたこと。

- (ニ) にもかかわらず、すみ肉溶接の有効溶込みと溶接条件の関係について普遍性のある実用的な算定式が乏しいこと。

などの理由によるものであって、とくにすみ肉溶接の脚長低減に資する定量的な資料の蓄積が必要であろうと考えたからである。

そこで、厚板重構造物に対し最も利用頻度が高いと思われる自動サブマージドアーク溶接法による軟鋼材継手のすみ肉溶接を選び、できるだけ多くの実験データを採取して解析を加え、すみ肉溶接の脚長ならびに有効溶込みの推定に資するための各種の実験式を導き出したわけである。

アーク溶接の施工にあたって選定制御しなければならない主要な溶接条件は、電極径 (ϕ)、溶接電流 (I)、アーク電圧 (E)、および溶接速度 (V) などであるが、これらの溶接条件を定める定量的な基盤となるのは、溶接部に添加される溶着金属の溶着速度と母材の溶込みである。しかし、さらにこれらの条件は、正常なすみ肉溶

* 関東学院大学工学部

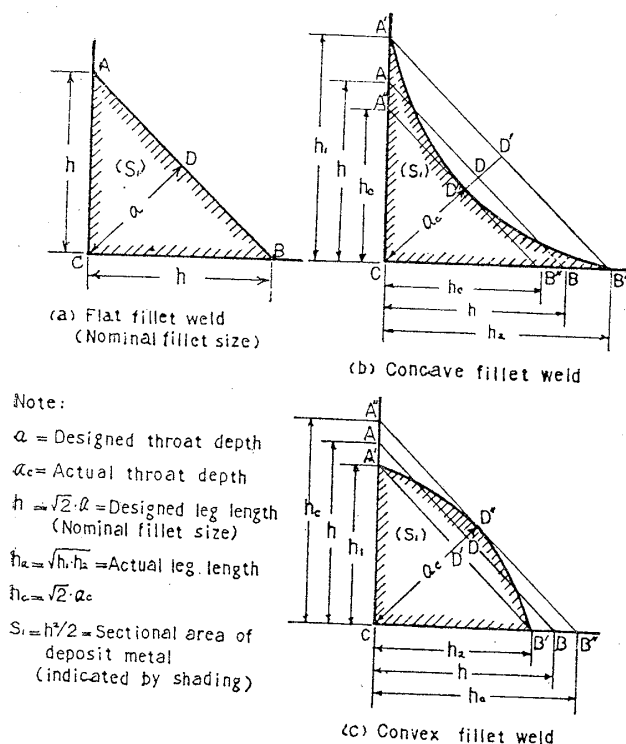
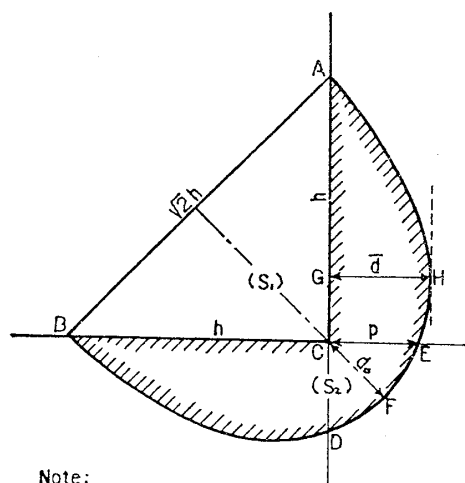


Fig. 1 Definition of the size of a fillet weld



Note:

$\bar{d}$ = Nominal penetration
 d_0 = Root penetration
 p = Effective penetration
 S_1 = Sectional area of deposit metal
 S_2 = Sectional area of fusion penetration (indicated by shading)
 $S = S_1 + S_2$
 S = Sectional area of a fillet weld

Fig. 2 Sectional area and fusion penetration of a fillet weld

着断面形状と溶込み断面形状が得られるように制御されなければならない。そうでないと、溶接条件 ϕ , I , E , V 等から正確な脚長や有効溶込みを推定することはできない。そのためには単に所要熱量から ϕ , I , E , V などの

値を算出選定するだけでは不十分で、これら各溶接条件相互間の比率もまた重要である。たとえば、 I と ϕ の比率（つまり電流密度 I/ϕ^2 ）をはじめ、 I と E の比率、 I と V の比率などが適正でよくバランスがとれていなければ正常な形状をもつすみ肉溶接は得られない。本研究では、これらの定量的関係を定めるため、すみ肉形状および溶込み形状に関し、それぞれ溶接条件のバランスを規制する実験式も求めたわけである。

そのためには正しいすみ肉溶接断面の形状寸法を規定しておく必要がある。まず Fig. 1, Fig. 2 に、本研究で準拠したすみ肉溶接の形状、寸法の定義を明らかにしておく。

正常なすみ肉溶着断面（ビード断面）形状としては、Fig. 1 (a) に示すように脚長 h を二等辺とする直角三角形を考え、これをもって標準公称断面とする。また溶着断面と溶込み断面を含む全溶融部断面、いわゆるすみ肉溶接断面の正常な形を、すみ肉斜辺を短軸とし公称のど厚の線を長軸とする半楕円と仮定して、Fig. 2 に示すように、公称溶込み ($\bar{d}$)、ルート溶込み (d_0)、有効溶込み (p) を定義し、溶着断面積を S_1 、溶込み断面積を S_2 、全溶融部断面積を S とすると、まったく幾何学的に次の関係がある。

$$\left. \begin{aligned} S &= \frac{\pi}{2} \left(d_0 + \frac{h}{\sqrt{2}} \right) \frac{h}{\sqrt{2}}, \quad S_1 = \frac{h^2}{2} \\ S_2 &= \frac{\pi}{2} \left(d_0 + \frac{h}{\sqrt{2}} \right) \frac{h}{\sqrt{2}} - \frac{h^2}{2} \end{aligned} \right\} \quad (1a)$$

$$\frac{\bar{d}}{h} = \frac{1}{\sqrt{2}} \left\{ \sqrt{\left(\frac{d_0}{h} \right)^2 + \sqrt{2} \left(\frac{d_0}{h} \right)^2 + 1} - \frac{1}{\sqrt{2}} \right\} \quad (1b)$$

$$\begin{aligned} \frac{p}{h} &= \frac{(d_0/h)^2 + \sqrt{2} (d_0/h)^2}{(d_0/h)^2 + \sqrt{2} (d_0/h)^2 + 1} \\ &= \frac{4(\bar{d}/h) \{ (\bar{d}/h) + 1 \} - 1}{4(\bar{d}/h) \{ (\bar{d}/h) + 1 \} + 1} \end{aligned} \quad (1c)$$

すみ肉溶接の断面形状が、このような幾何学的関係をもつ正しい半楕円をなすということが、適正溶接条件を定める一つの要素となるわけである。

2 実験溶接の概要

実験溶接としては、基礎実験3系統、補助実験3系統があるが、基礎実験というのは実験式を導き出すために行なった系統的実験であり、補助実験というのは基礎実験によって求められた実験式の実用性を確認するためのものである。

基礎実験に関しては Table 1, 2, 3 にその概要を示す。使用した電極材料（フラックスを含む）の銘柄を異にする3系統の実験より成り、それぞれの実験記号 (Code) を UR, UM, UQ として区分してある。いずれも軟鋼板 (JIS, SS 41) による T 継手の下向単層すみ肉溶接で、電極ワイヤは公称径 2.4 mm から 6.4 mm ま

Table 1 Series of fundamental experiment UR

Code	Series	Φ	L	I (A)	E	V	Data
URI	I-Ser.	2.4	30	300—600	35	45	7
		3.2	30	350—800	34	50	10
		4.0	40	400—850	34	54	10
		4.8	50	550—1000	36	57	10
		6.4	50	750—1200	36	65	10
URV	V-Ser.	2.4	30	350	35	20—70	6
		3.2	30	500	34	25—75	6
		4.0	40	650	34	30—80	6
		4.8	50	800	36	35—85	6
		6.4	50	1000	36	40—90	6
URE	E-Ser.	2.4	30	380	31—39	25	9
		3.2	30	550	30—46	35	9
		4.0	40	650	31—47	45	9
		4.8	50	750	30—39	55	10
		6.4	50	950	29—38	75	10

Total=124

Note: Positioned fillet welding by submerged arc welding.

 Φ =Diameter of electrode, mm I=Welding current, A

L=Extension of electrode, mm E=Arc voltage, V

V=Welding speed, cm/min

Table 2 Series of fundamental experiment UM

Code	Series	Φ	L	I (A)	E	V	Data
UMI	I-Ser.	2.4	30	300—450	35	25	9
		3.2	30	350—750	34	34	9
		4.0	40	450—850	28—44	42	9
		4.8	50	550—1000	28—46	44	10
		6.4	50	700—1200	32	74	11
UMV	V-Ser.	2.4	30	380	35	23—27	9
		3.2	30	500	35	34—50	9
		4.0	40	650	36	34—50	9
		4.8	50	750	33	52—56	9
		6.4	50	950	32	69.5—74.5	11
UME	E-Ser.	3.2	30	500	28—44	42	9
		4.0	40	650	28—44	42	9
		4.0	40	700	30—46	44	9
		4.8	50	800	28—44	44	9
		4.8	50	850	30—46	46	9

Total=140

Note: The same as Table 1.

での5種類を用いた。溶接条件としては I , E , V の3因子を選び, Table 1~3 に示してあるように, それぞれこの中の1因子を系統的に変化せしめた I -Series, V -Series および E -Series の実験を行なった。電源としては UQ 実験のみ DC 正極性を用い, 他は AC である。

試験ビードは安定溶接の長さを 300mm 以上とし, これより少なくとも3個の断面を採取して倍率4のマクロ腐食断面写真を作成, 溶接部の断面積, 諸寸法を実測して(断面積の測定はプランメータによる), その平均値をもって1データとした。基礎実験のデータ数(つま

Table 3 Series of fundamental experiment UQ

Code	Series	Φ	L	I (A)	E	V	Data
UQI	I-Ser.	2.4	30	200—500	35	55	7
		3.2	30	300—700	33	60	9
		4.0	30	400—850	30	65	10
		4.8	35	550—1000	34	70	10
		6.4	35	750—1400	38	75	10
UQV	V-Ser.	2.4	30	350	35	30—75	10
		3.2	30	500	33	35—80	10
		4.0	30	650	30	40—85	10
		4.8	35	800	34	45—90	10
		6.4	35	1100	38	50—95	10
UQE	E-Ser.	2.4	30	350	24 32	55	5
		3.2	30	500	24 38	60	8
		4.0	30	650	28 36	65	5
		4.8	35	800	28 42	70	8
		6.4	35	1100	28 44	80	5

Total=127

Note: The same as Table 1.

Table 4 Series of supplementary experiments

Code	Series	Φ	L	I	E	V	Data
UK (AC)	A-Ser.	2.4	30	300—500	28—34	25	4
		3.2	30	400—800	30—38.5	30	5
		4.0	40	400—900	30—38	42.5	6
		4.8	40	500—1080	30—41	38.5	7
		6.4	40	700—1100	28—37	42	5
	B-Ser.	2.4	30	300—500	27—32	39	4
		3.2	30	400—800	29—38	44	5
		4.0	40	400—900	30—38	54	6
		4.8	40	500—1060	30—40	54	7
		6.4	40	700—1100	29—38	58	5
UF (AC)	A-Ser.	3.2	30	290—590	24—30	63.6	4
		3.2	30	540—670	32—36	44.6	3
		4.8	35	610—950	28—34	75	4
		4.8	35	860—1010	36—40	56.7	3
	B-Ser.	3.2	30	290—590	24—30	62	4
		3.2	30	540—670	32—36	46.8	3
		4.8	35	610—950	28—34	73	4
		4.8	35	860—1010	36—40	55.5	3
UP (DC)	I-Ser.	3.2	30	300—700	31	60	5
		4.0	30	400—850	30	65	10
		4.8	30	500—950	32	70	10
	V-Ser.	3.2	30	500	31	40—80	5
		4.0	30	650	30	40—85	10
		4.8	30	750	32	45—90	10

Total=132

Note: The same as Table 1.

り試験ビード数)は総計 391 である。

補助実験は基礎実験とはまったく無関係に任意に行なわれた実用実験溶接で, Table 4 にその概要を示す。Code UK, UF, UP の3系統の実験であるが, いずれもサブマージドアーク溶接法による軟鋼材 T 継手の単層溶接で, 電源は UP 実験のみ DC 正極性, 他は AC であ

る。データの総数 132, その採取, 測定要領は基礎実験の場合と同一である。

3 すみ肉溶接ビードの形状寸法と溶接条件

3.1 溶極の溶融速度および溶着速度

すみ肉溶接ビードのサイズは溶着速度によって定まるわけであるが, 溶極式アーク溶接の場合, 溶着速度は電極の溶融速度に比例して定まる。従来, この溶融速度や溶着速度は重量単位で表示されているが, すみ肉溶接のサイズを規制する溶接条件を検討する上では容積単位を用いるのが便であるから, 本研究では容積単位を採用し単位電流当りの溶着速度を $\lambda \text{ mm}^3/\text{S} \cdot \text{A}$ で表わし, 同じく溶極の溶融速度を $\lambda_e \text{ mm}^3/\text{S} \cdot \text{A}$ で表わすことにした。

そして $v \text{ mm/s}$ を電極ワイヤの送給速度, $S_1 \text{ mm}^2$ を溶着断面積の実測値とすると,

$$\lambda_e \text{ の実験値} \equiv \lambda_e(s) = \frac{\pi \phi^2}{4} \cdot \frac{v}{I}, \text{ mm}^3/\text{S} \cdot \text{A} \quad (2)$$

$$\lambda \text{ の実験値} \equiv \lambda(s) = \frac{S_1 V}{I}, \text{ mm}^3/\text{S} \cdot \text{A} \quad (3)$$

の関係がある。この両式から,

$$\frac{\lambda}{\lambda_e} = \frac{\lambda(s)}{\lambda_e(s)} = \frac{\pi \phi^2}{4} \cdot \frac{v}{S_1 V} \equiv \mu \quad (4)$$

この μ はいわゆる溶着率と呼ばれているが, この場合容積に関する溶着率で, 当然使用材料の種類 (電極, フラックス, 母材等) によって異なってくるが, 溶着金属の健全性によっても左右されるであろう。

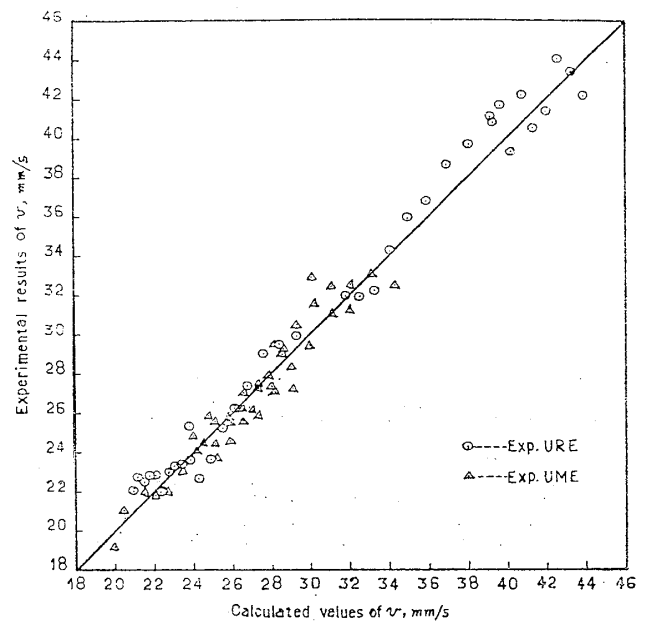
溶極の溶融速度に関しては, サブマージドアーク溶接による軟鋼の直流溶接に関し Wilson らの実験式⁵⁾ (ft-lb 単位) があるが, これはとくに電流密度 (I/ϕ^2) と電極突出長 (L) に重点をおいて求められたもので, アーク電圧 E の影響などは含んでいない。I-Ser. 実験のデータを用い, (2) 式の v を実測してこの実験式を検討してみた結果, かなり実用性の高いことが確認されたので, 本研究ではまずこの Wilson らの実験式を導入して λ_e の実験式を定め, さらにアーク電圧の E -effect を考慮に入れて溶着速度 λ の実験式を導くことにした。

その結果, 軟鋼電極溶融速度の実験式として次のような容積単位の λ_e の式が得られた。ただしこれは E -effect を含んでいないので $\bar{\lambda}_e$ として区別した。

$$\left. \begin{aligned} \bar{\lambda}_e &= A_e I^{1.22} + B_e, \text{ mm}^3/\text{S} \cdot \text{A} \\ \text{ここで, } A_e &= 1.043 \times 10^{-5} (L/\phi^2)^{1.22} \\ B_e &= 1.502 \times 10^{-3} \phi^2 + 0.339 \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

次に, E -Ser. 実験により電極ワイヤ送給速度 v を実測した結果, 下の (6) 式に示すような v の実験式が得られ, λ_e は E の関数として規則的な変化をなすことが確認された。

$$v = \frac{KI}{\phi^2 \sqrt{E}}, \text{ mm/s} \quad \text{ただし } K = 4.0 \pm 0.3 \quad (6)$$



Note: Rate of electrode feed, $v = \frac{KI}{\phi^2 \sqrt{E}}$ mm/s, $K = 4.0 \pm 0.3$

Fig. 3 A plot of experimental results vs. calculated values of the rate of electrode feed v

係数 K は L/ϕ によって変動し,

$L/\phi \leq 10$ のとき $K=4$, $L/\phi \geq 10$ に応じ $K \leq 4$ のような傾向が認められた。Fig. 3 に (6) 式による v の計算値とその実測値との比較プロット図を示す。

次に (6) 式において, $E=E_0$ のとき $v=v_0$ とすると

$$v = v_0 \sqrt{\frac{E_0}{E}} \quad (7)$$

の関係が得られる。ここで E は任意のアーク電圧であるが, E_0 は電極径 ϕ ごとに電流値 I によって定まる標準アーク電圧で, すみ肉溶接が正常な断面形状 (半楕円形) を保持するという条件から導かれた次の実験式 (詳細は 4.4 項参照) によるものである。

$$E_0 = C^4 (\lambda I)^{0.56} = \frac{3.16 (\lambda I)^{0.56}}{\phi^{0.6}} \quad (8)$$

$$\text{ここで, } C = \frac{3}{4 \phi^{0.15}}$$

いま, $E=E_0$ のとき, $\lambda_e \equiv \lambda_e(E_0)$, $\lambda \equiv \lambda(E_0)$

任意の E に対して, $\lambda_e \equiv \lambda_e(E)$, $\lambda \equiv \lambda(E)$

として区別すれば, (7) 式の結果から

$$\left. \begin{aligned} \lambda_e(E) &= \sqrt{E_0/E} \cdot \lambda_e(E_0) \\ \lambda(E) &= \sqrt{E_0/E} \cdot \lambda(E_0) \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

先に示した (2), (3) 式の $\lambda_e(s)$, $\lambda(s)$ はそれぞれ (9) 式の $\lambda_e(E)$, $\lambda(E)$ に対応する実験値である。

3.2 溶着速度実験式, 脚長の算定

実用上必要なのは溶着速度 $\lambda(E)$ であるが, E -effect を無視した (5) 式の $\bar{\lambda}_e$ をもって直ちに $\lambda_e(E) = \bar{\lambda}_e$ とし, (9) 式に (4) の μ を適用して $\lambda(E) = \mu \cdot \lambda_e(E)$

より $\lambda(E)$ の実験式を求めることはやや難点がある。そこで、(5)式の実験式 $\bar{\lambda}_e$ を $\lambda(E_0)$ に導入するため溶着率に該当する次のようなパラメータ ξ を考えることにした。

$$\xi = \frac{\lambda(E_0)}{\bar{\lambda}_e} \quad (10)$$

そうすると、

$$\left. \begin{aligned} \lambda(E_0) &= \xi \bar{\lambda}_e = \xi (A_e I^{1.22} + B_e) \\ \lambda(E) &= \sqrt{E_0/E} \cdot \lambda(E_0) \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

ここで ξ の値が明らかになれば $\lambda(E)$ を算定する実験式が定まり、任意の溶接条件に対する溶着速度 $\lambda(E)$ を求めることができる。

いま、実験値 $\lambda(s)$ は $\lambda(E)$ に該当するので、

$$\lambda(s) = \lambda(E) = \sqrt{E_0/E} \cdot \lambda(E_0) = \xi \sqrt{E_0/E} \cdot \bar{\lambda}_e$$

より、

$$\xi = \frac{\lambda(s)}{\sqrt{E_0/E} \cdot \bar{\lambda}_e} \quad (12)$$

したがって実験溶接のデータにより、(4)式から $\lambda(s)$ を算出、(8)式から $\lambda = \lambda(s)$ として E_0 を算出、(5)式から $\bar{\lambda}_e$ を算出することにより、実験溶接のすべての溶接条件について(12)式から ξ の実験値を求めることができる。そのデータにより ξ の実験式を求めた結果、 ξ は I , V , E などにかかわらず L/ϕ の関数として次のように表わされた。

$$\xi = \frac{r}{(L/\phi)^{0.2}} \quad (13)$$

ここで係数 r は、同一 Code の実験ではほぼ一定値を示したが、電極材料や電源種別(DC, AC)の異なる他の Code の実験とは明らかに異なった値を示した。補助実験も加えて実験 Code 別に r の値を求めた結果は次のとおりである。

基礎実験	r	補助実験	r
UR	1.936	UK	1.850
UM	1.845	UF	1.830
UQ	1.706	UP	1.574

以上より r は一種の材料定数と考えられるが、なお留意すべきは UQ, UP 実験の r の値が他に比べて著しく低いことである。これは両実験がともに DC であり、しかも正極性で行なわれているため、明らかに極性効果によるものと考えられる。

(11)式と(13)式から、溶着速度 λ の実験式が次のように与えられる。 $E = E_0$ の場合、

$$\left. \begin{aligned} \lambda(E_0) &= \frac{r}{(L/\phi)^{0.2}} \cdot (A_e I^{1.22} + B_e), \text{ mm}^3/\text{S} \cdot \text{A} \\ \text{ただし、} \\ A_e &= a(L/\phi)^{1.22}, B_e = b\phi^2 + c \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

ここで a , b , c は材料定数で、軟鋼の場合、 $a = 1.043 \times 10^{-5}$, $b = 1.502 \times 10^{-3}$, $c = 0.339$ 。

任意の E に関し、

$$\left. \begin{aligned} \lambda(E) &= \sqrt{E_0/E} \cdot \lambda(E_0), \text{ mm}^3/\text{S} \cdot \text{A} \\ \text{ただし、} \\ E_0 &= \frac{3.16 \{\lambda(E_0) I\}^{0.56}}{\phi^{0.6}} \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

ここで、(14)式の r を溶着係数 (Coefficient of deposition rate) と定義する。この溶着係数 r は、使用電極材料(フラックスを含む)に関し、あらかじめ試験溶接を行なって、その値を定める必要があるが、軟鋼 AC 溶接の場合は前述の実験結果からほぼ 1.75~1.95 の範囲の値をとり、実用的には 1.85 程度とすれば大きな誤差は生じないものと思われる。しかし、DC 溶接の場合 r の値は極性効果が大きく影響するので、必ず同一極性で試験溶接を行なって r を求めることが望まれる。

r 推定の試験溶接は次の要領によって行なう。まず使用電極 ϕ (mm) に対し適当な溶接条件 L (mm), I (A), E (v), V (mm/s) を定めて単層すみ肉溶接を行ない、試験ビードのマクロ腐食断面写真により溶着断面積 S_1 (mm²) を測定すれば、次の各式から r の値が算出される。

$$(3) \text{式より, } \lambda(s) = S_1 \cdot V / I$$

$$(5) \text{式より, } \bar{\lambda}_e = A_e I^{1.22} + B_e$$

$$(8) \text{式より, } E_0 = \frac{3.16 \{\lambda(s) \cdot I\}^{0.56}}{\phi^{0.6}}$$

$$(12) \text{式より, } \xi = \frac{\lambda(s)}{\sqrt{E_0/E} \cdot \bar{\lambda}_e} \equiv \xi(s)$$

求むる溶着係数

$$r = \xi(s) \cdot (L/\phi)^{0.2} \quad (16)$$

この試験溶接は、適当な L/ϕ を選んで $\xi(s)$ の値を求めておけば、他の任意の L/ϕ に対しては、同一材料、同一電源である限り(16)式から r を計算して求めることができるわけである。しかし実験値 $\lambda(s)$ はかなりのばらつきが予想されるから、実際には同一材料でも L/ϕ の値が異なるごとに試験溶接を行なって、その都度 $\xi(s)$ を求めることが望ましい。

使用材料に対し溶着係数 r が定まり、溶接条件 ϕ , L , I , E , V などが与えられると、(14), (15)式から溶着速度 λ が求められるから、次式によってすみ肉溶接のサイズが算定される。

$$\text{喉厚: } a = \sqrt{\frac{\lambda I}{V}} \text{ mm, 脚長: } h = \sqrt{\frac{2\lambda I}{V}} \text{ mm} \quad (17)$$

一方、溶着断面積 S_1 mm² の実測値からすみ肉溶接サイズの実験値が次のように求められる。

$$\text{実験値: } a = \sqrt{S_1} \text{ mm, } h = \sqrt{2S_1} \equiv h(s) \text{ mm} \quad (18)$$

実験式(17)の実用性確認のため、(17)式と(18)式による脚長の計算値 h と実験値 $h(s)$ の比較プロットを Fig. 4 (基礎実験), Fig. 5 (補助実験)に示すが、計算値に対する実験値の標準偏差 (σ) は、基礎実験が

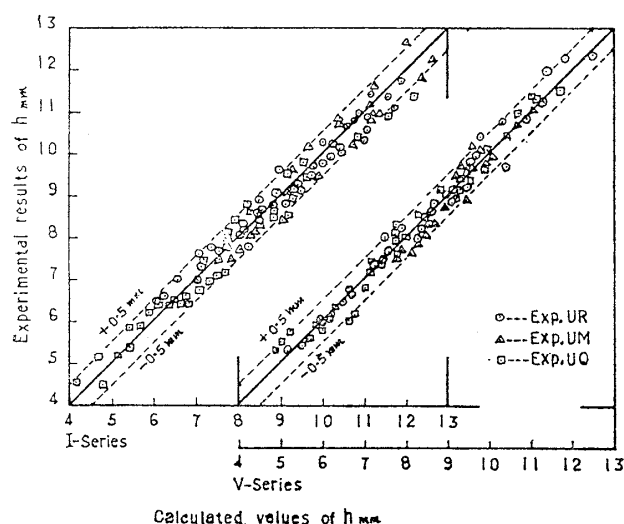


Fig. 4 A plot of the experimental results vs. calculated values of leg length h

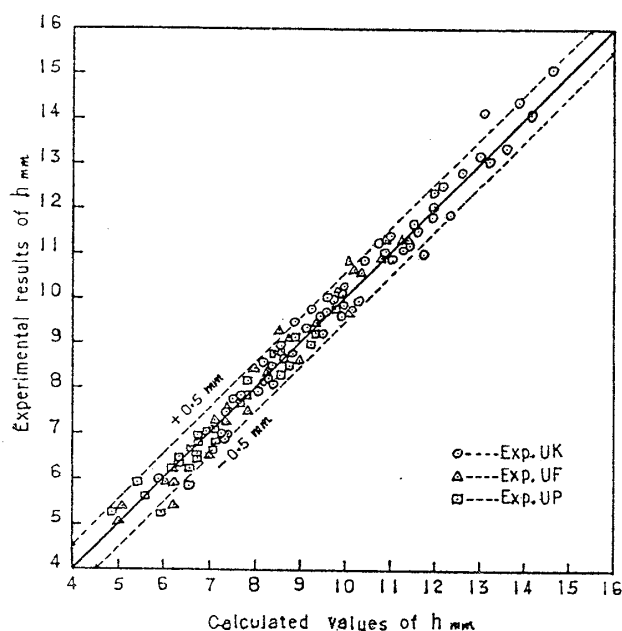


Fig. 5 A plot of the experimental results vs. calculated values of leg length h .
(Confirmation of utility of the empirical formula by the experiments, UK, UF and UP)

$\sigma=0.32\text{mm}$, 補助実験が $\sigma=0.31\text{mm}$ で, 溶着速度 λ の実験式を含めて, h の実験式 (17) は十分実用性があるとしてよいであろう。

3.3 すみ肉溶接ビード形状を規制する適正溶接条件

(17) 式で示したように, 公称脚長 h は $\lambda I/V$ の関数であるから, 実際の脚長 h_a と公称脚長との比 h/h_a は溶接条件 $\lambda I/V$ の値によって,

$$h/h_a < 1 \text{ (凹)}, h/h_a = 1 \text{ (平)}, h/h_a > 1 \text{ (凸)}$$

のように変化するであろう。また, このような形状の変化はアーク電圧 E によっても影響をうけ, E が高いほど

凹形になり, 逆に E が低いほど凸形になる傾向のあることは, 定性的にはよく知られている。

ここでは, このような傾向を定量的に実験式で表わしてみたわけであるが, 便宜上実験式の記号を, $h/h_a \equiv H$, $\sqrt{\lambda I/V} \equiv U$ のごとく簡略化した。実験データとしては, 公称脚長 $h=h(s)$, 溶着速度 $\lambda=\lambda(s)$ を用い, 次のような結果を得た。

I-Ser. と V-Ser. 実験データより,

$$E=E_c, H=\alpha U^{2/3} \quad (19)$$

E-Ser. 実験データより,

$$U=U_c, H=\beta E^{-2/3} \quad (20)$$

ここで E_c および U_c はそれぞれ E および U の一定値であるが, いずれも各実験の ϕ ごとに異なる値で, 係数 α, β も各実験の ϕ ごとに異なる定数である。この両実験式を組み合わせると, H の実験式は次のような U/E の関数として表わされる。

$$H=K \left(\frac{U}{E} \right)^{2/3} \quad (21)$$

ここで $K=\alpha E_c^{2/3}=\beta/U_c^{2/3}$ であるが, この係数 K はかなりのばらつきがある。

Fig. 6 に実験式 (21) に対する基礎実験データのすべてをプロットしてあるが, ほぼ $K=3$ を中心にして $2.4 \sim 3.6$ の範囲に散布している。したがってこの変動範囲を考慮すると, 実験式は次のようになる。

$$H=3(1 \pm 0.2) \left(\frac{U}{E} \right)^{2/3} \quad (22)$$

H つまり h/h_a というすみ肉形状を定めるパラメータは, その性質上実験値としてはどうしてもばらつきが大きくなりがちである。そこで, H のばらつきに関しある程度合理的な許容変動範囲を定めるため, $K=3$ とした H の計算値 $3(U/E)^{2/3}$ と, その実験値 $h(s)/h_a$ の標準偏差 σ を求めた結果, $\sigma=0.102 \pm 0.1$ を得たので, 係数 K にこの σ の値を導入して, 次のように H の許容変動範囲を定めた。

$$K=3(1 \pm \sigma)=3(1 \pm 0.1) \therefore H=3(1 \pm 0.1) \left(\frac{U}{E} \right)^{2/3} \quad (23)$$

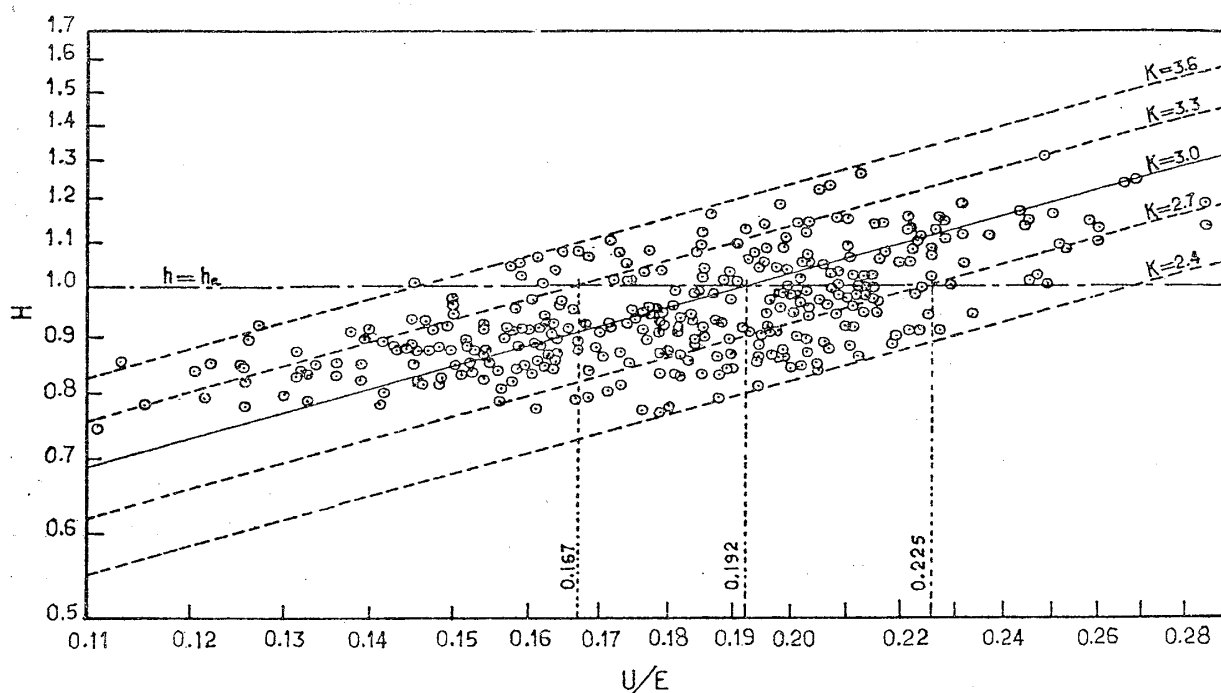
以上, 求められた H 実験式により, 正常なすみ肉ビード形状を得るための適正溶接条件が導かれる。すなわち $h_a=h$ つまり $H=1$ のとき, すみ肉溶接は平形の標準形状であるから, $K=3$ の標準値に対しては,

$$H=3 \left(\frac{U}{E} \right)^{2/3} = 1 \text{ より } \frac{\lambda I}{VE^2} = \frac{1}{27} = 0.037 \quad (24)$$

変動範囲を考慮すると,

$$H=3(1 \pm 0.1) \left(\frac{U}{E} \right)^{2/3} = 1 \text{ より } \frac{\lambda I}{VE^2} = 0.028 \sim 0.050 \quad (25)$$

(24)式が適正溶接条件の標準値であり, (25)式はその



Note: $H = h/h_a$, $U/E = \sqrt{\lambda I / VE^2}$

Fig. 6 A plot of the experimental data on the curve $H = K(U/E)^{2/3}$

許容変動範囲を与える。

実用溶接条件としては応力集中などの観点から、平形すみ肉よりも軽微な凹形すみ肉となるように選定することが望まれる。つまり、実用的には $H \leq 1$, $K \leq 3$ の範囲で $\lambda I / VE^2$ の値を選定したほうがよいわけである。

4 すみ肉溶接溶込みの形状寸法と溶接条件

4.1 溶込みに関する基礎理論

筆者は先に、半無限体表面を定速度で直進する移動点熱源理論により、次のような無次元量 N, D を用いて、溶接条件と溶込みに関する基礎的な関係を導いた⁶⁾。

$$\text{溶接条件に関する無次元量, } N = \frac{VQ}{4\pi k\mu\theta_m} \quad (26)$$

$$\text{溶込み深さに関する無次元量, } D = \frac{Vd}{2k} \quad (27)$$

ここで、 Q : 単位時間の入熱量, Cal/s

d : 移動点熱源による理論溶込み, mm

V : 熱源の速度 (溶接速度), mm/s

θ_m : 材料の融点までの温度上昇, $^{\circ}\text{C}$

k : 材料の温度拡散率, mm^2/s

μ : 材料の熱伝導率, $\text{Cal}/\text{mm}\cdot\text{s}\cdot^{\circ}\text{C}$

そして N と D の間には ρ を共通パラメータとして次の関係がある。

$$\left. \begin{aligned} N &= \rho \cdot \exp\left(\frac{\rho}{1+\rho}\right) \\ D &= \frac{\rho}{1+\rho} \sqrt{1+2\rho} \end{aligned} \right\} \quad (28)$$

この両式から ρ を消去すれば $N-D$ の関係式あるいは $N-D$ 曲線が得られるが、実用的には (28) 式から次のような近似式が求められているので⁷⁾、これによって容易に D の近似値が算出され、(27) 式から $d = 2kD/V$ によって理論溶込み d を計算することができる。

$$D = KN^n \quad (29)$$

ただし、 K および n は (26) 式の溶接条件 N の範囲によって異なる定数で、Table 5 にその一例を示す。

アーク溶接の場合、アークの発生熱量はアーク電圧 E と溶接電流 I により EI (KWH) で定まるから、アークの熱効率を η とすると (26) 式の Q は次式で与えられる。

$$Q = 0.24\eta EI, \text{ Cal/s} \quad (30)$$

しかし、本研究では、次項で述べるようにすみ肉溶接の片脚の溶込みについて考えるので、熱量を $Q/2$ とし

Table 5 Approximate $N-D$ equation; $D = KN^n$

Limits of N	n	K	D	α
1 — 3	0.661	0.61800	0.6 — 1.3	0.00555
2 — 6	0.606	0.65137	1.0 — 1.9	0.00533
4 — 12	0.567	0.69393	1.5 — 2.8	0.00490
8 — 24	0.540	0.73769	2.3 — 4.1	0.00560
16 — 48	0.521	0.78095	3.3 — 5.8	0.00438
32 — 96	0.512	0.80733	4.8 — 8.3	0.00389
64 — 192	0.507	0.82478	6.8 — 11.8	0.00370
128 — 384	0.503	0.84123	9.7 — 16.8	0.00238

Note: α = Standard deviation of D

て N を計算する。したがって (30) 式の $Q/2$ を (26) 式に代入すると

$$N = f\eta EIV \quad \text{ただし} \quad f = \frac{0.03}{\pi k \mu \theta_m} \quad (31)$$

4.2 すみ肉溶接の溶込みと理論溶込みの関係

先に、正常なすみ肉溶接断面形状を、すみ肉斜辺を短軸とする半楕円と仮定し、溶込み $\bar{d}$, d_0 , p などを定義したが、これと前項の基礎的な溶込理論との関連、つまり移動点熱源を想定し、溶融部断面の半径として求められた理論溶込み d を、これらすみ肉溶接の実際の溶込みにどのように結びつけるかということが実用上必要になってくる。

そこで、いま Fig. 7 に示すように (a) 図の理論溶込み断面 (S_0) を、(b) 図のすみ肉溶接断面に破線で示してあるように結びつける。つまり、片方のすみ肉脚 AC 上に任意の 1 点 O を中心とする半径 d の理論溶込み半円を考え、この半円の面積 S_0 が実際の溶融部半楕円の面積 S の $1/2$ に等しくなるように d を想定して、これをすみ肉溶接の片脚に関する理論溶込みとする。つまり、

$$\frac{S}{2} = S_0 = \frac{\pi d^2}{2} \quad (32)$$

と仮定するわけである。したがって、アークによる全入熱量を (30) 式の Q とすると、この理論溶融部に対す

る入熱量は $Q/2$ となる。

以上の仮定に基づき、この (32) 式と、先に示したすみ肉溶接半楕円に関する (1a)~(1c) の各式から、以下に示すような理論溶込み d と実際の溶込み $\bar{d}$, d_0 , p との関係を与える諸式が得られる。

$$d_0 = \frac{h}{\sqrt{2}} \left\{ \left(\frac{2d}{h} \right)^2 - 1 \right\} \quad (33)$$

$$\bar{d} = \frac{h}{2} \left\{ \sqrt{\left(\frac{2d}{h} \right)^4 + 1} - 1 \right\} \quad (34)$$

$$p = h \cdot \frac{(2d/h)^4 - 1}{(2d/h)^4 + 1} \quad (35)$$

あるいは、

$$d = \frac{h}{2} \sqrt{\sqrt{2} \left(\frac{d_0}{h} \right) + 1} \equiv d(d_0) \quad (36)$$

$$d = \frac{h}{2} \sqrt[4]{\left\{ 2 \left(\frac{\bar{d}}{h} \right) + 1 \right\}^2 - 1} \equiv d(\bar{d}) \quad (37)$$

$$d = \frac{h}{2} \sqrt[4]{\frac{1+p/h}{1-p/h}} \equiv d(p) \quad (38)$$

$$d = \sqrt{\frac{\pi}{S}} \equiv d(s) \quad (39)$$

つまり上の $d(d_0)$, $d(\bar{d})$, $d(p)$, $d(s)$ などとはそれぞれ d_0 , $\bar{d}$, p , S から算出した d である。なお、(39) 式と同様に $d(s_1)$, $d(s_2)$ を考えて

$$\left. \begin{aligned} d(s_1) &= \sqrt{\frac{S_1}{\pi}}, \quad d(s_2) = \sqrt{\frac{S_2}{\pi}} \\ d(s) &= \sqrt{d(s_1)^2 + d(s_2)^2} \end{aligned} \right\} \quad (40)$$

また、当然

$$d(\bar{d}) = d(d_0) = d(p) \equiv d(M) \quad (41)$$

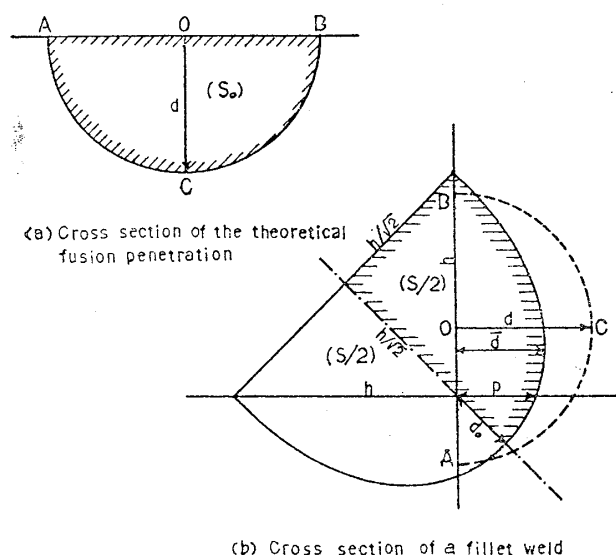
しかし、実際に実験値から $d(M)$ を求める場合は、上式の各 d は必ずしも等しくないで次式による。

$$\text{実験値 } d(M) = \frac{1}{3} \{ d(\bar{d}) + d(d_0) + d(p) \} \quad (42)$$

4.3 溶接条件と理論溶込み

(a) 溶込みに関する見掛けの熱効率 η について
溶接条件 (N) と溶込み (d) の理論的關係は、(27), (29), (31) の 3 式によって与えられるわけであるが、これらの式から理論溶込み d を算出するには、材料のデータ (f) や溶接条件 (E, I, V) とともにアークの熱効率 η の値が必要である。

しかし、ここで留意すべきことは、たとえ η の値が定まったとしても、実際の溶込み深さ $\bar{d}$, d_0 , p などは単に溶接条件の各因子 E, I, V の値のみで定まるものではなく、これら因子間の比率によって影響を受けることである。たとえば、電極端の電流密度 I/ϕ^2 が増すと電流がよく集中し、その結果ビード幅が狭くなって溶込み深さが増大することはすでに実験的にも明らかにされている⁸⁾。正常なすみ肉ビード断面形状を得るためにもバランスのとれた溶接条件が必要なことは、先に (24)



Note: O = A moving point heat source
 d = Depth (a radius) of the theoretical penetration
 $\bar{d}, d_0, p$ = Depth of actual penetration of a fillet weld
 h = Leg length
 S_0 = Cross-sectional area of the theoretical penetration
 S = Cross-sectional area of a fillet weld
 $S_0 = S/2$ (indicated by shading)

Fig. 7 The relation between theoretical fusion penetration due to a moving point heat source and actual fusion penetration of a fillet weld

式に関連して述べたとおりであるが、とにかく、すみ肉溶接の溶融部断面全体の形状は、各溶接条件因子間のバランスが適正でないと、はじめに仮定した半楕円形が崩れていわゆる梨の実形になったり三日月形になったりすることはよく知られている。

以上のことから、同じ入熱量 (Q) であっても、電流密度をはじめとし溶接条件各因子間の比率によって溶込みに関与する N の値が見掛け上変化してくるものと考えらるべきであろう。そこで、この見掛け上の N の変化をすべて熱効率 η の変化に起因するものと仮定して、これを溶込みに関する見掛けの熱効率 $\bar{\eta}$ とする。溶込みの推定にはこの $\bar{\eta}$ を用いて N を算定するわけである。

(b) 溶込み形状係数 $\delta(M)$ について

見掛けの熱効率 $\bar{\eta}$ 導入の必要性を裏付けこれを定量的に表わすデータとして、実験溶接の結果から d の実験値である (39) 式の $d(s)$ 、(42) 式の $d(M)$ を求め、この両者を比較してみた結果、理論的には当然 $d(M) = d(s)$ となるべきであるが、実際には溶接条件の比率により、必ずしもこの関係が成立するとは限らないことが判明した (詳細は次の 4.4 項参照)。これは、すみ肉溶接断面形状が理論溶込みと等しい断面積をもつ正常な

半楕円とした (1) 式や (32) 式の仮定によって当然起ってくる誤差であって、たとえば Fig. 8 に示すビード溶接の例からも容易に理解できるであろう。(a) 図と (b) 図はともに等しい溶融断面積 S のビード溶接であって、 $d(s)$ は当然両者等しいが、溶込み形状が異なるため $d(\bar{d})$ の値が等しくない。つまり $d(M) \neq d(s)$ である。Fig. 9 のすみ肉溶接の例についてもまったく同様のことがいえる。

そこで、

$$\frac{d(M)}{d(s)} \equiv \delta(M) \quad (43)$$

とおき、この $\delta(M)$ を溶込み形状係数 (Coefficient of fineness on fusion penetration) と定義し、これを理論溶込み d に導入する。

(c) $\bar{\eta}$, $\delta(M)$ を導入して理論溶込みの修正

いま、見掛けの熱効率 $\bar{\eta}$ を求めるため、便宜上 N および D を次のように書き替える。

$$(31) \text{ 式より } N = a\eta \text{ ただし } a \equiv fEIV$$

$$(27) \text{ 式より } D = bd \text{ ただし } b \equiv V/2k$$

$$(29) \text{ 式より } D = KN^n \text{ または } N = (D/K)^m \text{ ただし } m = 1/n$$

以上 3 式から

$$\eta = \frac{b^m d^m}{a K^m}$$

いま、 $d = d(M)$ のとき $\eta = \bar{\eta}$ であるから上式より、

$$\bar{\eta} = \frac{b^m d(M)^m}{a K^m} = \frac{b^m}{a K^m} \cdot d(s)^m \cdot \delta(M)^m$$

この $\bar{\eta}$ を (29) 式の N に代入して、

$$D = Ka^n \bar{\eta}^n = \frac{Ka^n b^{mn}}{K^{mn} a^n} \cdot d(s)^{mn} \cdot \delta(M)^{mn}$$

$D = bd$, $mn = 1$ であるから上式より、

$$d = d(s) \cdot \delta(M) \quad (44)$$

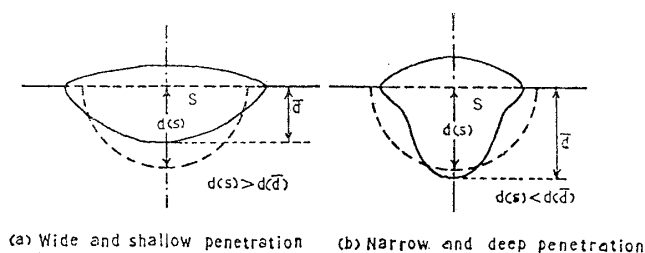
溶接条件が適正であって、溶融部断面形状が正常な半楕円をなす場合は、当然 $\delta(M) = 1$, $d = d(s) = d(M)$ である。

4.4 溶込み形状係数の実験式、標準溶接電圧の算定

まず、実験データにより $\delta(M)$ に対する I , E および V の影響をそれぞれ検討したが、電流密度 I/ϕ^2 と電極突出長 L が I と関連して $\delta(M)$ に影響を与えることを考慮し、 $\delta(M)$ に対する I -effect のパラメータとしては λI を用いた。その結果、 I -effect と E -effect に関しては次の実験式が得られた。

$$\left. \begin{aligned} \delta(M) &= k_1 (\lambda I)^{0.14} \text{ ただし } E = \text{const.} \equiv E_c \\ \delta(M) &= \frac{k_2}{\sqrt[4]{E}} \text{ ただし } \lambda I = \text{const.} \equiv (\lambda I)_c \end{aligned} \right\} \quad (45)$$

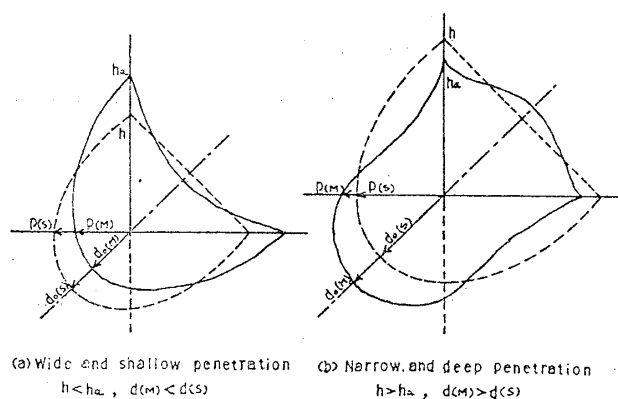
V -effect に関してはほとんど規則的な変化が認められなかったが、これは $\delta(M) = d(M)/d(s)$ において $d(M)$ と $d(s)$ に対する V -effect が同一で、分母と



Note: (i) Solid line shows actual fusion penetration.

(ii) Broken line shows theoretical fusion penetration which is the same area as above (i).

Fig. 8 Two kinds of fusion penetration of bead welds



Note: (i) Solid line shows actual penetration.

(ii) Broken line shows normal semi-ellipse penetration which is the same area as above (i).

Fig. 9 Two kinds of fusion penetration of fillet welds

分子で打消されるため当然であろう。

以上より、 $\delta(M)$ の実験式を (45) の 2 式を組合わせて次のように定めた。

$$\delta(M) = C \cdot \frac{(\lambda I)^{0.14}}{\sqrt[4]{E}} \quad (46)$$

ここで、係数 C は、 $C = k_1 \sqrt[4]{E_c} = k_2 / (\lambda I)_c$ となるが、この C の実験値を上式によって算出した結果、電極径 ϕ によって規則的に変化しており、これを ϕ の関数としてまとめてみると次式のようにになった。

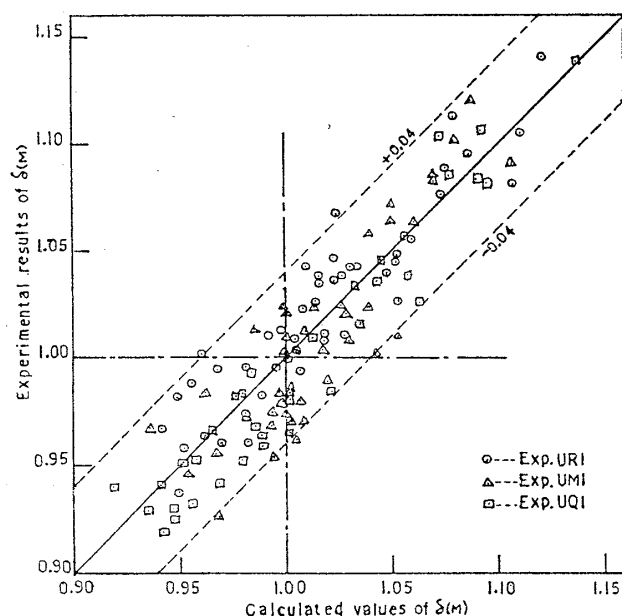
$$C = \frac{4}{3\phi^{0.15}} \quad (47)$$

これはもちろん実験溶接の溶接条件として E_c および $(\lambda I)_c$ が、 ϕ に関してある程度規則的に適切な値が選定されていたためと思われるが、一方、電極の径に応じてアークの形状が変化し、溶込み形状つまり $\delta(M)$ に対し微妙な影響を与えることが推察されるので、 $\delta(M)$ の実験式 (46) の係数としてこの (47) 式は合理的と思われる。そして、 ϕ に対して E および I の値が著しく過大、過小の場合、この $\delta(M)$ 実験式の適用範囲外と考えるべきであろう。

(46), (47) 式をまとめると、 $\delta(M)$ の実験式が次のように与えられる。

$$\delta(M) = \frac{4(\lambda I)^{0.14}}{3\phi^{0.15}\sqrt[4]{E}} \quad (48)$$

実験データにより (47) 式の計算値を求め、これと $\delta(M)$ の実験値 $d(M)/d(s)$ との比較プロットを Fig. 10 に示す。実験値のばらつきはほぼ ± 0.04 の範囲に



Note: Experimental value of $\delta(M) = d(M)/d(s)$
Calculated value of $\delta(M) = 4(\lambda I)^{0.14} / 3\phi^{0.15}\sqrt[4]{E}$

Fig. 10 A plot of experimental results vs. calculated values of $\delta(M)$

収まっているが、これも先に (22) 式に関して述べた H の場合と同様 $\delta(M)$ の値はその性質上実験値としてばらつきが大きくなりがちである。そこで、計算値に対する実験値の標準偏差 σ を求めた結果、 $\sigma = 0.0215 \div 0.02$ が得られたので、この σ をもって $\delta(M)$ の許容変動範囲とすれば、

$$\delta(M) = \frac{4(\lambda I)^{0.14}}{3\phi^{0.15}\sqrt[4]{E}} \pm 0.02 \quad (49)$$

いま、 $\delta(M) = 1$ のとき $E = E_0$ とすると、(46) 式ないし (48) 式より、

$$\frac{C(\lambda I)^{0.14}}{\sqrt[4]{E}} = 1 \quad \therefore E_0 = C^4 (\lambda I)^{0.56} = \frac{3.16(\lambda I)^{0.56}}{\phi^{0.6}} \quad (50)$$

この場合 $\lambda = \lambda(E_0)$ で、その値は (14) 式によって与えられる。この (50) 式は、すみ肉溶接が正常な溶込み断面形状をなす場合のアーク電圧 E_0 を与える式である。 ϕ と L が与えられると上式は I のみの関数となるから、この E_0 をもって所定の ϕ , L および I に対する標準 (適正) 溶接電圧としてよいであろう。なお (49) 式で与えた変動範囲を考慮すると、

$$E_0 = (1 \pm 0.08) C^4 (\lambda I)^{0.56} = (2.9 \sim 3.4) \cdot \frac{(\lambda I)^{0.56}}{\phi^{0.6}} \quad (51)$$

(50) 式が標準溶接電圧 E_0 の基準値で、(51) 式がその許容変動範囲を与える。

溶込み形状を規制する $\delta(M)$ に関しては V -effect はほとんど無視できることが確認されたが、すみ肉表面形状 (凹形、凸形) に対しては V -effect はきわめて重要で、(24) 式で与えられる適正溶接条件式には V を含んでいる。この (24) 式の E としては当然 λI の値に応じ、ここで与えられた (50) 式ないし (51) 式の E_0 が適用されなければならない。

4.5 理論溶込みの実験式、有効溶込みの算定

$\delta(M)$ の実験式が (48) 式で与えられたから、 $d(s)$ の実験式が求められれば (44) 式 $d = d(s) \cdot \delta(M)$ から理論溶込み d の実験式が定まる。(40) 式で示したように $d(s)^2 = d(s_1)^2 + d(s_2)^2$ の関係があるが、このうち $d(s_1)$ は、 $d(s_1) = \sqrt{S_1 \pi}$, $S_1 = \lambda I / V$ の関係から直ちに、

$$d(s_1) = \sqrt{\frac{\pi V}{\lambda I}} \quad (52)$$

のごとく溶接条件の関数として表わすことができる。したがって、ここでは実験溶接のデータから $d(s_2)$ と溶接条件の関係を検討した。その結果、

$$\left. \begin{array}{l} I\text{-Ser. 実験より } d(s_2) = a(\lambda I)^{0.8} \\ \quad \quad \quad V = \text{const.} \equiv V_c \\ V\text{-Ser. 実験より } d(s_2) = bV^{-0.4} \\ \quad \quad \quad \lambda I = \text{const.} \equiv (\lambda I)_c \end{array} \right\} \quad (53)$$

が得られ、 E -effect に関してはほとんど規則的な変化は

認められなかった。そこで上の両式を組合わせて $d(s_2)$ の実験式を次のように定めた。

$$d(s_2) = \alpha \left(\frac{\lambda I}{\sqrt{V}} \right)^{0.8} \quad (54)$$

ここで、 $\alpha = aV_c^{0.4} = b/(\lambda I)_c^{0.8}$ であるが、この係数 α は、先に求めた溶着係数 r と同様同一 Code の実験ではほぼ一定値を示した。下に各実験 Code 別の α の値を示す。UQ, UP 実験はともに DC 正極性で他の AC 溶接に比し α の値が著しく大である。

基礎実験	α	補助実験	α
UR	0.085	UK	0.091
UM	0.088	UF	0.091
UQ	0.098	UP	0.107

この α も r と同じく一種の材料定数と考えられるが、 r の溶着係数に対応して溶込み係数 (Coefficient of fusion penetration) と定義する。この α は電極材料や母材の種類によって変わるばかりでなく、電源の種類、極性によって大きな差異があるから、あらかじめ試験溶接を行なってその値を確認しておく必要がある。この場合 α の算定式は、 $d(s_2)$ の実験値 $= \sqrt{S_2/\pi}$ 、 λ の実験値 $= \lambda(s) = S_1 \cdot V/I$ を用い、(54) 式より

$$\alpha = \frac{\sqrt{S_2/\pi}}{\{\lambda(s) \cdot I / \sqrt{V}\}^{0.8}} = \sqrt{\frac{S_2}{\pi S_1^{1.6} V^{0.8}}} \quad (55)$$

で表わされる。したがって、先に 3.2 項で (16) 式に関

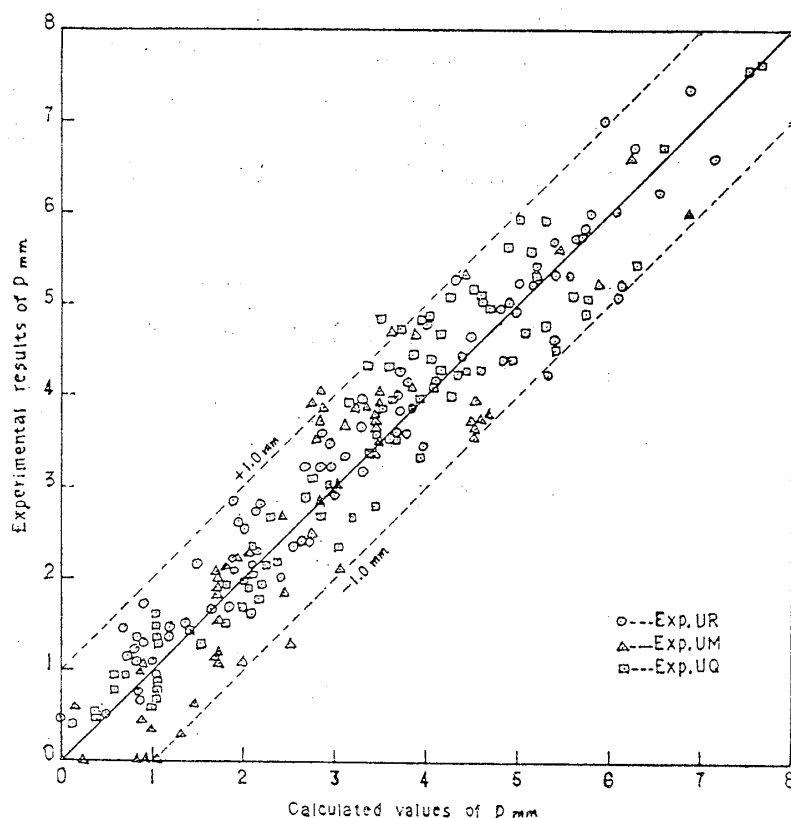


Fig. 11 A plot of experimental results vs. calculated values of effective fusion penetration p

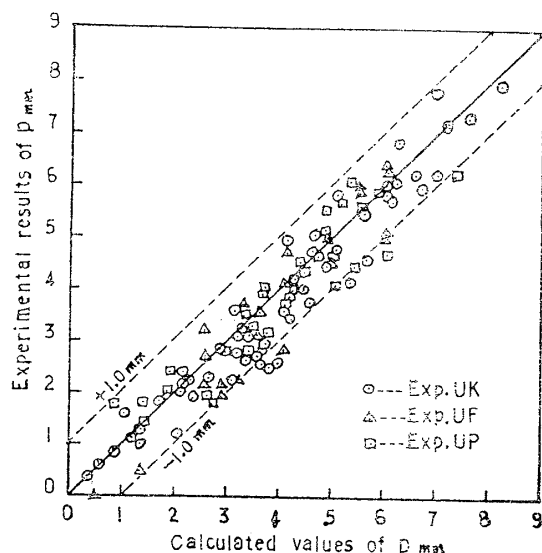


Fig. 12 A plot of experimental results vs. calculated values of effective fusion penetration p . (Confirmation of the empirical formula by the experiments UK, UF and UP)

して述べた r の試験溶接において、さらに溶込み断面積 S_2 を実測しておけば、 r と同時に (55) 式によって α の値を求めることができる。

以上により、(52) 式と (54) 式を組合わせると、 α を材料定数として次のように理論溶込み $d(s)$ の実験式が定まる。

$$d(s) = \sqrt{\frac{\lambda I}{\pi V} + \alpha^2 \left(\frac{\lambda I}{\sqrt{V}} \right)^{1.6}}, \text{ mm} \quad (56)$$

有効溶込み p の算定は、(35) 式

$$p = h \cdot \frac{(2d/h)^4 - 1}{(2d/h)^4 + 1}, \text{ mm}$$

によるのであるが、この式の d は (56) 式と (48) 式から、 $d = d(s) \cdot \delta(M)$ によって求められ、 h は (17) 式によって算出される。この場合 d および h はいずれも溶接条件の関数として与えられるから、有効溶込み p が所定の溶接条件によって算定されるわけである。

基礎実験と補助実験のすべてのデータについて有効溶込み p を算出し、 p の実測値との比較プロットを行ない、その結果を Fig. 11 と Fig. 12 に示す。

この有効溶込み p の算定式には、本研究で求められたほとんどの実験式が包含されているから、結局これらの実験式の実用性に対する総合確認プロットと考えてよいであろう。計算値に対する実測

値のばらつきはほぼ $\pm 1\text{ mm}$ の範囲内に収まっているが、その標準偏差 σ を求めてみた結果は次のとおりである。

基礎実験…… $\sigma=0.54\text{ mm}$,

補助実験…… $\sigma=0.58\text{ mm}$

5 結 言

本研究では、サブマージドアークの溶接による Deep fillet weld の標準断面形状を、すみ肉ビード斜辺を短軸とし公称喉厚とルート溶込みの線を長軸とする半楕円と仮定し、移動点熱源理論を導入してすみ肉ビードのサイズ（脚長 h ）ならびに溶込み（有効溶込み p ）と溶接条件つまり溶接電流（ I ）、溶接速度（ V ）、溶接電圧（ E ）、電極径（ ϕ ）、電極突出長（ L ）などの関係を与える実験式を求めたわけであるが、その結果、従来定性的にはよく知られていたこれらの関係を、ある程度定量的に明らかにすることができたものと思う。

すなわち、すみ肉ビードのサイズについては容積単位の溶着速度 $\lambda\text{ mm}^3/\text{S}\cdot\text{A}$ を考え、新たに溶着係数 γ の概念を導入して、 λ がこの γ と ϕ , L , E , I などの関数であることを明らかにした。そして脚長 h を $\lambda I/V$ の関数として与えた。

また溶込みについては、移動点熱源理論による溶込み半径 d を考え、新たに溶込み係数 α の概念を導入して、理論溶込み d がこの α と λ , I , V などの関数であることを明らかにしてその実験式を求めた。そして、すみ肉溶接断面形状が半楕円であるという仮定に基づき、有効溶込み p を d/h の関数として与えた。

なお、すみ肉溶接の断面形状を正しく（つまり半楕円形に）保持するためには、溶接条件を構成する諸因子、 λ , I , V , E などの相互間に適切なバランスを保つ必要があることを実験的に明らかにし、そのために溶接条件

のバランスを規制する実験式を与えた。

以上はすべて軟鋼材のサブマージドアークの溶接によって求められたものであるが、これらの実験式は、材料定数である溶着係数 γ および溶込み係数 α をはじめ各種定数を適当な試験溶接を行なって修正することにより、他の材料、他のアーク溶接法に対しても敷衍して応用することが可能であろう。本研究で求めた各種の実験式がそのような基礎資料となれば幸いである。

参 考 文 献

- 1) C. E. Jackson and A. E. Shrubbsall : Control of penetration and melting ratio with welding technique, AWJ, Vol. 32, No. 4, (1953), p. 172 S.
- 2) 渡辺, 佐藤 : 溶接継手の溶込みと溶接条件との関係, 溶接学会誌, Vol. 24, No. 12, (1955), p. 34. Vol. 25, No. 1, (1956), p. 18.
- 3) N. Christensen, et al. : Distribution of temperatures in arc welding, BWJ, Vol. 12, No. 2, (1965), p. 54.
- 4) IIW Document XV-268-69 : Utilization of the penetration for fillet welds, (1969).
- 5) J. L. Wilson, G. E. Claussen and C. E. Jackson : The heat effect of I^2R heating on electrode melting rate, AWJ., Vol. 35, No. 1, (1956), p. 1 S.
- 6) 橋本啓介 : 隅肉溶接に対する溶込みの算定, 溶接学会誌, Vol. 38, No. 4, (1969), p. 89, Vol. 38, No. 8, (1969), p. 59.
- 7) 橋本啓介 : 溶接条件と溶込みの関係を与える実用近似式, 関東学院大学工学部研究報告, Vol. 15, No. 1, (1971), p. 1.
- 8) F. Mantai : Automatisches schweissen unter einem Schlackenpulver, Verlag Technick, Berline, (1952).