
 論 文

大韓造船學會誌
 第16卷第3號 1979年 9月
 Journal of the Society of
 Naval Architects of Korea
 Vol.16, No.3, September 1979

四角平板上的 Bead熔接으로 인한 變形과 熔接 條件과의 關係

——橫收縮과 角變化——

朴 鍾 殷* · 金 義 煥**

 The Relation between the Welding Conditions and Distortions of
 a Bead Weld on a Rectangular Plate

——Transverse Shrinkage and Angular Distortion——

J. E. Park, E. H. Kim

Abstract

The relation between the welding conditions and welding distortions were studied with the weld parameters, current, welding speed and plate thickness, and the form of the distortion formulas were derived theoretically. To derive these formulas, the temperature distribution on the plane normal to the direction of the weld line was assumed to be parabolic.

Both the theoretical studies for the transverse shrinkage and angular distortion were compared with the experiments. The experiments were performed on the fundamental cases of a bead welds on a rectangular mild steel plates. It was found that the distortion formulas were in good agreement with the results of the experiments. The formulas for the calculation of the distortion were established for the case of bead on plate weld using rectangular mild steel plate and the KS E4313, 4mm ϕ welding rod.

記 號

b : 표면에서의 變形部 幅

b_z : z 方向에 따른 變形部の 幅

c : reinforcement의 높이

C_1, C_2 : 橫收縮 函數의 係數

K_1, K_2 : 角變化 函數의 係數

d : 變形部の 두께方向 길이

E : 彈性係數

F, M : 外力과 굽힘 moment

g_x : x 방향 固有變形度

g_y : y 방향 固有變形度

g_{xy} : x 面內의 y 방향 固有剪斷變形度

G_s : 橫收縮 拘束形狀係數

G_ϕ : 角變化 拘束形狀係數

G_e : 標點 距離

h : 熔接 入熱 parameter ($=I/t\sqrt{vt}$)

I : 熔接 電流

L : 試片의 길이

接受日字: 1979年 8月 20日

*正會員: 서울大學校 工科大學

**洪陵機械工業社

- W: 試片의 幅
- R: 輻에 의한 曲率半徑
- S_0 : 橫方向 固有 收縮量
- S_l : 橫方向 外形的 收縮量
- t: 母材 두께
- T_c : 變形이 發生殘留하는 熱影響 溫度
- T_m : 最高 加熱 溫度
- T_p : 平均 固有變形度를 갖는 熱影響溫度
- V: 熔接 電壓
- v: 熔接 速度
- α : 熱膨脹 係數
- ϵ_y : y방향 變形度
- ϵ_0 : 두께 方向 中央에서의 y방향 變形度
- η : arc 熱效率
- κ : $0 < \kappa < 1$ 인 定數
- ν : Poisson 比
- σ_y : y방향 應力
- ϕ : 熔接棒 지름
- ϕ_0 : 固有角變化量
- ϕ_l : 外形的 角變化量

1. 緒 論

熔接時에 發生하게 되는 變形은 被熔接部材에 形狀의 變化를 가져오고, 따라서 全體 熔接構造物의 品質을 低下시킨다. 이러한 變形은 熔接熱로 因한 熔接部의 膨脹, 收縮의 不均一에 起因하며, 母材內의 溫度 分布와 밀접한 關係를 갖는다. 본 研究에서는 四角平板의 中央線上에 arc熔接에 依해 single bead를 熔着할 경우, 母材內의 두께 方向 溫度分布形狀을 拋物線으로 假定하고, 이에 對한 理論的 解析을 試圖함으로써, bead 熔着 時의 熔接條件과 固有角變化量 및 固有橫收縮量의 關係를 求하고자 하였다.

지금까지 發表된 變形에 對한 研究에서는, 熔接條件으로서 joint의 形狀에 따른 熔着斷面積, pass의 數, 母材 두께와 熔接順序등에 관련지어 變形量을 研究한 것이 大部分이고[1-3, 6-8], 이들은 모두가 실제에 있어서 가장 많이 利用되고 있는 butt joint나 fillet joint에 對한 것이며, 基本的 變形發生 機構에 對한 數理的 考察이 아니고 實驗的으로 구해지는 式을 提示하고 있다.

本 研究에서는 M. Watanabe, 및 K. Satoh^[4,5]의 方法에 依하여, 變形量을 入熱量에 關係되는 factor인 電流, 母材 두께, 熔接速度의 函數로 보고 變形에 對한 式을 유도하였다. 또한 본 研究의 結果는 실제 熔接 現

場에서 많이 사용되고 있는 butt joint나 fillet joint까지 擴張시킬 수 있어, 이러한 이음들의 熔接變形의 理論的인 研究에 基礎가 되리라 믿는다.

2. 變形發生의 基礎理論

2.1 變形의 發生

金屬 材料를 熔接에 依하여 接合할때, 熔接熱로 因한 母材의 加熱, 冷却에 依하여 熔接變形이 發生하게 된다. 이것은 熱膨脹 strain의 不均一分布, 高溫에서 發生하게 되는 母材內의 塑性 strain 및 熔接金屬의 收縮등이 그 原因이 된다. M. Watanabe와 K. Satoh에 依하면, 兩斷이 固定된 試片이 高溫에서 室溫까지 冷却되었을 때 應力이 殘留하기 위해서는, 軟鋼인 경우, 最高 加熱溫度가 약 110°C 以上 되어야 하며, 塑性 strain이 殘留하기 위해서는 最高加熱 溫度가 250°C 以上으로 되어야 한다[9].

Fig. 1 은 四角平板의 板 中央線上에 bead를 熔接시킨 狀態를 나타낸다. 그림에서와 같이 熔接으로 因한 變形은 塑性 變形이 생기는 部分과 塑性變形은 생기지 않고 彈性的인 變形만이 생기는 部分의 둘로 變形의 形態를 나눌 수 있다. 이때 彈性領域과 塑性領域의 境

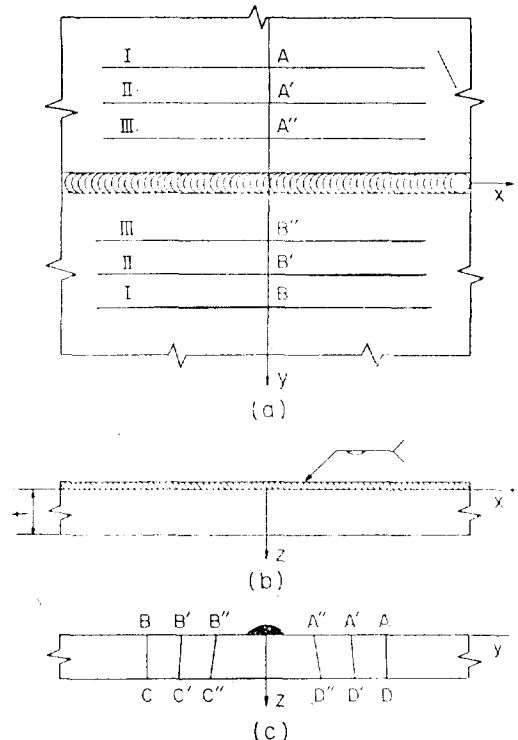


Fig. 1 Characteristics of the weld shrinkage

界를 Fig. 1(a)에서 直線 II 라 하면, 直線 II 는 대략 250°C 정도까지 加熱된 部分의 境界에 해당한다.

板의 bead 끝이 存在하는 양쪽 끝에서는 拘束의 條件이 달라짐으로, 板 끝 部分은 고려에서 제외하고, 理論的인 條件을 滿足시킨다고 認定할 수 있는 비교적 中心部分에서의 變形에 對해서만 생각하기로 한다. 彈性 塑性 變形의 境界線인 直線 II 線上에 A'點과 B'點을 잡고 直線 II 線上을 따라 塑性 領域만을 잘라내면 彈性域의 殘留應力은 解放되어 A'B'點은 각각 A, B 點으로 移動하게 될 것이고, 塑性領域에서도 마찬가지로 塑性域 内部에 存在하는 점 A'', B''로 移動하게 될 것이다. 여기서 點 A, B를 포함하는 直線 I 을 熔接前의 위치로 생각하면, 이것은 熔接以後 變形이 남는 狀態 II 의 原來의 位置가 될 것이다. 따라서 실제로 熔接後 나타나는 外形의 橫方向 殘留變形量은 表面에 있어서 AB-A'B'가 되며, 또 AB-A''B''는 固有 橫收縮量이 된다. 그러나 板의 表面과 裏面に 있어서의 溫度分布는 一般的으로 다르나 penetration이 깊을 때는 차이가 적으므로, 여기서는 變形量의 크기로서 板의 表面과 裏面の 平均을 取하기로 한다. Fig. 1(c)에서 熔接前의 狀態 ABCD는 熔接後에 A'B'C'D'가 될 것이고, 塑性·彈性的 境界인 B'C'와 A'D'를 따라 자르게 되면 塑性域은 A''B'', C''D''로 變化하게 될 것이다. 여기서 固有 橫收縮 S_0 와 固有角變化 ϕ_0 는 다음과 같이 나타내게 된다.

$$\text{固有橫收縮, } S_0 = \frac{(AA'' + BB'') + (CC'' + DD'')}{2} \quad (1)$$

$$\text{固有角變化, } \phi_0 = \frac{(AA'' + BB'') - (CC'' + DD'')}{2t} \quad (2)$$

이와 같이 熔接後에 나타나는 變形은 Fig. 1(a)에서 II 의 狀態, 또는 Fig. 1(c)에서의 A'B'C'D'가 될 것이다. 즉 固有變形 狀態의 塑性域과 주변 彈性域의 結合으로 因하여 실제 外形의 變形의 크기는 固有變形과는 달라지게 된다. 그러므로 外形으로 나타나는 變形量은 固有變形의 크기에 熔接物의 形狀, 잇수 接合形狀 등에 關係되는 어떤 拘束形狀 係數를 必要로 하게 되고 一般的으로 外形上的 變形量을 다음과 같이 表示할 수 있을 것이다.

$$\text{橫收縮量, } S_t = S_0 \cdot G_s \quad (3)$$

$$\text{角變化量, } \phi_t = \phi_0 \cdot G_\phi \quad (4)$$

여기서, G_s, G_ϕ 는 熔接物의 形狀에 따른 函數이다.

Fig. 2 와 같은 試片에 있어, A-A 斷面의 變形量 測定길이 G_ϕ 일때, G_s, G_ϕ 는 각각 다음과 같은 값을 取할 수 있다[4].

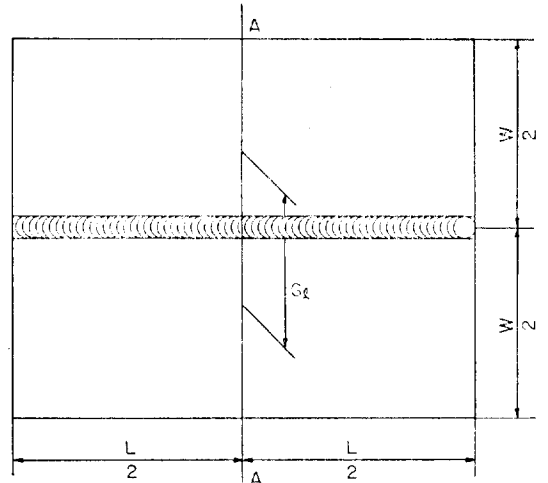


Fig. 2 Specimen for which the constraint shape factor was calculated

$$G_s = 1 + \nu - \frac{\nu G_\phi}{W} - \frac{4}{\pi} \sum_{m=1,3,5}^{\infty} \left\{ (1 + \nu) \frac{m\pi L}{W} \cosh\left(\frac{m\pi L}{W}\right) - (1 - \nu) \sinh\left(\frac{m\pi L}{W}\right) \right\} \times \sin\left(\frac{m\pi G_\phi}{W}\right) \div m \left(\sinh\left(\frac{2m\pi L}{W}\right) + \frac{2m\pi L}{W} \right) \quad (5)$$

$$G_\phi = 1 + \frac{\nu}{2} - \frac{8}{\pi^2} \sum_{m=1,3,5}^{\infty} \left\{ (1 + \nu) \frac{m\pi L}{W} \cdot \cosh\left(\frac{m\pi L}{W}\right) - (1 - \nu) \sinh\left(\frac{m\pi L}{W}\right) \right\} \div m^2 \left(\sinh\left(\frac{2m\pi L}{W}\right) + \frac{2m\pi L}{W} \right) \quad (6)$$

2.2 理論的 考察

Fig. 3 과 같이 母材內에서 熔着 bead面 아래에 溫度 T_c 까지 加熱되는 部分을 생각한다. 이때 等溫線 T_c 는 母材의 加熱, 冷却時 殘留塑性 變形을 남기는 溫度라고 생각한다. x 軸方向으로 單位길이를 갖는 ABCD部分을 잘라낼때, ABCD內에 存在하는 y 軸방향의 殘留 固有變形度 g_y 에 依해 생기는 y 軸方向 變形에 對해 생각해 보기로 한다.

$z = z_0$ 가 되는 $x-y$ 面 하나를 생각할 때, 이 面內의 熔接線 근방의 等溫線은 熱源이 點 A에 있을 때 Fig. 4 와 같이 形成된다[17]. 그림에서, 溫度 上昇過程에 있는 점 p의 주변은 x, y 方向으로 모두 溫度 구배가 크기 때문에 x, y 方向으로 거의 같은 정도의 內的 拘束을 받게 된다. 그러나 이미 arc가 通過하고 어느정도 時間이 經過한 狀態인 점 p' 주변은 溫度 下降狀態이며, 等溫

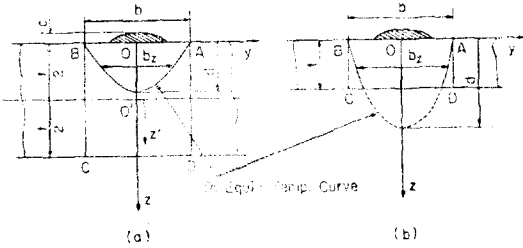


Fig. 3 Cross sectional view of a weld specimen.

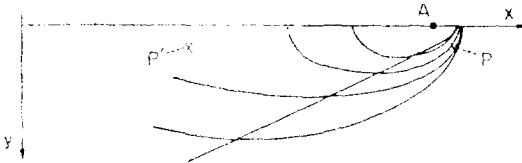


Fig. 4 Specific shape of the weld isothermal lines

線이 x軸에 거의 平行하다고 볼 수 있다. 따라서 x方向으로의 內的 拘束이 y方向으로의 拘束보다 크게 된다. 즉 加熱中인 경우와 冷却中인 경우의 拘束이 x,y方向에 따라 서로 다르게 된다. x方向으로는 加熱 冷却時 모두 拘束이 크지만 이에 비해 y方向으로의 拘束은 冷却中에는 거의 自由收縮에 가깝다고 볼 수 있다. 室溫까지 冷却되었을 때의 熔接線 方向의 固有變形度 g_x 는 彈性 降伏變形度 정도가 되고, 熔接線과 직각 方向의 固有變形度 g_y 는 약 700°C까지 加熱된 때의 自由熱膨脹 變形度 정도가 된다. 이에 g_y/g_x 의 크기는 약 7이 된다[10]. 따라서 橫方向의 固有殘留 變形量을 計算하는데 있어서, g_x 가 橫方向 固有變形量에 미치는 影響을 무시하여도 큰 誤差는 없다고 볼 수 있다. 또, 板두께 方向의 固有變形度 g_z 에 對해서도 $t \ll L, t \ll W$ 인 경우 橫方向 固有變形度에 미치는 影響은 거의 없는 것으로 본다.

熔接으로 인한 溫度分布의 特徵으로서 $z=z_0$ 인 x-y面內의 熔着後 溫度分布는 $T|_{z=z_0}=T(y)$ 로 表示할 수 있다. $z=z_0$ 인 x-y面에서의 最高 加熱溫度를 $T_m=T_m(y)$ 라 하고 材料가 變形抵抗을 잃는 溫度를 鋼의 경우 약 600°C라 하던 G. Gruning의 研究[11]에 따라

$$T_m \leq 600^\circ\text{C} \text{ 일때, } g_y = -\alpha T_m(y), g_{xy} = 0 \quad (7)$$

$$T_m \geq 600^\circ\text{C} \text{ 일때, } g_y = -\alpha 600, g_{xy} = 0 \quad (8)$$

과 같이 g_y 를 假定할 수 있다. 그러나 실제로 600°C로 加熱되는 位置를 찾는 것은 計算上 복잡하고, 또 T_m 의 값이 位置에 따라 다르기 때문에, 여기서는 이것을 다음과 같이 假定하여 使用하기로 한다.

Fig. 3(a)의 等溫線 T_c 內의 溫度分布는 항상 T_c 보다 높다. 따라서 등온선 T_c 内部에 $T_p > T_c$ 가 되는 어떤 溫度 $T_p(z)$ 를 잡아 $z=z_0$ 面에서의 全體平均 固有變形度의 크기를 $\bar{g}_y(z_0) = -\alpha T_p(z_0)$ 로 나타낼 수 있는 溫度 $T_p(z)$ 와 $\bar{g}_y(z)$ 를 생각할 수 있다. Fig. 3(a)에서 表面 AB에 나타나는 \bar{g}_y 의 크기는 $\bar{g}_y(0) = -\alpha T_p(0)$ 가 되며, 또 $T_p(z)$ 의 값은 z 가 增加함에 따라 減少하게 될 것이다. 따라서 $\bar{g}_y(z)$ 의 크기는 等溫線 T_c 의 y方向 幅의 크기에 比例하는 것으로 다음과 같이 假定한다.

$$-c \leq z \leq 0, \quad \bar{g}_y(z) = -\alpha T_p(0) \quad (9)$$

$$0 \leq z, \quad \bar{g}_y(z) = -\alpha T_p(0) \cdot \frac{bz}{b} \quad (10)$$

여기서 b 는 T_c 의 表面에서의 幅이고, c 는 Fig. 3에서 reinforcement의 높이이며, b_z 는 T_c 等溫線의 z 에 따른 幅의 크기를 나타낸다.

Fig. 3(a)(b)의 中央面 $z'=0$ 인 面에서의 y軸方向의 變形度를 ϵ_0 라하고 角變化에 의한 曲率半徑을 R 이라 할 때, 等溫線 T_c 의 z 方向의 길이 d 까지, 앞에서 假定한 $\bar{g}_y(z)$ 가 分布한다고 생각하면

$$\text{應力變形度 關係에서, } \epsilon_y = \frac{\sigma_y}{E} + \bar{g}_y(z) \quad (11)$$

$$\text{曲率에 따른 變形度에서, } \epsilon_y = \frac{z'}{R} + \epsilon_0 \quad (12)$$

가 된다.

式 (9)에서 --般的으로 bead 熔接時의 reinforcement의 크기 c 는 板두께 t 에 비해 작다고 볼 수 있으므로, 計算을 간단하게 하기 위하여 c 의 影響을 무시하기로 한다.

또 外力과 彎힘 moment가 作用치 않음으로

$$F = \int_{-\frac{t}{2}}^{\frac{t}{2}} \sigma_y dz' = 0 \quad (13)$$

$$M = \int_{-\frac{t}{2}}^{\frac{t}{2}} \sigma_y z' dz' = 0 \quad (14)$$

이 된다.

式 (11), (12), (13), (14)에서

$$\epsilon_0 = \frac{1}{t} \int_{-\frac{t}{2}}^{\frac{t}{2}} \bar{g}_y(z) dz' \quad (15)$$

$$\frac{1}{R} = \frac{12}{t^3} \int_{-\frac{t}{2}}^{\frac{t}{2}} \bar{g}_y(z) z' dz' \quad (1)$$

中央面에서의 固有橫收縮量

$$S_0 = -b\epsilon_0 = \frac{-b}{t} \int_{-\frac{t}{2}}^{\frac{t}{2}} \bar{g}_y(z) dz' \quad (17)$$

固有角變化量

$$\phi_0 = \frac{1}{2R} b = \frac{6b}{t^3} \int_{-\frac{t}{2}}^{\frac{t}{2}} \bar{g}_y(z) z' dz' \quad (18)$$

式 (17), (18)에 式(10)을 對入하면

$$S_0 = \frac{\alpha T_p(0)}{t} \int_{-\frac{t}{2}}^{\frac{t}{2}} b_x dz' \quad (19)$$

$$\phi_0 = \frac{\sigma \alpha T_p(0)}{t^3} \int_{-\frac{t}{2}}^{\frac{t}{2}} b_x z' dz' \quad (20)$$

式 (19), (20)에서의 $T_p(0)$ 의 값은 실제로는 알기 어려운 觀念의 數値로서 熔接入熱에 따라 달라지는 값이므로 固有變形을 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$S_0 \propto \frac{1}{t} \int_{-\frac{t}{2}}^{\frac{t}{2}} b_x dz' \quad (21)$$

$$\phi_0 \propto \frac{1}{t^2} \int_{-\frac{t}{2}}^{\frac{t}{2}} b_x z' dz' \quad (22)$$

2.3 變形量의 基本計算式

式 (21), (22)에서 b_x 에 對하여는, 等溫線 T_c 의 形狀을 알면 되지만 理論적으로 구한 式은 실제 使用에 있어서는 너무 복잡하다. 여기서는 T_c 의 모양을 大部分의 bead熔着 斷面을 etching하여 觀察되는 熱影響部의 形인, z 軸을 對稱軸으로 하는 拋物線 形으로 假定한다 [12, 13, 14]. 따라서

$$b_x = b\sqrt{1 - \frac{z}{d}} = b\sqrt{1 - \frac{1}{d}(z' + \frac{t}{2})} \quad (23)$$

이 되고, 式(23)을 式(21), (22)에 對入하여 積分하면

i) $d \geq t$ 일때

$$S_0 \propto \frac{2}{3} b \left\{ \frac{d}{t} \left[1 - \left(1 - \frac{t}{d}\right)^{\frac{3}{2}} \right] \right\} \quad (24)$$

$$\phi_0 \propto \frac{2}{5} \frac{b}{t} \left\{ \left(\frac{d}{t}\right)^2 \left[\left(1 - \frac{t}{d}\right)^{\frac{3}{2}} \left(4 + \frac{t}{d}\right) - 4 + 5\frac{t}{d} \right] \right\} \quad (25)$$

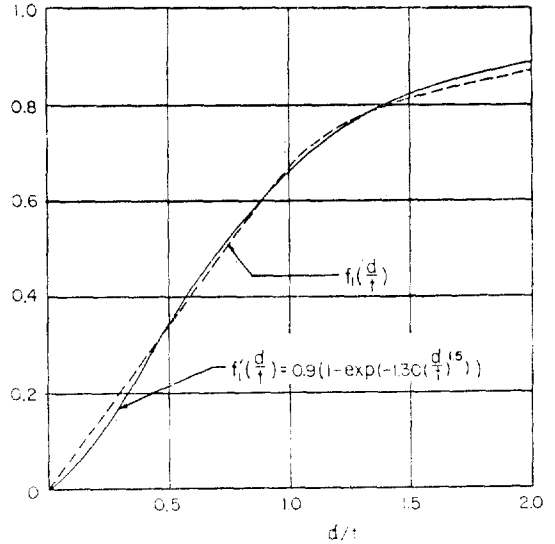
ii) $d \leq t$ 일때

$$S_0 \propto \frac{2}{3} b \left[\frac{d}{t} \right] \quad (26)$$

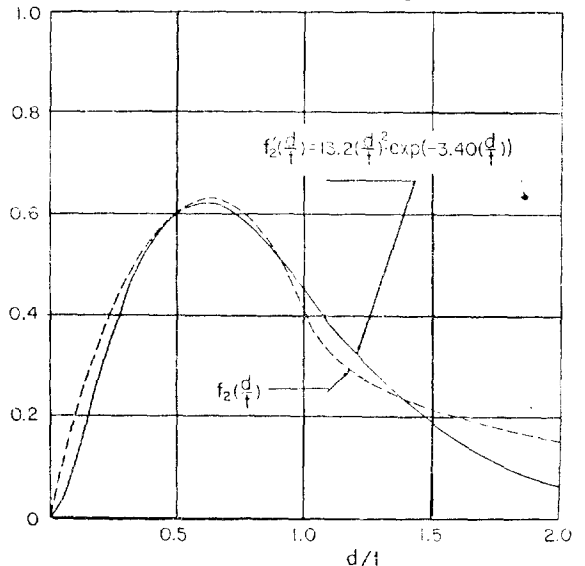
$$\phi_0 \propto \frac{2}{5} \frac{b}{t} \left[\frac{d}{t} \left(5 - 4\frac{d}{t}\right) \right] \quad (27)$$

가 된다.

式 (24), (25), (26), (27)의 대괄호 안의 式은 $\frac{d}{t}$ 가 變數인 函數로 볼 수 있다. S_0 에 對한 대괄호 部分의 式을 $f_1\left(\frac{d}{t}\right)$ 라 하고, ϕ_0 에 對한 대괄호 部分의 式을 $f_2\left(\frac{d}{t}\right)$ 라 하면 Fig. 5(a) (b)에서 點線으로 그려진 graph가 된다. 이 固有變形에 對한 式은 $\frac{d}{t}=1$ 을 境界로 하여 각각 다른 式으로 나뉘어져 있다. 式 (24), (25)은 Fig. 3(b)의 경우이고, 式 (26), (27)은 Fig. 3(a)의 경우에 해당한다. 이들 둘로 나뉘어진 式을 하나의 近似式으



(a) Transverse shrinkage



(b) Angular distortion

Fig. 5 Modification of the formulas for the distortion

로 나타낸 것이 graph에서 實線으로 나타난 $f_1'(\frac{d}{t})$ 와 $f_2'(\frac{d}{t})$ 이다. 이것을 使用하면 式 (24), (26)과 式 (25), (27)은 각각 다음과 같이 하나의 函數로 쓸 수 있다.

$$\frac{S_0}{t} \propto \frac{b}{t} \left\{ 1 - \exp\left(-c_2' \left(\frac{d}{t}\right)^{\frac{3}{2}}\right) \right\} \quad (28)$$

$$\phi_0 \propto \frac{b}{t} \left(\frac{d}{t}\right)^2 \exp\left(-k_2' \frac{d}{t}\right) \quad (29)$$

Fig. 5(a)에서 $\frac{d}{t}$ 가 매우 커지면 $f_1'(\frac{d}{t})$ 의 값은 거의 一定해짐으로 S_0 는 b 에 比例하는 形態가 되고, 또 Fig. 5(b)에서도 ϕ_0 가 零에 가까워지는 것으로 보아, 固有變形도가 두께 t 方向으로 一定한 分布를 나타내게 되어 事實과 잘 一致한다. 또 角變化의 最大値는 $\frac{d}{t} \approx 0.6$ 정도에서 發生하게 됨을 알 수 있다.

等溫線 T_c 의 幅 b 와 길이 d 의 크기에 對하여는 直接的인 計算이 어려우나, 이들은 熔接에 의해 板에 供給되는 熱量에 關係되는 量이다. 橫收縮은 이들 값이 커짐에 따라 Fig. 5(a) 및 式 (28)에 나타난 것과 같이 增加하고, 角變化에 對해서는 이들 값이 增加함에 따라 最大값을 나타내다가 漸次的으로 零에 가까워짐을 알 수 있다.

b 와 d 에 對한 入熱量과의 關係에 있어서 penetration에 對한 研究에 의하여, T_c 의 모양이 penetration의 斷面 모양과 같은 形態라고 假定한다. Penetration에 對한 研究로는 J.E. Park[12, 13], M. Watanabe and K. Satoh[15]의 研究가 있다. 여기서는 母材의 두께 t , 熔接電流 I , 熔接速度 v 를 모두 고려하여 研究되어 있는 M. Watanabe and K. Satoh의 式을 使用하기로 한다. 이들의 研究에 따르면 d 와 b 는 다음과 같이 나타내 진다.

$$\frac{d}{t} \propto Q t^{-\frac{3}{2}} \quad (30)$$

$$\frac{b}{t} \propto Q t^{-\frac{3}{2}} \quad (31)$$

여기서, $Q = \frac{\eta VI}{\phi^r \sqrt{v}}$

式 (30)과 (31)을 式 (28), (29)에 對入하면 熔接條件에 따른 固有變形量이 다음과 같이 구해진다.

$$\frac{S_0}{t} = C_1 h \{1 - \exp(-C_2 h^{3/2})\} \quad (32)$$

$$\phi_0 = K_1 h^3 \exp(-K_2 h) \quad (33)$$

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

계수 C_1, C_2, K_1, K_2 는 熔接狀態에 따라 定해지는 陽의 定數로서 熔接 條件과는 다음과 같은 關係가 있다[9].

$$C_1 \propto \frac{\eta V}{\phi^r}, \quad C_2 \propto \left(\frac{\eta V}{\phi^r}\right)^{\frac{3}{2}}$$

$$K_1 \propto \left(\frac{\eta V}{\phi^r}\right)^3, \quad K_2 \propto \frac{\eta V}{\phi^r} \quad (34)$$

式 (32), (33)에서의 變數 $h = \frac{I}{t \sqrt{vt}}$ 는 熔接速度, 母材 두께, 熔接電流로 表示되는 入熱量에 關係되는 入熱 parameter로 생각할 수 있다. 그래서 入熱 parameter인 h 를 變數로 하는 固有變形에 對한 式을 最終적으로 式 (32), (33)과 같이 나타낼 수 있게 되었다.

3. 實 驗

Bead熔接에 따른 變形의 狀態가 bead를 中心線으로 하여 어떻게 나타나는가를 研究하기 위하여 實驗하였다. 여러가지 實驗 條件下에서의 橫收縮量과 角變化量을 測定하고, 이 값들을 理論적으로 구한 式 (32), (33)과 比較하므로써 理論적인 研究의 妥當性を 確認하였다. 그리고 四角平板上的 bead熔接으로 인한 角變化量과 橫收縮量을 熔接條件에 따라 구할 수 있는 式을 決定하였다. 이때의 式에 使用된 係數는 computer로 plot한 graph와 實驗結果를 比較하여 얻은 값이다.

3.1 實驗裝置

使用한 熔接機는 A.C. 單相으로 2차 最大電流 350amp였다. 電流는 clamp meter를 使用하여 試片 熔接中の 電流를 測定하였으며 熔接棒은 國產 C社의 KS E4313 rutil系 4mmφ를 使用하였다.

熔接 入熱에 關係되는 運棒速度를 定速으로 維持하기 위하여 自動直線 酸素 切斷機를 改造하여 利用하였으며, 熔接은 아래보기 姿勢로 實施하였다.

길이 測定器具로는 1/100mm vernier型 travelling microscope를 使用하였으며, 角變化 計算을 위한 概點間의 높이 差異는 1/100mm dial gage로 測定盤 위에서 測定하였다.

3.2 實驗方法

두께 12.0mm, 8.6mm, 6.0mm, 4.4mm의 構造用軟鋼板을 가로 200mm, 세로 200mm로 하는 正四角形으로 Fig. 6과 같이 製했다.

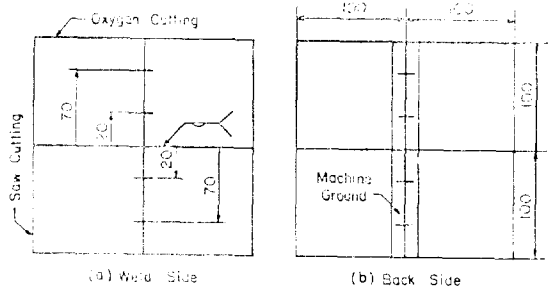


Fig. 6 Weld specimen

bead 熔接方向과 같은 方向의 兩端은 酸素 切斷을 하였으며, bead 方向과 垂直方向인 兩端은 band saw로 機械切斷을 하여 酸素 切斷中 發生한 熱應力의 影響을 除去토록 하였다. 試驗片의 裏面에는 角變化量을 測定할 位置의 鋼板面을 고르게 하기 위하여, 熔着方向에 垂直이 되는 方向으로 板面의 中央에 幅 약 20mm, 길이 약 0.05~0.1mm 정도 되게 grinding machine으로 研削하였다. 測定標點은 Fig. 6 에서와 같이 兩面에 각각 bead熔接線을 中心으로 하여 20mm, 70mm되는 곳에 scriber로써 (+)形으로 表示하였다.

橫收縮에 對해서는 140mm되는 標點 길이 的 變化量

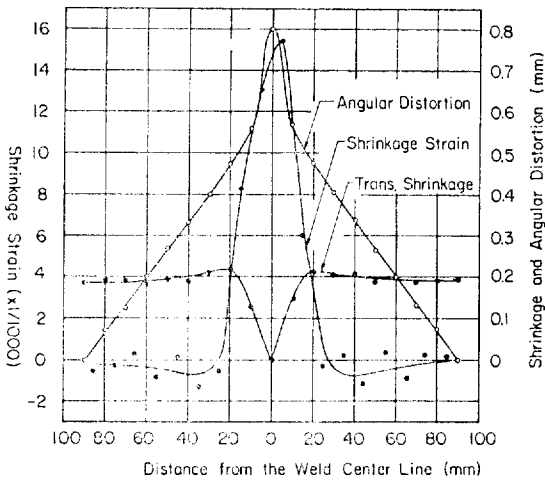


Fig. 7 Distribution of the transverse shrinkage, angular distortion, and shrinkage strain

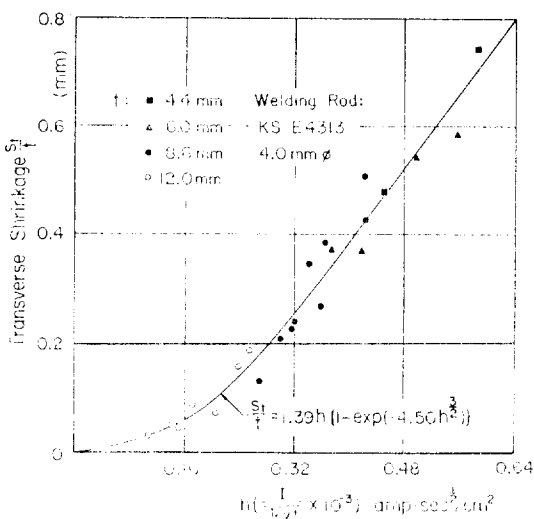
을 兩面에서 測定하여 表裏平均한 값을 橫收縮量으로 定했다. 角變化量은 裏面의 研削面에서 20mm 標點과 70mm 標點사이의 높이 差異를 求하여 이를 標點 사이 的 거리로 나눈 값을 左右 平均한 값으로 하였다. 높이 差異의 測定은 定盤위에서 試片의 20mm標點의 높이를 同一하게 해 놓은 후 施行하였다.

3.3 變形的 樣狀

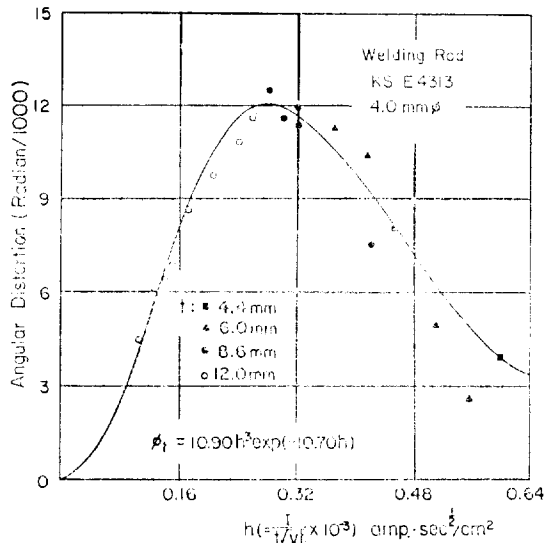
仔細한 變形的 形狀을 알기 위하여 Fig. 6 과 같은 試片에 10mm 間隔으로 標點을 兩面에 만들어 變形 形狀을 測定하였다. 8.6mm 試片에 熔接速度 200mm/min, 熔接電流 190amp로 bead를 熔着하였다. 그 測定 結果는 Fig. 7 과 같다. 그림에는 熔接線으로부터 임의의 標點까지의 收縮量과 양쪽 끝部分 90mm 標點의 높이를 同一하게 하였을 때의 각 標點의 높이, 그리고 각 10mm 標點 區間에서의 shrinkage strain이 나타나 있다.

橫收縮은 bead를 中心線으로 한 약 40mm範圍에 나타나며 그 바깥部分에서는 약간의 引張이 發生하는 곳도 있다. 試片全體의 幅에 나타나는 橫收縮量은 0.18 + 0.19 = 0.37로 中央部分의 收縮量 0.22 + 0.21 = 0.43의 약 86%가 된다.

角變化에 있어서도 橫收縮과 마찬가지로 中央部分 약 40mm의 幅에 集中的으로 나타남을 알 수 있다. Fig. 7 에서 中央部分의 높이가 特히 높은 것은 bead의 裏面이 高溫狀態에 있을 때 面內方向으로 壓縮의 狀態가 되고 熱에 의한 膨脹이 두께 方向으로, 매우 크게 나타났기 때문인 것으로 推測된다. 이렇게 bead 바로 뒷면이 불룩하게 되는 것은 板이 얇을수록 그 傾向이



(a) Transverse shrinkage



(b) Angular distortion

Fig. 8 Results of the experiment

顯著하였다. 中央으로부터 떨어진 그 以外的 部分은 거의 一定한 傾斜를 그리는 직선이 되는 것을 볼 수 있으며, 이 傾斜의 左右의 크기를 平均한 값이 앞서 말한 바와 같은 角變化量 ϕ_i 에 該當한다.

3.4 實驗結果 및 變形量 計算式

母材의 두께 t 와, 熔接電流 I , 熔接速度 V 를 여러가지로 바꾸어 入熱 parameter $h(=I/t\sqrt{vt})$ 에 對한 橫收縮 및 角變化는 각각 Fig. 8(a), (b)와 같다. 여기서 S_i, ϕ_i 는 外形上의 變形量을 意味한다. 이 實驗의 結果 그림에 나타난 바와 같이, 理論的으로 求한 式은 實際 變形量을 잘 나타내고 있음을 알 수 있다. 이때의 橫收縮에 對한 係數는 $C_1=1.39, C_2=-4.50$ 이고 角變化에 對한 係數는 $K_1=10.90, K_2=10.70$ 으로 되어 式 (32) 및 (33)은 각각 다음과 같이 된다.

$$\frac{S_i}{t}=1.39h\{1-\exp(-4.50h^{3/2})\} \quad (35)$$

$$\phi_i=10.90h^3 \exp(-10.70h) \quad (36)$$

熔接棒에 따른 이들 係數의 變化에 對하여는, 式(34)의 關係에서와 같이 被覆 種類에 따라 arc 熱效率 η 에 影響을 미치게 되므로 η 가 들수록 全體의인 變形의 크기가 增加하게 될 것이다. 또, 熔接棒의 지름이 커지면 式(34)에서 볼 수 있는 바와 같이 ϕ_i 의 값이 增加하게 되어 K_2 값은 減少하게 된다. 따라서 角變化函數에서 보게 되면 最大角變化가 일어나는 位置가 오른쪽으로 移動하게 될을 豫測할 수 있다.

式 (5), (6)에서 熔接物의 形狀에 따른 拘束 係數 G_s, G_ϕ 는 $L/W=1, \nu=0.33, G_e/W=0.7$ 로 하면 $G_s=0.946, G_\phi=1.045$ 가 된다. 따라서 式(3), (4)에서 固有 變形量의 크기를 구하면, 橫收縮, 角變化에 對한 式은 각각 다음과 같이 된다.

$$\frac{S_0}{t}=1.47h\{1-\exp(-4.50h^{3/2})\} \quad (37)$$

$$\phi_0=10.42h^3 \exp(-10.70h) \quad (38)$$

즉, KS E4313, 4mm ϕ 의 熔接棒에 依한 bead 熔接時 發生하는 固有變形量은 式 (37), (38)과 같이 表示될 수 있으며, 構造物의 形狀에 따른 係數를 求해서 式 (3), (4)의 關係에 따라 計算하게 되면 실제 外形上의 變形量 S_i, ϕ_i 를 求할 수 있게 된다.

4. 檢 討

式 (24), (28)과 Fig. 5(a)에서 보던 $d/t \rightarrow \infty$ 인 경우 橫收縮은 變形 發生 幅 b 에 比例하는 모양이 된다. 즉 두께 方向으로 g_y 가 分布하는 幅이 一定할 경우, 橫收

縮量은 b 의 크기에 比例하고 있는데 이것은 事實과 잘 一致한다. 따라서 橫收縮은 $h=I/t\sqrt{vt}$ 의 값이 增加함에 따라 거의 比例하여 增加하게 된다.

角變化에 對하여도 式 (25), (29)와 Fig. 5(b)에서 보던 $d/t \rightarrow \infty$ 인 경우, 角變化量이 零으로 수렴하는 것을 볼 수 있다. 이는 앞의 경우와 마찬가지로 두께 方向으로 變形部 幅 b_i 의 變化가 없는 경우에 該當하며, 角變化가 거의 일어나지 않으리라는 事實과 잘 一致한다. Fig. 5(b)에서 보던 角變化의 最大値는 $d/t=0.6$ 에서 일어난을 알 수 있다. 一定한 幅으로 g_y 가 길이 d 까지 存在하는 경우의 角變化量의 最大값이 $d/t=0.5$ 에서 일어나는 것보다 d/t 의 값이 약간 增加하게 되는데, 이는 g_y 가 存在하는 幅 b_i 의 크기가 T_c 의 모양을 拋物線型으로 假定함에 따라 두께 方向으로 점차 減少하기때문인 것으로 생각할 수 있다. 그리고 理論的인 變形의 解析과 實驗의 結果가 잘 一致함을 보아 溫度에 따른 固有變形度 g_y 에 對한 假定과, 變形에 影響을 주는 溫度分布 形狀을 拋物線으로 假定한 것이 妥當함을 알 수 있다. 本 實驗에서 角變化量의 最大값은 대략 $I/t\sqrt{vt}=320 \text{amp sec}^{1/2}/\text{cm}^2$ 인 경우로 나타났다.

式 (37)에서 G_s 의 값이 0.946으로 1보다 작아서 S_i 가 S_0 보다 작아진 理由는 G_e/W 의 값이 크기 때문인 것으로 생각된다. 熔着金屬의 바로 근처에서는 x 軸方向으로의 收縮이 拘束됨에 따라 x 軸方向 引張應力이 생기게 될 것이며, 이는 y 軸方向으로의 收縮量을 增加시키게 될 것이다. 그러나 熔接線으로부터 좀 떨어진 部分에서는 壓縮의 狀態가 되어 y 方向 收縮量을 減少시키게 될 것이다. 이것은 Fig. 7에서도 잘 나타나 있으며, 應力의 狀態[26]와도 그 傾向이 잘 一致하고 있다. 실제 式 (5)에서 $L/W=1, \nu=0.33, G_e/W=0.7$ 일때는 $G_s=0.946$ 이 되고, $G_e/W=0.25$ 가 되면 $G_s=1.114$ 가 된다.

角變化에 對해서도 마찬가지로 原理로, bead 바로 근처에서 x 方向의 收縮이 招束되는 것과, 表面 쪽의 變形部 幅이 裏面보다 넓다는 것에 依하여 熔接線 부근 表面쪽에서의 y 方向 收縮량이 裏面에서의 收縮量보다 더욱 커지기 때문에 $G_s=1.045$ 가 된다. 실제 式 (6)에서 보던 G_ϕ 의 값은 항상 1보다 크다.

5. 結 論

지금까지의 理論的 計算 및 實驗의 結果로서 다음과 같은 結論을 얻었다.

(1) 變形發生의 原因이 되는 母材內의 板두께 方向

의 溫度分布의 形狀을 拋物線 型으로 假定하여 計算한 값은 實際와 잘 一致함을 알 수 있다.

(2) 構造用 軟銅板上에 KS E4313 4mmφ 熔接棒으로 arc welding에 依해 single bead를 熔着하는 경우의 固有橫收縮量과 固有角變化量은 다음 式에 依해 求할 수 있다.

$$\frac{S_0}{t} = 1.47h \{1 - \exp(-4.50h^{3/2})\}$$

$$\phi_0 = 10.43h^3 \exp(-10.70h)$$

여기서 $h = \frac{I}{t\sqrt{vt}} \times 10^{-3} \text{ amp} \cdot \text{sec}^{1/2} / \text{cm}^2$

(3) 熔接線과 直角方向으로 測定한 外形的 收縮의 크기는 標點 長이가 길면 작아진다.

(4) 角變化量의 最大値는 $d/t \approx 0.6$ 인 경우에 나타난다.

參 考 文 獻

1. W. Sparagen, W.G. Ettinger; "Shrinkage Distortion in Welding", *Welding Journal R.S.* pp. 323-335, Vol. 29, No. 7, 1950.
2. F. Guyot; "A Note on the Shrinkage and Distortion of Welded Joints," *Welding Journal R.S.* pp. 519-529, Vol. 26, No. 9, 1947.
3. 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.
4. M. Watanabe, K. Satoh; "Effect of Welding Condition on the Shrinkage Distortion in Welded Structures", *Welding Journal R.S.* pp. 377-384, Vol. 40, No. 8, 1961.
5. 渡邊正記, 佐藤邦彦, ビード熔接による橫收縮, 橫曲り變形と熔接條件との關係, 熔接學會誌, pp. 211-216, 第25卷, 第4號, 1956.
6. K. Masubuchi; "Analytical Investigation of Residual Stresses and Distortion Due to Welding", *Welding Journal R.S.* pp. 525-537, Vol. 39, 1960.
7. 岡田實, "熔接工學", pp. 62-66, 山海堂, 1942.
8. G.E. Linnert; "*Welding Metallurgy*", Vol. 2, pp. 108-140 3rd edition, A.W.S., 1967.
9. 渡邊正紀, 佐藤邦彦, "熔接力學とその應用" pp. 269-276, 朝倉書店, 1965.
10. *Ibid* pp. 303-305.
11. *Ibid.* pp. 280-222.
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 of 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 ed. A.W.S., 1967.
15. 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.
16. A.W.S.; "*Welding Hand Book*", pp. 228-229 7th edi. Vol.1, A.W.S., 1976.
17. D. Rosenthal and R. Schmerber; "Thermal Study of Arc Welding", *Welding Journal R.S.*, pp. 2-8, April, 1938.

決 議 文

우리들 科學技術人은 全國民의 生活의 科學化 運動이 祖國近代化와 福祉社會를 이룩하는 捷徑임을 깊이 認識하고 總力을 傾注하여 汎國民運動의 旗手가 될 것을 다짐하면서 다음과 같이 決議한다.

- 一. 우리는 全國民의 生活의 科學化가 國民 모두에게 擴散되고 汎國民運動으로 結實되도록 最大의 努力을 傾注한다.
- 一. 우리는 全國民의 生活科學化 運動의 核心的 役軍으로서 科學精神涵養과 科學知識 普及에 積極奉仕한다.
- 一. 우리는 國民生活의 非科學的 弊習을 打破하고 合理的인 生活科學化 運動을 爲한 支柱的 役割을 擔當한다.

1979. 2. 15

社團 韓國科學技術團體總聯合會
法人
會 員 一 同

마음마다 과학심고 손끝마다 기술심자
생활의 과학화 번영의 지름길
생활속에 과학심어 이룩하자 과학한국