る。これに対しては実際の場合と絶対的な関連性がないまでも、例えば船体構造の如く比較的長いシームを自動熔接する場合、Fig. 14 にみられる如くシームの途中は構造物自体の mass があるため、問題はないがシーム終端部においては局部的変形が大きく、これの受ける拘束が非常に大であると考えられることから、本実験における如き相当 severe な拘束試験も有意義ではないかと思われる。

Fig. 15 Measuring of transvers strain during automatic welding

6 結 論

厚鋼板を自動熔接する際に生ずる拘束亀裂に関して次の結論が得られた。

(1) 拘束亀裂を防止するためには、第1層目の熔着量は大きくて方が好ましい。一般に熔接後の接合性能は多層盛熔接の方がよいとされているが、以上の点から考えると、

あまり層数を多くした結果、第1層目の熔着量の減少することは危険であると思われる。

(2) 熔着量を大にするには熔接電流を大にするか、または速度を下げるとよい。この点からすると、俗に電流を上げて速度を大にすると亀裂が発生し易いというのは当を得ておらず、この原因はむしろ速度のみにあり、この場合も一定熔着量が得られる範囲内にとめれば差支えないものと思われる。

(3) 心線、フラックスの組合わせはビード巾の大なる Combination I の心線低マンガン型のものが良好な結果を示している。手熔接の拘束亀裂に対してはとけ込みが大量の余盛の高いものが良好な結果を示しているが³⁾、自動熔接ではこの点趣きを異にしている。

(4) 手熔接の場合の拘束亀裂は主に冷間亀裂となるが、自動熔接では相当高温時に入るものと考えられる。この時の温度も熔着量が小なるほど危険温度範囲が大である。

文 献

- 1) 例えば Control of Penetration and Melting Ratio with Welding Technique : C. E. Jakson and A. E. Shrubbsall, Welding Journal, April 1953, P. 172-S~178-S
- 2) 例えば Direct Explosion Tests of Welding Procedures in Ship Plate : G. S. Mikhlapov and W. A. Snelling, Welding Journal, Feb. 1955, P. 97-S~104-S
- 3) Some Additional Tests on the Lehigh Restraint Specimen : R. D. Stout, S. S. Tör, L. J. McGeady and G. E. Doan, Welding Journal, Nov. 1947, P. 673-S~682-S.

熔 込 み の 形 (第1報)

—均一な電弧熱分布の場合—

応 和 俊 雄**

Shape of Penetration (Report 1)*

Homogeneous Thermal Distribution in Arc

By T. Ohwa**

Abstract

The equation of temperature-distribution in the quasi-static state was derived assuming the heat-source of circular shape. The shape of penetration decided by the equation is similar to ellipse. It seems to be proper to set the heat-efficiency about 80%.

* 原稿受付 昭和31年1月14日 (昭和28年9月第3回応用力学連合講演会において発表)

** 正員 株式会社神戸製鋼所 Member Kobe Steel Works Co. Ltd.

1 緒 言

熔接熱源を点とすれば、融点付近まで加熱される熔接線近傍の温度推定には利用できないので、熱源の形状を考慮する必要がある、その第一段階として電弧柱横断面の熱分布のいような円形熱源を仮定して熔込み形状を計算し、実測値との比較をおこなったが、ビード端部を除いて良好な一致性が認められるようであり、またアークの熱効率についても推定される。熱分布は均一ではないので、この点についての研究結果も漸次報告してゆく予定である。

2 物理常数

物理常数は温度の函数であり、熱分布式は極めて複雑になってしまう¹⁾。本研究の目的は熔込形状を求めることであり、一応、母材融点の等温線を求めることになるので、母材は 0.20% C として、常温から融点 1520°C までの平均の物理常数を使用した。

(1) 熱伝導率 (κ)

Fig. 1 に 0.18% C 鋼の熱伝導率²⁾を示す。高温におけ

Fig. 1 Variation of thermal conductivity with temperature (0.18% C Steel)²⁾

る測定は困難であり、950°C 以上における値は示されていないが、図に点示したように900°C 以上は変動のないものと仮定して、常温から1520°C の平均値を求めれば、約 0.085 g·cal/cm·°C, sec. となり、Rosenthal³⁾ の求めた 0~800°C の平均値 0.1 よりもやや小さくなる。母材は大体 0.15~0.20% C を含むから平均熱伝導率 κ としては 0.085 を用いることとする。

(2) 比重, 比熱, Thermal diffusivity

(1) 比重: 炭素鋼の常温の比重の C 量による変化は Fig. 2³⁾ に示すとおりであり、0.20% C では比重 δ は 0.785 g/cc となる。線膨脹係数について 0~900°C は Driesen³⁾ の 0.22

Fig. 2 The effect of carbon on the specific gravity of steel³⁾

% C 鋼のデータを、900~1500°C は 0.10% C 鋼の 7 範囲の係数を用いれば 0~1520°C の平均の線膨脹係数 α_m は $1.67 \times 10^{-5}/^\circ\text{C}$ となる。故に平均の体膨脹係数 β_m は $1 \times 10^{-5}/^\circ\text{C}$ となる。これらを用いれば平均の比重 δ_m は

$$\delta_m = \frac{1}{T - T_0} \int_{T_0}^{T_1} \frac{\delta_0}{1 + \beta_m T} dT \quad (T_0 = 20, T_1 = 1520)$$

$$= 7.57$$

となる。

(ロ) 比熱: 低

炭素鋼の比熱の平均を Fig. 3 に示した。C が多くなれば比熱は大となる傾向を示すが、0~1500°C 間の平均比熱を図より求めて、 $C_m = 0.166$ を使用する。

Fig. 3 Temperature vs. mean specific heat of iron

(ハ) Thermal diffusivity: Thermal diffusivity, λ は次式で示される。

$$1/(2\lambda) = \kappa/(\delta C)$$

平均の値を λ_m とすれば

$$\lambda_m = (\delta_m C_m) / (2\kappa_m)$$

これに先述の値を入れると

$$\lambda_m = 7.39 \text{ sec/cm}^2$$

以上のように求めた平均の物理常数を計算に用いる。

3 均一な円熱源としての熱分布式

補正を要せぬ程度の大きな板厚に対して、点熱源による準定常状態の温度分布は式(1)で示される、

$$T - T_0 = (\chi Q) / (2\pi \kappa) \cdot e^{-\lambda^2 \xi} \cdot e^{-\lambda^2 y^2 / R} \dots \dots \dots (1)$$

ただし、 $R = (\xi^2 + y^2 + z^2)^{1/2}$

Q : 入力エネルギー ($= 0.24 IV$), χ : Arc の熱効率, V : 熔接電圧, I : 熔接電流, v : 熱源の進行速度, κ : 熱伝導率, λ : Thermal diffusivity, T_0 : 予熱温度, ξ, y, z : 直角座標 (ξ : 熱源進行方向, 原点は熱源, z : 板厚方向)。

Fig. 4 Circular shape of heat source

いま、熱源を Fig. 4 に示すように、熔接棒の被覆径 r と同一半径の円形で、熱分布は均一であるとするれば、熔接線 (0ξ) から η なる距離における幅 $\Delta\eta$ の母材の受ける熱量 ΔQ は

$$\Delta Q = (2\chi Q) / (\pi r^2) \cdot (r^2 - \eta^2)^{1/2} \cdot \Delta\eta \dots \dots \dots (2)$$

(2) を (1) に代入すれば、

$$\left. \begin{aligned} \Delta T &= \Delta Q / (2\pi\kappa) \cdot e^{-\lambda y R' / R'} \\ R' &= \{\xi^2 + (y-\eta)^2 + z^2\}^{1/2} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3)$$

これを積分すれば所要の温度分布式が得られる。

$$T - T_0 = \int_{\eta=-r}^{\eta=+r} \Delta T = \frac{\chi Q e^{-\lambda y \xi}}{\pi^2 \kappa r^2} \int_{-r}^r \frac{\sqrt{r^2 - \eta^2}}{\sqrt{\xi^2 + (y-\eta)^2 + z^2}} \cdot e^{-\lambda y \sqrt{\xi^2 + (y-\eta)^2 + z^2}} \cdot d\eta \dots\dots\dots (4)$$

(4) 式は $\xi=0$ で η については最大値となるので、 $\xi=0$, すなわち、 $y-z$ 面について調査する。 $\xi=0$ とおけば、

$$T - T_0 = \frac{\chi Q}{\pi^2 \kappa r^2} \int_{-r}^r \frac{\sqrt{r^2 - \eta^2}}{\sqrt{(y-\eta)^2 + z^2}} \cdot e^{-\lambda y \sqrt{(y-\eta)^2 + z^2}} \cdot d\eta \dots\dots\dots (5)$$

(5) 式の積分は困難ではあるが積分範囲が有限であるから、Simpson の法則によって数値積分をおこなう。Simpson の法則は次のとおりである (Fig. 5);

$$S = \frac{h}{3} \{ (y_0 + y_n) + 4(y_1 + y_3 + \dots + y_{n-1}) + 2(y_2 + y_4 + \dots + y_{n-2}) \} \dots\dots\dots (6)$$

n ; 偶数

$n=10$ とすれば、 $h=(2r)/10$

$$\therefore S = \int_{-r}^r \dots d\eta = \frac{r}{15} \{ (y_0 + y_{10}) + 4(y_1 + y_3 + \dots + y_9) + 2(y_2 + y_4 + \dots + y_8) \} \dots\dots\dots (7)$$

η, y, z を r をパラメーターとして次のようにおく;

Fig. 5

Table 1

$a =$	-1	-0.8	-0.6	-0.4	-0.2	0	0.2	0.4	0.6	0.8	1
$X =$	0	A	F	B	G	C	H	D	I	E	0

Table 2

b	0			0.2			0.4		
c	0.45	0.5	0.55	0.4	0.45	0.5	0.4	0.45	0.5
$F(b, c)$	20.380	18.090	16.156	22.423	19.407	17.188	20.930	18.359	16.309
b	0.6			0.8			1.0		
c	0.35	0.4	0.45	0.25	0.3	0.35	0.05	0.10	0.15
$F(b, c)$	20.323	17.976	15.987	20.893	18.241	16.128	19.010	17.816	16.482

c	0		
b	1	1.1	1.2
$F(b, c)$	19.241	13.223	9.853

$$\left. \begin{aligned} \eta &= ar, \quad (-1 \leq a \leq +1) \\ y &= br, \quad (-\infty < b < +\infty) \\ z &= cr, \quad (0 < c < g/r, \text{ g: 板厚}) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (8)$$

したがって (5) 式の被積分函数 $f(\eta)$ は、 a, b, c の函数となり、

$$f(a, b, c)/r = \sqrt{\frac{1-a^2}{(b-a)^2 + c^2}} \cdot e^{-\lambda r \sqrt{(b-a)^2 + c^2}} = X$$

a を -1 から $+1$ まで 0.2 おきにとる時、対応する X を Table 1 に示すように表示すると、式(5)は次のようになる;

$$\left. \begin{aligned} T - T_0 &= (\chi Q) / (15\pi^2 \kappa) \cdot F(b, c), \\ F(b, c) &= 4X(A+B+C+D+E) + 2(F+G+H+I) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (9)$$

式(9)中の b, c に適当な値を挿入すれば、準定常状態における電弧直下の $y-z$ 面の温度分布が求められる。

4 熔込みの形状

イルミナイト系被覆 B-17 熔接棒 (芯線径 5mm, 被覆径 $2r=0.77\text{cm}$) により、板厚 12mm の鋼板表面に、電流 210 Amp, 電圧 26Volt, 熔接速度 0.379cm/sec の直進ビードをおく時の熔込形状は次のように計算される;

$$T - T_0 = \frac{\chi Q}{15\pi^2 \kappa} \cdot F(b, c) \approx 104\chi \cdot F(b, c)$$

$$\lambda v r = 1.078$$

鋼板の融点を 1520°C 、室温 T_0 を 20°C とすれば、 $T - T_0$ が 1500°C となる等温線により熔込み形状が求められる。

指数函数の値は表により⁵⁾、 b, c に対する $F(b, c)$ の値を求めれば Table 2 のようになる。 b に対する c の値は

中央の c が熔込線近傍になるよう選定してある。

アークの熱効率 χ についての研究⁶⁾は種々おこなわれているが、B-17 熔接棒は 0.8 附近と思われるので、この近傍の χ に対して温度を求めれば Table 3 に示すようになり、Fig. 6 (1)~(5) のように図示して、 $T - T_0$ が 1500°C となる c の値を求めれば Table 4, 5 のようになる。Fig. 6 によると曲線は直線に近く、

大きい b の値に対するもの以外の c の値は大体 χ に直線的に比例するとみてよい。

次に、先述の条件で熔接した時の熔着部断面形状は Fig. 7 に示すとおりである。手熔接であるため熔込形状の部

Table 3

b		0			0.2			0.4		
c		0.45	0.5	0.55	0.4	0.45	0.5	0.4	0.45	0.5
104..F		2119.5	1881.4	1680.2	2332.0	2018.3	1787.6	2176.7	1909.3	1696.1
x	0.9	1908	1693	1512	2099	1816	1609	1959	1718	1527
	0.85	1802	1599	1428	1982	1716	1520	1850	1623	1442
	0.8	1696	1505	1344	1866	1615	1430	1741	1527	1357
	0.75	1590	1411	1260	1749	1513	1341	1633	1432	1272
b		0.6			0.8			1.0		
c		0.35	0.4	0.45	0.25	0.3	0.35	0.05	0.10	0.15
104..F		2113.6	1869.5	1652.7	2172.9	1897.1	1677.3	1977.0	1852.8	1714.2
x	0.9	1902	1683	1496	1956	1707	1510	1779	1668	1543
	0.85	1797	1589	1413	1847	1613	1426	1680	1575	1457
	0.8	1691	1496	1330	1738	1518	1342	1582	1482	1351
	0.75	1585	1402	1247	1630	1423	1258	1483	1390	1286

c		0		
b		1	1.1	1.2
104..F		2001.0	1375.2	1024.8
x	0.9	1801	1238	922
	0.85	1701	1169	871
	0.8	1601	1100	820
	0.75	1501	1031	769

5 吟味, 考察

実測値と計算値とを比較するに、 $x=0.8$ とした時の計算値による最大熔込み深さは実測値とよく一致し、中心から遠ざかるにつれてずれてきて、ビードの幅附近ではやや大きく、ビード端(トウ部)では小さすぎる。

これは Fig. 4のように周囲の明瞭な円形の電弧熱分布を仮定したことによる。アークは板面では火焰を吹きつけるような形状を示し、熔接棒断面積よりも遙かに広範囲に電

弧熱が達しているので、分布函数的な熱源の形状を仮定すべきであろうし、また電弧断面中の熱分布も一様とは考えられない。

熔込み形状を求めるために、 $\xi=0$ として熱源直下の定常状態を利用したが、これにも難点があり、(4)式の値を最大とするもの値を採用すべきである。しかし、計算が簡単

Fig. 6 (1) In case of $x=0.9$

分的相異はあるが、この断面の中心から両側の4回の実測値ならびに平均値を求めれば Table 6 のようになる。

以上のようにして求めた実測値、計算値を比較すれば Fig. 8 に示すとおりである。

なお計算値は楕円に似ているので、 $x=0.8$ の計算値と、長軸1.015、短軸0.500の楕円とを比較すれば Fig. 9 のようになり、計算値は楕円であることが判明する。

Fig. 6 (2) In case of $x=0.85$

Fig. 6 (3) In case of $x=0.8$

Fig. 6 (4) In case of $x=0.75$

になることゝ、熔融金属がアークにより吹きつけられて熱源進行方向と逆の方向に押しやられ、電弧直下はえぐられたようになっているので、 $\xi=0$ としても最大熔込深さには差が小さくなったものと思われる。

$x=0.8$ とすることによって、大体の熔込形状が得られるので、岡田、安藤両博士の説に賛成できるが、Rosenthal の $x=$

Fig. 6 (5) In case of $c=0$

Table 4 Depth of Penetration (C)

x	b	0	0.2	0.4	0.6	0.8	1.0
0.9		0.5525	0.530	0.5075	0.4475	0.3525	0.165
0.85		0.5275	0.505	0.4825	0.425	0.3275	0.1325
0.8		0.5000	0.4775	0.455	0.400	0.305	0.09
0.75		0.475	0.4525	0.43	0.3725	0.280	0.0375

Table 5 Width of Penetration ($c=0$)

x	0.9	0.85	0.8	0.75
b	1.045	1.030	1.015	1.000

0.65 は小さすぎると思われる。しかし、熔込形状から正確に x を決定するには、近似度の高い熱源の仮定が必要である。

ビード熔込形状は手熔接時には特に熔接条件による変動があるので、断点数ヶ所について測定すべきであろう。

熱源形状としては次の如き Gauss 型分布函数とすればさらに精

Fig. 7 Shape of penetration observed

Table 6 Penetration Observed (mm).

b	(1)		(2)		Meam	$\frac{\text{Meam}}{r}$; (C)
	+	-	+	-		
0	2.12		1.80		1.96	0.509
0.2	2.12	2.00	1.85	1.58	1.89	0.491
0.4	1.86	1.70	1.80	1.54	1.73	0.449
0.6	1.40	1.30	1.45	1.45	1.40	0.364
0.8	1.02	1.00	1.05	1.26	1.08	0.281
1.0	0.78	0.80	0.53	0.90	0.75	0.195
1.2	0.35	0.20	0.15	0.40	0.28	0.073

Fig. 8 Comparison of calculated and observed values of penetration

Fig. 9 Ellipse and calculated value ($x=0.8$)

度の高い結果が得られよう：

$$y = \frac{h}{\sqrt{\pi}} e^{-h^2 x^2},$$

ただし、 y ；エネルギー分布、

x ；電弧中心より距離、

h ；常数

熔込形状が楕円部分になるとしても、熔接棒の性質によって熔込形状は異なってくる。楕円長軸を a 、短軸を b とし $k=b/a$ とすれば、被覆剤の差により、深熔込型では k は大となり、浅いものでは小となる。これはアークの収斂性あるいはアーク圧の問題であり、本報告にはこの収斂性を考慮した常数 h の如きものがないので、一般性に欠けている。上掲の分布函数型式とすれば、アークの収斂性は h によって規制され、 h が大であれば深い熔込となって深熔込型を示すことになる。被覆剤と z との関連性を求めるのも興味ある問題である。

数値積分法は手数がかるので近似式を導くのが望ましい。

本報告は直進ビードを熔接する場合を取扱ったが、ウィーピング熔接のように zig zag な運棒とする時は別に考慮すべきである。

Gauss 型熱源としての計算、アークの収斂性などについても順次報告する予定である。

6 結 言

均一な熱分布をもつ円型熱源を仮定して熔込の型を求めた結果、次のことが知られた：

1) 常温から融点までの平均の物理常数を使用しても充分である。

2) 最大熔込深さについては一致するが、ビード縁ではずれが大きく、アーク形状を考慮すべきである。

3) アークの熱効率率は80%としてよい。

本研究にあたり種々の指導を載いた永井部長、末光課長

ならびに阪大岡田、安藤両教授に深謝を捧げる次第である。

文 献

- 1) 川西；熱常数が温度の函数なる場合の熔接棒の熱伝導について（安藤博士、私信）
- 2) W. Meller ; A comprehensive treatise on inorganic and theoretical chemistry, Vol. XIII, Fe (Part 11), Longmans, Green & Co. 1934.
- 3) D. Rosenthal ; Mathematical Theory of Heat Distribution During Welding and Cutting, Weld. J. Vol. 20 (1941), No. 5, p. 220-s.
- 4) O.H. Henry and G.E. Claussen ; Welding Metallurgy, A.W.S. 1949.
- 5) Fowle ; Smithsonian Physical Tables.
- 6) 6 例えば、安藤、三木；熔接アークの熱効率について（第1,2報）熔接学会誌 Vol. 20, No. 11, 12, Vol. 21, No. 11.

熱影響部の脆化について（第10報）*

——セミキルド鋼板の熔接性——

応 和 俊 雄**

On the Brittleness of Heat-Affected Zone (Report 10)*

Weldability of Semi-Killed Steel Plate

by T. Ohwa**

Abstract

Directionality, sensitivities for the straining and heat-treatment, influence of hydrogen for the weldability of semi-killed steel plate were investigated, using some kinds of arc-welding covered electrodes, those produce the weld metals with different contents of hydrogen. Hydrogen, which transferred from weld-metal to heat-affected zone (H.A.Z.), increases the max. hardness and decreases toughness of H.A.Z., further, promotes the occurrence of under-bead-crack, which mainly caused by the laminar segregation in the steel plate. min. toughness of H.A.Z. were recognized in the neighbour of bond, A_1 and $A_1+3\text{mm}$.

1 緒 言

前諸報¹⁾には主としてキルドおよびリムド鋼についての実験結果を報告したが本報告はセミキルド鋼板に関するものであり、鋼板特性、熔接性におよぼす熔接棒の影響、ラミネーションの問題、脆化領域などについての調査結果を報告する。

2 鋼板の性質

Table 1 に示す組成の圧延のまゝのセミキルド鋼板を実験に用いた。サルファープリントは Photo 1 に示すものであり、静的引張性質は Table 2 に示す如く引張異方性は極

Table 1 Constitution of Steel Plate (wt.%)

C	Mn	Si	P	S	Cu
0.19	0.82	0.09	0.011	0.022	0.22

Thickness : 16 mm

* 原稿受付 昭和31年 3 月26日

** 正員 株式会社神戸製鋼所 Member [Kobe Steel Works Co., Ltd