

<論 文>

L形 및 T形 熔接에 있어서 殘留應力과 變形率에 관한 研究

王 之 錫* · 金 垣 寧*

(1981年 2月 6日 接受)

**A Study on the Residual Stress and Strain Due to Welding of
L and T Shapes**

Jee Seok WANG and Won Young KIM

Abstract

This paper presents a method of calculation of the stresses, the strains and the deflections due to welding in *L* shape and in *T* shape

Using step by step method of plasticity and establishing the equilibrium conditions in a section, we calculated thermal stresses and strains during welding and in the final step of calculation we got the residual stresses, strains and the deflections due to welding.

Also we measured the stresses and the strains with hole-drilling method and compared the results with the method of calculation presented in this paper.

Because of its symmetry of section, the deflection due to welding in *T* shape is generally much less than that in *L* shape.

The residual stresses are tensile in welded joints and HAZ, and compressive in base metal as butt welding of plates, but the compressive stresses in base metal decrease rapidly as the points are away from welded joint except horizontal plates of *T* shape.

The theoretical method of calculation presented in this paper coincides fairly well with the experiment.

1. 序 論

*L*形이나 *T*形 또는 *H*形の 斷面으로 熔接된 보 (beam)나 기둥(columm)에 있어서 殘留應力은 그들의 強度뿐만 아니라 動的特性, 負荷能力, 疲勞限界 등에 至大한 影響을 주는 要素로서 指摘되어 왔다. 예를 들면 殘留應力은 挫屈荷重을 顯著히 低下시키지 立證 되었다.¹⁾ 縱方向으로 熔接된 기둥에 있어서 어떤 斷面에 不均一한 壓縮殘留能力이 必然的으로 存在하고 이것이 挫屈荷重을 低下시킨다고 생각 되어진다. 그러므로 殘留應力分布狀況을 正確히 안다는 것은 熔接에 依한 構造物의 設計에 있어서 매우 重要하다. 構造物

要素의 크기나 斷面의 形態를 잘 選擇함으로써 殘留應力을 極少化시킬 수 있다.

*L*形이나 *T*形 또는 *H*形の 斷面으로 熔接된 構造物에 있어서 殘留應力의 測定은 여러 사람들에 의하여 行하여졌고 殘留應力分布의 一般의인 形態가 提示되었다. N.R. Nagaraja, F.R. Estuar, L. Tall¹⁾은 *L*形, *T*形 및 *H*形 斷面의 熔接에 있어서 殘留應力을 切斷法에 依하여 測定하였으며, 豫想하였던 대로 熔接線과 熱影響部에서 引張應力, 母材에서 壓縮應力이 測定 되었다. A.A. Toprac, J. Yura²⁾는 *H*形斷面의 熔接에 對하여 殘留應力과 變形을 測定하고 熔接의 順序가 殘留應力分布와 變形에 어떻게 影響을 미치는가 檢討한 結果, 熔接의 順序는 殘留應力의 分布에 크게 影響을 미치지 않는으나 變形에는 相當히 影響을 미치는 것 같다고 結論을 내렸다. G.A. Alpsten, L. Tall³⁾은 두께

* 正會員, 韓國海洋大學

가 比較的 큰 要素(38mm~90mm)를 H 形 斷面으로 熔接할 때의 殘留應力分布는 要素의 製作過程에서 生기는 殘留應力의 影響을 받는다는 것을 發見하였다.

이와 같이 L 形, T 形 및 H 形 斷面の 熔接에 依한 殘留應力의 實驗的인 測定結果가 比較的 豊富하게 있는 反面, 熔接線과 母材에 있어서 熔接中 및 熔接後의 變形의 理論的인 計算을 行한 사람은 極히 적다. N.R. Nagaraja et al.¹⁾이 指摘한 바와 같이 殘留應力은 熔接中에 蓄積된 塑性變形에 依하여 生기며 이 塑性變形은 또한 熔接中의 熱應力의 結果로서 生진다. 熱應力은 溫度分布와 熔接斷面의 幾何的인 形態 및 要素들의 相對的인 剛性에 따라 달라진다. 왜냐하면 두 要素를 서로 熔接할 때 어느 한 要素는 다른 要素에 對하여 拘束의 效果를 가지고 이 效果는 要素들의 相對的인 크기와 熔接斷面의 幾何的인 形態에 따라 달라진다. 例를 들면 비슷한 크기의 두 要素들을 서로 熔接할 때의 拘束效果는, 적은 크기의 한 要素를 큰 크기의 다른 要素에 熔接할 때의 拘束效果보다 적다. 또한 L 形의 熔接斷面의 境遇는 T 形의 熔接斷面의 境遇보다 拘束效果가 적다. 따라서 熔接斷面의 幾何的인 形態, 熱流束의 樣相, 熱源의 強度 等은 殘留應力의 크기와 分布에 영향을 미치는 基本的인 要因이다.

本論文에서는 上記의 여러가지 要因을 考慮하면서 L 形 및 T 形斷面의 熔接中 및 熔接後의 應力과 變形에 關하여 그의 計算方法을 提示하고 計算例를 보이며 實驗結果를 提示한다. 計算方法으로는 熔接中 任意의 한 斷面에 作用하는 힘의 合과 모우멘트의 合은 各各 零이라는 平衡條件으로부터 熱應力을 計算하고 이의 反復計算에 依하여 塑性變形率을 求하는 段階法(step by step method)을 利用한다. 또한 材料를 實際로 L 形 및 T 形斷面으로 熔接하고 殘留應力을 測定하여 여기서 提示한 計算結果와 比較하였다. 殘留應力의 測定은, 表面에 스트레인지지를 붙이고 구멍을 뚫어서 구멍주위의 relaxation에 依한 스트레인의 變化를 檢出해서 應力으로 算出하는 穿孔法(drilling method)을 利用하였다.

2. 熔接中의 溫度分布

前述한 바와 같이 殘留應力은 熔接中의 塑性變形이 蓄積된 結果로서 生기고 이 塑性變形은 熱應力에 依하여 生기므로, 熱應力을 計算하기 위해서는 熔接中의 溫度分布를 알아야 한다. 一般的으로 熔接에 依하여 二要素를 接合할 때는 二要素의 材質이 같아야 하기 때문에 各要素(Fig.1a의 水平板 및 垂直板)에 依하여 吸收된 熱量은 各要素의 두께에 比例한다. 따라서 平板 및

대기이음 熔接의 溫度分布에 關한 N.N. Rykalin의 式^{4),5),6)}에서 熱源의 強度(單位時間當 材料가 熱源으로서 受는 熱量)를 各要素의 두께에 比例하도록 놓으므로 溫度分布를 求할 수 있다. 그러므로 Fig. 1a와 같이 熱源을 原點으로 하고 熱源의 進行方向을 x 軸으로 取하는 移動座標系로 溫度分布를 表示하면 다음과 같다.

L 形斷面熔接의 境遇:

$$T_h(x, z) = T_0 + \frac{q}{\pi\lambda(t_h + t_v)} \exp\left(-\frac{v}{2a}x\right) K_0(\mu_h r_h) \quad (1)$$

$$T_v(x, y) = T_0 + \frac{q}{\pi\lambda(t_h + t_v)} \exp\left(-\frac{v}{2a}x\right) K_0(\mu_v r_v) \quad (2)$$

T 形斷面熔接의 境遇:

$$T_h(x, z) = T_0 + \frac{2q}{\pi\lambda(2t_h + t_v)} \exp\left(-\frac{v}{2a}x\right) K_0(\mu_h r_h) \quad (3)$$

$$T_v(x, y) = T_0 + \frac{q}{\pi\lambda(2t_h + t_v)} \exp\left(-\frac{v}{2a}x\right) K_0(\mu_v r_v) \quad (4)$$

여기서 T_h : 水平板의 溫度分布($^{\circ}\text{C}$)

T_v : 垂直板의 溫度分布($^{\circ}\text{C}$)

T_0 : 常溫 또는 材料를 豫熱할 때는 豫熱溫度($^{\circ}\text{C}$)

λ : 熱傳導係數($\text{cal}/\text{cm}\cdot^{\circ}\text{C}\cdot\text{sec}$)

t_h : 水平板의 두께(cm)

t_v : 垂直板의 두께(cm)

q : 熱源의 強度(cal/sec)

v : 熔接速度(cm/sec)

a : 熱擴散係數(cm^2/sec)

$$a = \frac{\lambda}{\gamma c}$$

γ : 比重量(g/cm^3)

c : 比熱($\text{cal}/\text{g}\cdot^{\circ}\text{C}$)

$$\mu_h = \sqrt{\frac{v^2}{4a^2} + \frac{2\beta}{\lambda t_h}}, \quad \mu_v = \sqrt{\frac{v^2}{4a^2} + \frac{2\beta}{\lambda t_v}}$$

β : 材料表面의 熱傳達係數($\text{cal}/\text{cm}^2\cdot\text{sec}\cdot^{\circ}\text{C}$)

$$r_h = \sqrt{x^2 + z^2}, \quad r_v = \sqrt{x^2 + y^2}$$

K_0 : 0次 第2種의 Bessel 函數로서 다음과 같이 計算됨.⁷⁾

$$K_0(\mu r) = \int_0^{\infty} \exp(-\mu r \cosh p) dp$$

3. 熱應力 및 變形率의 解析

熔接中 任意의 한 斷面에 作用하는 힘의 合과 모우멘트의 合은 各各 零이라는 平衡條件을 利用하면 L 形

및 T形斷面의 熔接에 依한 熱應力과 變形率을 計算할 수 있는데 그 方法을 다음에 提示한다. 지금 Fig.1a와 같이 幅이 W이고 두께가 t_h 인 水平板위에 右側가장 자리에서 S만큼 떨어진 곳에 높이가 H이고 두께가 t_v 인 垂直板을 熔接한다고 한다. 特別히 $S+t_v/2=W/2$ 이면 T形斷面의 熔接이 되고 $S+t_v=W$ 또는 $S=W$ 이면 L形斷面의 熔接이 된다. Fig.1a에 表示된 바와 같이, X, Y, Z를, 熔接始作點을 原點으로 取하고 熱源의 進行方向을 X軸으로 잡은 固定座標系라 하고, x,

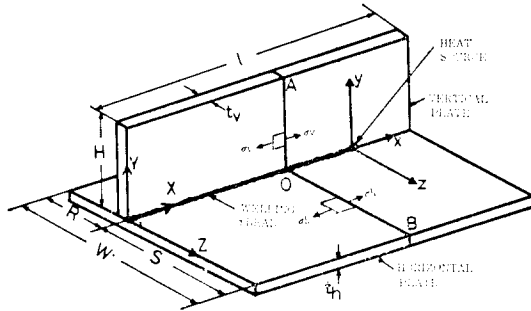


Fig. 1a Welding in T shape if $S=R-t_v$,
Welding in L shape if $S=W$.

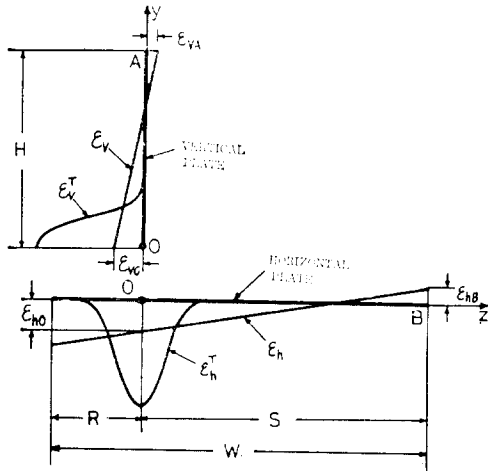


Fig. 1b Thermal strain and real strain.

y, z를, 熱源을 原點으로 取하고 熱源의 進行方向을 x軸으로 잡은 移動座標系라 한다. 熔接中의 溫度分布가 移動座標系에 依하여 式 (1), (2), (3), (4)에 주어졌으므로 任意의 時點에 있어서 任意의 斷面 AOB의 熱變形率 ϵ_h^T 및 ϵ_v^T 를 計算할 수 있고 이것들을 Fig.1b에서 實線으로 表示한다.

$$\epsilon_h^T = \int_{T_0}^{T_h} \alpha dT \quad (5)$$

$$\epsilon_v^T = \int_{T_0}^{T_v} \alpha dT \quad (6)$$

여기서 ϵ_h^T : 水平板의 熱變形率

α : 材料의 熱膨脹係數($^{\circ}C$)로서 一般的으로 溫度 T에 따라 달라진다.

ϵ_v^T : 垂直板의 熱變形率

그러나 實際로는 材料內의 各要素가 自由롭게 膨脹하는 것이 아니고 周圍의 다른 要素들로부터 拘束을 받기 때문에 實際의 變形率 ϵ_h 및 ϵ_v 는 熱變形率과는 전혀 다르게 된다. 平面을 이루고 있는 斷面 AOB는 變形後에도 平面을 維持하므로 實變形率 ϵ_h 및 ϵ_v 는 Fig.1b에서와 같은 直線들로 表示할 수 있다. 그러므로 斷面 AOB上의 水平板에서 熔接線 O點으로부터 z만큼 떨어진 點의 實變形率 ϵ_h 는 式 (7)로 表示될 수 있으며 斷面 AOB上의 垂直板에서 熔接線 O點으로부터 y만큼 떨어진 點의 實變形率 ϵ_v 는 式 (8)로 表示될 수 있다.

$$\epsilon_h(z) = \left(1 - \frac{z}{S}\right) \epsilon_{h0} + \frac{z}{S} \epsilon_{hB} \quad (7)$$

$$\epsilon_v(y) = \left(1 - \frac{y}{H}\right) \epsilon_{v0} + \frac{y}{H} \epsilon_{vA} \quad (8)$$

여기서 $\epsilon_h(z)$: 水平板의 實變形率

$\epsilon_v(y)$: 垂直板의 實變形率

ϵ_{h0} : 點 O($z=0$)의 實變形率

ϵ_{hB} : 點 B($z=S$)의 實變形率

ϵ_{v0} : 點 O($y=0$)의 實變形率

ϵ_{vA} : 點 A ($y=H$)의 實變形率

ϵ_{h0} , ϵ_{hB} , ϵ_{v0} , ϵ_{vA} 는 實變形率 ϵ_h 와 ϵ_v 를 決定하는 必要하고 充分한 條件이다.

한편 熱應力 σ_h , σ_v 는 다음과 같이 表示된다.

$$\sigma_h(z) = (\epsilon_h - \epsilon_h^T - \epsilon_h^P) E_h \quad (9)$$

$$\sigma_v(y) = (\epsilon_v - \epsilon_v^T - \epsilon_v^P) E_v \quad (10)$$

여기서 $\sigma_h(z)$: 水平板의 熱應力(kg/cm²)

$\sigma_v(y)$: 垂直板의 熱應力(kg/cm²)

ϵ_h^P : 水平板의 塑性變形率

ϵ_v^P : 垂直板의 塑性變形率

E_h : 水平板에 있어서 點 O(熔接線)에서부터 z만큼 떨어진 點의 彈性係數(kg/cm²)

E_v : 垂直板에 있어서 點 O(熔接線)에서부터 y만큼 떨어진 點의 彈性係數(kg/cm²)

彈性係數 E_h 와 E_v 는 一般的으로 溫度의 函數이며, 斷面 AOB上의 各點에 있어서 溫度가 不均一하므로 彈性係數도 不均一하다.

式 (7), (8)의 ϵ_h 및 ϵ_v 를 式 (9), (10)에 代入하므로서 다음 式들을 얻을 수 있다.

$$\sigma_h(z) = \left\{ \left(1 - \frac{z}{S}\right) \epsilon_{h0} + \frac{z}{S} \epsilon_{hB} - \epsilon_h^T - \epsilon_h^P \right\} E_h \quad (11)$$

$$\sigma_v(y) = \left\{ \left(1 - \frac{y}{H}\right) \varepsilon_{v0} + \frac{y}{H} \varepsilon_{vA} - \varepsilon_v^T - \varepsilon_v^P \right\} E_v \quad (12)$$

斷面 AOB 에 작용하는 힘의 합은 0이므로 다음 식이 成立한다.

$$\int_{-R}^S \sigma_h(z) t_h dz + \int_0^R \sigma_v(y) t_v dy = 0 \quad (13)$$

여기서 $R = W - S$.

또한 AO 軸에 關한 모우멘트의 합이 0이므로 다음 식을 얻을 수 있다.

$$\int_{-R}^S \sigma_h(z) t_h z dz = 0 \quad (14)$$

OB 軸에 關한 모우멘트의 합도 0이므로 다음 식을 얻는다.

$$\int_0^R \sigma_v(y) t_v y dy = 0 \quad (15)$$

式 (13), (14), (15)의 3個만 가지고는 4個의 未知數 ε_{h0} , ε_{hB} , ε_{v0} , ε_{vA} 를 求하는데 充分하지 못하다. 그러나 熔接線(點 O)에 있어서 實變形率은 水平板의 그것과 垂直板의 그것이 같기 때문에 다음과 같이 놓을 수 있다.

$$\varepsilon_{h0} = \varepsilon_{v0} = \varepsilon_0 \quad (16)$$

따라서 ε_h 와 ε_v 를 決定하는 4個의 未知數 ε_{h0} , ε_{hB} , ε_{v0} , ε_{vA} 를 求할 수 있다.

式 (11), (12), (16)을 式 (13), (14), (15)에 代入하여 整理하면 다음과 같이 된다.

$$\begin{aligned} & \varepsilon_0 \left\{ \int_{-R}^S \left(1 - \frac{z}{S}\right) E_h t_h dz + \int_0^R \left(1 - \frac{y}{H}\right) E_v t_v dy \right\} \\ & + \varepsilon_{hB} \int_{-R}^S \frac{z}{S} E_h t_h dz + \varepsilon_{vA} \int_0^R \frac{y}{H} E_v t_v dy \\ = & \int_{-R}^S (\varepsilon_h^T + \varepsilon_h^P) E_h t_h dz + \int_0^R (\varepsilon_v^T + \varepsilon_v^P) E_v t_v dy \quad (17) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} & \varepsilon_0 \int_{-R}^S \left(1 - \frac{z}{S}\right) E_h t_h z dz + \varepsilon_{hB} \int_{-R}^S \frac{z}{S} E_h t_h z dz \\ = & \int_{-R}^S (\varepsilon_h^T + \varepsilon_h^P) E_h t_h z dz \quad (18) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} & \varepsilon_0 \int_0^R \left(1 - \frac{y}{H}\right) E_v t_v y dy + \varepsilon_{vA} \int_0^R \frac{y}{H} E_v t_v y dy \\ = & \int_0^R (\varepsilon_v^T + \varepsilon_v^P) E_v t_v y dy \quad (19) \end{aligned}$$

式 (17), (18), (19)에서 ε_0 , ε_{hB} , ε_{vA} 를 求하면 다음과 같다.

$$\varepsilon_0 = \frac{D_1 B_2 C_3 - D_3 B_2 C_1 - D_2 B_1 C_3}{A_1 B_2 C_3 - A_3 B_2 C_1 - A_2 B_1 C_3} \quad (20)$$

$$\varepsilon_{hB} = \frac{A_1 D_2 C_3 + A_2 D_3 C_1 - A_3 D_2 C_1 - A_2 D_1 C_3}{A_1 B_2 C_3 - A_3 B_2 C_1 - A_2 B_1 C_3} \quad (21)$$

$$\varepsilon_{vA} = \frac{A_1 B_2 D_3 + A_3 B_1 D_2 - A_3 B_2 D_1 - A_2 B_1 D_3}{A_1 B_2 C_3 - A_3 B_2 C_1 - A_2 B_1 C_3} \quad (22)$$

여기서

$$A_1 = \int_{-R}^S \left(1 - \frac{z}{S}\right) E_h t_h dz + \int_0^R \left(1 - \frac{y}{H}\right) E_v t_v dy,$$

$$B_1 = \int_{-R}^S \frac{z}{S} E_h t_h dz,$$

$$C_1 = \int_0^R \frac{y}{H} E_v t_v dy$$

$$D_1 = \int_{-R}^S (\varepsilon_h^T + \varepsilon_h^P) E_h t_h dz + \int_0^R (\varepsilon_v^T + \varepsilon_v^P) E_v t_v dy$$

$$A_2 = \int_{-R}^S \left(1 - \frac{z}{S}\right) E_h t_h z dz$$

$$B_2 = \int_{-R}^S \frac{z}{S} E_h t_h z dz$$

$$D_2 = \int_{-R}^S (\varepsilon_h^T + \varepsilon_h^P) E_h t_h z dz$$

$$A_3 = \int_0^R \left(1 - \frac{y}{H}\right) E_v t_v y dy$$

$$C_3 = \int_0^R \frac{y}{H} E_v t_v y dy$$

$$D_3 = \int_0^R (\varepsilon_v^T + \varepsilon_v^P) E_v t_v y dy$$

이들 實變形率 ε_0 , ε_{hB} , ε_{vA} 를 式 (16)과 함께 式 (7), (8)에 代入하므로서 實變形率 ε_h , ε_v 를 求할 수 있고, 式 (11), (12)에 代入하므로서 熱應力 σ_h , σ_v 를 計算할 수 있다.

塑性變形率 ε_h^* 및 ε_v^* 는 管熔接의 境遇에서와 같은 要領으로 다음과 같이 段階法(step by step method)⁸⁾에 依하여 求한다. 熔接의 始作에서부터 熔接이 終了되고 材料가 完全히 冷却할 때까지를 여러 段階로 나누어서 各 段階에서 斷面 AOB 의 熱應力, 實變形率, 塑性變形率을 反復計算法을 써서 計算한다. 우선 塑性變形率 ε_h^* , ε_v^* 를 前段階까지의 합 ε_{hr}^* , ε_{vr}^* 와 現段階에서의 塑性變形率의 増分 $\Delta \varepsilon_h^*$, $\Delta \varepsilon_v^*$ 로 나누어 생각한다.

$$\varepsilon_h^* = \varepsilon_{hr}^* + \Delta \varepsilon_h^* \quad (23)$$

$$\varepsilon_v^* = \varepsilon_{vr}^* + \Delta \varepsilon_v^* \quad (24)$$

맨 첫 段階에서는 $\varepsilon_{hr}^* = 0$, $\varepsilon_{vr}^* = 0$ 이 된다. 各 段階의 첫번째 計算에서는 $\Delta \varepsilon_h^* = 0$, $\Delta \varepsilon_v^* = 0$ 으로 놓고 式 (23), (24)의 ε_h^* , ε_v^* 를 式 (20), (21), (22)에 代入하여 ε_0 , ε_{hB} , ε_{vA} 를 求한 다음, 式 (16)과 함께 式 (7), (8)에 代入하여 實變形率 ε_h , ε_v 를 求하고 이들 實變形率을 式 (9), (10)에 代入하므로서 熱應力 σ_h , σ_v 를 計算한다. 이들 斷面 AOB 上的 熱應力은 點의 位置에 따라 그 크기가 다른데, 彈性限界 以下인 點은 除外하고 그 以上인 點에 대하여서는 應力—變形率曲線에서 塑性變形率의 増分 $\Delta \varepsilon_h^*$, $\Delta \varepsilon_v^*$ 를 求한다. 이들을 다시 式 (23), (24)에 代入하여 새로운 塑性變形率 ε_h^* , ε_v^* 를 얻고 이들 塑性變形率을 式 (20), (21), (22)에 代入하여 새로운 ε_0 , ε_{hB} , ε_{vA} 를 計算한 다음, 이들을 式 (16)과 함께 式 (7), (8)에 代入하여 새로운 實變形率 ε_h , ε_v 를 計算하는 등의 같은 節次를 收斂值를 얻을 때까지 反復한다. 대개 3~5회 反復하면 收斂值를 얻을 수 있다. 이렇게 하여 收斂值를 얻으면 $\Delta \varepsilon_h^*$, $\Delta \varepsilon_v^*$ 는 ε_{hr}^* , ε_{vr}^* 에 各各 加算하고 다음 段

階의 計算을 같은 方法으로 行한다. 表 1 은 위에서 說明한 反復計算過程을 나타낸다.

Table 1. Process of repeating calculus.

$\Delta \epsilon_h^i, \Delta \epsilon_v^i \longrightarrow$ Eq.(23), (24), $\epsilon_h^i, \epsilon_v^i \longrightarrow$ Eq.(20), (21), (22),
$\epsilon_o, \epsilon_{hb}, \epsilon_{va} \longrightarrow$ Eq.(16), $\epsilon_{ho}, \epsilon_{vo} \longrightarrow$ Eq.(7), (8), $\epsilon_h, \epsilon_v \longrightarrow$
Eq.(9), (10), $\sigma_h, \sigma_v \longrightarrow \Delta \epsilon_h^i, \Delta \epsilon_v^i$
↑ —stress-strain curve

이렇게 하여 各 段階의 塑性變形率의 增分을 合해가면 熔接中의 塑性變形率이 蓄積되고 맨 마지막 段階에 가서 殘留塑性變形率을 얻게 되고 또한 마지막 段階의 應力 및 變形率이 殘留應力 및 殘留變形率이 된다.

多層(multi-pass) 熔接이나 Fig. 2 와 같은 兩側熔接의 境遇에는, 첫번째의 熔接時는 위와 똑같은 方法으로 計算하고 두번째의 熔接부터서는, 첫 段階에서 $\epsilon_{hr}^i=0, \epsilon_{vr}^i=0$ 으로 하지 않고 前熔接에서 蓄積된 塑性變形率을 取하면 된다. 그리고 나머지는 같은 方法으로 計算한다.

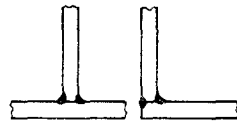


Fig. 2 Welding in T shape and in L shape on both sides.

4. 熔接에 依한 變形量

熔接의 實際에 있어서는 變形率보다도 變形量이 더 問題가 되는 境遇가 많다. 即 熔接에 依한 처짐, 뒤틀림, 收縮, 角變位, 等 外形의인 變形이 더 重要하다. 熔接時의 強烈한 局部加熱에 依한 材料의 熱膨脹 때문에 熔接線과 熱影響部에 壓縮塑性變形이 일어나고 이 때문에 熔接後에 材料가 完全히 冷却되면 熔接線과 熱影響部가 收縮되어, 例를 들면 T 形斷面熔接의 境遇

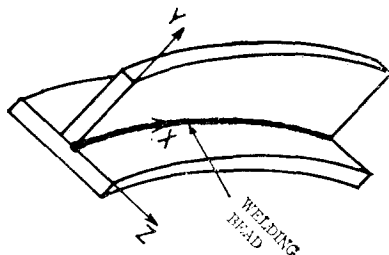


Fig. 3 Deflection due to welding in T shape.

Fig. 3 과 같이 Z 方向으로 반곡하게 된다. (반곡의 方向은 모우멘트의 方向과 같이 오른나사 法則에 따른다.) L 形斷面熔接의 境遇에는 Z 方向 및 Y 方向으로 반곡한다. 여기서는 L 形 및 T 形斷面熔接에서 가장 顯著하게 나타나는 變形으로써 反곡과 撓量(deflection)을 다룰려고 한다.

前項에서 實變形率 ϵ_h, ϵ_v 는 Fig. 1b 에 보인 바와 같이 直線으로 表示된다고 하였는데, 이 때 이들 直線의 기울기가 바로 Fig. 1a 의 點 O에서의 熔接線의 曲率(curvature)이 된다.⁹⁾ 그러므로 式 (7), (8)을 다음과 같이 고쳐쓰면

$$\epsilon_h(z) = \frac{\epsilon_{hb} - \epsilon_{ho}}{S} z + \epsilon_{ho} \tag{7}'$$

$$\epsilon_v(y) = -\frac{\epsilon_{va} - \epsilon_{vo}}{H} y + \epsilon_{vo} \tag{8}'$$

이들 式에서 ϵ_h 의 기울기 $(\epsilon_{hb} - \epsilon_{ho})/S$ 는 y 方向彎曲의 曲率이 되고 ϵ_v 의 기울기 $(\epsilon_{va} - \epsilon_{vo})/H$ 는 z 方向彎曲의 曲率이 된다.

$$C_h = \frac{\epsilon_{hb} - \epsilon_{ho}}{S} \tag{25}$$

$$C_v = -\frac{\epsilon_{va} - \epsilon_{vo}}{H} \tag{26}$$

熔接中 斷面 AOB의 溫度分布는 時時刻刻 變하고, 따라서 點 O에서의 熔接線의 曲率도 時間의 흐름에 따라 달라진다. 前項의 各段階에 있어서 式 (20), (21), (22) 및 (16)에 依하여 計算된 $\epsilon_{hb}, \epsilon_{ho}, \epsilon_{va}, \epsilon_{vo}$ 의 收斂值를 式 (25), (26)에 代入하면 各段階에서의 曲率을 알 수 있는데 Fig. 4 는 그의 한 例를 보인다. Fig. 1a 의 熱源이 斷面 AOB의 點 O를 지난 時를 時間의 原點($t=0$)으로 取하고 曲率의 變化를 나타내었다. 그림

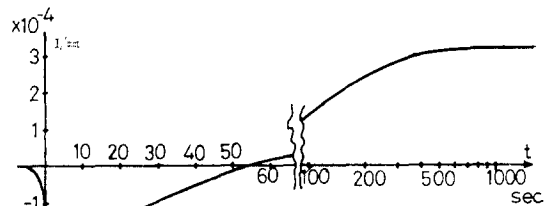


Fig. 4 Typical variation of curvature.

에서 본 바와 같이 熱源이 點 O를 지나면 曲率은 急激히 負(-)의 方向으로 絕對值가 增加해서 最大點에 到達하여다가 徐徐히 減少하여 어느 時點에 오면 曲率이 零으로 되고 그 後부터는 正(+)의 曲率이 되며 더욱 徐徐히 變化한다. 時間이 흐름수록 曲率은 어느 一定值에 收斂하게 되고 이 收斂值가 殘留變形의 曲率이다

다. 大部分의 境遇에 있어서 이 殘留變形의 曲率이 熔接中의 曲率보다 重要하다. 왜냐하면 熔接된 材料를 實際로 使用하는 것은 冷却後이기 때문이다.

殘留變形의 曲率로부터 殘留變形의 撓量(deflection)을 求하면 다음과 같다. 固定座標系 X, Y, Z 를 써서 撓量과 曲率과의 關係를 나타내면,⁹⁾

$$\frac{d^2 Z}{dX^2} = -C_h(X) \quad (27)$$

$$\frac{d^2 Y}{dX^2} = -C_v(X) \quad (28)$$

여기서 境界條件으로서, $X=0$ 일 때, $Z=0$, $Y=0$ 및 $X=l$ 일 때, $Z=0$, $Y=0$ 를 利用하여 式 (27), (28)을 풀면

$$Z(X) = X \int_0^l C_h(X) dX - X \int_0^X C_h(X) dX - \frac{X}{l} \int_0^l C_h(X) X dX + \int_0^X C_h(X) X dX \quad (29)$$

$$Y(X) = X \int_0^l C_v(X) dX - X \int_0^X C_v(X) dX - \frac{X}{l} \int_0^l C_v(X) X dX + \int_0^X C_v(X) X dX \quad (30)$$

여기서 l 은 熔接된 材料의 길이이다.

熱源의 強度, 熔接速度, 等 熔接條件이 熔接始作에서 부터 熔接終了時까지 一定하다면 $C_h(X), C_v(X)$ 도 各各 一定하게 되고 式 (29), (30)으로 表示된 撓量은 다음과 같이 된다.

$$Z(X) = -\frac{C_h}{2} X^2 + \frac{C_h l}{2} X \quad (31)$$

$$Y(X) = -\frac{C_v}{2} X^2 + \frac{C_v l}{2} X \quad (32)$$

式 (31), (32)는 熔接後 材料가 完全히 冷却하였을 때의 熔接線의 撓量을 나타낸다.

5. 實 驗

本 實驗에 쓰인 材料는 두께 6mm의 國產鐵板 SS-41 이었다. 材料를 剪斷機(Shearing machine)로 幅 100 mm로 切斷하여, L形 및 T形으로 熔接하고 熔接에 基因한 撓量과 殘留應力을 測定하였다. 熔接은 自動熔接機(DAIDEN, 大阪電氣株式會社製)로 Flux 熔接을 行하였고 熔接의 parameter는 表 2와 같다.

熔接後 材料가 完全히 冷却하고나서, 定盤위에 올려 놓고 Vernier Calipass와 height gage로 撓量을 測定하여 Fig.5에 計算結果와 比較하여 나타내었다. 計算에 使用한 材料의 物性値와 溫度에 對한 彈性限界, 彈性係數(E), 熱膨脹係數(α)의 變化는 參考文獻 4의

Table 2. Parameter of Welding

Item	Symbol	Unit	L shape	T shape	Remarks
Voltage	V	volt	28	30	
Current	I	ampere	300	310	
Heat efficiency	η	%	90	90	
Welding velocity	v	mm/sec	10	9	
Intensity of heat source	q	cal/sec	1814	2008	$q=0.24\eta VI$
Input of heat	q_s	cal/mm	181.4	213	$q_s=q/v$
Thickness	Horizontal plate	t_h	mm	6	6
	Vertical plate	t_v	mm	6	6
Width	Horizontal plate	W	mm	100	100
	Vertical plate	H	mm	100	100
Situation of welding bead	S	mm	86	47	
Length	l	mm	1535	1535	

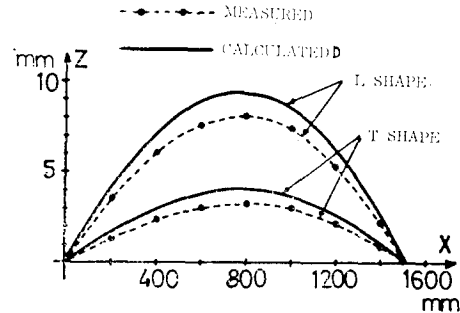


Fig. 5 Deflection due to welding in T shape and in L shape.

그것들을 그대로 使用 하였다. Fig. 5에서 본 바와같이 T形熔接의 境遇에는 L形熔接의 境遇보다 撓量이 顯著하게 적고, L形 및 T形 共히 計算値는 實測値보다 약간 크게 나타냄을 알 수 있다.

殘留應力의 測定은, 表面에 스트레인게이지를 붙이고 구멍을 뚫어서 구멍주위의 解放(relaxation)에 依한 스트레인의 變化를 檢出해서 應力으로 算出하는 穿孔法(drilling method)를 利用하였다. 實驗에 使用한 스트레인게이지는 길이 5mm의 KFC-5-C1-11L30(共和電業製)이었다. 스트레인게이지를 Fig. 6과 같이 붙이고 drilling에 依한 機械的 攪亂이 게이지에 미치지 않도록 하기 위하여 구멍가장자리와 게이지가장자리 사이의 거리 C_s 를 2.5mm 이상되게 하였다.¹⁰⁾ 또한 구멍直徑 d 와 구멍中心에서 게이지中心까지의 거리 r 과

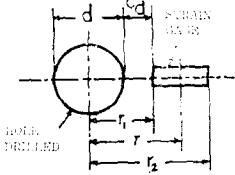


Fig. 6 Strain gage and hole drilled.

의 비(d/r)를 0.5~1.2 되게 하였다.¹⁰⁾ 檢出된 Relaxation strain을 ϵ_R 라고 하면, 스트레인게이지의 길이를 無視할 수 있을 境遇에는 算出된 應力 σ 는 다음과 같다.¹⁰⁾

$$\sigma = E\epsilon_R / K_r \quad (33)$$

여기서

$$K_r = -\frac{(1+\nu)}{8} \left(\frac{d}{r}\right)^2 - \left[\frac{1}{2} \left(\frac{d}{r}\right)^2 - \frac{3(1+\nu)}{32} \left(\frac{d}{r}\right)^4 \right]$$

E 는 彈性係數이고 ν 는 Poisson比이다. 만약 스트레인게이지의 길이를 無良할 수 없을 境遇에는 應力 σ 는 다음과 같이 된다.¹¹⁾

$$\sigma = \frac{E\epsilon_R}{A+B} \quad (34)$$

여기서

$$A = -\frac{(1+\nu)}{8} \frac{d^2}{r_1 r_2}$$

$$B = \frac{d^2}{2r_1 r_2} \left\{ -1 + \frac{(1+\nu)d^2}{16} \cdot \frac{r_1^2 + r_1 r_2 + r_2^2}{r_1^2 r_2^2} \right\}$$

r_1 및 r_2 는 Fig. 6에 表示된 바와 같이 구멍中心에서 게이지 各端까지의 거리들이다. 應力의 測定點들이 多數일 때는 구멍을 뚫으므로써 생기는 相互干涉을 없애

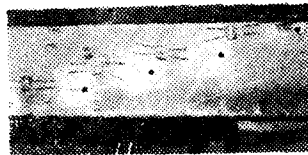


Fig. 7 Situation of the holes drilled.

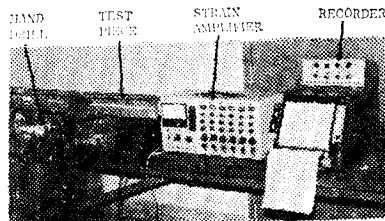


Fig. 8 Experimental device measuring the residual stress:s.

기 위하여 구멍과 구멍사이의 거리가 Fig. 7에 보인 바와 같이 $5d$ 以上되여야 한다.¹¹⁾ Fig. 8은 應力測定實驗의 全體圖이다. 熔接된 材料를 바이스에 물려놓고 表面을 研磨하여 스트레인게이지를 붙인다음 브리지回路平衡 및 Calibration을 取한 後 Hand drill로 구멍을 뚫어 Relaxation strain을 檢出하였다. 또한 구멍 깊이에 따르는 Relaxation strain의 變化를 記錄裝置로 記錄하였다. Fig.9는 그의 例를 보인다. 처음 구멍이 뚫리기 始作하면 Relaxation strain은 急激히 增加하여 두께의 折半에 이르던 거의 最終值에 이른다.

Fig. 10은 T形熔接의 境遇에 있어서 殘留應力의 實測值과 計算值를 보여주고 Fig. 11은 L形熔接의 境遇에 있어서 그것들을 보여준다. 두 境遇 共히 實測結果와 計算結果는 약간의 誤差가 있기는 하나 一般的으로 잘 一致함을 알 수 있다.

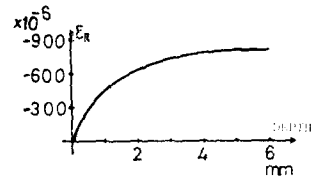


Fig. 9 Variation of relaxation strain according to the depth of hole.

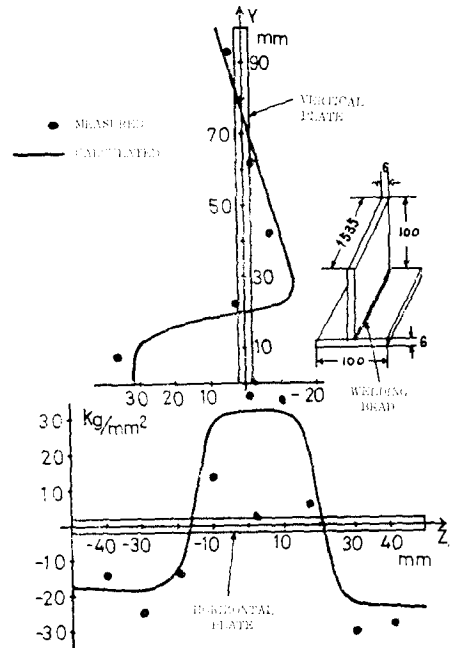


Fig. 10 Distribution of the residual stresses due to welding in T shape.

後記

本 연구는 1980年度 韓國科學財團의 定着研究獎勵金 支援에 依하여 이루어진 것이다. 韓國科學財團의 關係 諸位에게 深心한 謝意를 表한다. 또한 本 研究의 實驗 到 積極 協助하여 주신 大鮮造船株式會社 第二工場 技師들께 아울러 深心한 謝意를 表한다.

參考文獻

1. N.R. Nagaraja Rao, F.R. Estuar, L. Tall, "Residual Stress in Welded Shape" Welding Journal, Vol. 43, No.7 (July) 1964, p.295S~305S
2. A.A. Toprac, J. Yura, "Technical Note; The effect of Welding sequence on residual stress in Welded H. shape", Welding Journal, Vol. 47, No.9 (sept) 1968, p.426S~428S
3. G.A. Alpsten, L. Tall, "Residual Stress in Heavy Welded Shapes", Welding Journal, Vol. 49, No.3 (March), 1970, p.93S~105S
4. 王之錫, "管熔接에 있어서 應力과 變形率에 關한 研究", 大韓機械學會論文集, 第4卷 第2號, p.63~p.69, 1980
5. 岩城 嵩, 增淵興一, "有限要素法による異方性板의 熱彈塑性解析", 日本造船學會論文集 第130號, 1971, p.193~p.202
6. N.N. Rykalin, "Calcul des processus thermiques de Soudage", Soudage 15, (1~2), Jan.-Fev., 1961, p.5~p.38
7. A.N. Tikhonov and A.A. Samarski, "Equations of mathematical physics", Translated by A.R.M. Robson, P. Basu, Pergamon Press, Ltd, 1963.
8. Alexander Mendelson, "Plasticity, theory and application", The McMillan Company, New York, 1968.
9. 티모코센(鄭善謨 · 任尙鎮 共譯), "材料力學", 東明社, 1971.
10. A.M. Nawwar, K. McLachlan and J. Shewchuk, "A Modified Hole-drilling Technique for Determining Residual Stresses in Thin Plates", Experimental Mechanics, June, 1976.
11. A. Chabenat et R. Martin, "La mesure des contraintes résiduelles", Les mémoires techniques du CETIM N° 24, (France), 1976.

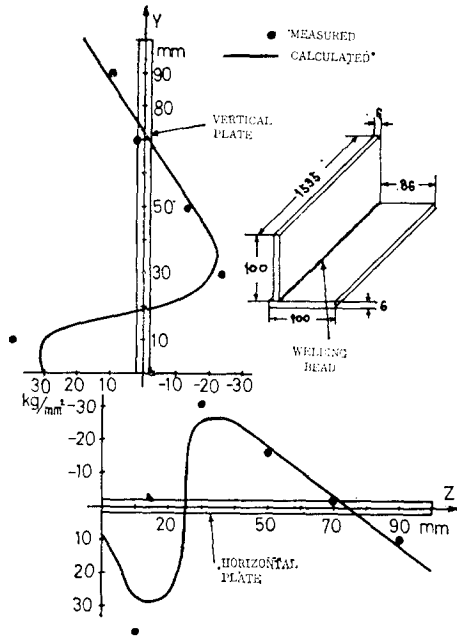


Fig. 11 Distribution of the residual stresses due to welding in L shape.

6. 結 論

1. T形斷面熔接의 境遇는 其의 斷面의 對稱性 때문에 L形斷面熔接의 境遇보다 撓量이 顯著히 적다. (Fig. 5 參照)
2. 本 研究에서 提示한 方法에 依하여 計算된 撓量은 實測值보다 약간 크게 나오나 一般적으로 잘 一致한다. (Fig. 5 參照)
3. L形 및 T形斷面의 熔接에 基因한 殘留應力은 平板맞대기이음熔接의 境遇에서와 같이 熔接線 및 熱影響部에서 彈性限界에 가까운 引張應力이고 母材에서 壓縮應力이다. 그러나, T形斷面熔接의 水平板을 除外하고, 母材의 壓縮應力은 熔接線에서 멀어짐에 따라 急激히 減少하여서 어느 點에 이르르면 應力이 零이되고 그 以上에서는 다시 引張應力이 된다. (Fig.10, 11 參照)
4. 本 研究에서 提示한, 段階法(step by step method)에 依한 殘留應力의 計算方法은 一般적으로 實測值와 잘 一致한다. (Fig. 10, 11 參照)