

---

 論文
 

---

大韓造船學會誌  
 第17卷 第2號 1980年 6月  
 Journal of the Society of  
 Naval Architects of Korea  
 Vol. 17, No. 2, June 1980

## 被覆 Arc 熔接으로 Butt 이음된 四角平板의 熔接變形

朴 鍾 殷\* · 任 尙 鎭\* · 尹 奉 燮\*\*

 Welding Distortions on Rectangular Butt Welded Plate by  
 Shielded Metal Arc Welding Process

by

J. E. Park, S. J. Yim and B. S. Yoon

## Abstract

The welding distortions, transverse shrinkage and angular change, on the butt welded joint made by the process of shielded metal arc welding, were studied on the basic study of bead on plate weld. On the study of bead on plate weld, the temperature distribution on the plane normal to the direction of the weld line was assumed to be parabolic.

The form of the distortion formulas of welded joint for transverse shrinkage and angular change were derived theoretically. Also, the experiments were performed about three cases, for changing types, sizes of welding electrodes and types of grooves, welding on mild steel plate, to compare theoretical study and experiments. It was found that the theoretical study was in good agreement with the result of experiment.

Also, the optimal welding conditions for reducing weld distortions were suggested.

## 記 號

$a$ : 單位時間當, 單位電流에 의한 熔接棒心線의 熔融量

$b, b_x$ : 殘留固有 strain 이 存在하는 幅

$d$ :  $T_c$  의 板 두께 方向 最大길이

$g_x$ :  $x$  方向 固有變形度

$g_y$ :  $y$  方向 固有變形度

$I$ : 熔接電流

$R$ : 힘에 의한 曲率半徑

$S_0$ : 固有橫收縮量

$S_t$ : 外形的 橫收縮量

$S_{t0}$ : 첫 root pass에 의한 橫收縮量

$t$ : 板두께

$T_c$ : 殘留固有 strain 이 存在할만큼 加熱된 溫度

$V$ : 아아크電壓

$v$ : 熔接速度

$W$ : 單位熔接길이當의 全熔着金屬量

$w$ : 熔接途中의 單位熔接길이當의 熔着金屬量

$w_c$ : 熔接棒心線의 熔融速度

$w_0$ : 單位熔接길이當 1 pass 마다의 熔着金屬量

$W_A$ : 熔接홈 前面의 熔着金屬量

$x, x'$ : 板의 두께 方向 및 板두께 方向 中央面에서부터의 座標

$\alpha$ : 線膨脹係數

$\epsilon_0$ : 板두께 方向 中央面에서 의  $y$  方向變形度

$x$ : 熔接線과 同一한 方向座標

$y$ : 熔接線과 垂直인 方向座標

$\eta$ : 아아크熱効率

$\lambda$ :  $0 < \lambda < 1$  인 定數

接受日字: 1980年 5月 6日

\* 서울大 工大, \*\* 大韓造船公社

- $\mu$ : 心線의 熔着効率
- $\nu$ : poisson 比
- $\phi$ : 熔接棒지름
- $\phi_0$ : 固有角變化量
- $\phi_i$ : 外形의角變化量

1. 緒 論

金屬材料를 熔接에 依하여 接合시킴에 發生하는 變形은, 熔接된 部材의 寸수에 變化를 招來하여 精度를 低下시키고, 熔接製品의 品質을 貶低시킨다. 또, 熔接中 發生되는 變形의 矯正에는 많은 勞力과 時間이 所 要되므로, 變形의 發生을 처음부터 最小限度로 抑制하 是 重要한 일이다.

本研究에서는 熔接時에 發生하는 變形에 對하여, 그 基本的인 機構를 理論的인 解析과 實驗에 依한 檢討로서, 變形發生을 熔接初期부터 緩和할수 있는 基本資料를 얻으려고 試圖하였으며, 實際 熔接現場에서 가장 많이 使用되는 熔接이음중의 하나인 V홈 맞대기이음 熔接을 對象으로 하였다. V홈 맞대기이음에 對한 熔接 變形의 研究는 Malisuis의 橫收縮에 關한 實驗式의 開發로부터 始作되었으며, 그후 여러 研究者들에 依하여 많은 研究가 遂行되었다[2~10]. 그러나 이들의 研究는 實驗的이었으며, 變形을 發生시키는 熔接條件들에 依한 基本的인 機構를 理論的으로 考察하지는 않았다. 그후 Watanabe와 Satoh는 熔接線에 垂直한 平面에서 母材內의 두께方向의 溫度分布에서 等溫度曲線을 橢圓으로 假定하고, 理論的인 研究를 遂行한바 있다. [11]

本研究는 앞서 이루어진 著者들의 母材內의 溫度分布에서 그 等溫度曲線을 拋物線으로 假定한 bead on plate weld에 對한 基礎研究[1]를 土臺로 하여 遂行되었다. 卽 bead on plate weld의 研究에서 얻은 基本式을 多層熔接에 依한 맞대기이음의 境遇에 擴張시켜서, 熔接條件과 橫收縮量 및 角變化量과의 關係를 導出하였다. 또, 本研究의 結果에서, butt이음 熔接을 할 境遇, 熔接變形을 最少로 輕減시킬수 있는 方法도 提示하였다.

2. 熔接變形의 理論的 考察

2.1 Bead on Plate Weld의 變形

熔接이음에서는 熔着金屬의 冷却收縮과 高溫으로 加熱된 熔接部 附近의 不均一 溫度分布에 依하여 發生하는 塑性 strain에 依하여, 完全冷却後에도 應力이 殘留

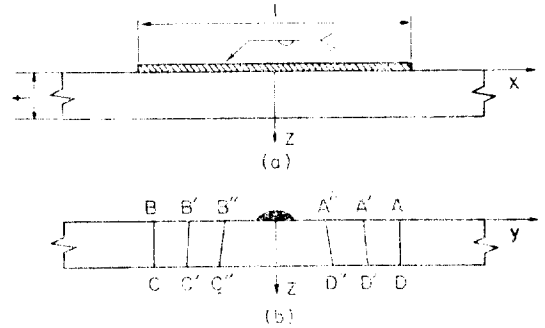


Fig. 1. Characteristics of weld shrinkage

하고 變形이 存在한다. 이 變形에는 橫收縮, 縱收縮, 橫角變化, 縱角變化 및 buckling에 依한 波形變形等이 있으나, 그중 가장 甚한것이 橫收縮과 橫角變化이다. 本研究에서는 이 가장 甚한 橫收縮과 橫角變化를 對象으로 하고, 橫角變化는 以下에서 角變化라 稱하기로 한다.

只今 Fig. 1(a)에 表示하는 바와 같이 平板上에 길이 l의 bead熔接을 實施하였다고 生覺하고, 殘留固有 strain이 存在하는 所謂 塑性域을 그림에서 보는 바와 같이 길이 l(縱收縮은 本研究에서는 考慮하지 않으므로 簡單히 이렇게 본다), 幅 b되는 直方體라고 生覺한다.

只今 그림에서 보는바와 같이 塑性域의 橫斷面이 熔接前에는 ABCD의 狀態에 있고, 熔接後에는 이것이 A'B'C'D'와 같이 되고, 이 塑性域인 直方體를 板에서 切取해냈을때는 A''B''C''D''의 狀態가 되었다고 生覺한다. 이때 熔接線에 垂直인 方向에 있어서의 固有橫收縮( $S_0$ )과 固有角變化( $\phi_0$ )를 다음式 (1, 2)와 같이 定義한다.

$$S_0 = \frac{(AA'' + DD'') + (BB'' + CC'')}{2} \tag{1}$$

$$\phi_0 = \frac{(AA'' + DD'') - (BB'' + CC'')}{2t} \tag{2}$$

여기서, t: 板두께

이와 같은 定義에 따르면, 固有橫收縮과 固有角變化는 實際熔接에 있어서 나타나는 變形과는 다를수 밖에 없다. 實際 彈性域에 發生하는 變形은, 固有變形狀態에 있는 塑性域을 彈性域과 結合킴으로써 일어나는 彈性變形量에 같고, 그彈性變形量은, 固有變形의 크기에 比例하고, 또 塑性域이 熔接物中에서 占有하는 位置, 熔接物의 形狀, 寸수에 따라 다르다. 또 熔接이음以外的 拘束狀態에서 熔接될 경우에는 膨脹, 收縮하려고 하는 特性이 高溫狀態에서 抑制되므로, 變形의 크기는

被覆 Arc熔接으로 Butt이음된 四角平板의 熔接變形

外的拘束의 程度에 依해서도 다르다. 따라서 外形의 熔接變形, 即 外形의 橫收縮,  $S_t$  및 外形의 角變化,  $\phi_t$  는 다음式 (3, 4)와 같이 表示된다[11].

$$S_t = S_0 \cdot F_{gt} \cdot F_{ct} \quad (3)$$

$$\phi_t = \phi_0 \cdot F_{ga} \cdot F_{ca} \quad (4)$$

여기서,

$F_{gt}, F_{ga}$ : 熔接物의 形狀, 치수, 熔接이음의 位置等에 依하여 定해지는 函數.

$F_{ct}, F_{ca}$ : 外的拘束狀態에 依하여 定해지는 函數, 自由熔接이음에서는  $F_{ct} = F_{ca} = 1$ .

Watanabe와 Satoh에 依하면[11], 試驗片을 butt이음으로 熔接하고, 試驗片中央部에서 熔接線에 垂直한 斷面의 變形量 測定길이를  $G_t$ 로 表示하면,  $F_{gt}$  및  $F_{ga}$ 는 다음式(5, 6)과 같이 表示된다.

$$F_{gt} = 1 + \nu - \frac{\nu G_t}{B} - \frac{4}{\pi} \sum_{m=1,3,5,\dots} \left\{ (1+\nu) \frac{m\pi L}{B} \cosh\left(\frac{m\pi L}{B}\right) - (1-\nu) \sinh\left(\frac{m\pi L}{B}\right) \right\} \times \sin \frac{m\pi G_t}{B} / m \left( \sinh \frac{2m\pi L}{B} + \frac{2m\pi L}{B} \right) \quad (5)$$

$$F_{ga} = 1 + \frac{\nu}{2} - \frac{8}{\pi^2} \sum_{m=1,3,5,\dots} \left\{ (1+\nu) \frac{m\pi L}{B} \cdot \cosh\left(\frac{m\pi L}{B}\right) - (1-\nu) \sinh\left(\frac{m\pi L}{B}\right) \right\} / m^2 \left( \sinh \frac{2m\pi L}{B} + \frac{2m\pi L}{B} \right) \quad (6)$$

여기서,

$B$ : 熔接線에 垂直한 方向의 試驗片의 幅

$L$ : 熔接線에 나란한 方向의 試驗片의 길이

$\nu$ : Poisson比

Fig. 2는 bead on plate weld의 경우 熔接 bead를 熔接線에 垂直한 平面으로 잘랐을 때 bead 및 熱影響部 附近의 斷面을 표시한 것이다. 이 그림 위에서 熔接bead가 存在하는 平板表面의, 熔接線을 中心線으로 하는

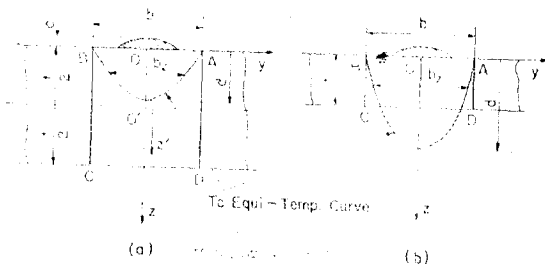


Fig. 2. Cross sectional view of a weld bead

幅  $b$ 의 部分에 殘留固有 strain이 存在한다고 生覺한다. 只今 그림에서 보아, 幅  $b$ , 板 두께  $t$ , 그리고 熔接線 方向으로는 單位길이를 갖는 小試片 ABCD를 板에서 切取한다고 假定하고, 이 小試片內에 存在하는  $y$ 軸方向의 殘留固有 strain  $g_{y(z)}$ 에 依하여, 試片이  $y$ 軸方向으로 發生시키는 變形을 生覺한다. 이때 試片 ABCD의  $z$ 方向으로 中央面에서의 橫收縮  $S_t$ 는

$$S_t = -b \epsilon_0 = -\frac{b}{t} \int_{-t/2}^{t/2} g_{y(z)} dz' \quad (7)$$

으로 주어진다. 또 軸  $OZ$ 에 대한  $CD$  또는  $AB$ 의 傾斜, 即 角變化  $\phi_t$ 는

$$\phi_t = \frac{b}{2R} = \frac{6b}{t^3} \int_{-t/2}^{t/2} g_{y(z)} z' dz' \quad (8)$$

로 주어진다[1].

여기서

$\epsilon_0$ : 板의 두께 方向中央面에서의  $y$ 軸方向變形度

$R$ : 휨에 依한 曲率半徑

$z$ : 板의 두께 方向 座標軸

$z'$ : 板의 두께 方向中央面에서의 두께 方向座標軸.

殘留固有變形度  $g_{y(z)}$ 는 板 두께 方向, 即  $z$ (또는  $z'$ ) 座標의 函數이나 여기에 대해서는 다음과 같은 假定을 한다. 即, 加熱 冷却中에 材料가 應力을 지탱해내지 못하게 되는 溫度  $T_c$ 以上으로 加熱된 領域에 殘留固有 strain이 發生한다고 생각하고, 두께의 任意的 레벨에 있어서

$$g_{y(z)} = -\alpha T_c \frac{bz}{b} \quad (9)$$

여기서,

$\alpha$ : 線膨脹係數

$b_z$ :  $z=z$ 에 있어서의  $T_c$ 等溫度曲線의 幅

이라고 假定한다. 式(9)를 式(7), (8)에 代入하면

$$S_t = \frac{\alpha T_c}{t} \int_{-t/2}^{t/2} b_z dz' \quad (10)$$

$$\phi_t = -\frac{6\alpha T_c}{t^3} \int_{-t/2}^{t/2} b_z z' dz' \quad (11)$$

이 된다. 式(10), (11)은 熔接線 方向으로는 單位길이를 갖는 小試片 ABCD에 對하여, 熔接線에 垂直인 方向으로는 固有 strain만이 存在한다고 假定하고, 보理論을 適用하여 求한 것이다. Satoh는 bead on plate weld의 경우의 固有變形에 대해서도 式(10), (11)과 類似한 特性이 成立할 것이라고 豫想하고, 固有變形을 다음과 같이 表示하였다.

$$S_0 \propto \frac{1}{t} \int_{-t/2}^{t/2} b_z dz' \quad (12)$$

$$\Phi_o \propto -\frac{6}{t^{3/2}} \int_{-t/2}^{t/2} b_z z' dz' \quad (13)$$

$T_c$  等溫度曲線의 形을 附與하면 式(12), (13)으로부터  $S_o$ ,  $\Phi_o$ 의 函數形이 얻어진다. penetration에 關한 여러 研究[12, 13, 14, 16]에 依하면 이  $T_c$  等溫度曲線의 形을 拋物線으로 볼 수 있으므로

$$b_z = b\sqrt{1 - \frac{z}{d}} = b\sqrt{1 - \frac{1}{d}\left(x' + \frac{t}{2}\right)} \quad (14)$$

가 된다. 式(14)를 式(12), (13)에 代入하고, 積分하면,  
(i)  $d \geq t$ 일 때

$$S_o \propto \frac{2}{3} b \left[ \frac{d}{t} \left\{ 1 - \left(1 - \frac{t}{d}\right)^{3/2} \right\} \right] \quad (15)$$

$$\Phi_o \propto \frac{2}{5} \frac{b}{t} \left[ \left(\frac{t}{d}\right)^2 \left\{ \left(1 - \frac{t}{d}\right)^{3/2} \left(4 + \frac{t}{d}\right) - 4 + 5 \frac{t}{d} \right\} \right] \quad (16)$$

(ii)  $d \leq t$ 일 때

$$S_o \propto \frac{2}{3} b \left[ \frac{d}{t} \right] \quad (17)$$

$$\Phi_o \propto \frac{2}{5} \frac{b}{t} \left[ \frac{d}{t} \left(5 - 4 \frac{d}{t}\right) \right] \quad (18)$$

이 된다. 式(15)부터 (18)까지의 대괄호안은  $\frac{d}{t}$  가 變數인 函數로 볼 수 있다.  $S_o$ 에 對한 대괄호안을  $f_1\left(\frac{d}{t}\right)$ ,  $\Phi_o$ 에 對한 것을  $f_2\left(\frac{d}{t}\right)$ 라하고,  $\frac{d}{t}$ 의 값의 變化에 對한  $f_1\left(\frac{d}{t}\right)$ ,  $f_2\left(\frac{d}{t}\right)$ 의 값의 變化를 보면,  $\frac{d}{t}=1$ 을 境界로 하여, 各各 다른 式으로 表示된다. 즉 式(15), (16)은 Fig. 2(b)의 경우이고, 式(17, 18)은 Fig. 2(a)의 경우이다. 이들 2개의 式을 역시  $\frac{d}{t}$ 의 函數로서 하나의 近似式으로 나타내면, 式(15), (17)과 式(16), (18)은 各各 다음과 같이 하나의 函數로 쓸 수 있다.

$$\frac{S_o}{t} \propto \frac{b}{t} \left[ 1 - \exp\left\{-c_2' \left(\frac{d}{t}\right)^{3/2}\right\} \right] \quad (19)$$

$$\Phi_o \propto \frac{b}{t} \left(\frac{d}{t}\right)^2 \exp\left(-k_2' \frac{d}{t}\right) \quad (20)$$

여기서,  $c_2', k_2'$ : const.

이들式에서  $b$ 와  $d$ 는 熔接入熱量과 關係되는 값이라 는 것이, 熔接 bead의 penetration에 關한 朴 및 Watanabe, Satoh의 研究[12, 13, 16, 17]에 잘 나타나 있다. Watanabe 및 Satoh의 研究에 의하면  $d$ 와  $b$ 는 다음과 같이 표시된다.

$$\frac{d}{t} \propto Q t^{-3/2} \quad (21)$$

$$\frac{b}{t} \propto Q t^{-3/2} \quad (22)$$

여기서,  $Q = \frac{\eta VI}{\phi^2 \sqrt{v}}$  이다.

$\eta$ 는 아아크熱效率,  $I$ 는 熔接電流,  $V$ 는 아아크電壓,  $v$ 는 熔接速度,  $\phi$ 는 熔接棒지름,  $\lambda$ 는  $0 < \lambda < 1$ 인 定數를 나타낸다.

式(21), (22)를 式(19), (20)에 代入하면, 熔接條件에 對한 固有橫收縮量 및 固有角變化量은 다음과 같이 求해진다.

$$\frac{S_o}{t} = c_1^* h^2 \left\{ 1 - \exp(-c_2^*/h) \right\} \quad (23)$$

$$\Phi_o = k_1^* h^3 \exp(-k_2^* h) \quad (24)$$

여기서,  $h = \frac{I}{t \sqrt{vt}} \times 10^{-3}$  이다.

이  $h$ 는 式에 表示되 있는바와 같이 熔接電流, 母材 두께, 熔接速度로서 표시되는 熔接入熱에 關係되는 parameter이다.

또  $c_1^*, c_2^*$  및  $k_1^*, k_2^*$ 는 熔接棒에 따라 定해지는 陽의 定數로서 다음과 같은 關係에서 定해진다. [15]

$$c_1^* \propto \left(\frac{\eta v}{\phi^2}\right)^2, \quad c_2^* \propto \left(\frac{\eta v}{\phi^2}\right)^{3/2}$$

$$k_1^* \propto \left(\frac{\eta v}{\phi^2}\right)^3, \quad k_2^* \propto \left(\frac{\eta v}{\phi^2}\right)$$

### 2.2 Butt熔接이음의 橫收縮

Bead on plate weld의 結果를 butt이음熔接에 擴張시키므로서, 理論的考察을 遂行하기로 한다.

Fig. 3에 表示하는 바와 같이 板두께  $t$ 인 平板을, 任意의 V홈 開先으로 butt이음熔接을 實施한다고 生覺한다. 이 이음을 完成시키기 爲해서는 Fig. 3에서 보는

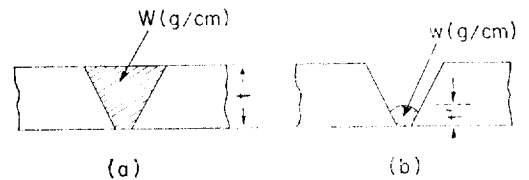


Fig. 3. Single vee butt weld

바와 같이, 斜線된 部分만큼의 熔着金屬, 即, 熔接길이 1 cm當  $Wg$ 가 必要하다. Fig. 3(b)는 熔接途中의 狀態로서, 熔接길이 1 cm當의 熔着金屬量은  $wg/cm$ 이고, 熔接 bead의, 이때의 平均 母材는  $t'$ 이다. 이 狀態에서, 다음 한 pass의 熔接을 實施할 때 橫收縮의 增加量  $\Delta S_1$ 는 bead on plate weld의 경우와 같은 特性을 갖는다고 假定하면 式(23)으로부터

$$\Delta S_t = c_1^* \times 10^{-6} \frac{I^2}{v(t')^2} \times \left[ 1 - \exp \left\{ -c_2^* / \frac{I}{t' \sqrt{w} t'} \times 10^{-3} \right\} \right] \quad (25)$$

한편, 熔接을 繼續할때, 一般的으로 各 pass는 同一한 熔接條件으로서 熔接된다고 生覺할 수 있으며, 1 pass當의 熔着金屬重量을  $w_0$  g/cm라고 하면, 熔接量 1 g/cm當의 橫收縮平均增加率은

$$\frac{\Delta S_t}{dw} = \frac{\Delta S_t}{w_0} \quad (26)$$

이 된다.

또 畵間隙이 작을때는 近似的으로

$$\frac{W}{w} = \frac{t^2}{(t')^2} \quad (27)$$

의 關係가 成立한다.

따라서 式(25)로 부터 다음 式(28)이 誘導된다.

$$\begin{aligned} \frac{\Delta S_t}{dw} &= \frac{c_1^* \times 10^{-6} \frac{W}{v w t^2} \left[ 1 - \exp \left\{ -c_2^* / \frac{I}{\sqrt{v}} \times 10^{-3} \left( \frac{W}{w t^2} \right)^{3/4} \right\} \right]}{w_0} \\ &= c_1 \frac{W}{t^2} \left[ 1 - \exp \left\{ -c_2 \left( \frac{W}{w t^2} \right)^{-3/4} \right\} \right] \cdot \frac{1}{w} \end{aligned} \quad (28)$$

여기서,  $c_1 = c_1^* \times 10^{-6} \frac{I^2}{v} \cdot \frac{1}{w_0}$ ,  
 $c_2 = c_2^* / \left( \frac{I}{\sqrt{v}} \times 10^{-3} \right)$

또, 첫 root pass를 熔着시켰을 때, 이음에 發生하는 橫收縮量을  $S_{t0}$ 라하고, 式(28)을 積分하여 任意의 熔接量까지 熔接하였을 때 이음에 存在하는 橫收縮量  $S_t$ 는 다음 式(29)와 같이 주어진다.

$$\begin{aligned} S_t &= \int_{w_0}^w \frac{\Delta S_t}{dw} dw + S_{t0} \\ &= c_1 \left( \frac{W}{t^2} \right) \ln(w/w_0) - c_1 \int_{w_0}^w \left[ \frac{W}{t^2} \right. \\ &\quad \left. \times \exp \left\{ -c_2 \left( \frac{W}{w t^2} \right)^{-3/4} \right\} \right] dw + S_{t0} \end{aligned} \quad (29)$$

이 式(29)의 두번째項은

實驗値에서 定해지는  $c_2$ ,  $W$ ,  $w_0$ , 및  $t$ 의 값은, 그 積分에서 얻은 式에 代入시켜, 그 積分値를 計算해보면 거의 零이되므로, 式(29)의 두번째項은 橫收縮의 關係式에서 考慮하지 않아도 無妨하다. 따라서, 橫收縮量  $S_t$ 는 다음 式(30)과 같이 表示된다.

$$S_t = c_1 \frac{W}{t^2} \ln(w/w_0) + S_{t0} \quad (30)$$

式(30)에서 橫收縮은  $\ln w$ 에 比例함을 알수 있는데,

이것은 本研究, 및 H. Kihara와 K. Masubuchi의 實驗과도 잘 一致함을 볼 수 있다[6,7].

式(30)의  $S_{t0}$ 에 대해서 考察하기로 한다. multi-pass에 의한 butt이음의 熔接에서 첫 root pass를 熔接할때 이음에 發生하는 橫收縮은, 熔接前에는 머리져있든 두 장이 接合되는 것이므로, bead on plate weld때의 橫收縮과는 本質的으로 다른것이 된다. 이것에 對한 Naka의 研究[5]에 依하면  $S_{t0}$ 는 다음 式(31)과 같다.

$$S_{t0} = c_0 \left( \frac{W}{t^2} \right)^{1/2} \quad (31)$$

여기서  $c_0 \propto (1/\mu a)^{1/2}$

이 式(31)을 式(30)에 代入하면 畵의 모양이 V형으로 되는 butt이음의 橫收縮은 最終的으로 다음 式(32)와 같이 表示된다.

$$S_t = c_1 \frac{W}{t^2} \ln(w/w_0) + c_0 \left( \frac{W}{t^2} \right)^{1/2} \quad (32)$$

여기서,  $c_1, c_0$ : 熔接棒의 種類 및 지름과 熔接條件에 依해 定해지는 定數

다음에 式(23)의 定數  $c_1^*$ 에 대해서 考察해보기로 한다.  $\left( \frac{\eta V}{\phi^4} \right)^2$ 에 있어서 M. Watanabe와 K. Masubuchi의 研究[6, 15, 16]에 依하면  $\lambda$ 의 값은 약 0.25가 되므로  $\eta V$ 를 定數로 본다면,  $c_1^* \propto \frac{1}{\phi^{0.25} \cdot \phi^{0.25}}$ 이 된다. 또  $w_c$ 를 熔接棒心線의 熔融速度,  $\mu$ 를 心線의 熔着效率,  $a$ 를 單位電流에 依한 單位時間當의 心線의 熔融量이라 하면  $w_c = aI$ ,  $w_0 = \mu w_c = \mu aI/v$ 가 되므로 結局  $c_1^*$ 는 다음과 같이 表示할 수 있다. 即  $c_1^* \propto (I/\mu a) (1/\sqrt{\phi})$ . 이 式에서 볼때  $c_1^*$ 는 같은 熔接入熱이라도 熔接棒의 種類와 지름에 따라 影響을 받는 定數임을 알 수 있다.

### 2.3 Butt熔接이음의 角變化

角變化에 對해서도, 橫收縮의 경우와 類似한 方法으로 multi-pass에 의한 butt熔接이음에 發生하는 角變化量의 理論을 展開할 수 있다. 橫收縮을 考慮할때와 같이 各 pass의 熔接은 同一한 條件으로서 이루어진다고 假定하며, 한 pass當의 熔着金屬量은  $w_0$ 이고, 單位 熔着量當의 角變化의 平均增加率은

$$\frac{\Delta \Phi_t}{dw} = \frac{\Delta \Phi_t}{w_0} \quad (33)$$

가 되며, 畵間隙이 작을때는 마찬가지로 理由로서 近似的으로 式(27)의 關係가 成立된다고 假定하므로 式(24)로부터 다음 式이 誘導된다.

$$\frac{d \Phi_t}{dw} = \frac{k_1'}{w_0} \left( \frac{W}{w t^2} \right)^{7/4} \exp \left\{ -k_2 \left( \frac{W}{w t^2} \right)^{3/4} \right\} \quad (34)$$

여기서  $k_1' = k_1^* \left( \frac{I}{\sqrt{v}} \times 10^{-3} \right)^{7/3}$

$k_2 = k_2^* \frac{I}{\sqrt{v}} \times 10^{-3}$  으로서, 熔接棒 및 熔接條件(同一條件) 으로서 定해지는 定數이다.

또 熔接部材 前面 V 홈의 熔着金屬을  $W_A$ , 全體의 그것을  $W$ 라하고 式(34)를  $w$ 에 關해서 積分하면 multi-pass에 依한 butt 熔接이음에 發生하는 角變化를 나타내는 式은 다음과 같이 주어진다.

$$\begin{aligned} \phi_t &= \int_0^{W_A} \frac{d\phi_t}{dw} dw - \int \frac{W}{W_A} \frac{d\phi_t}{dw} dw \\ &= k_1 \frac{W}{t^2} \left\{ 2 \exp \left\{ -k_2 t^{-\frac{3}{2}} \left( \frac{W}{W_A} \right)^{\frac{3}{2}} \right\} \right. \\ &\quad \left. - \exp \left( -k_2 t^{-\frac{3}{2}} \right) \right\} \end{aligned} \quad (35)$$

여기서,  $k_1 = \frac{4}{3w_0} \cdot \frac{k_1'}{k_2}$  으로서 熔接棒 및 熔接條件 으로서 定해지는 定數이다.

式(35)의 첫번째式中에서 첫번째項은 X홈 熔接에 있어서, 試片前面의 熔接으로 因한 角變化량을 나타내며, 둘째項은 後面의 熔接에 의해서 發生하는 角變化량을 나타내고 있다. 이式에서  $W_A = W$ 가 되면 V홈이음에의 角變化량이 된다.

### 3. 實 驗

#### 3.1 實驗裝置 및 試驗片

實驗에 使用한 熔接機는 A, C, D, C, 兼用이며 TIG 熔接도 可能한 Daihen Compa 350이였으며, 2次最大電流는 350 amp. 最小電流는 15 amp 였다. 熔接電流는 clamp meter로서 試驗片熔接中 各 pass마다 測定되었으 며, 熔接棒은 國產 KS E4301 Ilmenite系, E4313 Rutile系, E4303 Lime-titania系, E4316 Low-hydrogen系가 使用되었다. 熔接速度를 定速으로 維持하기 爲하여는 直線自動酸素切斷機를 改造하여 使用하였다. 熔接姿勢는 아래보기 姿勢였다.

橫收縮量은 精度 1/100 mm인 Vernier型인 travelling microscope로서 測定되었으며, 角變化量은 精度 1/100 mm인 dial gage로서, 精度 1/100 mm인 測定盤上에서 測定하였다.

Groove	t (mm)	t <sub>2</sub> (mm)
X	8.5	8.5
10:7 X	10	7
12:5 X	12	5
14:3 X	14	3
V	17	0

Fig. 4. Groove geometry of specimens

試驗片은 두께가 19 mm인 構造用鋼板을 가로 230mm, 세로 150 mm되게 酸素切斷後機械切削하여 製作하였다. Butt 이음을 위한 開先形狀은 Fig. 4와같이 double vee, 10:7 X, 12:5 X, 14:3 X, single vee가 되도록 milling machine으로 加工하였다.

試驗片의 前後面에는 變形을 測定할 位置의 鋼板面을 매끈하게 하기 위하여, 熔接方向에 垂直이되는 方向으로 板面의 中央에 35 mm程度의 幅으로 깊이가 0.1~0.15 mm 되게 grinding machine 으로서 研削하였다. 또 熔接中心線에서 在右로 이 研削面위에 10mm 間隙으로 scriber로서 (+)形의 標識을 하였다.

熔着金屬의 内部에 缺陷이 있으면 實驗이 正確하지 못하므로, 缺陷有無를 確認하기 爲하여 X-線試驗을 하였고, 그 例를 Fig. 5에 표시한다. 또 Fig. 6은 測定中의 試驗片을 나타낸다.

#### 3.2 實驗 및 測定

Table 1에 表示된 4種類의 實驗을 實施하였으며, 橫收縮量과 角變化量은, 各 layer마다 計測되었다. groove를 채우는 熔着順序는 非對稱 X型홈에 있어서는 開先 X型홈의 두 V형홈中 V의 面積이 큰쪽을 먼저 熔接하여 完全히 홈을 채운뒤 나머지 V홈을 채우도록 하였다. 熔接熱外의 熱을 加하지 않기 위하여, root pass의 back gouging은 하지 않았다.

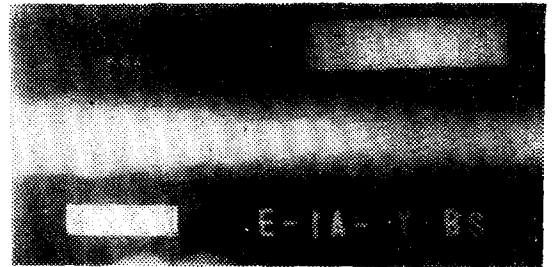


Fig. 5. X-Ray photo of a specimen

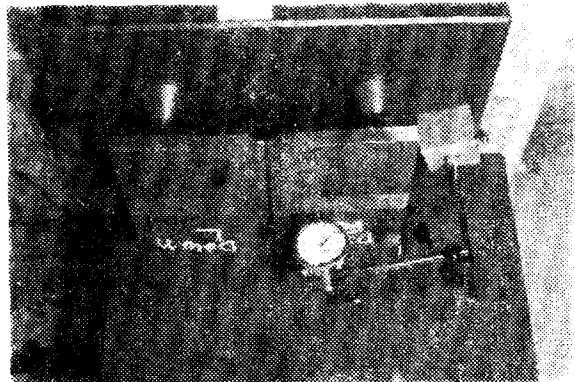


Fig. 6. Specimen on measurement

Table 1. Conditions of Experiment and  $I/\mu a$ ,  $W/t^2$

Series	Specimen No.	Type of electrode	Diameter of rod(mm)	Groove	I Amp.	a gr/sec. A	$\mu$	$I/\mu a$ A <sup>2</sup> sec/gr	W gr/cm	$W/t^2$ gr/cm <sup>2</sup>	V cm/sec
I, Effect of type of electrode	1	Ilmenite	4	×	160	$2.6904 \times 10^{-3}$	0.84	$7.0798 \times 10^4$	9.46	2.62	0.3667
	2	Rutile	4	×	160	$2.4609 \times 10^{-3}$	0.89	$7.3053 \times 10^4$	9.46	2.62	"
	3	Lime-titania	4	×	160	$1.8279 \times 10^{-3}$	1.016	$8.6154 \times 10^4$	9.46	2.62	"
	4	Low-Hydrogen	4	×	160	$2.617 \times 10^{-3}$	0.95	$6.4357 \times 10^4$	9.46	2.62	"
II, Effect of electrode size	5	Ilmenite	3.2	×	120	$2.5428 \times 10^{-3}$	0.82	$5.7552 \times 10^4$	9.46	2.62	0.3667
	6	"	5	×	200	$2.7706 \times 10^{-3}$	0.84	$8.5936 \times 10^4$	"	"	"
	7	"	6	×	240	$2.8162 \times 10^{-3}$	0.88	$9.6842 \times 10^4$	"	"	"
III, Effect of groove type	8	Ilmenite	4	14.3×	160	$2.6904 \times 10^{-3}$	0.84	$7.0798 \times 10^4$	12.20	3.38	"
	9	"	4	12.5×	"	"	"	"	10.59	2.94	"
	10	"	4	10.7×	"	"	"	"	9.68	2.68	"
	11	"	4	V	"	"	"	"	15.98	4.43	"
IV, Effect of optimum design	12	Ilmenite	4	×	160	$2.6904 \times 10^{-3}$	0.84	$7.0798 \times 10^4$	9.46	2.62	0.3667
			5		200	$2.7706 \times 10^{-3}$	0.84	$8.5936 \times 10^4$			
			6		240	$2.8162 \times 10^{-3}$	0.88	$9.6842 \times 10^4$			
	13	"	6	×	240	$2.8162 \times 10^{-3}$	0.88	$9.6842 \times 10^4$	"	"	"
			5		200	$2.7706 \times 10^{-3}$	0.84	$8.5936 \times 10^4$			
			4		160	$2.6904 \times 10^{-3}$	0.84	$7.0798 \times 10^4$			

適正熔接電流와 熔接速度를 求하기 爲하여 別途의 實驗을 實施하였으며, Table 1의 電流  $I$ 와 熔接速度  $v$ 는 여기서 얻어진 값이다. 熔接棒心線의 熔着率인  $\mu$ 값과 單位電流 單位時間當의 心線의 熔融量인  $a$ 값은 Fig. 7에서 보는바와 같이 別途의 實驗을 實施하였으며, Table 2의  $\mu$ 와  $a$ 의 값은 이 實驗에서 얻었다.

變形의 測定은, 本熔接前에 tack weld를 하여 熔接前의 測定을하고, root pass를 熔接하여, 또 變形을 測定하고, 다시 熔接을 繼續하여 各 layer마다 橫收縮量과 角變化量을 測定하는 方法을 取하였다. 變形의 狀

態는 pass數를 거듭할수록 增加하였으며, 한쪽 V홈을 完了하였을때 가장甚하고, 反對쪽 V홈을 채워나가면서 漸次 減少하였으며, 홈을 完全히 채웠을때 남는 變形이 殘留變形이 되었다. 이 殘留變形은 홈의形態, 熔接棒의 種類 및 치수에따라 差異가 確認되었으며, 이 報文에는 代表的으로 Table 1의 No. 7 試驗片을 第 3 layer까지 熔接하였을때(Fig. 8)와 No. 11試驗片을 第 3 layer까지 熔接했을때(Fig. 9)의 變形의 狀態를 표시하는 것만을 掲載하였다.

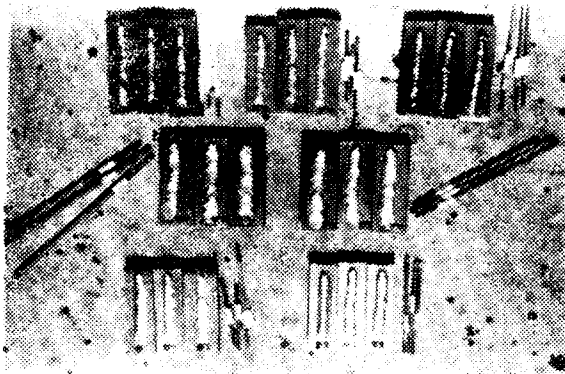


Fig. 7. Photo of weld metal efficiency specimen

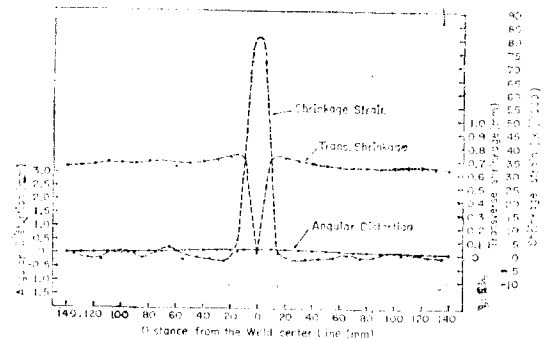


Fig. 8. Distribution of the weld distortions after the 3rd layer welding of No. 7 specimen

Table 2. Experimental Data for  $\mu$  and  $\alpha$ 

(1) No.	(2) types of electrodes	(3) dia. elect. (mm)	(4) length elect. (mm)	(5) weight of ele- ctrode (g)	(6) weight of core (g)	(7) weight of core cons- umed (g)	(8) weight of spe- cimen (g)	(9) weight of deposited metal+spec- imen (g)	(10) (9)-(8) (g)	(11) $\mu = \frac{(10)}{(7)}$	(12) time of welding (sec)	(13) welding current (A)	(14) $\alpha = \frac{(7)}{(12)}(13)$ (gr/sec. A)
1	Ilmenite	4 +0.012	400 +0.31	54.4	39.55	24.005 A 28.699 B 29.192 C	912.45 768.2 786.7	932.83 792.04 811.21	20.38 23.84 24.51	0.8490 0.8307 0.8396	56.7 65.6 68.3	162 157 160	$2.6134 \times 10^{-3}$ $2.7865 \times 10^{-3}$ $2.6713 \times 10^{-3}$
2	Rutile	4 +0.012	400 -0.31	54.83	39.55	24.595 A 25.040 B 25.218 C	743.8 764.78 753.8	765.64 787.14 776.04	21.84 22.36 22.24	0.888 0.893 0.882	62.8 65.9 63.1	162 154 160	$2.41753 \times 10^{-3}$ $2.46733 \times 10^{-3}$ $2.49782 \times 10^{-3}$
3	Lime-titania	4 +0.013	400 -0.31	56.88	39.55	22.075 A 24.163 B 18.968 C	765.2 752.3 758.0	787.63 776.85 777.285	22.43 24.55 19.285	1.016 1.016 1.0167	73.5 83.6 64.9	163 158 161	$1.8425 \times 10^{-3}$ $1.8293 \times 10^{-3}$ $1.8153 \times 10^{-3}$
4	Low-Hydrogen	4 +0.011	400 -0.31	53.31	39.55	22.091 A 19.251 B 20.889 C	762.25 782.44 775.14	783.43 800.63 794.84	21.18 18.19 19.70	0.9588 0.945 0.943	54.3 46.5 47.1	155 162 166	$2.6247 \times 10^{-3}$ $2.5555 \times 10^{-3}$ $2.6717 \times 10^{-3}$
5	Ilmenite	3.2 +0.01	350 -0.12	30.12	22.11	15.505 A 17.334 B 15.345 C	768.3 761.3 665.7	780.95 775.55 678.33	12.65 14.25 12.63	0.816 0.822 0.823	52.3 55.6 50.8	116 122 120	$2.55571 \times 10^{-3}$ $2.55343 \times 10^{-3}$ $2.51722 \times 10^{-3}$
6	"	5 +0.018	400 -0.38	88.9	61.58	27.531 A 27.303 B 31.592 C	911.21 911.7 907.3	934.67 934.44 933.77	23.46 22.74 26.47	0.852 0.833 0.838	48.1 50.4 55.9	205 198 203	$2.79204 \times 10^{-3}$ $2.73599 \times 10^{-3}$ $2.784 \times 10^{-3}$
7	"	6 -0.01	450 +0.0001	138.72	98.5	36.904 A 31.158 B 34.818 C	915.9 915.15 897.72	948.27 942.87 928.30	30.37 27.72 30.58	0.8772 0.8897 0.8783	49.4 44.8 53.6	253 247 235	$2.9527 \times 10^{-3}$ $2.8162 \times 10^{-3}$ $2.7643 \times 10^{-3}$

 $w_0$  = weight of deposited metal per unit length, perpars $a$  = weight of core consumed per unit current unit time $\mu$  = deposition efficiency of core

$$w_0 = \mu \times \frac{aI}{v}$$



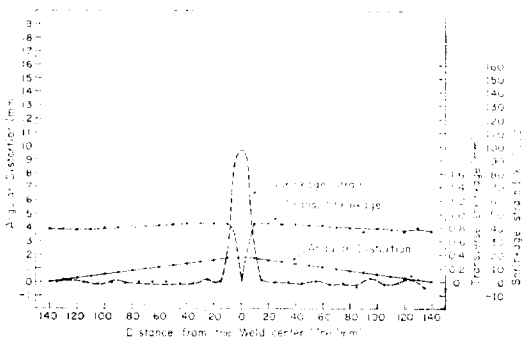


Fig. 9. Distribution of the weld distortions after the 3rd layer welding of No. 11 specimen

4. 變形量計算式

4.1 橫收縮量計算式

Table 1의 實驗 I, II, III에서 얻은 橫收縮量의 計測值와 單位熔接길이當의 熔着金屬量  $w(\log w)$ 와의 關係를 Fig. 10, 11, 12에 표시한다. Fig. 10은 다른 모든 熔接條件은 一定하게 維持하면서, 熔接棒의 種類( $I/\mu a$ 의

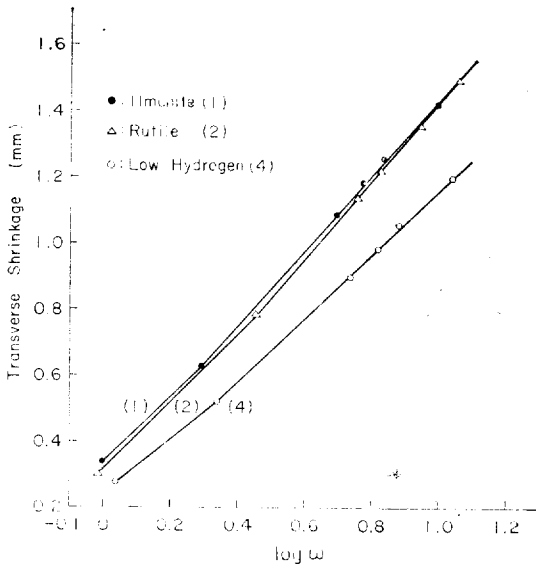


Fig. 10. Transverse shrinkage for various types of electrodes

값)만을 變化시킨 境遇이고, Fig. 11은 마찬가지로 熔接棒의 지름( $I/\mu a \cdot \frac{1}{\sqrt{\phi}}$  값)만을, Fig. 12도 마찬가지로 試驗片의 溝形狀( $\frac{W}{l}$  값)만을 變化 시켰을때 試驗

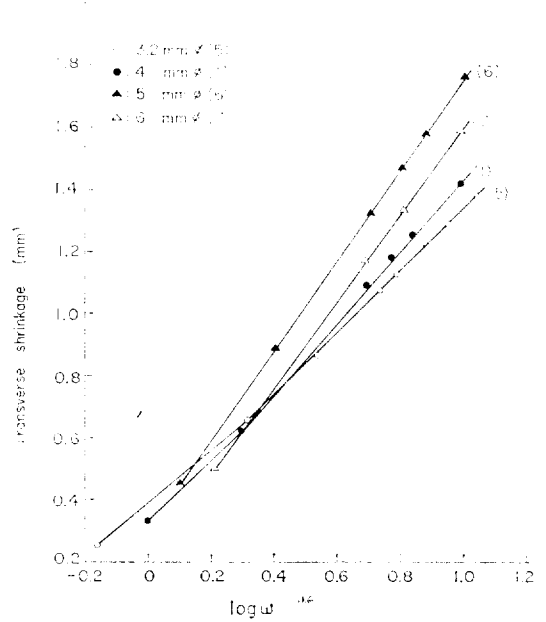


Fig. 11. Transverse shrinkage for various sizes of electrodes

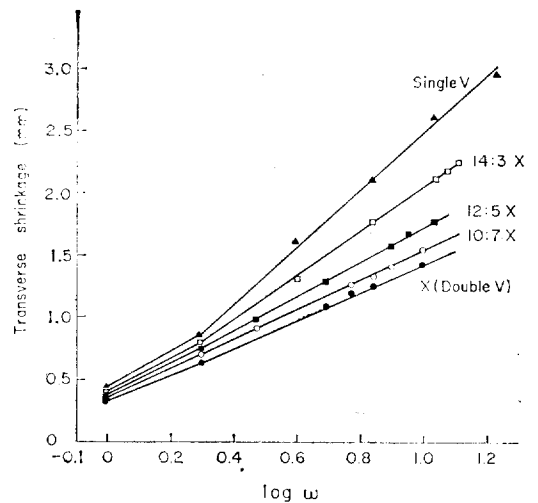


Fig. 12. Transverse shrinkage for various groove types of butt joint

片에 發生하는 橫收縮量을 나타낸 것이다. 이에서 理論적으로 誘導한 橫收縮量의 式(32)에 Fig. 10, 11, 12에 표시된 實驗計測值들을 適用시켜서 式(32)의 係數  $c_1, c_0$ 를 求하였다. 앞서 理論에서 言及한바와 같이 이들

係數는 熔接棒의 種類, 저름 및 용의 形狀에 따라 약간씩 그 값을 달리하므로, 이들中 우리나라에서 가장 일찍부터 잘 發達되었는 Ilmenite系 4mmφ 및 6mmφ棒에 對한 式을 代表的으로 表示해 본다.

Ilmenite系 4mmφ棒의 경우(單位: cm);

$$S_t = 0.018 \frac{W}{t^2} \ln(w/w_0) + 0.020 \left( \frac{W}{t^2} \right)^{1/2} \quad (36)$$

Ilmenite系 6mmφ棒의 경우;

$$S_t = 0.023 \frac{W}{t^2} \ln(w/w_0) + 0.031 \left( \frac{W}{t^2} \right)^{1/2} \quad (37)$$

4.2 角變化量計算式

Table I의 實驗 I, II, III에서 얻은 角變化量의 計測值  $\phi_t / \frac{W}{t^2}$  와 試驗片의 용形狀變化 ( $W_A/W$ )와의 關係를 Fig. 13에 나타낸다. 이에서 理論的으로 誘導한 角變化量의 式(35)에 Fig. 14의 實驗計測值들을 適用

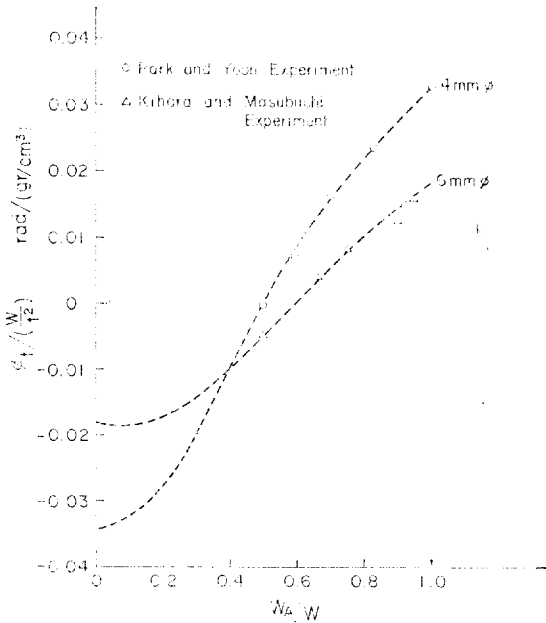


Fig. 13. Effect of  $W_A/W$  on the angular change

시켜서 式(35)의 係數  $k_1, k_2$ 의 값을 求하였다. 橫收縮과 마찬가지로 理由로 Ilmenite系 4mmφ棒 및 6mmφ棒에 對한 式을 표시하면 다음과 같다.

Ilmenite系 4mmφ棒의 경우(單位: rad.);

$$\phi_t = 0.24 \frac{W}{t^2} \left[ 2 \exp \left\{ -4.03 t^{-3/2} \left( \frac{W}{W_A} \right)^{3/4} \right\} - \exp \left( -4.03 t^{-3/2} \right) \right] \quad (38)$$

Ilmenite系 6mmφ棒의 경우 ;

$$\phi_t = 0.24 \frac{W}{t^2} \left[ 2 \exp \left\{ -5.26 t^{-3/2} \left( \frac{W}{W_A} \right)^{3/4} \right\} - \exp \left( -5.26 t^{-3/2} \right) \right] \quad (39)$$

5. 檢 討

5.1 橫收縮

앞서求한 棒收縮에 對한 理論式(32)를 보면 橫收縮量  $S_t$ 는 熔着金屬量  $w$ 의  $\log w$ 값에 比例하고 있는데, 이事實은 實驗 I, II, III의 結果로서 표시된 Fig. 10, 11, 12에 잘 나타나있어 理論과 實驗이 잘 一致함을 알 수 있다. 또 式(32)는 첫 root pass에 對한 收縮과 2nd pass以後의 熔着金屬量에 對한 것이 區別되어 2개項으로 表示되고 있는데, 이事實도 Fig. 10, 11, 12에 잘 나타나 있다. 即 첫 root pass는 bead on plate weld의 理論이 適用되지 않는 pass인 이 理論과 實驗에서 잘 表現되고 있다.

橫收縮의 理論式(32)를 誘導할때 係數  $c_1$ 은  $(I/\mu a) \times (1/\sqrt{\phi})$ 에 比例한다고 생각했었는데 實驗結果인 Fig. 14, 15는 이것을 잘 表示하고 있다.

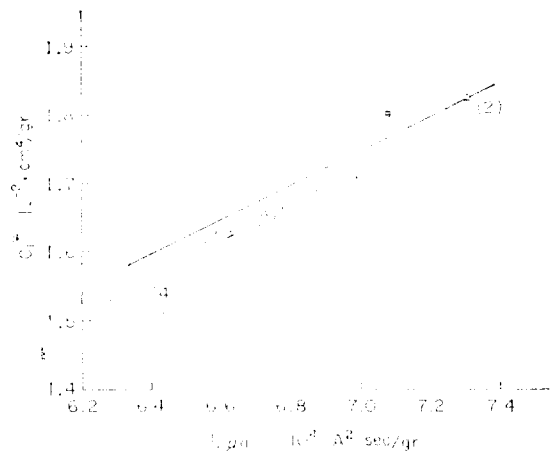


Fig. 14. Constant  $c_1^*$  for various types of electrodes

5.2 角變化

Fig. 13에서 보인 任意的 두개의 板을 熔接할때 發生하는 變形은  $W_A/W$ 가 큰 영향을 미치는 事實을 알 수 있는데 이것은 事實을 잘 表現하고 있다.  $W_A/W$ 의 값을 適切히 選擇하므로써 角變化를 零으로 할 수 있음도 알 수 있다. 即, 棒徑이 4mmφ인 熔接棒을 使用하면  $W_A/W=0.5$ , 6mmφ인 경우는  $W_A/W=0.6$  되게 X축을 開先하면

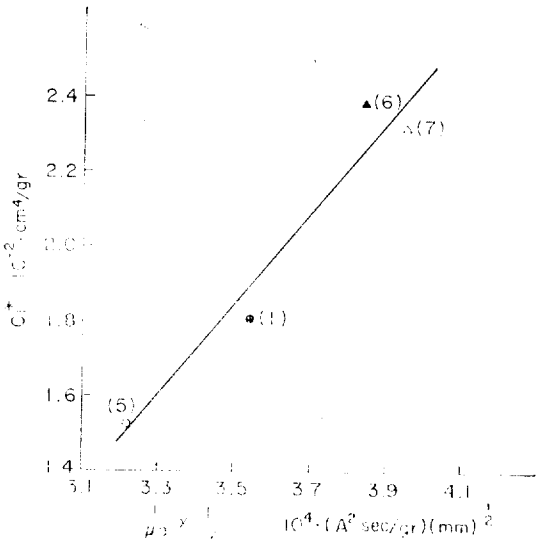


Fig. 15. Constant  $c_1^*$  for various sizes of electrodes

熔接後 角變化量은 零이되고 板은 反만해진다. 또, 同量의 熔着金屬을 必要로 할 경우에는 棒徑이 큰것을 使用함아 角變化輕減에 有效하다는 것을 알수있다.

6. 最適熔接條件의 選擇

以上에서 論한 理論的 考察과 實驗의 結果를 檢討하여 butt熔接이음에 있어서 變形을 最少로 줄이기 爲한 熔接條件들을 들어보면 다음과 같다. 即, 橫收縮을 減少시키기 爲해서는 式(23)에서 보는바와 같이 熔接入熱을 可能한 限 작게할 것이며, 또 式(30)에서는,  $W, S_{10}$ 를 작게 하기 爲해서 홈의 形狀이, 熔着金屬이 可能한 限 적게 所要되도록 해야하고, 또 Fig. 12에서 알수있는바와 같이 V홈보다는 X홈을 使用하는 것이 좋다.

角變化에 있어서는 Fig. 16에서 보는바와 같이  $W_A/W$ 의 값을 適合하게 取하므로써 角變化를 없이할 수 있고, Fig. 13에서 보면 가는棒 보다는 굵은 棒을 使用하면 角變化를 輕減시킬 수 있음을 알 수 있다.

7. 結 論

只今까지 論한 理論的 解析과 實驗의 結果로서, 被覆아크熔接法에 依한 butt이음된 四角平板의 熔接變形에 對해서 다음과 같은 結論을 얻을수 있었다.

(1) Multi-pass에 의한 butt이음 熔接後 板에 發生하는 變形量은 다음式으로 表示된다.

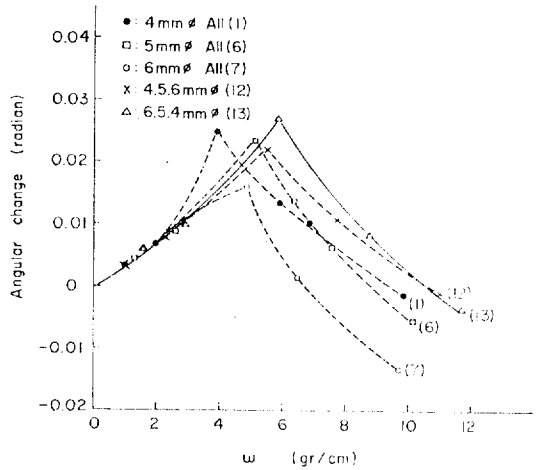


Fig. 16. Angular change for changing of deposited metal

(a) 橫收縮量  $S_1$ 는

$$S_1 = c_1 \frac{W}{t^2} \ln(w/w_0) + c_0 \left( \frac{W}{t^2} \right)^{\frac{1}{2}}$$

여기서,  $c_1, c_0$ : 熔接棒의 種類 및 尺寸과 熔接條件에 依해 定해지는 定數

(b) 角變化量  $\phi_1$ 는

$$\phi_1 = k_1 \frac{W}{t^2} \left[ 2 \exp \left\{ -k_2 \left( \frac{W}{WA} \right)^{\frac{2}{3}} t^{-\frac{2}{3}} \right\} - \exp \left( -k_2 t^{-\frac{2}{3}} \right) \right]$$

여기서,  $k_1, k_2$ : 熔接棒의 種類 및 尺寸과 熔接條件에 依해서 定해지는 定數

(2) X홈 butt이음熔接에서  $W_A/W$ 의 比를 잘 選擇하므로써 角變化를 크게 輕減시킬 수 있다.

(3) Butt이음熔接에서 變形을 輕減하기 爲한 條件은 다음과 같다.

- (a) 熔接入熱을 最少로 한다.
- (b) 홈의 形狀을 熔着金屬이 最少가 되게 한다.
- (c) X형홈에서는 양쪽 V홈의 크기의 比를 잘 決定해야 한다.
- (d) 굵은 熔接棒이 가는棒보다 좋다.

後 記

이 論文은 1979年度 文敎部 學術研究助成費에 依하여 研究된 것임을 밝히며 이 機會를 빌어 文敎當局에 感謝드리는 바이다.

## 參 考 文 獻

1. 朴鍾殷·金義煥；“四角平板上의 Bead 熔接으로 인한 變形과 熔接條件과의 關係” 大韓造船學會誌, 第16卷, 第3號, pp.26-34, 1979.
2. W. Sparagen, W.G. Ettinger; “Shrinkage Distortion in Welding,” *Welding Journal* R.S. pp. 323-335, Vol. 29, No. 7, 1950.
3. F. Guyot; “A Note on the Shrinkage and Distortion of Welded Joints,” *Welding Journal* R.S. pp.519-529, Vol. 26, No. 9, 1947.
4. T. Kumose, T. Yoshida, T. Abbe, H. Onoue; “Prediction of Angular Distortion Caused by one-pass Fillet Welding,” *Welding Journal* R.S. pp.945-956, Vol. 33, No. 10, 1954.
5. T. Naka; “*Shrinkage and Cracking of Weldments*,” first edi, Tokyo, 1950.
6. H. Kihara and K. Masubuchi; “Study on the Shrinkage and Residual Welding Stress of Constrained Fundamental Joint” *Rep. Transportation Tech, Research Inst, Japan*. No. 7, 1954 and No. 20, 1956.
7. H. Kihara, K. Masubuchi, Y. Oqura, and Y. Matsuyama; “Effect of Welding Sequence on Transverse Shrinkage and Residual Stresses” *Ibid*, No. 24, 1957.
8. K. Masubuchi; “Analytical Investigation of Residual Stresses and Distortion Due to Welding,” *Welding Journal* R.S. pp.525-537, Vol. 39, 1960.
9. 岡田實；“熔接工學”，pp.62-66, 山海堂, 1942.
10. G.E. Linnert; “*Welding Metallurgy*,” Vol. 2, pp.108-140 3rd edi, A.W.S., 1967.
11. M. Watanabe, K. Satoh; “Effect of Welding Condition on the Shrinkage Distortion in Welded Structures,” *Welding Journal* R.S. pp.377-384, Vol. 40, August 1961.
12. J.E. Park; “An Experimental Study on the Penetration of Ilmenite System Coated Arc Welding Electrodes,” *Journal of the S.N.A.K.* pp.35-42, Vol. 6, No. 1, 1969.
13. J.E. Park; “An Experimental Study on the Penetration of High-Titania Potassium Type Coated Arc Welding Rod.”, *Journal of the S.N.A.K.*, pp.45-56, Vol. 7, No. 1, 1970.
14. G.E. Linnert; “*Welding Metallurgy*,” Vol. 1, pp.101, 3rd edi. A.W.S., 1967.
15. M. Watanabe, K. Satoh; “Effect of Welding Conditions on the Transverse Shrinkage Distortion of Bead-on Plates,” *Journal of the Japan Welding Society* pp.211-216, Vol. 25, No. 4, 1956.
16. M. Watanabe, K. Satoh; “Prediction of Penetration in Welded Joints by Welding Condition,” *Journal of the Japan Welding Society*, pp.512-519, Vol. 24, No. 12, 1955.
17. M. Watanabe & Satoh; Effect of Welding Conditions on Transverse Distortion in Butt-Welded Joint” *Journal of the Japan Welding Society*, pp.455-460, No. 8, Vol. 25, 1956.