

研 究 論 文

大韓熔接學會誌
第4卷, 第2號, 1986年 9月
Journal of the Korean
Welding Society
Vol. 4, No. 2, Sept., 1986

평판-관 구조물 용접시 발생하는 응력 및 변형율에 관한 연구

나 석 주*·김 형 완**

A Study on the Stress and Strain during Welding of Plate-to-Pipe Joint

S.J. Na*, H.W. Kim**

Keywords : Plate-to-pipe joint(평판-관 결합), Thermal strain(열응력), Thermal stress(열변형), Residual stress(잔류응력), 1-D. Analysis (1차원해석)

Abstract

In manufacturing of pipe walls for boiler units, distortion can result in pipe-web-pipe joints from the nonuniform expansion and contraction of the weld metal and the adjacent base metal during heating and cooling cycle of the welding process. In this study, the stresses and strains during longitudinal welding of the plate-to-pipe joint were investigated.

Using the method of successive elastic solution, longitudinal stresses and strains during and after welding were calculated from the information of temperature distributions obtained by Rosenthal's equations. In order to confirm the validity of the numerical results, the temperature and residual stress distributions were measured and compared with the calculated results. In spite of some assumptions, the one-dimensional analytical results of residual stresses were in fairly good agreement with the experimental ones.

The residual stresses due to welding of plate-to-pipe joints are tensile near the weld line and compressive in the base metal as in the welding of plates. The amount and distribution of residual stresses were deeply dependent on the heat input ratio of the plate and pipe.

1. 서 론

구조물을 제작하기 위하여 용접을 하게 되면 용접부와 그 부근의 금속이 불균일하게 팽창하거나 수축함에 따라 변형과 잔류응력이 발생하게 되어 심각한 문제가 되고 있다. 따라서 용접중에 발생하는 잔류응력 및 변형에 관하여 많은 연구가 진행되고 있다.

N. O. Okerblom은 무한히 긴 평판에서 길이방향으로 용접할 경우 폭 방향의 응력과 전단응력을 무

시하고 길이방향의 응력 및 변형율을 구하는 방법을 제시하였으며[1], F. Guyot는 횡수축의 변형이 용접부의 단면적 크기에 따라 직선적으로 증가한다는 실험식을 발표하였다[2]. 또한 F. Campus는 용접부의 크기가 클수록, 구속력이 작을수록, 다층용접일수록 용접변형이 크게 일어나며, 층간온도는 영향을 거의 끼치지 않으나 용접길이와 길어지면 횡수축 및 각변형이 커진다고 하였다[3].

이와같은 실험에만 의존하는 연구와 함께 해석적

* 정회원, 한국과학기술원

** 현대중공업

인 방법을 통한 연구도 활발히 진행되고 있는데, T. Fujimoto는 평판에서 길이방향으로 용접할 때 발생하는 온도분포를 이용하여 고유변형률(inherent strain)이란 개념을 도입하여 2차원 용접잔류응력을 해석적으로 계산해 내었다[4]. A. G. Kamtekar는 평판에서의 용접응력을 해석하는데 2차원 탄소성 열응력 분석을 이용한 유한차분법(FDM)을 적용하였으며[5], K. Masubuchi 등은 평판에서의 용접시 발생하는 온도분포를 계산하고 이 결과들을 이용하여 잔류응력 및 변형률을 계산하였다[6].

이와같은 지금까지의 연구는 주로 평판의 용접시 발생하는 응력 및 변형률을 계산하였을뿐 평판과 관의 용접구조물과 같이 기하학적으로 복잡한 구조물에 대해서는 연구결과가 거의없는 실정이다. 따라서 본 연구에서는 보일러에 들어가는 pipe wall의 용접부에 발생하게 되는 잔류응력 및 변형을 예측하기 위해서, 무한히 긴 평판과 관을 연결하여 길이방향으로 용접할 때 발생하는 온도분포를 계산하고, 이 결과를 이용하여 용접중 및 용접후의 응력과 변형률을 계산하였으며 그 결과들을 실험치와 비교 검토하였다.

2. 이론 해석

2.1 용접중의 온도분포

평판과 관을 연결하여 용접하는 경우(Fig. 1)의 온도분포를 결정하기 위해서 아래와 같은 가정을 하였다.

- 1) 평판 및 관의 두께는 길이에 비해서 매우 얇기 때문에 용접 아아크는 선열원(line heat source)으로 가정할 수 있고, 따라서 두께방향의 온도 변화는 무시된다.
- 2) 열전달은 금속내부에서의 열전도만을 고려하고 대기로의 대류는 무시할 수 있다.
- 3) 비이드폭에 비해서 용접길이가 매우 길기 때문에 온도분포는 준 정상상태이다.

위와 같은 가정을 근거로 하면 관과 파이프의 온도분포는 선열원에 대한 Rosenthal의 공식을 적용하여 구할 수 있는데[7], 평판과 관의 두께가 다를 경우에는 유입되는 열량이 각 요소의 두께에 비례한다고 가정하여 각 요소에서의 온도분포를 구하면 다음과 같다.

$$\text{평판} : T_p(x, y) = T_o + \frac{q}{\pi\lambda} \cdot \exp\left(-\frac{v}{2k}w\right).$$

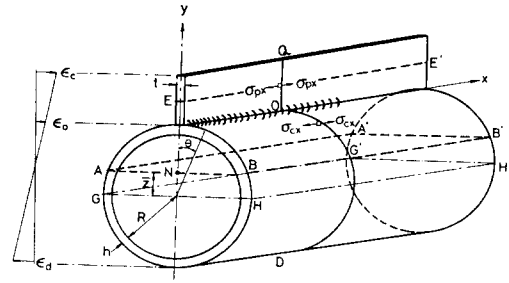


Fig. 1. Schematic configuration of the plate-to-pipe welded joint

$$K_o\left(\frac{v}{2k}r_p\right) \quad (1)$$

$$\text{관} : T_c(x, R\theta) = T_o + \frac{q}{\pi\lambda} \cdot \exp\left(-\frac{v}{2k}w\right)$$

$$K_o\left(\frac{v}{2k}r_c\right) \quad (2)$$

여기서 T_o : 상온, q : 일원의 강도(cal/sec.cm), λ : 열전도 계수(cal/cm. °C.sec), v : 용접속도(cm/sec), k : 열확산계수(cm²/sec), $K_o(z)$: 2종 0차 Bessel함수이고, (u, y) 와 $(u, R\theta)$ 는 열원을 원점으로 하는 이 등좌표계로서 w 는 용접시작점을 원점으로한 고정좌표계에서 용접진행방향을 나타내는 x 와 $w = x - v\theta$ (θ : 용접시간)의 관계를 갖는다 (Fig. 1). 그러면 $r_p = \sqrt{w^2 + y^2}$, $r_c = \sqrt{w^2 + (R\theta)^2}$ 의 관계를 갖고 열원의 강도 q 는 아래와 같이 표시된다.

$$q = 0.24 \cdot \eta \cdot V \cdot I / (t + h)$$

여기서 η 는 아아크 효율로서 본 연구에서 적용한 SAW에 대하여서는 약 85%로 가정 하였다[9]. V 는 용접전압(V), I 는 용접전류(A)이고 t 와 h 는 각각 강판과 강관의 두께를 나타낸다. Bessel 함수의 값은 z 가 클 경우에는 적분식을 근사식으로 하여 계산하고 z 가 매우 작을 경우에는 급수로 전개하여 계산함으로써 오차를 극소화 시켰다[13].

2.2 응력 및 변형률의 계산

관과 평판의 용접부에 발생하는 열응력과 잔류응력을 근사적으로 해석하기 위해서 다음과 같은 가정을 하여 모델화 하였다.

- 1) 온도분포가 길이 방향으로 일정하여 응력장은 1차원적이다.
- 2) 구조물에는 외력이 작용하지 않고 초기응력은 없다.
- 3) 재료는 원전 탄소성 거동을 하며 소성변형중에

체적의 변화는 없다.

4) 항복응력은 인장과 압축의 경우에 동일하다.

5) 크립과 상변태로 인한 변형은 무시할 수 있다.

가정에 의해서 $\sigma_x = \sigma_x(y)$ 와 $\sigma_x = \sigma_x(R\theta)$ 가 되고 다른 응력성분들은 모두 영으로 놓을 수 있는데 이와같은 가정은 FDM과 FEM에 의한 2차원 해석의 결과와도 잘 일치하고 있다[6]. 따라서 평형방정식은 항상 만족되고, 적합방정식으로부터

$$\frac{\partial^2 \epsilon_x}{\partial y^2} = 0 \tag{3}$$

의 관계를 얻는다. 윗식으로 부터

$$\epsilon_x = a + by \tag{4}$$

가 되어 변형율이 y 와 선형적인 관계에 있음을 알 수 있으며 이것은 단순빔에 있어서 평면단면은 굽힘 후에도 평면을 유지한다는 뜻을 포함하고 있다[10].

(1) 열원이 지나가기 전의 변형율과 응력

Fig. 1에서 아아크 열원이 단면 QOD를 지나가기 전에는 평판과 관이 서로 분리되어 있기 때문에 각각에 별개의 굽힘이 발생한다고 볼 수 있으므로, 각각에 대해서 평형조건을 적용시켜서 변형율과 응력을 구할 수 있다.

평 판

평판 양 끝에서의 변형율을 각각 ϵ_{po} , ϵ_c 라 하고 단면 QO가 변형후에도 평면을 유지한다고 하면 임의의 점 y 에서의 변형율 ϵ_{px} 는 평판의 폭 c 에 대해서 다음과 같이 표시될 수 있다.

$$\epsilon_{px} = \left(1 - \frac{y}{c}\right) \epsilon_{po} + \frac{y}{c} \epsilon_c \tag{5}$$

두께 방향과 폭 방향의 응력을 무시하면, 응력-변형율 관계식으로부터 길이방향 응력 σ_{px} 는 다음식으로 표시된다.

$$\sigma_{px} = E_p(\epsilon_{px} - \alpha_p T_p - \epsilon_{px}^p) \tag{6}$$

여기서 E_p 는 평판의 Young 계수이고 ϵ_{px}^p 는 소성변형율이며 α_p 는 열팽창계수이다. 윗식으로 정의된 응력은 용접중 평판의 임의의 단면 QO에 작용하는 힘의 합과 모우멘트의 합이 각각 0이라는 평형조건을 만족시켜야 한다. 먼저 단면 QO에 작용하는 힘의 합이 0이므로

$$\int_0^c \sigma_{px} t dy = 0 \tag{7}$$

이 되고, 또한 중립축 EE' 에 관한 모우멘트의 합은 0이므로

$$\int_0^c \sigma_{px} t \left(y - \frac{c}{2}\right) dy = 0 \tag{8}$$

이다. 여기서 식(6)을 평형조건인 식(7)과 (8)에 대입한후 정리하여 ϵ_{po} 와 ϵ_c 를 구하면 다음과 같다.

$$\epsilon_{po} = \frac{B_2 D_1 - B_1 D_2}{A_1 B_2 - A_2 B_1} \tag{9}$$

$$\epsilon_c = \frac{A_1 D_2 - A_2 D_1}{A_1 B_2 - A_2 B_1}$$

윗식에서 A_1 , A_2 , B_1 , B_2 , D_1 , D_2 는 다음과 같다.

$$A_1 = \int_0^c E_p \left(1 - \frac{y}{c}\right) dy$$

$$A_2 = \int_0^c E_p \left(1 - \frac{y}{c}\right) \left(y - \frac{c}{2}\right) dy$$

$$B_1 = \int_0^c E_p \frac{y}{c} dy$$

$$B_2 = \int_0^c E_p \frac{y}{c} \left(y - \frac{c}{2}\right) dy$$

$$D_1 = \int_0^c E_p (\alpha_p T_p + \epsilon_{px}^p) dy$$

$$D_2 = \int_0^c E_p (\alpha_p T_p + \epsilon_{px}^p) \left(y - \frac{c}{2}\right) dy$$

관

관에서 용접선과 그 상대편의 변형율을 각각 ϵ_{co} , ϵ_d 라 하고 단면 OD는 변형후에도 역시 평면을 유지한다고 하면 변형율 ϵ_{cx} 는 다음과 같이 여현곡선으로 표시될 수 있다[9].

$$\epsilon_{cx} = \epsilon_{co} - \frac{\epsilon_{co} - \epsilon_d}{2} (1 - \cos \theta) \tag{10}$$

두께방향과 폭방향의 응력을 무시하면 길이방향의 응력 σ_{cx} 는 응력-변형율 관계식으로부터 다음과 같이 표시된다.

$$\sigma_{cx} = E_c (\epsilon_{cx} - \alpha_c T_c - \epsilon_{cx}^p) \tag{11}$$

여기서 E_c 는 관의 재질이 갖는 Young계수이고, ϵ_{cx}^p 는 소성변형율이며 α_c 는 열팽창계수이다. 평형조건에 의해서 단면 OD에 작용하는 힘의 합이 0이어야 하므로

$$\int_{-\pi}^{\pi} \sigma_{cx} h R d\theta = 0 \tag{12}$$

의 관계를 얻고 중립면 $GHH'G'$ 에 대한 모우멘트의 합이 0이라는 평형조건으로부터 다음과 같은 관계식을 얻는다.

$$\int_{-\pi}^{\pi} \sigma_{cx} h R^2 \cos \theta d\theta = 0 \tag{13}$$

식 (11)을 평형조건식(12)와 (13)에 대입하여 정리하면 ϵ_{co} 와 ϵ_d 는 다음과 같다.

$$\epsilon_{co} = \frac{B_4 D_3 - B_3 D_4}{A_3 B_4 - A_4 B_3} \tag{14}$$

$$\varepsilon_d = \frac{A_3 D_4 - A_4 D_3}{A_3 B_4 - A_4 B_3}$$

윗식에서의 상수들은 각각 아래와 같이 얻어진다.

$$A_3 = \int_0^\pi E_c (1 + \cos \theta) d\theta$$

$$A_4 = \int_0^\pi E_c (1 + \cos \theta) \cos \theta d\theta$$

$$B_3 = \int_0^\pi E_c (1 - \cos \theta) d\theta$$

$$B_4 = \int_0^\pi E_c (1 - \cos \theta) \cos \theta d\theta$$

$$D_3 = 2 \int_0^\pi E_c (\alpha_c T_c + \varepsilon_{px}) d\theta$$

$$D_4 = 2 \int_0^\pi E_c (\alpha_c T_c + \varepsilon_{px}) \cos \theta d\theta$$

(2) 열원이 지나간후의 변형률과 응력

열원이 Fig. 1의 단면 QOD를 지나간후에는 평판과 관이 결합되어 하나의 구조물로서 작용하며, 단면 QOD가 변형후에도 평면을 유지한다고 하면 ε_{px} 와 ε_{cx} 는 선형적으로 변화하게 된다. 용접선의 변형률을 ε_o , 평판끝부분의 변형률은 ε_c , 관 끝부분에서의 변형률을 ε_d 라고 하면 평판에서의 변형률 ε_{px} 는

$$\varepsilon_{px} = \left(1 - \frac{y}{c}\right) \varepsilon_o + \frac{y}{c} \varepsilon_c \quad (15)$$

가 되고 관에서의 변형률 ε_{cx} 는 다음과 같다.

$$\varepsilon_{cx} = \varepsilon_o - \frac{\varepsilon_o - \varepsilon_d}{2} (1 - \cos \theta) \quad (16)$$

두계방향의 응력 σ_x , σ_r 과 폭방향의 응력 σ_y , σ_θ 를 무시하면 길이방향의 응력은 응력-변형률관계식으로부터 다음과 같이 표시된다.

$$\sigma_{px} = E_p (\varepsilon_{px} - \alpha_p T_p - \varepsilon_{px}^p) \quad (17)$$

$$\sigma_{cx} = E_c (\varepsilon_{cx} - \alpha_c T_c - \varepsilon_{cx}^p) \quad (18)$$

평형조건에 의해서 단면 QOD에 작용하는 힘의 합이 0이라는 조건으로부터

$$\int_0^c \sigma_{px} t dy + \int_{-\pi}^\pi \sigma_{cx} \cdot hR d\theta = 0 \quad (19)$$

의 관계를 얻고 중립면 ABB'A'에 대한 모우멘트의 합이 0이라는 평형조건으로부터

$$\int_0^c \sigma_{px} t (y + R - Z) dy + \int_{-\pi}^\pi \sigma_{cx} \cdot hR^2 \left(\cos \theta - \frac{Z}{R} \right) d\theta = 0 \quad (20)$$

의 관계식을 얻는다. 윗식에서 탄성적 성질이 서로 다른 두 재료를 결합하여 제작한 합성보의 경우 중

립면과 관의 중심축과의 거리 Z는

$$Z = \frac{E_p c t (R + c/2)}{E_p c t + E_c \pi h (2R - h)} \quad (21)$$

로 표시되고 [12], 또한 ε_o , ε_c , ε_d 의 기하학적인 관계로부터 ε_o 는 다음과 같이 표시된다.

$$\varepsilon_o = \frac{c \varepsilon_d + 2R \varepsilon_c}{c + 2R} \quad (22)$$

식(17)과 (18)을 평형조건식(19)와 (20)에 대입하고 (22)식을 이용하여 정리하면 ε_c 와 ε_d 는 다음과 같다.

$$\varepsilon_c = \frac{B_2 D_1 - B_1 D_2}{A_1 B_2 - A_2 B_1} \quad (23)$$

$$\varepsilon_d = \frac{A_1 D_2 - A_2 D_1}{A_1 B_2 - A_2 B_1}$$

윗식의 상수 A_1 , A_2 , B_1 , B_2 , D_1 , D_2 는 다음과 같이 정의된다.

$$A_1 = \frac{2R}{c + 2R} \left\{ \int_0^c E_p \left(1 - \frac{y}{c}\right) t dy + \int_0^\pi E_c h R (1 + \cos \theta) d\theta \right\}$$

$$+ \int_0^c E_p \frac{y}{c} t dy$$

$$A_2 = \frac{2R}{c + 2R} \left\{ \int_0^c E_p \left(1 - \frac{y}{c}\right) (y + R - Z) t dy \right.$$

$$+ \int_0^\pi E_c h R^2 (1 + \cos \theta) \left(\cos \theta - \frac{Z}{R} \right) d\theta$$

$$\left. + \int_0^c E_p t \frac{y}{c} (y + R - Z) dy \right\}$$

$$B_1 = \frac{c}{c + 2R} \left\{ \int_0^c E_p \left(1 - \frac{y}{c}\right) t dy + \int_0^\pi E_c h R (1 + \cos \theta) d\theta \right\}$$

$$+ \int_0^\pi E_c h R (1 - \cos \theta) d\theta$$

$$B_2 = \frac{c}{c + 2R} \left\{ \int_0^c E_p \left(1 - \frac{y}{c}\right) (y + R - Z) t dy \right.$$

$$+ \int_0^\pi E_c h R^2 (1 + \cos \theta) \left(\cos \theta - \frac{Z}{R} \right) d\theta \left. \right\}$$

$$+ \int_0^\pi E_c h R^2 (1 - \cos \theta) \left(\cos \theta - \frac{Z}{R} \right) d\theta$$

$$D_1 = \int_0^c E_p t (\alpha_p T_p + \varepsilon_{px}^p) dy$$

$$+ 2 \int_0^\pi E_c h R (\alpha_c T_c + \varepsilon_{px}^p) d\theta$$

$$D_2 = \int_0^c E_p t (\alpha_p T_p + \varepsilon_{px}^p) (y + R - Z) dy$$

$$+ 2 \int_0^\pi E_c h R^2 (\alpha_c T_c + \varepsilon_{px}^p) \left(\cos \theta - \frac{Z}{R} \right) d\theta$$

(3) 계산과정

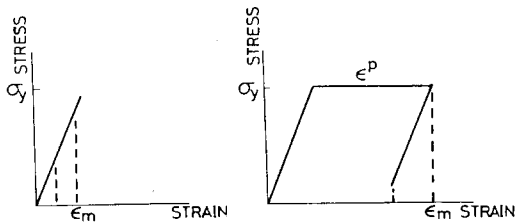
먼저 주어진 용접조건으로 부터 관찰하는 부분의 온도분포를 구하면 열변형을 αT 와 탄성계수 E 는 알고 있는 재료상수이기 때문에 상수 A_1, A_2, A_3, A_4 와 B_1, B_2, B_3, B_4 를 알 수 있으나 소성변형을 ϵ^p 를 모르는 상태에서는 상수 D_1, D_2, D_3, D_4 를 직접 구할 수가 없으므로 상수 D_1, D_2, D_3, D_4 를 구하기 위해서 반복법을 이용하였다. 먼저 소성 변형을 ϵ^p_{px} 와 ϵ^p_{cx} 를 전 단계까지의 소성변형율의 합 $\sum \Delta \epsilon^p_{px}$, $\sum \Delta \epsilon^p_{cx}$ 와 현 단계에서의 소성변형율의 증분 $\Delta \epsilon^p_{px}$, $\Delta \epsilon^p_{cx}$ 로 나눈다. 즉,

$$\begin{aligned} \epsilon^p_{px} &= \sum \Delta \epsilon^p_{px} + \Delta \epsilon^p_{px} \\ \epsilon^p_{cx} &= \sum \Delta \epsilon^p_{cx} + \Delta \epsilon^p_{cx} \end{aligned} \quad (24)$$

제일 첫 단계에서는 먼저 $\sum \Delta \epsilon^p_{px}$ 와 $\sum \Delta \epsilon^p_{cx}$ 를 0으로 가정하였으며, 각 단계에서의 첫번째 가정은 $\Delta \epsilon^p_{px}$ 와 $\Delta \epsilon^p_{cx}$ 를 0으로 가정하였다. 따라서 열원이 기준 위치를 지나지 않은 경우에는 식(24)의 ϵ^p_{px} 와 ϵ^p_{cx} 를 식(9), (14)에 대입하여 $\epsilon_{p0}, \epsilon_c, \epsilon_{c0}, \epsilon_d$ 를 계산한 후 식(5)와 식(10)에 의해서 변형을 ϵ_{px} 와 ϵ_{cx} 를 구하였다. 이값이 탄성한계내에 있을 경우에는 바로 구하는 변형율이 되고, 탄성한계를 넘는 경우에는 소성변형율을 구하기 위해서 먼저 다음식으로 표시되는 기계적 변형율을 계산하였다.

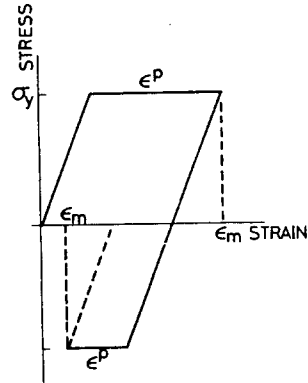
$$\epsilon_m = \epsilon_x - \alpha T \quad (25)$$

식(25)에서 구해진 기계적 변형율을 재료의 응력-변형을 곡선과 비교하여 소성변형율을 새로이 구하고(Fig. 2), 이값이 그 전과정에서 구해진 소성변형율값과 비교하여 그 차이가 5% 범위내에 들때까지 반복을 계속 하였다. 이와같이 구해진 변형율을 식(6)과 (11)에 대입하면 길이방향의 응력을 구할 수 있었다. 열원이 기준단면 QOD를 통과하여 용접결합이 이루어진 후에는 식 (15), (16), (17), (18)과 (23)을 이용하여 앞에서와 같이 반복 계산하여 변형율과 응력을 구하였다.



a) Elastic tension

b) Elastic-plastic tension



c) Elastic-plastic tension and compression

Fig. 2. Stress-strain relationships in loading and unloading

3. 실험

본 실험의 목적은 앞에서 제시한 이론적 해석 방법에 의해서 계산되는 온도분포와 잔류응력을 실험에서 측정된 값들과 비교함으로써 이론 해석 방법의 정확도를 평가하기 위함이다.

3.1 실험재료 및 용접부의 성질

본 실험에서 사용한 강관은 SA 210A1CF 재질이고 강판은 AISI 1015 재질이였으며, 이에대한 화학성분과 크기등은 Table 1에 나타내었다. 결함은 감호용접법으로 수행하였으며 채택된 용접조건들을 Table 2에 표시하였다. 수치해석에 의해서 계산할때 적용한 두 재료의 열적, 기계적 성질을 Fig. 3과 4에 도시하였는데 [11, 12] 두 재료는 항복 강도에 있어서만 차

Table 1. Chemical composition and specification of base metal.

element(%) item	element(%)				
	C	Si	Mn	P	S
membrane bar	0.16	0.19	0.55	0.015	0.013
pipe	0.23	0.21	0.56	0.022	0.013

1. Membrane bar; Thickness; 6.35mm
Width ; 76.5mm
Length ; 1000mm
Code ; AISI 1015
2. Pipe ; Thickness; 7.62mm
Out Dia. ; 82.55mm
Length ; 1000mm
Code ; SA 210A1CF

Table 2. Conditions of submerged arc welding

Filler metal	; Linde EH14, 3.2 mm in diameter
Flux	; KOBE G-55
Weld length	; 1 m
No. of Welding Pass	; one pass in one side only
Arc Current	; 400 Amp.
Arc Voltage	; 30 Volt
Arc Travel Speed	; 7mm/sec
Arc Efficiency	; 85%
Heat Input	; 2448 cal/sec ($h=0.247VI$)

이가 있고 다른 물성치들은 동일하다고 가정하였다. 평판과 관을 각각 1m씩 절단하여 Fig. 1과 같이 가공한후, 소재가공중에 발생하였을지도 모르는 잔류응력을 제거하기 위해서, 전기열처리로를 사용하여 시간당 55℃씩 일정하게 가열하다가 600℃에서 약 1시간동안 유지한후 다시 시간당 55℃씩 서서히 냉각시켰다.

용접한후 단면을 절단하여 macro etching한 조직 사진과 비커스 경도의 측정결과를 Fig. 5에 도시하였다. 용접부의 경도는 평판소재와 관소재의 중간경도로 나타나는데 이것은 용접재와 두 모재가 혼합되었기 때문이라 추측된다. 모재에서 용접부로 연결되는 부분에 특히 낮은 경도가 나타나는데, 이와같은 현상은 조직의 조대화(coarsening)에 의한 것으로 관찰되었다. Fig. 6. 용융부의 덴드라이트 조직과 모재 열영향부의 미세한 조직 사이에 입자의 크기가 커진 조직이 생성되는 것을 볼 수 있는데 이것은 유입된 열량이 대기중으로 빨리 전달되지 못하여 고온에서 입자가 성장하였기 때문이라 생각된다.

용접시에 발생하는 온도분포 및 용접후에 용접부

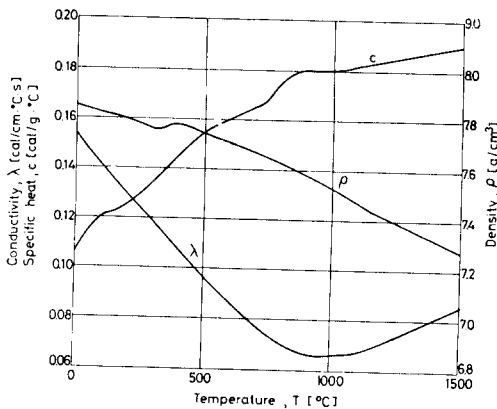


Fig. 3. Physical properties of base metals versus temperature

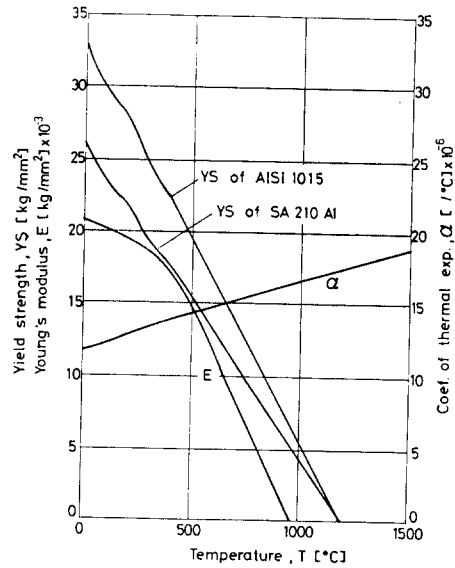
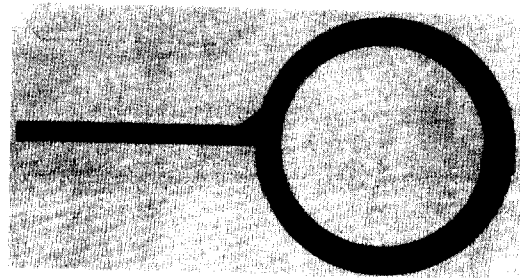
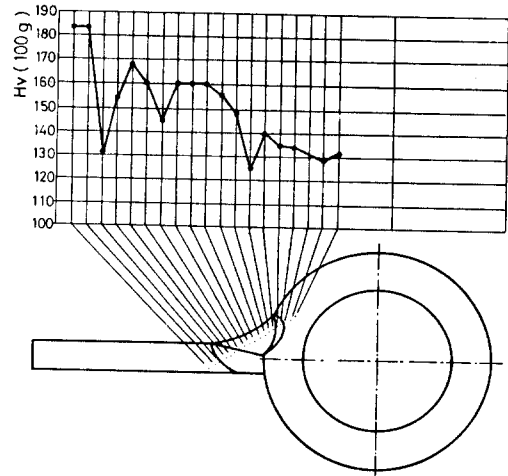


Fig. 4. Mechanical and thermal properties of base metals versus temperature



a) Cross section of the weldment



b) Hardness distribution in the weld metal and base metal

Fig. 5. Macroetched cross section of the weldment and hardness distribution

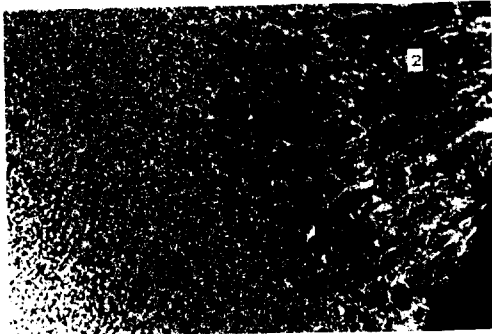


Fig. 6. Microstructure in the vicinity of the fusion boundary of pipe

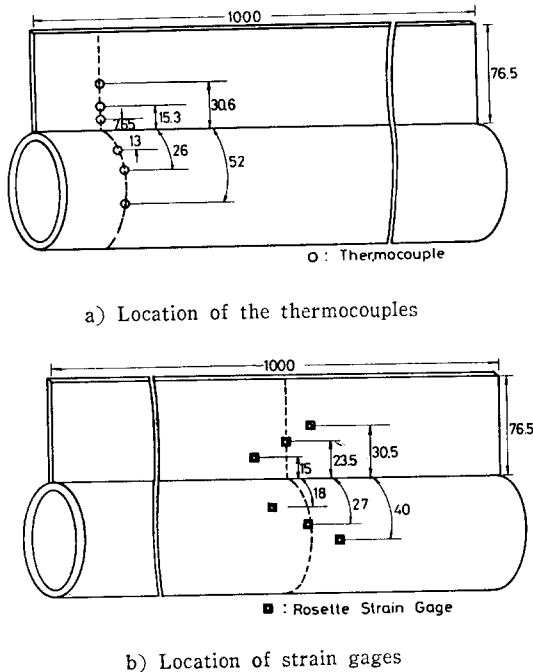


Fig. 7. Location of thermocouples and strain gages for the measurement of the temperature and residual stress.

에 생성된 잔류응력을 측정하기 위해서 Fig. 7에서와 같은 배열로 열전대와 스트레인 게이지를 부착하였다. 사용된 열전대는 NiCr-NiAl K-type로서 온도증가에 의해서 발생하는 전압을 오실로스코프로 기록하여 온도를 측정하였고, 잔류응력은 로셋트형의 스트레인 게이지를 사용하여 측정하였다. 채택한 측정방법은 blindhole 방법으로서 구멍직경의 약 1.2배 이상이 되는 깊이만큼 드릴링하였으며, 기계적인 드릴링시 발생하는 잔류응력의 영향을 최소화 하기 위

해서 알루미늄분말을 압축공기와 함께 고속으로 분사시켜 충격마찰에 의해서 구멍을 뚫었다.

4. 결과 및 토론

Fig. 8은 시간에 따른 평판에서의 온도분포의 변화에 대한 실험결과와 계산결과를 비교한 것이다. 온도측정은 용접시작후 4초되는 시점에 열원이 통과하는 위치에서 수행하였는데, 측정결과가 계산결과보다 상당히 낮게 나타나고 있다. 이것은 열전대의 유한한 크기로 인한 측정 위치의 오차, 온도분포를 계산할 때 선열원으로 가정한 이론전개의 무리, 열적물성치를 온도와 무관하게 일정하다고 한 가정의 무리등으로부터 기인한 것이라 추측된다.

Fig. 9는 아아크 주위에 분포되어 있는 소성응력 영역이 시간에 따라 변화하는 과정에 대한 계산결과를 도시하였다. 소성영역이 제일 처음 나타나는 것은 용접시작후 3.2초, 즉 아아크가 통과하기 0.8초전이었고, 아아크가 통과하는 순간에 용접부에 매우 큰 압축소성변형이 발생하였다. 아아크가 통과한 후에는 시간이 흐름에 따라 소성변형양의 크기는 점차 감소하나 소성영역은 약간씩 증가하는 경향을 나타내어, 관은 20초(용접 완료 후 16초)에서 소성영역 폭이 최대 26 mm까지 되었고 평판쪽은 40초(용접 완료 후 36초)에서 31 mm까지 소성영역이 넓어지나 그 이후에는 용접이 끝날때까지 더이상 증가하지 않고 있다.

용접중 응력의 변화상태를 폭방향에 대해서 Fig. 10에 도시하였다. 용접을 시작한지 4초후, 즉, 아아크가 막 통과하는 순간에 용접부에서의 응력 상태는 0이고 (즉 용융상태), 열영향부에서는 압축응력이었다가 모재 중간에서는 인장응력이 되고있다, Fig. 10(a). 용접 아아크가 통과하여 결합이 이루어진 다음에는 용접부의 수축으로 인해서 용접선을 중심으로 하여 평판과 관에 인장응력이 발생하고, 용접선에서 조금 멀리 떨어진 모재에서는 압축응력, 그리고 더 멀어지면 인장응력이 나타나고 있다(Fig. 10(b)). 용접후에 평판-관 결합부에 발생하는 잔류응력의 실험치와 계산치를 Fig. 10(c)에 나타내었는데, 용접급속과 모재의 열영향부에서는 인장잔류응력이 발생하고 모재쪽에서는 압축응력이 발생하고 있음을 알 수 있다. 발생하는 최대 잔류응력은 모재의 항복강도와 비슷하게 나타나고 있으며, 온도분포에 대한 계산결과가 측정결과와 상당한 차이가 있었음에도 불구하고

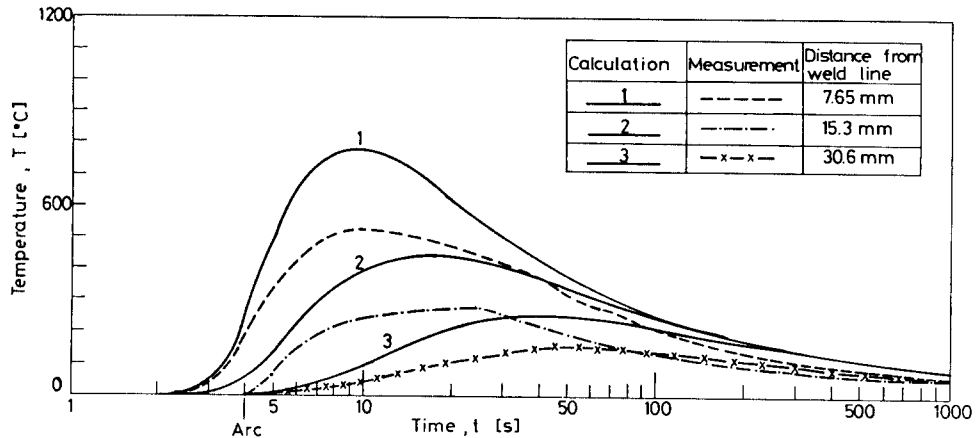


Fig. 8. Measured and calculated temperature changes in the plate

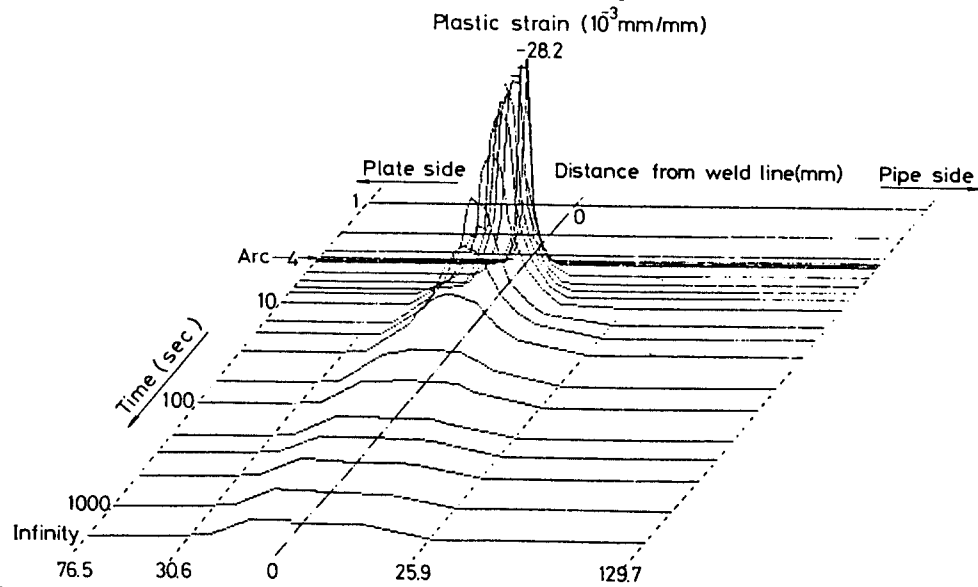


Fig. 9. Change of the calculated plastic strain in the weldment

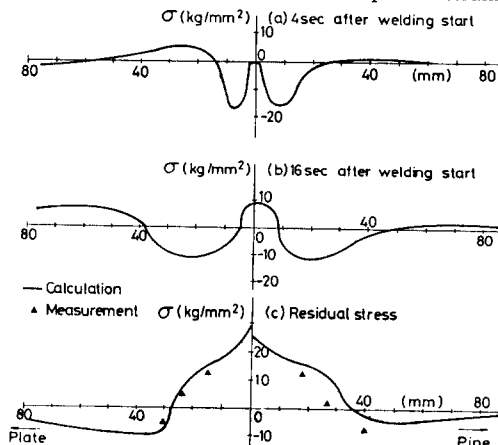


Fig. 10. Calculated and measured stress distribution in the weldment

고 잔류응력 측정결과와 계산결과와 매우 잘 일치하고 있었다. 이때 인장 잔류응력이 발생하는 용접부의 폭이 30-40mm에 달하고 있어 부식액과 접촉할 경우에는 응력부식현상이 쉽게 발생할 수 있는 문제점이 있음을 알 수 있다.

지금까지의 계산에서는 입열량이 모재의 두께에 비례한다고 가정하였으나 작업중에 불안정한 경우를 생각하여 열원이 한쪽으로 치우쳤을때의 용접잔류응력 분포에 대한 계산결과를 Fig. 11에 도시하였다. 입열량이 한쪽으로 치우치는 경우에는 입열량이 큰 부분에서 높은 잔류응력이 발생하고, 또한 잔류응력이 발생하는 영역의 폭도 더 커지게 됨을 알 수 있다. 그러나 최대잔류응력의 크기만을 고려할 때는 관쪽으로 많은 열이 유입될수록 용접부에서 발생하

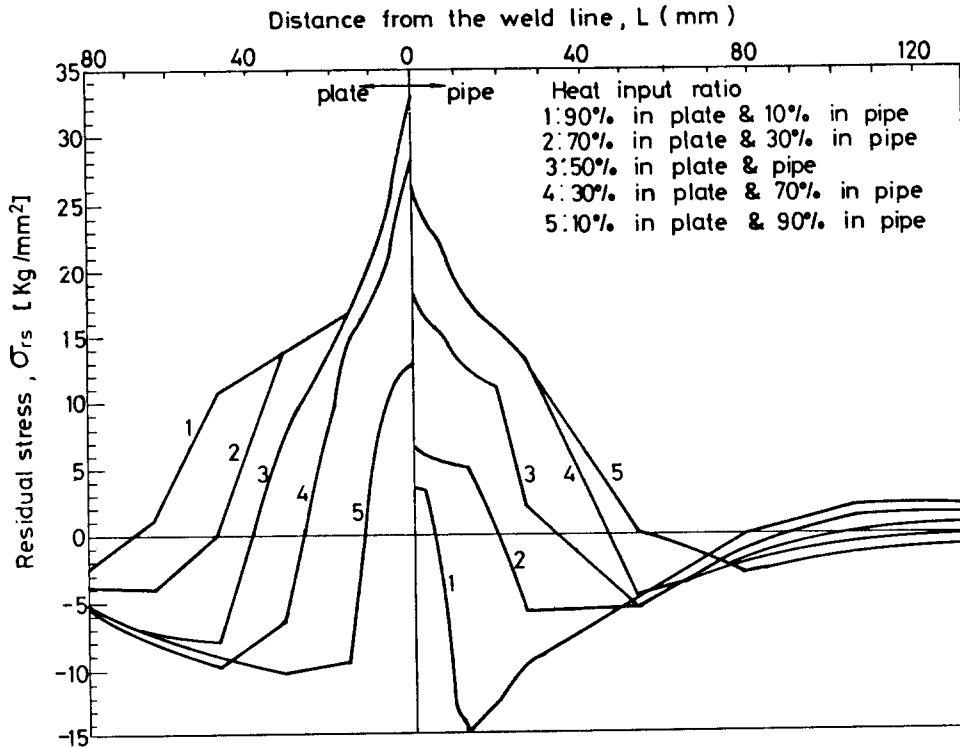


Fig. 11. Calculated residual stress distribution for various heat input ratios

는 최대잔류응력은 감소하게 되는데, 이것은 관의 모재가 갖고 있는 항복 강도가 평판 모재의 항복 강도 보다 더 작기 때문이다.

5. 결 론

관과 평판을 서로 연결하여 길이방향으로 용접하는 경우를 하나의 단순빔으로 가정하고 열응력과 변형율을 해석한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 본 연구는 1차원적 해석이며 재료가 완전탄소성 거동을 한다는 가정을 도입하였음에도 불구하고 평판과 관의 용접시 발생하는 잔류응력분포를 상당히 잘 예측할 수 있었다.
- (2) 잔류응력은 용접선에서는 모재의 항복강도에 가까운 인장응력이고, 용접선에서 멀리 떨어진 모재에서는 압축응력이다.
- (3) 관과 평판은 용접으로 결합하는 경우에 인장 잔류응력의 영역이 평판과 모재에서 각각 거의 40 mm 에 달하고 있어 응력부식에 대한 적절한 대책이

요구된다.

- (4) 관과 평판의 길이방향 용접시 입열량의 비가 변하면 잔류응력 분포에 큰 영향을 미친다. 열량이 많이 유입되는 부분에서 높은 인장 잔류응력이 발생하고, 이때의 인장 잔류응력영역도 넓어진다. 따라서 균일한 용접부를 얻기 위해서는 실제 용접시 아아크의 위치등에 대한 정확한 제어가 요구된다.

후 기

본 연구에서의 용접실험에는 조흥전기(주)의 잠호 용접기를 사용하였으며, 잔류응력의 측정은 현대중공업(주)의 용접 기술연구소에서 수행하였다. 도움을 주신 여러분께 깊이 감사드립니다.

참 고 문 헌

1. Okerblom, N. O., "The Calculation of Deformations of Welded Metal Structure", Mashgiz,

- Pubrication, Moscow (1955) 'Translated by Her Majesty's Stationery Office, London(1958).
2. Guyot, F., "A Note on the Shrinkage/ Distortion of Welded Joints", *Welding Journal*, 26(9), Research Supplement, pp.519-s to 529-s(1947).
 3. Campus, F., "Transverse Shrinkage of Weds", *Welding Journal*, 26(8), Research Supplement, pp.485-s to 488-s(1947).
 4. Fujimoto, T., "A Method for Analysis of Residual Welding Stresses/Deformations Based on the Inherent Strain", *일본용접학회지* 39(4), pp.236-252(1970).
 5. Kamteker, A. G., "The Calculation of Welding Residual Stresses in Thin Steel Plates", *Int. J. Mech. Sci.*, Vol.20, pp.207-227(1978).
 6. Agapakis, J. E. and Masubuchi, K., "Analytical Modelling of Thermal stress Relieving in Stainless and High Strenth Steel Weldments," *Welding Journal*, 63(6), Research Supplement, pp.187-s to 196-s(1984).
 7. Masbuchi, K., "Analysis of Welded Structure", Pergamon Press, New York(1980).
 8. Crandall, S. H., Dahl, N. C. and Larner, T. J., "An Introduction to the Mechanics of Solids", McGrawhill Kogakusha, Ltd, Tokyo(1972)
 9. 왕지석. "관용접에 있어서 응력과 변형율에 관한 연구", *대한 기계학회논문집*. 4(2), pp.63-69(1980).
 10. Mendelson, A., "Plasticity: Theory and Application", Mc. Millan Company, New York(1968).
 11. Toulonkian, Y. S., "Thermophysical Properties of High Temperature Solid Materials", Vol.3, Thermophysical Properties Research Center, Purdue University.
 12. Engineering Data for Stress Analysis, "Metal", Data No. 2A322-I, 2A131, THE BABCOCK & WILCOX COMPANY(1983).
 13. Gradshteyn, I. S. and Ryzhik, I. M., "Table of Integrals, Series and Products", Academic Press, New York(1980).