隅肉溶接に対する溶込みの算定(第1報)*

— 溶込みの基礎理論ならびに浅い溶込みの隅肉溶接について —

橋 本 啓 介**

Prediction of Fillet Weld Penetration (Report 1)*

— Fundamental investigation and practical application to shallow penetration of fillet welds —

by Keisuke Hashimoto**

Abstract

Fundamental equations and diagrams of welding penetration are obtained from idealised models of a moving point heat source, and practical application of the theoretical penetration is investigated to predict actual penetration of a fillet welding joint as follows:

(1) Relationship between welding conditions represented by dimensionless function N and theoretical penetration represented by dimensionless function D is given by the following equations with common parameter ρ :

$$N = \rho \cdot \exp\left(\frac{\rho}{1+\rho}\right), \quad D = \frac{\rho}{1+\rho} \sqrt{1+2\rho}$$

N - D diagram obtained from the two equations above is presented as shown in Fig. 2.

(2) Temperature distribution of a infinite plate being welded on both sides simultaneously is also investigated, and the relationships of welding conditions (N), plate thickness (T) and theoretical penetration (D) are given by the following approximate dimensionless equations:

$$\frac{1}{N} = \frac{1}{\rho \cdot \exp\left(\frac{\rho}{1+\rho}\right)} + \frac{1}{R \cdot \exp\left(R - \frac{\rho^2}{1+\rho}\right)}$$

$$R = \sqrt{(T-D)^2 + \left(\frac{\rho^2}{1+\rho}\right)^2}$$

$$D = \frac{\rho}{1+\rho} \sqrt{1+2\rho}$$

N - D - T diagram and D - T diagram are obtained from the three equations above as shown in Fig. 4 and Fig. 5 respectively for practical application to simultaneous fillet welding on both sides of a Tee-joint.

(3) Relationship between nominal penetration ($\bar{d}$) of actual fillet weld and theoretical penetration (d) obtained from N - D diagram or N - D - T diagram is given by the following approximate equation (see Fig. 7 and Fig. 8):

$$\bar{d} = 2.36 \left(\frac{d^2}{h} - \frac{h}{2\pi} \right)$$

where, h is leg size of a fillet weld.

(4) Relationships between nominal penetration ($\bar{d}$) and effective penetration (p) of a fillet welding joint (see Fig. 6) are also given approximately as follows:

$$\text{for single fillet welding} \dots \Psi_1 = \sqrt{(\delta+1)(5.828\delta-1)} - 2.414\delta$$

$$\text{for both-sides welding} \dots \Psi_2 = \frac{1}{2\delta} \{ \sqrt{(0.157+1.63\delta^2)(0.1570.37\delta^2)} - 0.157 + \delta^2 \}$$

where, $\Psi = p/h$, $\delta = \bar{d}/h$

Ψ - δ diagrams are presented to predict effective penetration as shown in Fig. 13.

(5) The utility of the results shown above is experimentally confirmed by automatic contact arc welding of Tee-joint. (see Figs. 9, 10 and 13)

The present paper discusses mainly on shallow penetration of fillet welds, the deep penetration will be discussed in 2nd report.

* 原稿受付 昭和43年5月16日

** 正 員 関東学院大学工学部 Member, Faculty of Engineering Kantogakuin University

1. 緒 言

じゅうらいアーク溶接による溶込みに関しては、実験的あるいは理論的に数多くの研究がなされている¹⁾²⁾³⁾。ここではとくに隅肉溶接の溶込みを採り上げ、熱伝導理論に基く移動点熱源による溶込みを、実際の隅肉溶接の溶込みにどのようにして結びつけるかを検討することにした。そしてさらに、近時溶接の自動化に伴ってしばしば行なわれるT継手の両面同時隅肉溶接を想定し、板の両面から同時に溶接した場合の板厚と溶込みの関係について検討した。

本研究における実験溶接法としては、溶接条件の正確を期するため手溶接を避け、手溶接に準ずる比較的浅い溶込みの隅肉溶接については重力式接触溶接法を選び、深い溶込みに対してはサブマージアーク溶接法を選んだ。ただし本報告では、まず溶込みの浅い場合について報告し、深い溶込みの場合についてはなお実験を続行中なので第2報として報告する予定である。

2. 溶込みに関する基礎理論

半無限体表面を点熱源が直進する場合の理論的な溶込みに関しては、既に Rosenthal equation から出発した Christensen⁴⁾らの論文があるが、ここでも全く同様の考えから出発することにする。したがって既に発表された論文と重複する点もあるが、記号などの関係もあるので、あらためて移動点熱源による温度分布から論述していくことにする。

(1) 半無限体表面を点熱源が直進する場合の溶込み

溶込みに関する基礎的な考察を行なうため、半無限体の表面上を等速度で直進する移動点熱源を想定し、ある瞬間の熱源位置を原点として x 軸を熱源の移動方向、 z 軸を表面に垂直な方向に選んで $x y z$ 座標系を考えると、準定常状態で輻射などを無視した場合の温度分布は、よく知られているように次式で与えられる⁵⁾⁶⁾。(Fig. 1 参照)

$$\theta = \frac{q}{2\pi k r} \cdot e^{-\frac{V}{2k}(r+x)} \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここで、

$$\theta = \theta_c - \theta_0 [^{\circ}\text{C}] \quad ; \theta_c : \text{任意の点 } (x, y, z) \text{ の温度 } [^{\circ}\text{C}]$$

$$\theta_0 : \text{初期温度 (室温)} [^{\circ}\text{C}]$$

$$q = \frac{Q}{c \cdot r} [^{\circ}\text{C} \cdot \text{cm}/\text{s}] ; Q : \text{単位時間の入熱量} [\text{cal}/\text{s}]$$

$$c : \text{材料の比熱} [\text{cal}/\text{g} \cdot ^{\circ}\text{C}]$$

$$r : \text{材料の比重} [\text{g}/\text{cm}^3]$$

$$k = \frac{\mu}{c \cdot r} [\text{cm}^2/\text{s}] \quad ; \mu : \text{材料の熱伝導率} [\text{cal}/\text{cm} \cdot \text{s} \cdot ^{\circ}\text{C}]$$

$$r = \sqrt{x^2 + y^2 + z^2} \quad ; r : \text{任意の点の位置ベクトル} [\text{cm}]$$

$$V = \text{熱源の速度 (溶接速度)} [\text{cm}/\text{s}]$$

そこで、 α, β なる parameter を考え、

$$\alpha = \frac{q}{2\pi k} = \frac{Q}{2\pi \mu} [\text{cm} \cdot ^{\circ}\text{C}] \quad \beta = \frac{V}{2k} [1/\text{cm}] \quad \dots\dots\dots (2)$$

とおけば、 α, β は溶接条件と材料によって定まる定数で、(1) 式は次のようにあらわされる。

$$\theta = \frac{\alpha}{r} \cdot \exp \{-\beta(r+x)\} \quad \dots\dots\dots (3)$$

この式から、 α, β の一定値に対して各断面の等温線は Fig. 1 のようにあらわされる。

さて、溶接部断面の溶込線が溶接時の溶融線をあらわすものと考えれば、溶込みの深さは材料の融点に相当する等温線の最大深さ、つまり融点等温面の最大巾の点における z の値で与えられる。いま、一般に等温面が最大巾をとる位置 x_m は、

$$\frac{\partial \theta}{\partial x} = 0 \quad \text{を満足する } x = x_m \quad \dots\dots\dots (4)$$

で与えられ、 $x = x_m$ の位置で $r = r_m$ とすれば、

$$\theta = \frac{\alpha}{r_m} \cdot \exp \{-\beta(r_m + x_m)\} \quad \dots\dots\dots (5)$$

である。そして、(3)、(4) より x_m を計算すると、

$$x_m = -\frac{\beta r_m^2}{1 + \beta r_m} \quad \dots\dots\dots (6)$$

を得るから、この x_m の値を (5) 式に代入して、

Fig. 1 Temperature distribution for point source moving across the surface of a semiinfinite body

$$\theta = \frac{\alpha}{r_m} \cdot \exp\left(-\frac{\beta r_m}{1 + \beta r_m}\right) \quad \dots\dots\dots(7)$$

そして、このときの各等温線の最大深さ z_m は、

$$z_m = \sqrt{r_m^2 - x_m^2} = \frac{r_m}{1 + \beta r_m} \cdot \sqrt{1 + 2\beta r_m} \quad \dots\dots\dots(8)$$

であらわれ、(7) 式の θ が材料の融点に対応するとき、(8) 式の z_m は溶込みを与える。

そこで、融点に対応する θ を θ_M (融点までの温度上昇) とし、 $\theta = \theta_M$ のとき $r_m = r_M$, $z_m = d$ (溶込み) とすれば、

$$(7) \text{ より } \theta_M = \frac{\alpha}{r_M} \cdot \exp\left(-\frac{\beta r_M}{1 + \beta r_M}\right) \quad \dots\dots\dots(9)$$

$$(8) \text{ より } d = \frac{r_M}{1 + \beta r_M} \cdot \sqrt{1 + 2\beta r_M} \quad \dots\dots\dots(10)$$

したがって θ_M および (2) 式によって与えられる α, β に関し、(9) 式を満足する r_M が得られたならば、(10) 式からそのときの溶込み d [cm] を求めることができる。

しかしこの計算は複雑なので、これらの式は変数を適当な無次元量に変換し、所要の変数範囲についてその曲線を作っておけば、任意の条件に対し r_M を parameter として曲線上から溶込みが求められる。そのためにいま、

$$\beta d = D, \quad \beta r_M = \rho, \quad \frac{\alpha \cdot \beta}{\theta_M} = N \quad \dots\dots\dots(11)$$

とおけば、(9), (10) 式はそれぞれ次のような無次元式に変換される。

$$N = \rho \cdot \exp\left(\frac{\rho}{1 + \rho}\right) \quad \dots\dots\dots(12)$$

$$D = \frac{\rho}{1 + \rho} \cdot \sqrt{1 + 2\rho} \quad \dots\dots\dots(13)$$

この 2 式から、 ρ を parameter として N と D の関係を表わす N - D 線図が作成される。(Fig. 2 参照)、与えられた材料および溶接条件について、 α, β, θ_M より N が算出されれば、この線図から直ちに D が求められ、 $d = D/\beta$ より溶込み d [cm] を算出することができる。

Fig. 2 N-D diagram

(2) 無限板の表裏両面を同時に点熱源が直進する場合の溶込み

Fig. 1 の移動点熱源に対し、さらに $z=t$ の位置において x 方向に移動するいま一つの同一熱源があり、 z の負の方向に半無限体を想定すると、近似的に、板厚 t の無限板の表裏両面同位置に同一条件で溶接を行なう場合に相当する。

Fig. 3 Two isothermal contours (θ_1, θ_2) meeting at any point of plate thickness (t) due to two point heat sources ($0, 0'$) moving simultaneously both sides of the plate surfaces

いま、Fig. 3(a) に示すように板の両面を x 方向に直進する点熱源を $0, 0'$ とし、 $y=0$ の断面における任意の一点 $P(x, z)$ の温度上昇を考えると、先に示した (3) 式から、

$$\left. \begin{aligned} 0 \text{ 熱源による温度上昇, } \theta_1 &= \frac{\alpha}{r_1} \cdot \exp\{-\beta(r_1 + x)\} \\ 0' \text{ 熱源による温度上昇, } \theta_2 &= \frac{\alpha}{r_2} \cdot \exp\{-\beta(r_2 + x)\} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots(14)$$

ただし、 $r_1 = \sqrt{x^2 + z^2}$, $r_2 = \sqrt{x^2 + (t-z)^2}$

この両熱源による P 点の温度上昇 θ は、上式の θ_1 と θ_2 が重畳されたものであるから、

$$\theta = \theta_1 + \theta_2 = \frac{\alpha}{r_1} \cdot \exp\{-\beta(r_1 + x)\} + \frac{\alpha}{r_2} \cdot \exp\{-\beta(r_2 + x)\} \quad \dots\dots\dots(15)$$

したがって、この場合の x_m は先に (4) 式に関して述べたように

$$\frac{\partial \theta}{\partial x} = \frac{\partial \theta_1}{\partial x} + \frac{\partial \theta_2}{\partial x} = 0$$

を満足する x の値として与えられるから、(15) 式より

$$\begin{aligned} \frac{\partial \theta}{\partial x} &= -\left(\frac{x}{r_1^2} + \frac{\beta x}{r_1} + \beta\right) \frac{\alpha}{r_1} \cdot \exp\{-\beta(r_1 + x)\} \\ &\quad - \left(\frac{x}{r_2^2} + \frac{\beta x}{r_2} + \beta\right) \frac{\alpha}{r_2} \cdot \exp\{-\beta(r_2 + x)\} = 0 \end{aligned} \quad \dots\dots\dots(16)$$

この(16)式を満足する $x=x_m$ の値を、 θ 等温線の r_m の関数として求めることができれば、前項と同じように(15)式から P 点の温度上昇 θ 、同じく(8)式から θ 等温線の最大巾 z_m の値が、 r_m の関数として与えられる。

しかし、この(16)式を解いて x_m を求めることはきわめて困難であり、計算が複雑になるので、ここで近似的に、Fig. 3(b) に示すように

$$x=x_m, \quad r_1=r_m, \quad z=z_m$$

と仮定して考えると、(15)式は次のようにあらわすことができる。

$$\theta = \frac{\alpha}{r_m} \cdot \exp\{-\beta(r_m+x_m)\} + \frac{\alpha}{r'} \cdot \exp\{-\beta(r'+x_m)\} \quad \left. \begin{array}{l} \text{ここで, } x_m = -\frac{\beta r_m^2}{1+\beta r_m}, \quad r' = \sqrt{(t-z_m)^2 + x_m^2} \\ \text{そして, } z_m = \sqrt{r_m^2 - x_m^2} \end{array} \right\} \quad (17)$$

つまり、 θ_1 等温線の形状は θ_2 が重畳されて θ になっても変化せず、 θ_1 等温線の r_m 点が θ_2 の重畳によりそのまま θ 等温線の r_m 点になると仮定したわけである。(この仮定による近似解の精度に関しては付録参照のこと)

この(17)の近似式を用い、 $\theta=\theta_M$ のとき $r_m=r_M$ 、 $z_m=d$ とすれば、片面溶接の場合の(9)、(10)式に対応する次の諸式が得られる。

$$\theta_M = \frac{\alpha}{r_M} \cdot \exp\left(-\frac{\beta r_M}{1+\beta r_M}\right) + \frac{\alpha}{r'_M} \cdot \exp\left\{-\beta\left(r'_M - \frac{\beta r_M^2}{1+\beta r_M}\right)\right\} \quad \left. \begin{array}{l} \text{ただし, } r'_M = \sqrt{(t-d)^2 + \left\{\beta r_M^2 / (1+\beta r_M)\right\}^2} \end{array} \right\} \quad (18)$$

$$d = \frac{r_M}{1+\beta r_M} \cdot \sqrt{1+2\beta r_M} \quad (19)$$

さらにこれらの諸式を、前項の(11)式によって無次元化すると、片面溶接の場合の(12)、(13)式に対応する N と D の式が次の形で得られる。

$$\frac{1}{N} = \frac{1}{\rho \cdot \exp\left(\frac{\rho}{1+\rho}\right)} + \frac{1}{R \cdot \exp\left(R - \frac{\rho^2}{1+\rho}\right)} \quad \left. \begin{array}{l} \text{ただし, } R = \sqrt{(T-D)^2 + \left(\frac{\rho^2}{1+\rho}\right)^2} \end{array} \right\} \quad (20)$$

$$D = \frac{\rho}{1+\rho} \cdot \sqrt{1+2\rho} \quad (21)$$

材料と溶接条件が与えられて N の値が定まると、この(20)、(21)式から ρ を消去することにより無次元板厚 T と無次元溶込み D の関係が得られる。これらの計算はきわめて繁雑困難なので、この両式から Fig. 4、Fig. 5 に示すような N - D - T 線図および D - T 線図を作

Fig. 4 N-D-T diagram

Fig. 5 D-T diagram

成しておく、所定の板厚 T に対する N と D の関係、あるいは所定の溶接条件 N に対する T と D の関係を線図上で推定することができる。

なお、 $D=T/2$ のとき両面からの溶込みは板厚の中心で接し、このときの D は板厚 T に対する最大溶込みを与える。この場合、

$$R = \sqrt{\left(\frac{T}{2}\right)^2 + \left(\frac{\rho^2}{1+\rho}\right)^2}, \quad \frac{T}{2} = \frac{\rho}{1+\rho} \cdot \sqrt{1+2\rho}$$

であるから、この両式から $R=\rho$ となる。したがって、このとき $D=D_m$ 、 $N=N_m$ とすれば、(20)、(21)式から、

$$\left. \begin{array}{l} N_m = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot \exp\left(\frac{\rho}{1+\rho}\right) \\ D_m = \frac{\rho}{1+\rho} \cdot \sqrt{1+2\rho} \end{array} \right\} \quad (22)$$

この N_m は、板厚 T が与えられるとき、最大溶込み $D_m = T/2$ を得るための溶接条件を与える。

あるいは、(12)、(13) 式から明らかなように、(22) 式の右辺はそれぞれ $N/2$ および D であるから、(22) 式は

$$D = D_m \text{ のとき } N = 2N_m \quad \dots\dots\dots (23)$$

であることを示している。つまり当然のことながら、両面同時溶接の場合は、同じ板厚の最大溶込みを得るのに片面づつ溶接する場合に比べ 1/2 の入熱量でよいわけである。したがって、 $D = T/2$ に対する N の値を Fig. 2 の $N-D$ 線図から求めると、 $N_m = N/2$ として最大溶込み D_m に必要な溶接条件 N_m が定まる。

なお、近似的な置換えによって得られた (17) 式ないし (20)、(21) 式の精度に関しては、本報告の付録に詳述してあるが、最大溶込みの 60% 以下の溶込みならば実用上ほとんど誤差はないものと考えてよいであろう。だいたい各板厚に対する最大溶込みにおいて最大誤差を示し、板厚が増すほどこの最大誤差は大きくなるが、水平隅肉溶接に適用される普通の適正溶接条件の範囲では、このような最大溶込み（したがって最大誤差）を生ずることはまれで、せいぜい 1～5% 程度の誤差である。しかもその誤差は、いずれも厳密解に対し負の値であるから、実用的にはこの近似解が常に安全側にある。

3. 実際の溶込みと理論値の関係

(1) 隅肉溶接の溶込みに関する考察、公称溶込みと理論溶込み

前項で述べた基礎的な溶込み理論を実際の溶込み推定に適用するに当たり、まず隅肉溶接の溶込みとはどのような値をさすのかを明らかにしておく必要があり、さらに、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を、アーク溶接による実際の溶込みとどのように結びつけるかということも重要な問題である。

隅肉溶接の溶込みは、Fig. 6 に示す p の値が継手として実際有効な溶込みであるが、先に述べた基礎理論の溶込み d に対応し、これと直接関連する溶込みは図に示す $\bar{d}$ の値であろう。（注：サブマージアーク溶接の場合

Fig. 6 Nominal penetration and effective penetration of a fillet welding joint

のような深い溶込みについては、また別に論ずることにする）便宜上、

p = 有効溶込み (Effective penetration)

$\bar{d}$ = 公称溶込み (Nominal penetration)

d = 理論溶込み (Theoretical penetration)

とよぶことにすると、有効溶込み p はもちろん公称溶込み $\bar{d}$ の関数であって、 $\bar{d}$ が増せば当然 p も増大するはずである。 p と $\bar{d}$ の関係については後に検討するが、前項の基礎理論を適用するためには溶込みとして $\bar{d}$ を取り扱った方が便利で、 $\bar{d}$ を理論的に算出することにより p を間接的に推定することができる。

そこで、次に問題となるのは理論溶込み d と公称溶込み $\bar{d}$ の関係であるが、この両者が同一のものでないことは容易に推測されることで、 $\bar{d}$ は d に比しはるかに小さい値のはずである。何となれば、Fig. 7 に示すように、 $\bar{d}$ は溶接面の点熱源を中心とする半径ではなく、しかも入熱量 (Q) のかなりの量が母材溶込みのほかにビード形成のために消費されるからである。

Fig. 7 Theoretical penetration and actual penetration

そこでいま、ビードを含めた全溶融量をもって仮りに母材の全溶融量と考え、この仮想溶融部断面を半円形に換算した等価溶込み d を想定すると、この d がほぼ前述の理論溶込み d に該当するのではなからうか。

たとえば Fig. 7(a) に示すような、高さ a 、巾 $2b$ の溶込み $\bar{d}$ のビード溶接について考えると、いずれも近似的に巾 $2b$ の弓形断面と仮定して、

$$\text{ビード断面積 } S_1 = \frac{4a}{3} \sqrt{(0.625a)^2 + b^2} \approx \frac{4}{3} ab$$

$$\text{母材溶融部断面積 } S_2 = \frac{4\bar{d}}{3} \sqrt{(0.625\bar{d})^2 + b^2} \approx \frac{4}{3} \bar{d}b$$

$$\text{半径 } d \text{ の仮想溶融部断面積 } S = \frac{\pi}{2} d^2$$

したがって、 $S = S_1 + S_2$ より

$$d = \sqrt{\frac{8}{3\pi} (a + \bar{d})b} \quad \dots\dots\dots (24)$$

Fig. 7(b) に示すような脚長 h の隅肉溶接の場合、

垂直脚溶込みと水平脚溶込みに2分して考え、片脚の溶込み $\bar{d}$ についてまったくどのような考え方を適用すると、

$$\begin{aligned} S_1 &= \triangle OBC = \frac{h^2}{4} \\ S_2 &= \text{弓形 } BDC = \frac{4\bar{d}}{3} \sqrt{(0.625\bar{d})^2 + (h/2)^2} = \frac{2}{3} \bar{d} h \\ S &= \frac{\pi}{2} d^2 \\ S &= S_1 + S_2 \text{ より } d = \sqrt{\frac{h}{6\pi} (3h + 8\bar{d})} \\ \text{あるいは } d/h &= \sqrt{\frac{1}{6\pi} \{3 + 8(\bar{d}/h)\}} \end{aligned} \quad \dots\dots(25)$$

この (24), (25) 式が、点熱源を想定して得られる理論溶込み d と実際の溶込み $\bar{d}$ の関係を近似的に与えるであろう。(Fig. 8 参照)

Fig. 8 $\bar{d}$ - d diagram for fillet welds

(2) 溶込みの推定

先に示した N - D 線図または N - D - T 線図から溶込み d を理論的に算定するには、まず溶接条件から α , β の値を定めて N の値を求めなければならない。(2) 式と (11) 式から、

$$N = \frac{\alpha \cdot \beta}{\theta_M} = \frac{VQ}{4\pi k \mu \theta_M}$$

が得られるが、ここで溶接アークによる単位時間の入熱量 Q は、よく知られているように次式によって与えられる。

$$Q = 0.24 \eta EI = 0.24 E_q I, [\text{cal/s}] \quad \dots\dots(26)$$

ここで、 I = アーク電流 (溶接電流) [A]

E = アーク電圧 [V]

η = アークの熱効率 = (入熱量)/(発生熱量)

$E_q = \eta E$ (アークの等価電圧)

この (26) の関係を上の N の式に代入すると、

$$N = \frac{0.06 E_q VI}{\pi k \mu \theta_M} \quad \dots\dots(27)$$

ただし隅肉溶接の場合、 d は片脚についての公称溶込み $\bar{d}$ に対応するものであるから、 d に関する入熱量は $Q/2$

と考えなければならない。したがって隅肉溶接では、

$$N = \frac{0.03 E_q VI}{\pi k \mu \theta_M} \quad \dots\dots(28)$$

ここで材料定数 μ , k , θ_M が定まり、アークの等価電圧 E_q が与えられれば、溶接の施工条件である V と I に応じて N の値が計算される。 N が算出されると、 N - D 線図によってこれに対応する D が求められるから、

$$d = \frac{D}{\beta} = \frac{2kD}{V} \quad \dots\dots(29)$$

から理論溶込み $\bar{d}$ が算定される。

このように点熱源を想定して求められた理論溶込み d は、さらに (24) または (25) 式の関係から次式によって実際の公称溶込み $\bar{d}$ に換算される。すなわち、

$$\text{ビード溶接の場合、} \bar{d} = 1.18 (d^2/b - 3a) \quad \dots\dots(30)$$

$$\text{隅肉溶接の場合、} \bar{d} = 2.36 (d^2/h - h/2\pi) \quad \dots\dots(31)$$

なお、この (31) 式の値は、Fig. 8 の線図から直ちに求めることができる。

4. N - D 曲線と実験値

著者は先に重力式接触溶接法による水平隅肉溶接の実験を数多く行なったが、この実験⁷⁾では、試験材として普通の構造用鋼材 (SS41) の T 継手を用い、溶接電源は交流。溶接棒は接触溶接用厚被覆鉄粉酸化鉄系 (D4327) のもの 3 銘柄を選び、各種棒径につき溶接電流 (I) と溶接速度 (V) を変えて総計 90 本の水平隅肉溶接を行ない、脚長 (h) と溶込み ($\bar{d}$) の実測値を求めた。ここでは、その実験資料を用いて、今まで述べた N - D 線図による溶込み推定法の実用性を確認してみることにする。

この場合、普通の構造用軟鋼材であるから、

$$\theta_M = 1520^\circ\text{C} - 20^\circ\text{C} = 1500^\circ\text{C}$$

とし、 μ , k の値として $20^\circ\text{C} \sim 1520^\circ\text{C}$ の間の積分平均値をとれば、

$$\mu = 0.085 [\text{cal/cm} \cdot ^\circ\text{C} \cdot \text{s}], \quad k = 0.0725 [\text{cm}^2/\text{s}]$$

となるから、隅肉溶接に対し、

$$(28) \text{ 式から、} N = 1.033 \times 10^{-3} \times E_q VI \quad \dots\dots(28)'$$

$$(29) \text{ 式から、} d = 0.145 \times \frac{V}{D} [\text{cm}] \quad \dots\dots(29)'$$

さてこの N の式で、 E_q (つまり η および E) の値は、溶接法や使用溶接棒によって異なる一種の定数であって、安藤氏によって等価電圧とよばれ、氏の詳細な研究^{8),9)}があるが、この E_q したがって η の値をどのように選ぶかは、前述の基礎理論によって溶込みを推定するにあたりきわめて重要である。

そこでまず、被覆溶接棒を用いる接触溶接法によって隅肉溶接を行なう場合、アークの熱効率 η がどの程度の

Table 1. Equivalent arc voltage (E_q) calculated from actual penetration ($\bar{d}$)

Electrode	Ser. No.	measured				calculated			
		$\bar{d}$ (cm)	h (cm)	V (cm/s)	I (Amp)	d (cm)	D	N	E_q (Volt)
FI-120 7 mm ϕ $E=24.0$ Volt	VA 1	0.137	0.880	0.296	270	0.418	0.852	1.60	19.27
	VA 2	0.160	0.838	0.401	300	0.411	1.136	2.50	20.16
	VA 3	0.204	0.818	0.416	325	0.421	1.208	2.76	19.90
	VA 4	0.229	0.863	0.452	360	0.450	1.402	3.52	20.98
	VA 5	0.275	0.832	0.518	400	0.457	1.632	4.54	21.25
	mean		0.846						20.38
FI-120 5 mm ϕ $E=24.0$ Volt	1B 1	0.112	0.634	0.478	210	0.307	1.011	2.09	20.20
	1B 2	0.148	0.630	0.483	220	0.321	1.068	2.28	20.81
	1B 3	0.144	0.630	0.504	230	0.319	1.108	2.41	20.17
	1B 4	0.147	0.645	0.531	240	0.326	1.195	2.71	20.63
	1B 5	—	—	—	—	—	—	—	—
	mean		0.635						20.45
KS-100 6.4 mm ϕ $E=24.5$ Volt	IVB 1	0.184	0.827	0.436	320	0.416	1.252	3.42	16.83
	IVB 2	0.226	0.825	0.443	340	0.433	1.323	3.20	20.61
	IVB 3	0.249	0.845	0.476	360	0.450	1.479	3.86	21.85
	IVB 4	0.261	0.831	0.522	380	0.449	1.618	4.49	21.86
	IVB 5	0.280	0.840	0.553	400	0.461	1.756	5.13	22.49
	mean		0.834						20.73
KS-100 6.4 mm ϕ $E=24.5$ Volt	IVC 1	0.200	0.801	0.421	320	0.412	1.197	2.72	19.58
	IVC 2	0.187	0.853	0.457	340	0.428	1.350	3.30	20.60
	IVC 3	0.208	0.845	0.486	360	0.434	1.454	3.75	20.79
	IVC 4	0.250	0.840	0.521	380	0.449	1.612	4.44	21.80
	IVC 5	0.244	0.865	0.543	400	0.457	1.711	4.92	21.97
	mean		0.841						20.95

FI-120..... $E=24.0$ Volt, $E_q=20.4$ Volt, $\eta=0.85$ KS-100..... $E=24.5$ Volt, $E_q=20.8$ Volt, $\eta=0.85$

値をとるものであるかを確認するため、実験資料の一部である溶込みの実測値 $\bar{d}$ から E_q の値を逆算してみたが、その結果算出された E_q の値を Table 1 に示す。この場合の計算値はそれぞれ次式によって算出されたものである。

$$(25) \text{ 式より, } d = \sqrt{\frac{h}{6\pi}} (3h + 8\bar{d}) \quad \dots\dots\dots (i)$$

$$(29)' \text{ 式より, } D = \frac{dV}{0.145} \quad \dots\dots\dots (ii)$$

$$(28)' \text{ 式より, } E_q = \frac{968 N}{VI} \quad \dots\dots\dots (iii)$$

つまり、(i), (ii) 式から D が求められると、 N - D 線図から N の値が得られるから、この N により (iii) 式から E_q の値が算出される。

この Table 1 の結果から明らかなように、いずれもアークの熱効率 η は 85% と算出された。この η の値は安藤氏の示している値¹⁰⁾ からみても、被覆溶接棒による隅肉溶接のアーク熱効率として妥当な値と思われる。さらに、1941年 Rosenthal が理論的に導いたアークの熱効率の誤りであることを指摘した安藤氏の所論⁹⁾ の合理的なことを裏付けしたものと考える。

なお、近時実用化されてきた低角度式接触溶接法により、同一溶接棒によってビード溶接を行ない、前述の

(24) および (27) 式を適用して全く同じ手続きにより η の値を求めてみた結果は、平均 $E_q=17.0$ (V), $\eta=0.71$ の値を得た。この場合、平板のビード溶接であり、しかもアークの傾斜角が著しく小さい ($10^\circ \sim 15^\circ$) ため、前者に比べはるかに熱効率が劣るものと思われる。

ちなみに $\eta=0.85$ として、著者の行った重力式溶接法による水平隅肉溶接のすべての実験値⁷⁾ を N - D 線図にプロットした結果が Fig. 9 で、図示のごとくその曲線にのっており、(31) 式で与えられる d と $\bar{d}$ との近似関係式を用いた N - D 線図による溶込み推定法の実用性が大体確認された。

Fig. 9 Experimental results for N - D diagram

5. D-T 曲線と実験値

次に、両面同時溶接における溶込みと板厚の関係を与える D-T 線図 (Fig. 5) の実用性を確認するため、構造用軟鋼材の T 継手試験体に対し、前項と同一銘柄の被覆溶接棒 (KS-100, 7.0 mmφ) を用い、8 種類の板厚について重力式接触溶接法による両面同時水平隅肉溶接を実施し、その溶込みを測定した。実験条件次のとおり。

公称板厚 = 10, 12, 14, 16, 18, 20, 22, 24 (mm)

アークの等価電圧, $E_q = 20.5$ (V)

溶接電流, $I = 400$ (A)

溶接速度, $V = 0.521$ (cm/s)

この場合、材料定数は前項と同じであるから、(28)' 式より、

$$N = 1.033 \times 10^{-3} \times E_q V I = 4.405$$

$$\beta = \frac{V}{2k} = 3.6 \quad \therefore D = 3.6d, \quad T = 3.6t$$

以上の値を用い、 $N = 4.405$ の D-T 曲線に、垂直脚溶込み (T 継手ウェブ材の溶込み) と水平脚溶込み (T 継手フランジ材の溶込み) とに分けて、その実測値をプロットしたのが Fig. 10 である。

Fig. 10 Experimental results for D-T diagram

板厚 12 mm 以下では、両面からの垂直脚溶込みが全くつながって D の最大値 D_m を越えてしまい、 $T = 5.0$ 付近の実験資料が不十分であったが、大体の傾向は把握することができた。水平脚溶込みはほぼ $T = \infty$ の線に沿っており、ウェブ材の板厚によって規則的な変化を示していない。

6. 隅肉溶接の公称溶込みと有効溶込み

以上取り扱ってきたのはすべて公称溶込み $\bar{d}$ についてであったが、先に Fig. 6 に関して述べたように、隅肉継手の有効な溶込みは同図 p の値である。 p は当然 $\bar{d}$ の関数であるが、その関数形を明らかにすることは容易でない。ここでは p と $\bar{d}$ の関係についてその大略の傾向をみるため、次のようなきわめて単純な仮定のもとに、全く幾何学的にその関数形を求めてみた。(ただし、サ

ブマージアーク溶接のように深い溶込みの場合は別途に検討することとし、ここでは考えていない)

さて Fig. 11 (a) に示すように、公称溶込み $\bar{d}$ 、有効

Note: $\triangle ABC$ = Cross-section of a fillet weld

$\bar{d}$ = Nominal penetration

p = Effective penetration

$\bar{d}_0$ = Nominal penetration when $p=0$

Fig. 11 Geometric consideration to effective penetration of a fillet weld

溶込み p の場合、一つの隅肉脚の溶込み断面形 ADF を、 AF を弦とする高さ $\bar{d}$ 、半径 r (中心は隅肉斜辺上) の欠円と仮定し、その円の方程式を次のように表わす。

$$x^2 + (y+b)^2 = r^2 \quad \text{..... Fig. 11 (b) 参照}$$

いま $x=a$ のとき $y=p$ であるから、上式より

$$p = \sqrt{r^2 - a^2} - b$$

$$\text{ここで, } a = \frac{1}{2}(h-p'), \quad b = \frac{(h+p')^2}{8d},$$

$$r = \frac{(h+p')^2}{8d} + \frac{\bar{d}}{2}, \quad p' = \frac{2\bar{d}}{\sqrt{2}-1} - h$$

であるから、これらの値を上記の p の式に代入して、

$$p = \sqrt{(m\bar{d})^2 - (h - n\bar{d})^2} - n\bar{d} \quad \text{..... (32)}$$

$$\text{ただし, } m = \frac{1 + (\sqrt{2}-1)^2}{2(\sqrt{2}-1)^2} = 3.414,$$

$$n = \frac{1 - (\sqrt{2}-1)^2}{2(\sqrt{2}-1)^2} = 2.414$$

あるいは、 $p/h = \psi$ 、 $\bar{d}/h = \delta$ において無次元化すると、

$$\psi_1 = \sqrt{(\delta+1)(5.828\delta-1)} - 2.414\delta \quad \text{..... (33)}$$

以上が、公称溶込み $\bar{d}$ 、脚長 h の場合の有効溶込み p を与える近似式である。

次に、T 継手の両側から同時に隅肉溶接を行なった場合を考えてみよう。この場合同一溶接条件であっても板厚によって $\bar{d}$ の値が変化してくるわけであるが、実験結果から明らかにように、変化するのは垂直脚の $\bar{d}$ だけであって水平脚の $\bar{d}$ はほとんど規則的な変化をしない。つまり溶込み断面形状は Fig. 12 のような傾向を示し、 p' の値は垂直脚の $\bar{d}$ にかかわらずほぼ一定値をとるも

Fig. 12 Effective penetration of simultaneous both-side welding of Tee-joint

のと考えられる。したがって、 p' の値を先に Fig. 11 で取り扱ったようにそのまま $\bar{d}$ の関数としてあらわすことはできない。

そこでいま、 $p=0$ のとき $\bar{d}=\bar{d}_0=(\sqrt{2}-1)h/2$ とし、 $p'=\bar{d}_0$ —一定と仮定して (32) 式を書き直してみると、

$$p = \frac{1}{2\bar{d}} \{ \sqrt{(n'h^2 + \bar{d}^2) - 4m'h^2\bar{d}^2} - n'h^2 + \bar{d}^2 \} \quad \cdots (34)$$

$$\text{ただし、} m' = \left(\frac{3-\sqrt{2}}{4} \right)^2 \approx 0.364, \quad n' = \left(\frac{1+\sqrt{2}}{4} \right)^2 \approx 0.157$$

あるいは、 $p/h=\psi_2$ 、 $\bar{d}/h=\delta$ とおいて無次元化すると、

$$\psi_2 = \frac{1}{2\delta} \{ \sqrt{(0.157 + 1.63\delta^2)(0.157 + 0.37\delta^2)} - 0.157 + \delta^2 \} \quad \cdots (35)$$

この式は、両面同時隅肉溶接を行なった場合における有効溶込み p の近似値を与えるものと考えてよいであろう。ただし、この ψ_2 の式が適用できるのは $p' \geq \bar{d}_0$ の範囲であって、 p' がこれより小さくなるような $\bar{d}$ の範囲では成立しない。つまり $p' = \{2\bar{d}/(\sqrt{2}-1)\} - h$ 、 $\bar{d}_0 = (\sqrt{2}-1)h/2$ の関係から、 $p'=\bar{d}_0$ のとき $\bar{d}=h/4$ あるいは $\delta=0.25$ であるから、両面同時溶接の場合は、 $\delta \geq 0.25$ の範囲で ψ_2 の式 (35) が適用され、 $\delta \leq 0.25$ の範囲では先に示した ψ_1 の式 (33) を適用しなければならない。

Note: o --- Experimental results for one-side welding ψ_1
x --- Experimental results for simultaneous both-side welding ψ_2

Fig. 13 Relationships of effective penetration (ψ) and nominal penetration (δ) of a fillet welding joint

Fig. 13 にこの ψ_1 と ψ_2 の両曲線を示すが、これに実験値をプロットした結果は図示のように両者ともほぼ曲線に沿っており、有効溶込みの近似式 (32) ないし (35) の実用性が確認されたものとする。

7. 結 言

本研究では、アーク溶接の熱源を半無限体表面上を直進する点熱源と仮定した熱伝導理論に基き、比較的浅い溶込みの隅肉溶接についてその溶込みを算定する方法を検討したが、その結果をまとめてみると次のとおりである。

(1) まず溶接条件を表わす無次元量 N と、溶込みを表わす無次元量 D を用いて、その関係を与える理論曲線 $N-D$ 線図を作成した。

(2) さらに T 継手の両面同時溶接を想定し、無限板の表裏両面から同一条件で同時に溶接した場合の、溶接条件 N と溶込み D および板厚 T の間の関係を与える無次元式を求め、これを各種板厚に関する $N-D-T$ 線図にまとめ、この線図から、一定の溶接条件に対し板厚と溶込みの関係を与える $D-T$ 線図を作成した。

(3) 隅肉溶接の公称溶込み $\bar{d}$ と有効溶込み p を定義し、 $N-D$ 曲線または $N-D-T$ 曲線によって与えられる理論溶込み d から実際の溶込みである $\bar{d}$ を推定する方法を示し、これを $\bar{d}-d$ 線図にまとめた。

(4) 次に、比較的浅い隅肉溶接についてその公称溶込み $\bar{d}$ と有効溶込み p の関係を近似的に求め、 $p-\bar{d}$ の関係を与える無次元曲線 $\psi-\delta$ 線図にまとめた。

(5) 以上得られた結果は、すべて重力式接触溶接法による T 継手の隅肉溶接実験によってほぼその実用性が確認された。

参 考 文 献

- 1) C. E. Jackson and A. E. Shrubbsall; "Control of penetration and melting ratio with Welding technique", W. J., Vol. 32 (1953), No. 4, 172s-178s.
- 2) 小原: "溶接条件による溶込みの推定", 溶接資料, Vol. 1 (1953), No. 7, 729-736.
- 3) 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 (1955), No. 12, 34-41, Vol. 25 (1956), No. 1, 18-23.
- 4) N. Christensen, V. L. Davies and K. Gjermundsen; "Distribution of temperatures in arc welding", British W. J., Vol. 12 (1965), No. 2, 54-75.
- 5) D. Rosenthal; "Mathematical theory of heat distribution during welding and cutting", W. J., Vol. 20 (1941), No. 5, 220s-234s.
- 6) 田中: "移動熱源による熱伝導について", 溶接学会誌, Vol. 12 (1943), No. 9, 347-359.
- 7) 橋本: "重力式接触溶接法の溶接諸条件に関する研究", 関東学院大学工学部研究報告, Vol. 13 (1968), No. 2, 109-128.
- 8) 安藤: "溶接電弧より再材に与えられる熱量に関する一考察", 溶接学会誌, Vol. 18 (1949), No. 1, 2, 3, p. 4-7.
- 9) 安藤, 三木: "溶接アークの熱効率について", 溶接学会誌, Vol.

20 (1951), No. 11, 12, 27—36, Vol. 21 (1952), No. 11, 13—21.

- 10) 安藤, 三木: “溶接アークの比溶着熱について”, 溶接学会誌, Vol. 22 (1953), No. 3, 8—13.

付録 無限板の表裏両面を同時に点熱源が直進する場合の溶込みに関する近似解の精度について

近似的な置換えによって得られた本論文(20), (21)式の N と D の関係は, 入熱量が増して溶込み D が最大溶込み $D_m (T/2)$ に近づくにしたがって誤差が大きくなり, その精度が問題になってくると思われるので, T -value の数例について厳密解を求め, その精度を検討してみた。

$$\text{同じく, } D = \sqrt{\rho^2 - \xi^2} \quad \dots\dots\dots (ii)$$

(16) 式から,

$$\frac{\rho^2 + (1 + \rho)\xi}{R^2 + (1 + R)\xi} \cdot \frac{R^3}{\rho^3} + \frac{1}{\exp(R - \rho)} = 0 \quad \dots\dots\dots (iii)$$

したがって, (iii) 式を満足する ξ の値を用い, (i), (ii) 式から ρ を消去することによって, T を parameter とする N と D の関係が厳密解として得られる。ここでは, まず, $T=5, 6, 7, 8, 9, 10, 11, 12$ の場合について (iii) 式を満足する ξ の値を試算法によって求め, この ξ の値を用いて (i), (ii) 式からそれぞれの T -value に対する N - D - T 曲線の厳密解を求めた。その結果を Fig. 14 に示す。図中破線で近似解を併記してある。

さらに, この結果から誤差曲線を求め Fig. 15 に示す。この図では, D の厳密解を D_e , 同じく近似解を D_a とし

Fig. 14 Comparison between exact N-D-T diagram and its approximation

いま, (16) 式を満足する x の値を x_M とすれば,

$$x = x_M \text{ のとき, } r_1 = r_M, z = d, \theta = \theta_M$$

$$\text{そして, } \beta x_M = \xi, \beta r_2 = R$$

とおき, (11) 式で与えた,

$$\beta r_M = \rho, \beta d = D, \beta t = T, \frac{\alpha \beta}{\theta_M} = N$$

を用いると, 無次元化された次の諸式を得る。

(15) 式から,

$$\left. \begin{aligned} \frac{1}{N} &= \frac{1}{\rho \cdot \exp(\rho + \xi)} + \frac{1}{R \cdot \exp(R + \xi)} \\ \text{ただし, } R &= \sqrt{T^2 + \rho^2 - 2T\sqrt{\rho^2 - \xi^2}} \end{aligned} \right\} \dots\dots (i)$$

Fig. 15 Error curves of D-value

て、溶接条件によって定まる相対溶込み D_e/D_m に対する相対誤差 $(D_e - D_a)/D_e$ の値が、各 T ごとに曲線であらわしてある。この誤差曲線によって明らかなように、溶込みが最大溶込み D_m の 66% 程度ならば、いずれの板厚 (T) もその誤差はほぼ 1% で、60% D_m 以下の溶込みでは実用上ほとんど誤差はないものと考えてよいであろう。しかし、入熱量 (N) が増し 66% D_m 以上の溶込みになると、 T が大きいほど誤差が大きくなる。たとえば、

$T=5$ のとき、

$D_e = 0.92 D_m$ ($N=4.76$) で最大誤差 5.7%

$T=8$ のとき、

$D_e = D_m$ ($N=11.49$) で最大誤差 10.7%

$T=12$ のとき、

$D_e = D_m$ ($N=25.13$) で最大誤差 15.8%

また、Fig. 16 は $D-T$ 曲線の厳密解と近似解を $N=5, 10, 15, 20$ の場合について比較したもので、Fig. 17 にその誤差曲線を示す。一定の入熱量 N については、板厚 T が減少して $T=2D_m$ に近づくほど誤差が大きくなっているが、いずれの N -value に対しても大略次のことが言える。

$T=2.0 D_m$ のとき最大誤差を示し、

$T=2.2 D_m$ のとき誤差約 1%，

$T \geq 2.4 D_m$ ではほとんど誤差は 0 と考えてよい。

いずれにしても常に $D_e > D_a$ であって、近似解の方が同一入熱量に対して溶込みが小さいから、溶込みの推定という点から、実用的には近似解が常に安全側にあるわけである。

Fig. 16 Comparison between exact D-T curves and the approximation

Fig. 17 Error curves of D-value for D-T diagram