

論 文

熔接管의 熔接中 溫度分布

金 曉 哲* · 朴 鍾 殷*

On the Arc Welding Temperature in a Metal Tube

by

Hyochul Kim · Jong Eun Park

Abstract

In a recent year, welding is known as a most powerful process in production of pipe. For the conventional purpose, pipe is welded in axial direction to minimize the welding cost. And for the high pressure pipe, welding is done in helical direction to increase a allowable hoop stress.

An analytical welding temperature distributions in a metal tube are obtained as a two dimensional case in quasi-stationary state. Numerical values which have been obtained by the analytical investigation shows a good agreement with the isocromatic lines which have been appeared at oxidized zone along the welds.

Therefore it is thought that the analytical result can be used in estimating the heat effect upon the material such as a residual stress and strain, metalurgical change and etc..

記 號

- | | |
|---|---|
| T : 任意點에서의 溫度 | α : 熱擴散率 |
| T_A : 熱源의 軸方向 移動으로 인한 任意點에서의 溫度 | q : 熱源의 單位時間當 熱發生率 |
| T_T : 熱源의 圓周方向 移動으로 인한 任意點에서의 溫度 | $q_a = \frac{qs}{\sqrt{s^2 + \omega^2 a^2}}$ |
| r, ϕ, z : 圓柱座標系에서의 座標 | $q_t = \frac{q\omega a}{\sqrt{s^2 + \omega^2 a^2}}$ |
| r, ξ, ζ : 圓柱回轉移動座標系에서의 座標 | I : 熔接電流 |
| ζ, γ : 圓桶回轉移動座標系를 圓桶表面極座標系로 變換하여 얻어지는 座標 | V : 熔接電壓 |
| ω : 熱源이 圓周方向으로 移動하는 角速度 | I_0 : 0次의 第1種變形 BessI 函數 |
| s : 熱源이 軸方向으로 移動하는 速度 | K_0 : 0次의 第2種變形 Bessel 函數 |
| θ : 時間 | e : 熔接棒 消耗率 |
| a : 管의 半徑 | B : 熔接線에서 任意點까지의 距離 |
| k : 熱傳導度 | L : 熔接熱源으로부터 熔接線上的 任意點까지의 距離 |
| | t : 管의 두께 |

* 接受日字 : 1973年 10月 2日
 * 正 會 員 : 서울大學校 工科大學

1. 序論

近來에 이르러 熔接은 船舶을 비롯한 熔接構造物의 建造 및 管 等의 構造用 鋼材의 製造에 있어서 가장 強力한 工作手段으로 採用되게 되었다. 特히 熔接은 電線管과 같은 薄肉管으로 부터 높은 信賴度가 要求되는 原子爐의 reactor vessel 에 이르기까지 工作法으로서 採擇되고 있다. 그러나 熔接은 熔接 過程中에 材料가 局部의으로 急激히 加熱되어 熔融되고 다시 冷却됨으로 인하여 母材의 組織 및 物性이 다른 狀態가 되는 部分이 반듯이 나타나게 된다는 缺點을 갖고 있다.

이러한 缺點은 熱處理로서 多少 緩和할 수는 있으나 部材의 크기 및 經濟的 見地에서 모든 경우에 適用할 수 있는 것은 아니다. 따라서 電線管과 같이 強度가 크게 問題視되지 않는 경우에 있어서는 熔接길이를 最小로 하기 爲하여 軸方向熔接을 實施하고 있으며, 耐壓容器等에 있어서는 圓周方向의 強度를 높이기 爲하여 螺旋方向으로 熔接하는 것을 볼 수 있다. 이러한 熔接으로 인한 熔接部近處의 組織變化 및 그에 隨伴되는 熱應力 및 殘留應力 等의 問題解析에 있어서는 溫度履歷을 解析하는 것이 先行되어야 한다.

熔接으로 인한 溫度分布에 關한 研究는 D. Rosenthal의 解析을 [1],[2] 筆頭로 하여 많은 研究가 이루어지고 있다. 特히 R.J. Grosh와 E.A. Trabant의 研究結果 [3]에 依하면 熱傳達係數 等의 物性を 溫度의 函數로 取扱함으로써 理論解의 精度를 높일 수 있음을 보여 주고 있다. 또한 C.M. Adams는 Rosenthal의 理論을 使用하여 熔接時의 冷却速度를 求하였고[4], 이어서 板의 두께와 輻射가 熱傳達에 미치는 影響[5] 그리고 두꺼운 板에서의 熱傳達에 關한 解析을[6] 하고 있다. 이러한 研究들에서는 熱源을 點 또는 線으로 보고 있는 데 對하여 Pavelic et al은 熱源을 熔接時의 熔融金屬이 갖는 形態와 同一한 形態의 熱源으로 보고 그 移動으로 인한 溫度分布를 求하고 있다[7].

또한 以上の 研究들은 實際數值計算에 있어서 많은 時間이 所要됨으로 D.E. Schillinger et al은 比較的 쉽게 計算할 수 있는 方法을 提案하고 있다[8].

그러나 위의 研究들은 모두가 平板에서의 熱傳達問題를 取扱하고 있을 뿐이고 管 또는 耐壓容器와 같은 部材에서의 熔接에 依한 熱傳導問題를 取扱한 것은 찾아 보기 어렵다. 따라서 本論文에서는 이러한 경우에 使用할 수 있는 理論解를 求하고 實驗을 通하여 檢證코저 하였다.

2. 理論 解析

前述한 바의 研究들[1~8]에 依하면 工學的 近似計

算에서는 다음과 같은 假定을 設定할 수 있다.

- 1) 母材와 熔接棒은 物性이 同一하고 溫度變化에 係關 없이 一定한 값을 갖는다.
- 2) 表面에서의 熱損失은 無視할 수 있다.
- 3) 部材의 두께 方向으로의 溫度는 恒常 같은 값을 갖는다.

假定 1), 2)에 依하면 Fig.1과 같은 圓柱座標系를 設定하면 熱傳導方程式은 다음과 같은 形態가 된다.

$$\frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \phi^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial \theta} \dots (1)$$

이 때 圓形材料의 要面을 따라 Fig.1에서와 같이 螺旋方向으로 連續熔接이 이루어진다고 생각하고 이때의 熔接進行으로 인한 圓周方向으로의 角速度成分을 ω 라 한다.

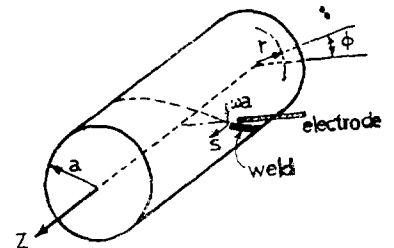


Fig. 1 Coordinate system

따라서 座標系를 (2)式的 條件으로 變換하면 (1)式은 (3)과 같은 熱源과 原點이 一致되는 回轉移動座標系로 바뀌게 된다.

$$\left. \begin{aligned} \xi &= \phi - \omega \theta \\ \zeta &= z - s \theta \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (2)$$

$$\frac{\partial^2 T}{\partial \zeta^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \xi^2} = -\frac{s}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial \zeta} - \frac{\omega}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial \xi} + \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial \theta} \dots \dots \dots (3)$$

그런데 熔接管의 熔接에 있어서는 假定 3)을 適用할 수 있음으로 (3)式的 左邊의 第2項 및 第3項은 無視할 수 있다. 또 右邊의 最終項은 實際熔接作業에서 比較的 빠른 時間內에 準定常狀態에 도달한다는 事實을 생각하면 無視할 수 있게 된다.

$$\frac{1}{a^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \xi^2} + \frac{\omega}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial \xi} + \frac{\partial^2 T}{\partial \zeta^2} + \frac{s}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial \zeta} = 0 \dots \dots (4)$$

여기서 熔接이 軸方向으로만 이루어지는 경우 즉 $\omega=0$ 의 경우를 擇하면 (4)式은 (5)式으로 바뀌게 된다.

$$\frac{1}{a^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \xi^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial \zeta^2} + \frac{s}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial \zeta} = 0 \dots \dots \dots (5)$$

여기서 (5)式的 解를 (6)式的 形態로 생각하면 (5)式은 (7)式으로 變換된다.

$$T = e^{-\left(\frac{s}{2a}\right)\zeta} f(\xi, \zeta) \dots \dots \dots (6)$$

$$\frac{1}{a^2} \frac{\partial^2 f}{\partial \xi^2} + \frac{\partial^2 f}{\partial \zeta^2} - \left(\frac{s}{2\alpha}\right) f = 0 \dots\dots\dots(7)$$

(7)式을 (8)式的 條件을 使用하여 變換하면 (9)式으로 表示되는 圓桶面上的 回轉移動極座標系에서의 關係式을 얻는다.

$$\left. \begin{aligned} (a\xi)^2 + \zeta^2 &= \rho^2 \\ a\xi &= \rho \sin \eta \\ \zeta &= \rho \cos \eta \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(8)$$

$$\frac{\partial^2 f}{\partial \rho^2} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial f}{\partial \rho} + \frac{1}{\rho^2} \frac{\partial^2 f}{\partial \eta^2} - \left(\frac{s}{2\alpha}\right)^2 f = 0 \dots\dots\dots(9)$$

그런데 函數 f 는 回轉移動極座標系의 原點에 關하여 回轉對稱임으로 (9)式은 (10)式이 된다.

$$\frac{d^2 f}{d\rho^2} + \frac{1}{\rho} \frac{df}{d\rho} - \left(\frac{s}{2\alpha}\right)^2 f = 0 \dots\dots\dots(10)$$

(10)式的 解를 求하면

$$f = C_1 I_0\left(\frac{S}{2\alpha}\rho\right) + C_2 K_0\left(\frac{S}{2\alpha}\rho\right) \dots\dots\dots(11)$$

따라서

$$T = e^{-\left(\frac{s}{2\alpha}\right)\zeta} \left[C_1 \left(\frac{S}{2\alpha}\rho\right) + C_2 K_0\left(\frac{S}{2\alpha}\rho\right) \right] \dots\dots\dots(12)$$

이 때 (13)式的 境界條件을 使用하면 (14)式的 結果를 얻는다.

$$\left. \begin{aligned} \left. \frac{dT}{d\rho} \right]_{\rho \rightarrow \infty} &= 0 \\ -2\pi\rho k \left. \frac{dT}{d\rho} \right]_{\rho=0} &= q \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(13)$$

$$T = \frac{b}{2\pi k} e^{-(S/2\alpha)\zeta} K_0\left(\frac{S}{2\alpha}\rho\right) \dots\dots\dots(14)$$

따라서 熱源의 軸方向으로의 移動으로 因한 管에서의 溫度 分布는 (15)式으로 表示된다.

$$\begin{aligned} T &= \frac{q}{2\pi k} e^{-(S/2\alpha)(z - S\theta)} \\ &\times \left[\sum_{n=0}^{\infty} K_0\left(\frac{s}{2\alpha} \sqrt{a^2(\phi' + 2n\pi)^2 + (z - S\theta)^2}\right) \right. \\ &\quad \left. + \sum_{n=1}^{\infty} K_0\left(\frac{s}{2\alpha} \sqrt{a^2(\phi - 2n\pi)^2 + (z - S\theta)^2}\right) \right] \dots\dots\dots(15) \end{aligned}$$

또 熔接이 圓周方向으로만 이루어지는 경우 즉 $s=0$ 인 경우에 있어서는 (4)式은 (16)式으로 表示된다.

$$\frac{1}{a^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \xi^2} + \frac{\omega}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial \xi} + \frac{\partial^2 T}{\partial \zeta^2} = 0 \dots\dots\dots(16)$$

또 (16)式的 解를 (17)式的 形態로 假定하면 (18)式的 關係를 얻는다.

$$T = e^{-(\omega a^2/2\alpha)\xi} f(\xi, \zeta) \dots\dots\dots(17)$$

$$\frac{1}{a^2} \frac{\partial^2 f}{\partial \xi^2} + \frac{\partial f}{\partial \zeta} - \left(\frac{\omega a}{2\alpha}\right)^2 f = 0 \dots\dots\dots(18)$$

여기서 (18)式에 (8)式을 適用하고 同一한 方法으로 解를 求하고 (13)式的 境界條件을 使用하면 (19)式的 結果를 얻는다.

$$\begin{aligned} T &= \frac{q}{2\pi k} \left\{ \sum_{n=0}^{\infty} e^{-(\omega a/2\alpha)(\phi - \omega\theta + 2n\pi)a} \right. \\ &\quad \times K_0\left(\frac{\omega a}{2\alpha}\right) \sqrt{(\phi - \omega\theta + 2n\pi)^2 a^2 - z^2} \\ &\quad \left. + \sum_{n=1}^{\infty} e^{-(\omega a/2\alpha)(\phi - \omega\theta - 2n\pi)a} \right. \\ &\quad \left. \times K_0\left(\frac{\omega a}{2\alpha}\right) \sqrt{(\phi - \omega\theta - 2n\pi)^2 a^2 - z^2} \right\} \dots\dots\dots(19) \end{aligned}$$

熔接이 螺旋方向으로 進行되는 境遇에 있어서는 (4)式으로 부터 直接 解를 求하는 方法을 생각할 수 있으나 材料內에 放出되는 熱量은 熱源의 移動速度에 比例한다고 생각하면 (15)式과 (19)式으로 부터 直接 溫度 分布를 얻을 수 있다. 즉 熔接이 螺旋方向으로 進行될 때 軸方向의 速度成分과 圓周方向으로의 速度成分에 依하여 (20)式的 關係가 成立된다고 보면 溫度 分布는 (21)式으로 表示될 수 있다.

$$\left. \begin{aligned} q_a &= qs / \sqrt{s^2 + \omega^2 a^2} \\ q_t &= q\omega a / \sqrt{s^2 + \omega^2 a^2} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(20)$$

$$T^2 = \left[\frac{q_a}{2\pi k} e^{-(S/2\alpha)(z' - S\theta')} \right]$$

$$\begin{aligned} &\times \left[\sum_{n=0}^{\infty} K_0\left(\frac{s}{2\alpha} \sqrt{a^2(\phi' + 2n\pi)^2 + (z' - S\theta')^2}\right) \right. \\ &\quad \left. + \sum_{n=1}^{\infty} K_0\left(\frac{s}{2\alpha} \sqrt{a^2(\phi' - 2n\pi)^2 + (z' - S\theta')^2}\right) \right]^2 \\ &\quad + \left[\frac{q_t}{2\pi k} \left\{ \sum_{n=0}^{\infty} e^{-(\omega a/2\alpha)(\phi'' - \omega\theta' + 2n\pi)a} \right. \right. \\ &\quad \times K_0\left(\frac{\omega a}{2\alpha} \sqrt{(\phi'' - \omega\theta' + 2n\pi)^2 a^2 - z'^2}\right) \\ &\quad \left. \left. + \sum_{n=1}^{\infty} e^{-(\omega a/2\alpha)(\phi'' - \omega\theta' - 2n\pi)a} \right. \right. \\ &\quad \left. \left. \times K_0\left(\frac{\omega a}{2\alpha} \sqrt{(\phi'' - \omega\theta' - 2n\pi)^2 a^2 - z'^2}\right) \right\} \right]^2 \dots\dots\dots(21) \end{aligned}$$

但 $z'' = \frac{\phi\omega a^2 s - z\omega^2 a^2}{s^2 - \omega^2 a^2}$ $\phi'' = \frac{-\phi\omega^2 a^2 + z\omega s}{s^2 - \omega^2 a^2}$
 $z' = \frac{\phi\omega a^2 s - z s^2}{s^2 - \omega^2 a^2}$ $\phi' = \frac{\phi s^2 - z\omega s}{s^2 - \omega^2 a^2}$

3. 實驗

前述한 바의 理論을 檢證하기 爲하여 다음과 같은 實驗을 實施하였다.

1) Temper color Index의 作成

一般的으로 鐵鋼材料의 表面의 酸化程度에 따라 각기 다른 색깔을 갖게 된다. 그런데 酸化程度는 材料의 加熱度와 直接的인 關係를 갖게 된다. 이러한 鐵鋼材料의 加熱溫度에 따라 나타나는 색깔은 temper color로서 알려져 있으며 Table 1에서와 같은 關係를 갖고 있다. 그런데 이와 같은 資料로서는 充分히 明確하게

Table 1. Temper Colors

Color	Approx. temp. at which color forms	
	°F	°C
light straw	400 ²	204
tan	450	232
brown	525	274
purple	575	302
dark blue	600	316
black	800 and higher	427 and higher

溫度에 따른 色相을 區別하기가 困難하다.

따라서 試驗用 鋼管을 選定하고 이로부터 酸化被膜을 除去한 後 約 1 inch² 정도의 試片들을 採取하였다. 이 試驗片의 表面을 溶劑로 洗滌하여 油分 및 먼지 등을 제거한 後 爐中에서 加熱하였다. 爐內의 溫度를 thermo-couple 로 計測하여 一定溫度에 到達되었을 때 試驗片을 爐에서 꺼내었다. 이와 같은 試驗을 數回 反復하여 해당 溫度에서의 temper color 를 얻고 酸化가 더 以上 進行되기 前에 天然色으로 撮影하여 Fig. 2와 같은 temper color index 를 作成하였다.

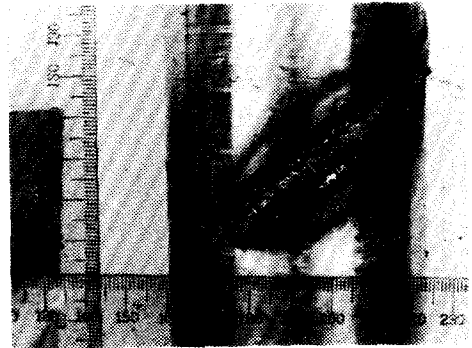


Fig. 3. Temper colors due to continuous arc welding

$V=27$ volt $I=80$ ampere $a=1.328$ inch
 $t=0.148$ inch $s=0.094$ inch/sec
 $\omega=0.126$ rad/sec $e=0.002$ inch³/sec

temper color index와 色相을 比較함으로써 용접으로 因한 管에서의 溫度履歷을 確認하고자 하였다.

4. 數值計算

前述한 바의 實驗結果와 (20)式의 理論解의 結果를 比較하기 爲하여 實驗으로부터 얻어진 結果와 管의 材質과 同一하다고 믿어지는 軟鋼의 熱的 性質을 使用하여 서울工大에서 保有하고 있는 電子計算組織 IBM 1130을 使用하여 數值計算을 실시하였다. 이 때의 人力 資料를 整理하면 Table 2와 같다.

Table 2. Input Data for Calculation of Temperature Distribution

properties and condition	data
density (lbs/ft ³)	487
specific heat (Btu/lbs--F)	0.113
thermal conductivity (Btu/hr-ft-F)	25
thermal diffusivity (in ² /sec)	0.01808
axial welding speed (in/sec)	0.094
circumferential welding speed(rad/sec)	0.126
mean diameter of pipe (inch)	2.656
mean thickness of pipe (inch)	0.148
filler metal consuming rate(inch ³ /sec)	0.002
total heat input (Btu/sec-inch)	0.624

5. 結果

熔接線 方向과 그에 垂直한 方向을 座標軸으로 하여 길이를 管의 두께에 關하여 無次元化하고 數值計算結

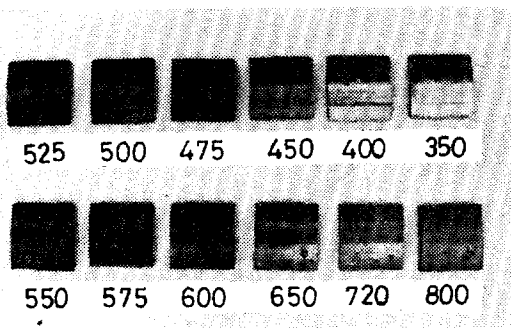


Fig. 2. Temper color index

2) 熔接實驗

管을 定速回轉시킴으로써 下向 熔接이 이루어지도록 하기 爲하여 電動機의 回轉을 二段 worm 減速裝置로 減速시키고 減速機의 出力軸에 管을 固着한 수 있도록 하였다. 軸方向의 移動速度는 自動 gas 切斷機의 torch 位置에 guide 를 設置하고 이에 依하여 軸方向의 定速 運動을 얻도록 하였다. 따라서 管의 表面을 temper color index 作成時와 同一한 方法으로 處理하고 위에 기술한 裝置들에 依하여 表面을 螺旋方向으로 熔接하였다. 熔接後 表面에 附着된 slag 를 제거하고 酸化가 더 以上 進行되기 前에 天然色으로 寫眞撮影을 실시하여 Fig. 3과 같은 結果를 얻었다. 이들로 부터 作成된

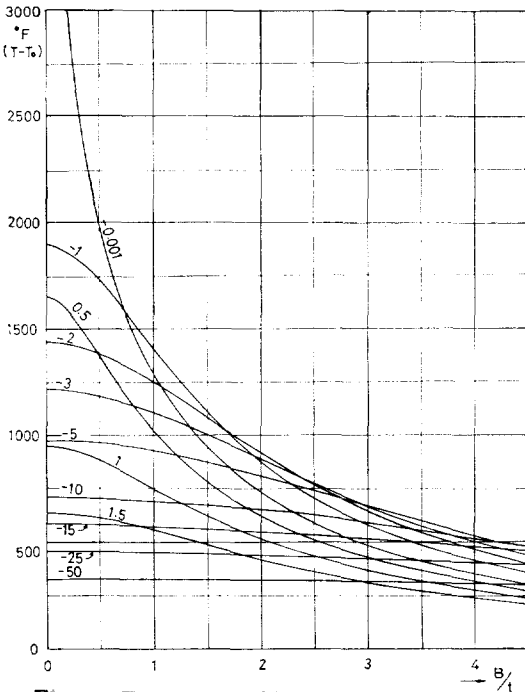


Fig. 4. Temperature histories

$V=27$ volt $I=80$ amp $a=1.328$ inch
 $t=0.148$ inch $s=0.094$ inch/sec
 $\omega=0.126$ Rad/sec $e=0.002$ inch³/sec

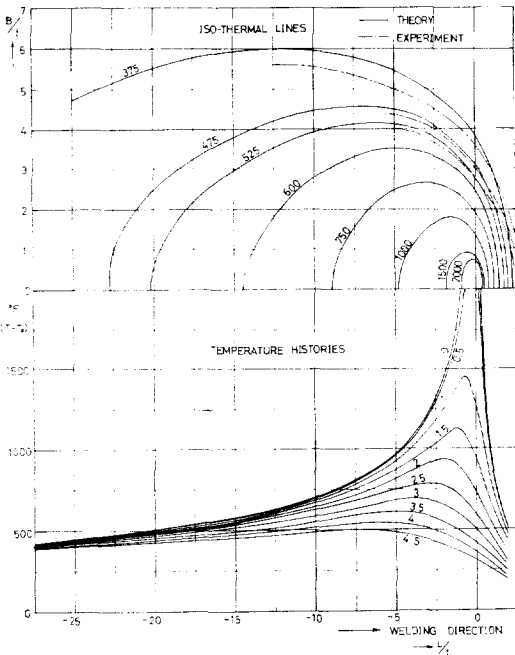


Fig. 5. Temperature histories and isothermal lines due to welding

$V=27$ volt $I=80$ amp $a=1.328$ inch
 $t=0.148$ inch $s=0.094$ inch/sec
 $\omega=0.126$ Rad/sec $e=0.002$ inch³/sec

果로부터 Fig. 4와 Fig. 5를 얻었다. 이 중 Fig. 5의 등온선에 Fig. 3의 temper color로부터 判別된 溫度를 鎖線으로 表示하였다.

6. 檢 討

Fig. 4 및 Fig. 5의 溫度履歷과 Fig. 5의 等溫線을 보면 熔接이 進行될 前方에서는 實驗值가 理論值보다 큰 값을 갖고 接接이 進行된 後에는 實驗值가 理論值보다 작은 값을 나타내고 있음을 알 수 있다. 그런데 熔接이 進行될 前方에서는 Fig. 5의 溫度履歷에서와 같이 가장 溫度切配가 가장 큰 것을 볼 수 있다. 따라서 熔接이 中斷된 後의 冷却過程에서도 相當한 溫度上昇이 이 區間에서 나타날 것이 期待된다. 즉 熔接完了後의 冷却過程에서 二次的인 溫度上昇이 일어나고 이로 因하여 實驗結果가 理論結果보다 다소 높아질 充分한 可能性이 있다. 그러나 이러한 二次的인 溫度上昇効果는 參考文獻[4]의 結果와 Fig. 5의 溫度履歷으로 判定할 때 熔接이 이루어진 後方에서는 無視할 수 있을 것이다. 따라서 理論結果가 實驗結果보다 多少小크게 나타나는 것으로 解析할 수 있다. 그런데 이러한 事實은 表面에서의 熱損失을 無視하였고 熱的性質을 常數로 取扱하였기 때문에 必然的으로 나타나는 것임을 알 수 있고 이것은 文獻 [3]의 結果와 잘 一致한다고 볼 수 있다. 또 (21)式은 (15)式과 (19)式으로부터 얻어졌으므로 (15)과 (19)式도 充分히 定確하다.

7. 結 論

理論解析으로 얻어진 (15), (19), (21)式을 使用하여 熔接으로 因한 管內에서의 溫度分布를 얻을 수 있으며 이 값은 工學的 目的으로는 充分히 正確하다.

8. 後 記

理論展開에 있어서 助言을 주신 學內 여러 선생님과 實驗에 도움을 주신 尹棕奎선생님 그리고 實驗裝置 製作을 맡아 주신 柳志憲氏에게 感謝드립니다.

參 考 文 獻

[1] D. Rosenthal and R. Schmerber, "Thermal Study of Arc Welding—Experimental Verification of Theoretical Formulas", *Welding Journal R.S.* p.2~8, 1938.
 [2] D. Rosenthal, "Mathematical Theory of Heat Distribution During Welding and Cutting", *Welding Journal R.S.* p.220~234, 1941.
 [3] R.J. Grosh and E.A. Trabandt, "Arc Welding

- Temperature”, *Welding Journal R.S.*, p.396~400, 1956.
- [4] C.M. Adams, Jr, “Cooling Rates and Peak Temperatures in Fusion Welding”, *Welding Journal R.S.*, p.210~215
- [5] Pravin Jhaveri, W.G. Moffatt and C.M. Adams. Jr., “The effect of Plate Thickness and Radiation on Heat Flow in Welding and Cutting”, *Welding Journal R.S.*, p.12~15, 1962.
- [6] Zvi Paley, J.N. Lynch and C.M. Adams. Jr., “Heat Flow in Welding Heavy Steel Plate”, *Welding Journal R.S.*, p.71~76, 1964.
- [7] V. Pavelic, R. Tanbakuchi, O.A. Uyehara and P.S. Myers, “Experimental and Computed Temperature Histories in Gas Tungsten-Arc Welding of Thin Plate”, *Welding Journal R.S.*, p.295~305, 1969.
- [8] D.E. Schillinger, I.G. Betz and H. Markus, “Simplified Determination of Thermal Experience in Fusion Welding,” *Welding Journal R.S.*, p.410~418, 1970.