

**研究論文**

## 열탄소성 해석에 의한 원주용접 원통관의 잔류응력 예측과 그 영향에 대한 연구

柳 基 烈\* · 嚴 東 錫\*\*

### The Studies on the Prediction of Residual Stresses by Thermal Elasto-Plastic Analysis and its Effect for Circumferential Welded Cylinder

K. Y. Yoo\* and D. S. Um\*\*

**Key Words** : Thermal Elasto-Plastic Analysis (열탄소성 해석), Welding Residual Stresses (용접 잔류응력), Plastic Strain Increment (소성변형도증분), Steady State Heat Flow(정상 열유동), Heat Input (입열량)

#### Abstract

The buckling strength, fatigue strength, stress corrosion cracking are considerably effected on one of initial imperfections, the residual stresses produced by a circumferential weld between axisymmetric cylinders.

Therefore, we study the residual stresses, plastic strain and temperature distribution with using thermal elasto-plastic analysis which are generated by a circumferential weld between axisymmetric cylinders. It is investigated that welding residual stresses have an effect on the strength of cylinder for inner and outer shell under external pressure.

#### 1. 서 론

압력용기, 보일러 몸체, 잠수함/정 내압선체, 해양구조물, 배관구조물 등의 내·외압을 받는 원통관 구조물은 대부분 용접제작되어지며, 용접부의 국부적인 가열과 냉각과정 시 원통관 재료의 불

균일한 팽창과 수축이 발생되어 소성 변형도, 용접변형과 잔류응력이 발생된다.

원통관 원주용접시 발생하는 잔류응력의 해석법은 용접중의 열전도 과정 및 탄소성 과정을 컴퓨터로 추적하고 그 결과로 잔류응력과 용접변형을 계산하는 열탄소성 수치해석법과 재료의 탄성영역에서는 이론해를 계산하고 복잡한 탄소성 과정을 반

\* 1997년 6월 18일 접수

\* 정회원, 국방과학연구소, 부산대학교 대학원 박사과정

\*\* 정회원, 부산대학교 공과대학(부산대학교 기계기술 연구소)

복하는 국부영역의 변형도를 고유 변형도로 정의하여 실험값으로 해를 구하는 고유 변형도법 등이 있다.

S. Vaidyanathan 등은<sup>1)</sup> 무한한 길이를 가지는 원통관 원주용접 시의 입열량에 의해 발생하는 굽힘 모멘트를 계산하여 원통관에 분포되는 잔류응력의 탄성해를 구하였다. Y. Fujita 등은<sup>2)</sup> 탄성, 소성 및 열변형도 증분과 다항식으로 전개한 면의 굽힘과 형으로 원통관 원주용접 시 발생하는 용접변형과 잔류응력을 표현하고 탄소성 해석을 수행하였다.

K. Satoh 등은<sup>3,5)</sup> 원통관의 원주용접시 발생하는 고유 변형도 분포를 사각형상으로 제안하고 고유 변형도 분포와 원통관 끝단부의 경계조건등이 잔류응력과 용접변형에 미치는 영향을 연구하였다.

또한 원통관과 평판 용접결합부에 대한 1차원 탄성 해석<sup>6)</sup>과 초기 강성법을 이용한 2차원 평판용접의 열탄소성 해석<sup>7)</sup>, 유한요소법에 의한 박판용접의 2차원 비정상 열전도 해석<sup>8)</sup>등의 원통관, 평판 및 보에 대한 용접 잔류응력 연구가 국내에서 수행되었다.

본 논문에서는 원통관 원주용접선의 입열량을 순간열원으로 모델링하여 원주방향으로 수축되어 지는 굽힘변형의 경계조건이 만족하도록 열탄소성 이론전개와 Rayleigh - Ritz법을 적용한 원통관의 열탄소성 해석 전용프로그램을 개발하였다. 순간열원이 투입된 후, 시간증분에 따라 계속적으로 열전도를 추적하여 온도분포와 열 변형도를 계산하고, 이때의 소성 변형도와 원통관 내·외부 표면의 원주 잔류응력 및 원주용접선에 수직방향으로 발생하는 축 잔류응력 등 4종의 잔류응력을 계산하여 실험결과<sup>4)</sup>와 비교 검토하였다. 또한 용접 잔류응력이 외압을 받는 원통관 쉘의 강도에 미치는 영향을 해석하여 잔류응력 해소 필요성 등을 고찰하였다.

## 2. 원통관 쉘의 열탄소성 지배 방정식

### 2.1 온도분포

본 연구에서는 용접 입열량 Q를 순간열원으로 모델링하였으므로 초기온도  $\theta$ 는 순간열원의 크기에 따라 달라지며 용접 비드 폭 2h 외에는 가열되

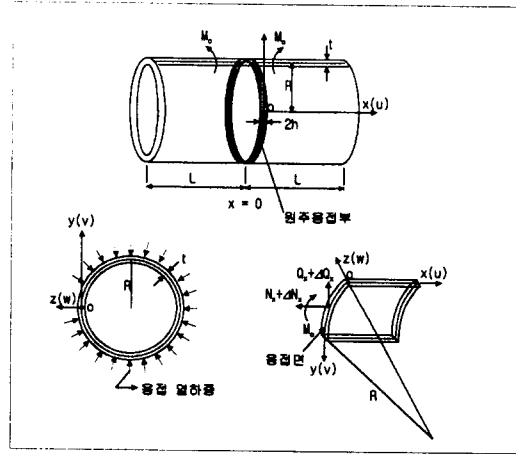


Fig. 1 Co-Ordinate System and Configuration of Thin Cylinder Shell

지 않도록 하였다. 원통관 쉘두께는 박판으로서 쉘두께 방향의 응력과 전단응력은 무시하였고 두께방향의 온도분포는 일정하다고 가정하였다.

그리고 Fig. 1과 같은 직교 좌표계에서 평면열원 작용시의 1차원 열탄소성 문제로 모델링하면 열전도 방정식은 다음 식과 같다.<sup>11)</sup>

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \kappa \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad \left\{ \begin{array}{l} = \theta \quad (-h < x < h) \\ = 0 \quad (|x| > h) \end{array} \right. \quad (1)$$

용접비드 폭의 크기가 2h로 매우 작은 반무한 물체에서 열 흐름이 시간에 무관한 정상 열유동과 초기 조건식을 고려하여 열전도 식을 구하고, 끝면이 있는 유한물체인 원통관에 적용할 수 있도록 반사되는 온도를 누적하는 경상법을 적용하여 유도한 다음 식으로 근사적 온도분포를 구하였다.

$$T(x, t) = \frac{\theta h}{2\sqrt{\pi \kappa t}} \cdot e^{-\frac{x^2}{4 \kappa t}} \cdot \left[ 1 + \frac{h^2}{96 \kappa t} \cdot \left( \frac{x^2}{\kappa t} - 2 \right) \right] + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\theta h}{2\sqrt{\pi \kappa t}} \cdot e^{-\frac{(2nL-x)^2}{4 \kappa t}} \cdot \left[ 1 + \frac{h^2}{96 \kappa t} \cdot \left( \frac{(2nL-x)^2}{\kappa t} - 2 \right) \right]$$

$$+ \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\Theta h}{2\sqrt{\pi \kappa t}} \cdot e^{-\frac{(2nl+x)^2}{4 \kappa t}} \cdot \left[ 1 + \frac{h^2}{96 \kappa t} \cdot \left( \frac{(2nl+x)^2}{\kappa t} - 2 \right) \right] \quad (2)$$

경상법을 적용한 (2) 식은  $x = \pm L$ 에 끝표면이 있고 두께가 매우 얇은 유한 원통관에서 임의의 점  $x$ , 임의의 시간  $t$ 일 때의 온도분포  $T(x, t)$ 를 표시하기 위하여 유도한 식이며  $x$ 점의 온도분포는 반복하여 반사되는 온도상승의 총합으로 나타냈고 2, 3항은 유한 원통관에 대한 온도분포 보정항이다. 여기에서  $Q = \Theta h$ 로서 단위길이당 입열량이고  $c$ 는 비열,  $\rho$ 는 밀도,  $h$ 는 용접비드 반폭,  $\Theta$ 는 용접 초기온도,  $\kappa$ 는 열확산율이다.

## 2.2 Rayleigh - Ritz법을 이용한 원통관 쉘의 처짐모델링

Fig. 1과 같이 쉘 두께의 중립에 좌표가 있는 원통관 쉘에 원주방향으로 등분포의 외부하중이 작용할 때의 굽힘 모우멘트  $M_0$ 는 쉘두께 방향의 처짐  $w$ 를 발생시키게 되고,  $x=0$ 에서의 기하학적 경계조건인  $dw/dx$ 가 영이 된다.<sup>9)</sup> 본 연구에서는 외부하중을 원주용접에 의한 용접 입열량으로 모델링하고 이때 발생하는 처짐과 굽힘응력으로 국부적인 소성 변형도와 잔류응력을 근사적으로 평가하고자 한다. 처짐  $w$ 을  $N$ 항의 미지계수  $a_i$ 와 기하학적 경계조건을 만족하는  $x$ 의 기지함수인  $f_i(x)$ 를 이용하면  $w = \sum_{i=1}^N a_i \cdot f_i(x)$ 로 표시할 수 있다. 그리고 다른 항은 모두 상수로 두고  $a_i$ 의 미소량  $\Delta a_i$ 만큼 변화시켜서 최적화된 처짐의 해를 구할 수 있는 Rayleigh-Ritz법을 이용하여 전개하면 처짐증분은 다음 식과 같이 된다.

$$\begin{aligned} \Delta w &= \Delta w_1 + \Delta w_2 + \dots + \Delta w_i + \dots + \Delta w_N \\ &= \sum_{i=1}^N \Delta a_i \cdot e^{-i\beta_0 x} \cdot (\cos i \beta_0 x + \sin i \beta_0 x) \quad (3) \end{aligned}$$

여기에서  $\beta_0 = [3(1 - \nu^2)(R \cdot t)^2]^{\frac{1}{4}} / k$ 이며,  $k$ 는 상수이고  $\Delta a_i$ 는 미정계수이다.

## 2.3 열탄소성 응력증분 및 변형도 증분

Fig. 1과 같은 형상과 좌표를 가지는 원통관 쉘의 변형도 증분-변위증분 관계식은 (4) 식과 같이 표시된다.

$$\begin{aligned} \Delta \epsilon_x &= \frac{\partial \Delta u}{\partial x} - z \cdot \left( \frac{\partial^2 \Delta w}{\partial x^2} \right) \\ \Delta \epsilon_y &= \frac{\Delta w}{R} \quad (4) \end{aligned}$$

용접열원이 투입된 후 시간의 경과에 따라서 열이 전도되어 열 변형도 증분이 생기며 전체 변형도 증분  $\Delta \epsilon_{ij}$ 은 탄성 변형도 증분성분과 소성 변형도 증분성분, 열변형도 증분의 총합으로 구성된다.

$$\Delta \epsilon_{ij} = \Delta \epsilon_{ij}^e + \Delta \epsilon_{ij}^p + \Delta \epsilon_{ij}^{\theta} \quad (5)$$

Fig. 1과 같이 축방향의 합응력  $N_x$ 는 원통관의 끝단이 구속되지 않고 자유로운 기하학적 경계조건이면 축방향 합응력 증분  $\Delta N_x$ 은 영이 되므로 다음 식으로 변위증분을 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} \Delta u &= -\nu \cdot \frac{\Delta w}{R} + (1 + \nu) \cdot \alpha \cdot \Delta T \\ &+ \frac{1}{t} \cdot \int_{-t/2}^{t/2} (\Delta \epsilon_x^p + \nu \cdot \Delta \epsilon_y^p) dz \quad (6) \end{aligned}$$

(3), (4), (5), (6) 식은 평면응력상태의 응력-변형도 관계식과 같게 되므로 열탄소성 응력증분과 변형도 증분은 다음식과 같이 표시된다.

$$\begin{aligned} \Delta \sigma_x &= -\frac{2E}{(1 - \nu^2)} \cdot \sum_{i=1}^N \Delta a_i i^2 \beta_0^2 \cdot e^{-i\beta_0 x} \\ &\cdot (\sin i \beta_0 x - \cos i \beta_0 x) \cdot z \\ &- \frac{2E}{(1 - \nu^2)} \cdot (\Delta \epsilon_x^p + \nu \Delta \epsilon_y^p) \\ \Delta \sigma_y &= E \cdot \sum_{i=1}^N \Delta a_i \cdot e^{-i\beta_0 x} \\ &\cdot \left[ \frac{1}{R} \cdot (\sin i \beta_0 x + \cos i \beta_0 x) \right. \\ &\left. - \frac{2\nu \cdot i^2 \cdot \beta_0^2}{(1 - \nu^2)} \cdot (\sin i \beta_0 x - \cos i \beta_0 x) \cdot z \right] \end{aligned}$$

$$-E \cdot (\Delta \epsilon_y^p - \alpha \Delta T) \tag{7}$$

$$\begin{aligned} \Delta \epsilon_x &= -\sum_{i=1}^N \Delta a_i \cdot e^{-i\beta x} \\ &\quad \cdot \left[ \frac{\nu}{R} \cdot (\sin i \beta_0 x + \cos i \beta_0 x) \right. \\ &\quad \left. + 2i^2 \beta_0^2 \cdot (\sin i \beta_0 x - \cos i \beta_0 x) \cdot z \right] \\ &\quad + (1 + \nu) \alpha \Delta T + (\Delta \epsilon_x^p + \nu \Delta \epsilon_y^p) \\ \Delta \epsilon_y &= \frac{1}{R} \cdot \sum_{i=1}^N \Delta a_i \cdot e^{-i\beta x} \cdot (\sin i \beta_0 x + \cos i \beta_0 x) \end{aligned} \tag{8}$$

### 3. 원통관 쉘의 열탄소성 해석

#### 3.1 초기 변형도법을 이용한 증분형 열탄소성 정식화

가상일의 원리를 적용하면 원통관에 축적되는 스트레인 증분  $\Delta U$ 는 가상일의 증분  $\Delta W$ 와 같게 되고 최소포텐셜 에너지 원리에 의하여 가상일의 증분은 영이 되며, 열탄소성 문제이므로 체적력, 표면력을 무시할 수 있다.

$$\Delta W = \Delta U = \Delta \Pi = 0 \tag{9}$$

$$\begin{aligned} \Delta U &= \frac{1}{2} \iiint \Delta \epsilon_{ij} \Delta \sigma_{ij} dV \\ &= \frac{2\pi R}{2} \int_0^l (\Delta \sigma_x \Delta \epsilon_x + \Delta \sigma_y \Delta \epsilon_y) dx \end{aligned} \tag{10}$$

(7), (8)식의  $\Delta \sigma_x$ ,  $\Delta \epsilon_x$ ,  $\Delta \sigma_y$ ,  $\Delta \epsilon_y$  를 (10)식에 대입하여 미정계수  $\sum_{i,j=1}^N \Delta a_i$ 에 대한 매트릭스로 표시하면 다음과 같다.

$$[M] \cdot \{\Delta a\} = \{\Delta h\} \tag{11}$$

여기에서,

$$[M] = \begin{bmatrix} m_{11} & \dots & m_{1i} & \dots & m_{1j} & \dots & m_{1n} \\ \vdots & & \vdots & & \vdots & & \vdots \\ m_{i1} & \dots & m_{ii} & \dots & m_{ij} & \dots & m_{in} \\ \vdots & & \vdots & & \vdots & & \vdots \\ m_{n1} & \dots & m_{ni} & \dots & m_{nj} & \dots & m_{nn} \end{bmatrix} \tag{12}$$

(11)식은 굽힘에 의해 발생하는 처짐량과 처짐형상에 따라서 달라지는 미지계수  $\{\Delta a\}$ 를 구하기 위하여 매트릭스형태로 표시한 것이다.  $[M]$ 은 원통관의 직경, 길이, 쉘두께 등의 원통관 재료의 특성과 원주용접에 의해서 발생하는 처짐량 및 처짐형상에 따라서 변화하는  $N \times N$  매트릭스로서 증분 이론을 이용한 열탄소성 해석시 열전도 과정과 무관하므로 한번 계산한 값을 계속 사용할 수 있다.

$\{\Delta h\}$ 는 각 시간증분구간에서 생기는 열 변형도 증분, 소성변형도 증분, 탄성변형도 증분에 의해서 발생하는 비선형 외력항으로서 열 변형도 증분은 온도증분에 의해서 결정할 수 있고 탄성 변형도 증분은 선형변화되므로 쉽게 결정되지만, 소성 변형도 증분은 비선형적으로 증감되므로 쉽게 구할 수 없으므로 본 연구에서는 초기 변형도법을 적용하였다.<sup>2)</sup>

#### 3.2 항복조건과 소성 변형도 수렴판정

열탄소성 해석시의 항복판정은 편차응력텐서  $\sigma_{ij}'$ 의 2차 불변량  $J_2'$ 와 재료의 특성치의 관계에 따라서 항복조건을 결정하는 von Mises의 降伏기 준식을 적용하였다.

$$\begin{aligned} J_2' &< Y^2(T)/3 : \text{탄성변형} \\ J_2' &\geq Y^2(T)/3 : \text{항복후 소성변형} \end{aligned} \tag{13}$$

여기에서  $J_2'$ 는 다음 식으로 표시된다.

$$\begin{aligned} J_2' &= [(\sigma_x + \Delta \sigma_x)^2 - (\sigma_x + \Delta \sigma_x)(\sigma_y + \Delta \sigma_y) \\ &\quad + (\sigma_y + \Delta \sigma_y)^2]/3 + (\tau_{xy} + \Delta \tau_{xy})^2 \end{aligned} \tag{14}$$

$Y(T)$ 는 온도  $T$ 에서의 재료 항복응력으로서 온도  $T$ 만의 함수이고 두께방향의 응력을 무시하는 평면응력 상태로 가정하였다.

또한 본 연구에서의 소성 변형도 증분의 수렴성은 초기 변형도법을 이용한 Fujita 등의 연구결과<sup>2)</sup>를 적용하여 모든 항복된 모든 소성 적분점에 대해  $i-1$ 번까지의 소성 변형도 증분총합  $\sum \Delta \epsilon^p_{i-1}$ 와  $i$ 번까지의 소성변형도 증분의 총합  $\sum \Delta \epsilon^p_i$ 로 구성된 다음 식에 의하여 수렴성을 판단하였다.

$$\left| \frac{\sum \Delta \epsilon'_i - \sum \Delta \epsilon'_{i-1}}{\sum \Delta \epsilon'_i} \right| \leq 0.0125 \quad (15)$$

### 3.3 항복된 적분점의 소성곡면이탈

(N+1) 단계가 끝난 후에는 (N+1) 개의 항복된 소성적분점이 생기게 되며 단계가 계속진행됨에 따라서 이미 항복되었던 점들이 소성곡면을 이탈하는 경우가 생기게 되고 이때에는 응력을 보정하여 소성곡면으로 복귀시켜야 한다.

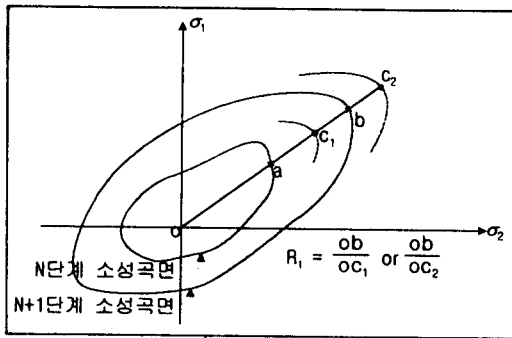


Fig. 2 Control of Increment in Yielding Surface

Fig. 2와같이 A곡면은 t시간인 N단계에서의 소성곡면이고 B는 t+Δt시간에 온도가 변화된 (N+1) 단계에서의 소성곡면이다. 그런데 N단계의 A소성곡면위의 a점에 있던 소성 적분점이 (N+1) 단계의 B소성곡면위에 있어야만 맞지만 실제의 계산결과가 c<sub>1</sub> 혹은 c<sub>2</sub>점에 위치할 때에는 B소성곡면의 b점에 위치하도록 조정해야한다.

따라서 N단계에서  $\sigma_{(N)}/Y^2_{(N)} = 1$ 인 소성적분점이 (N+1) 단계에서  $\sigma_{(N+1)}/Y^2_{(N+1)} \neq 1$ 로 소성곡면에서 이탈될 때 다음 식에 의해 계산한 R<sub>1</sub>값으로 수정하여 응력을 소성곡면으로 복귀되도록 조정하였다.

$$\frac{\sigma_{(N+1)}}{Y^2_{(N+1)}} = R^2_1 \quad (16)$$

## 4. 수치해석 및 결과고찰

### 4.1 수치해석 프로그램개발

원주용접부에 투입된 입열량에 의해서 쉘두께가 얇은 원통관에 분포되는 온도분포와 탄소성 변형도 증분 및 응력증분 등의 해석이 가능한 원통관 열탄소성해석 전용 프로그램을 개발하고 원통관의 열탄소성 해석을 하였다.

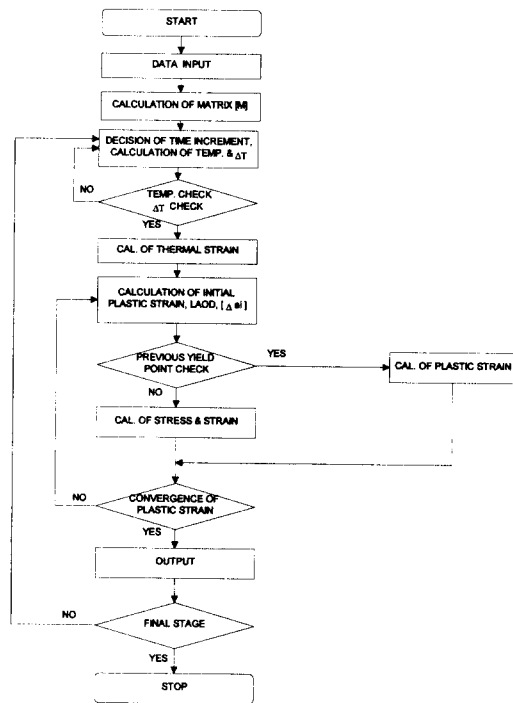


Fig. 3 Flow Chart

Fig. 1과 같이 직경 300mm, 쉘 두께 7mm, 길이 L이 150mm인 원주용접된 원통관 쉘의 적분점은 중립축을 기준하여 쉘 내·외부표면에서 x축 방향 2 mm간격으로 30점을 잡았다. 시간증분 Δt는 총 시간 200초까지 1초간격으로 각각의 시간증분에 대한 온도증분 ΔT을 계산하고 열전도로 인한 각 적분점의 온도분포를 200초까지 계속 추적하였으며 각 적분점에서 800 °C까지 온도상승후 하강할

때 열변형도를 계산하였다.

### 4.2 온도에 따른 재료특성

본 연구에서는 쉘두께가 얇은 원통관의 원주용접부에 순간열원이 투입되고 온도와 입열량은 1, 500℃, 3,000 cal/cm로 하였다. 그리고 온도분포는 1차원 열전도, 축대칭 문제로서 쉘두께 방향으로 균일한 온도분포이고 각변형도 없으며, 재료항복강도는 실온에서 25 kg/mm<sup>2</sup>, 350℃에서 21 kg/mm<sup>2</sup>, 350 ~ 700℃에서 온도에 따라 변화하고 800℃ 이상의 온도에서 영이 되는 것으로 하였다. 온도분포가 800℃이상에서 원래의 재료특성을 잃게되지만 급속학적 성질변화는 고려하지 않았고 다만 온도중분 및 온도분포만을 조사하였으며, 국부가열인 용접열에 의해서 발생하는 잔류응력 및 용접변형은 냉각속도에 주로 영향을 받게되므로 온도하강시만을 고려하였다. 재료는 탄소강으로서 특성은 영율 E = 21,000 kg/mm<sup>2</sup>, 포아슨 비  $\nu = 0.3$ , 비중  $\rho = 7.8 \text{ g/cm}^3$ , 비열  $c = 0.13 \text{ cal/g}^\circ\text{C}$ , 선팽창 계수  $\alpha = 1.1 \times 10^{-5} \text{ 1/}^\circ\text{C}$ , 열확산 계수  $\kappa = 0.10 \text{ cm}^2/\text{sec}$ , 열전도 계수  $\lambda = 0.03 \text{ cal/cm}^2\text{sec}^\circ\text{C}$ 로 잡았다.<sup>2)</sup>

### 4.3 수치해석 결과고찰

Fig. 1과 같은 형상의 원통관에 순간 용접열원 1500℃가 작용할 때 경상법을 적용한 식 (2)로 원통관 각 적분점 온도 분포를 계산하면 Fig. 4와같다. Fig. 4의 횡축은 원주용접부에 작용하는 순간용접열원으로 부터의 거리를, 종축은 시간이 경과함에 따른 온도분포를 나타내며, 30~40mm근처까지 약 300℃정도 분포됨을 알 수 있었고 50초후에는 열전달의 의미가 없어진다. 또한 Fig. 5는 용접후 일정 시간이 경과하였을 때 각 적분점에서 음의 값인 온도하강과 양의 값인 온도상승의 온도변화  $\Delta T$ 를 나타낸 도표로서 2초후에는 x=0인 점에서 150℃의 온도하강과 x=30mm 근처에서 75℃정도의 온도상승이 이루어지며 시간이 경과함에 따라 온도변화가 작아지고 20초후에는 거의 없어진다. 이러한 온도변화는 열 변형도와 열응력을 발생시키게 되어 잔류응력과 용접변형 분포에 큰 영향을 미치게 된다.

열탄소성 수치해석 결과인 잔류응력 분포를

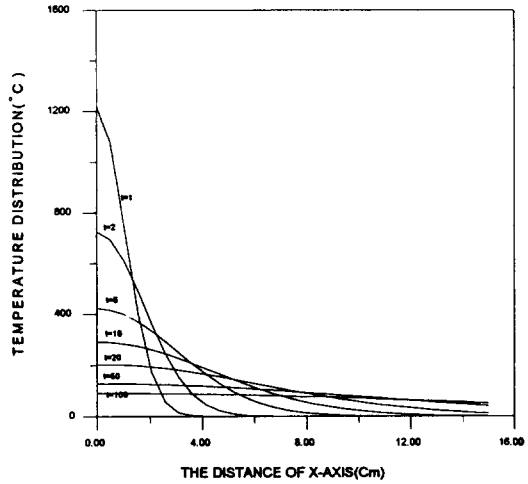


Fig. 4 Temperature Distribution of the Cylinder along x-Axis

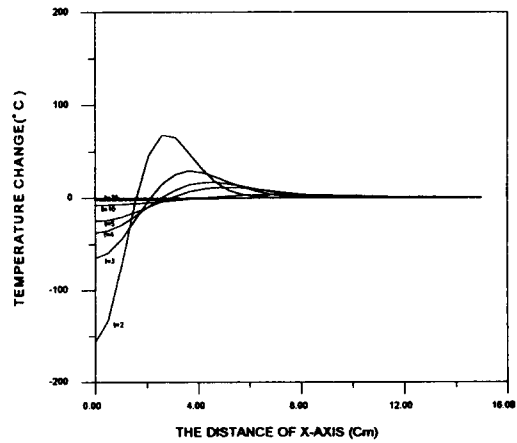
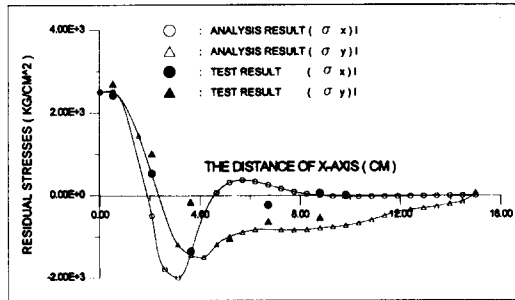


Fig. 5 Temperature Change ( $\Delta T$ ) of the Cylinder along x-Axis

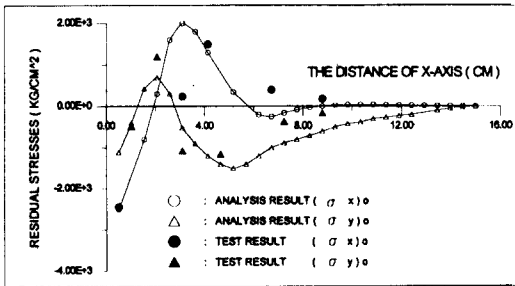
Fig. 6(a), (b)로 나타냈으며 원통관 쉘의 내부표면의 축응력 ( $\sigma_x$ )<sub>i</sub> 과 원주응력 ( $\sigma_\theta$ )<sub>i</sub>은 용접부 근방에서 최대 인장응력으로 나타남을 알 수 있었으며, x = 2cm근방에서 압축응력으로 바뀔을 알 수 있다. 또한 쉘내·외부표면의 축응력 ( $\sigma_x$ )<sub>i</sub>와 ( $\sigma_x$ )<sub>o</sub>는 대칭형상을 나타내고 있으며 외부표면의 원주응력 ( $\sigma_\theta$ )<sub>o</sub>는 비교적 복잡하고 작은 잔류응력으로 나타나고 있다.

수치해석을 위한 여러 가정에도 불구하고 수치

해석 결과인  $(\sigma_x)_1$ ,  $(\sigma_x)_m$ ,  $(\sigma_x)_i$ ,  $(\sigma_x)_o$  잔류응력의 분포는 엄, 류의 실험적 연구결과<sup>1</sup>와 유사한 양상으로 분포되어 있어 본 해석방법이 유용함을 확인할 수 있었다. 다만 최대 혹은 최소값의 작용위치와 크기 차이가 있지만 이러한 차이점은 각 변형과 열 발산 등을 고려하지 않은 계산오차와 실험시 계측오차 등이 복합되어 나타난 것으로 판단된다.



(a) Inner shell surface



(b) outer shell surface

Fig. 6 Residual Stresses of the Welded Cylinder along x-Axis

### 5. 잔류응력이 원통관 쉘강도에 미치는 영향

원통관에 존재하는 잔류응력이 외압이 작용되는 원통관 쉘의 강도에 미치는 영향을 해석하기 위하여 Fig. 7과 같이 T-형 보강환이 30cm 간격으로 부착되어 있고 외압 100 kg/cm<sup>2</sup>이 작용하는 원주용접된 원통관을 고려할 때, 원통관 쉘은 보강환의 지지력 영향을 받아서 불균일한 탄성 처짐과형을 보이고 있다. 외압에 의하여 발생하는 응력은

Von Sanden & Gunter의 식<sup>10</sup>에 의해 계산한 응력  $(\sigma_{m})_1$ ,  $(\sigma_{m})_m$ ,  $(\sigma_{m})_i$ ,  $(\sigma_{m})_o$ 를 Fig. 8(a), (b)의  $\diamond$ —,  $\circ$ —로 나타냈다. 이러한 응력은 막응력과 굽힘응력 성분의 조합으로 나타나게 되고 x=0 근처인 중앙부에서  $(\sigma_{m})_o = -22.7 \text{ kg/mm}^2$  응력과 x=15cm 근처인 보강환부의 원통관 쉘에 작용하는  $(\sigma_{m})_i = -23.5 \text{ kg/mm}^2$ 의 응력이 최대가 된다. 그리고 막응력이 굽힘응력보다 훨씬 크고 모두 부호가 “-”로 표시되는 압축응력으로만 나타나게 되며, 압축응력의 최대크기는 재료의 항복강도 25 kg/mm<sup>2</sup>을 넘지 않도록 조정하였고 인장강도는 35kg/mm<sup>2</sup>이다.

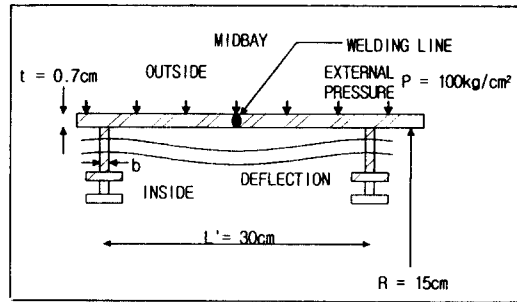
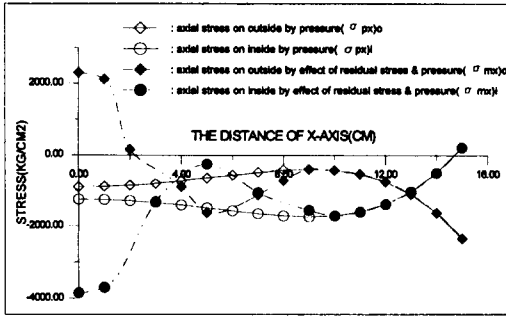


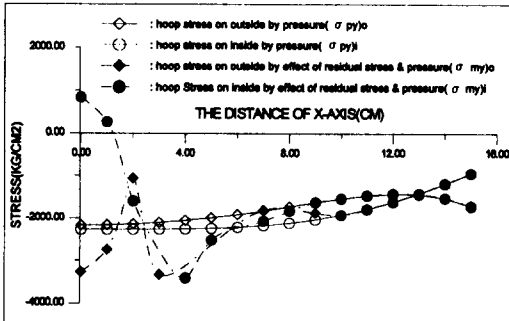
Fig. 7 The Stresses Analysis Model of Cylinder Section with Residual Stresses under External Pressures

Fig. 8(a)는 원주용접에 의해 생긴 축방향의 쉘 내·외부 잔류응력이 외압을 받는 원통관 쉘의 강도에 미치는 영향을 나타낸 도표로서 종축은 외압에 의해 발생하는 축방향 응력과 용접 잔류응력을 중첩하여 원통관 쉘에 작용하는 최종응력  $(\sigma_{m})_1$ ,  $(\sigma_{m})_o$ 를  $\dots\diamond\dots$ ,  $\dots\bullet\dots$ 곡선으로 나타냈고 횡축은 원주 용접부인 중앙부에서 부터 거리이다.

용접 잔류응력이 가장 영향을 많이 미치는 곳은 x=0~2cm 근처이고 x=2~9cm에서는 영향이 점차 감소되며 x=9~15cm에서는 영향이 거의 없음을 보이고 있다. 특히 x=0 근처에서  $(\sigma_{m})_i$ 는  $(\sigma_x)_i = 32 \text{ kg/mm}^2$  과  $(\sigma_{m})_i = -9.0 \text{ kg/mm}^2$ 의 응력 작용방향이 서로 반대이므로 응력해소 경향이 있으며,  $(\sigma_{m})_o$ 는  $(\sigma_x)_o = -25 \text{ kg/mm}^2$  과  $(\sigma_{m})_o = -11 \text{ kg/mm}^2$ 의 응력 작용방향이 동일하므로 재료의 파단 강도 수준의 높은 압축응력을 가진다. 따라서 용접 잔류응력은 용접선 근방에서 원통관 쉘 외부의



(a) The Effects of Axial Residual Stresses on Inner and Outer Shell Surfaces by Circumferential Weld for Strength of Cylinder under External Pressure



(b) The Effects of Hoop Residual Stresses on Inner and Outer Shell Surfaces by Circumferential Weld for Strength of Cylinder under External Pressure

Fig. 8 The Effects of Residual Stresses by Circumferential Weld between Axisymmetric Cylinders for Strength of Cylinder under External Pressure

축방향 최종응력 ( $\sigma_{mx}$ )<sub>0</sub>의 증가를 야기시켜 강도저하를 초래하나 원통관 쉘 내부의 축방향 최종응력 ( $\sigma_{mx}$ )<sub>1</sub>는 응력해소 경향을 가지게되어 원통관 강도에 유리하게 작용한다.

Fig. 8(b)는 원통관의 원주용접에 의해 발생하는 원주방향의 쉘 내·외부 잔류응력이 외압을 받는 원통관 쉘의 강도에 미치는 영향을 나타낸 도표로서 종축은 외압에 의해 발생하는 원주응력 ( $\sigma_{my}$ )<sub>0</sub>, ( $\sigma_{my}$ )<sub>1</sub> 및 용접잔류응력 ( $\sigma_{iy}$ )<sub>0</sub>, ( $\sigma_{iy}$ )<sub>1</sub>를 중첩하여 원통

관 쉘에 작용하는 최종응력 ( $\sigma_{mx}$ )<sub>1</sub>, ( $\sigma_{my}$ )<sub>0</sub>를 ...◆... , ...●...곡선으로 나타냈고 횡축은 원주 용접부인 중앙부에서 부터 거리이다.

용접 잔류응력의 영향이 가장 큰 부위는 x=0~1cm 근처이지만 x=1~7cm에서도 재료의 항복강도 절반 정도의 상당히 큰 최종응력이 발생되며 x=10~15cm에서는 영향이 없음을 보이고있다. ( $\sigma_{my}$ )<sub>0</sub>분포는 x=0 근처에서 ( $\sigma_{iy}$ )<sub>0</sub> = 30 kg/mm<sup>2</sup>과 ( $\sigma_{mx}$ )<sub>1</sub> = -22.0 kg/mm<sup>2</sup>으로서 응력 작용방향이 서로 반대이므로 응력해소 경향이 보이지만 x=4cm근방에서는 응력작용방향이 일치하여 재료의 파단강도 수준까지 압축응력이 작용됨을 보여주고 있다. 또한 ( $\sigma_{my}$ )<sub>0</sub>분포는 x=0와 x=4cm에서 ( $\sigma_{iy}$ )<sub>0</sub>와 ( $\sigma_{mx}$ )<sub>1</sub>의 응력 작용방향이 일치하여 재료의 파단강도 수준의 높은 압축응력을 가진다. 따라서 용접 잔류응력은 x=4cm 근방에서 원통관 쉘 내부의 축방향 최종응력 ( $\sigma_{mx}$ )<sub>1</sub>의 증가를 초래하여 강도저하가 되며, 잔류응력의 영향으로 인하여 원통관 쉘 외부의 x=0과 x=4cm에서 최종 원주응력 ( $\sigma_{my}$ )<sub>0</sub>증가가 생기므로 원통관 강도가 약해진다.

## 6. 결 론

본 논문에서는 원통관의 원주용접시 원통관 쉘 내·외부에 발생하는 잔류응력의 해석이 가능한 열탄소성 수치해석 기법을 개발하고, 용접열의 분포와 잔류응력해석을 수행하였으며 외압을 받는 원통관의 강도에 용접 잔류응력이 미치는 영향을 고찰한 결과를 요약하면 다음과 같다.

- 1) 원통관 원주용접시 발생하는 잔류응력 수치 해석 결과는 실험에 의해서 계측된 잔류응력과 유사한 분포양상을 나타냈다.
- 2) 원주용접부 근처의 원통관 쉘 외부표면에서의 축방향 잔류응력은 내압경우와 달리 외압에 의해 발생하는 압축응력과 중첩되면 원통관 쉘 강도에 큰 영향을 미친다.
- 3) 원통관 쉘 내·외부표면에서의 원주방향 잔류응력은 외압에 의해 발생하는 응력과 중첩되어 용접선에서부터 4cm까지 내압을 받는 경우와 달리 큰 압축응력을 발생시켜 원통관 쉘 강도에 큰 영향을 미친다.



- 4) 용접열 전달에 의한 원통관 쉘에서의 온도분포 해석결과, 용접부에서 2cm정도까지 1200~400℃ 정도의 온도분포가 되어 용접 잔류응력 발생의 원인을 제공하였다.
- 5) 용접 잔류응력은 외압을 받는 원통관의 강도에 상당한 영향을 미치므로 잔류응력 해소나 안전계수를 고려한 원통관 구조설계가 바람직할 것이다.

### 참 고 문 헌

1. S. Vaidyanathan, A. F. Todaro, I. Finne : Residual Stresses due to Circumferential Welds, Trans. ASME Journal of Engineering Materials and Technology, pp233 - 237, 1973. 10
2. Y. Fujita, T. Nomoto, H. Hasegawa : Studies on Thermal Elasto - Plastic Problem (4th Report) - Welding Deformations and Residual Stresses due to Circumferential Welds in Cylindrical Shell-, 일본 조선학회 논문집 Vol. 146, pp383 - 392, 1979. 12
3. K. Satoh, M. Toyoda, K. Nahara, Y. Suita, M. Tanaka, T. Hirano : Residual Stresses and Deformations in thin Cylindrical Shells due to Circumferential Welds, 일본 용접학회 지 제52권 제2호, pp15 - 21, 1983
4. 엄 동석, 류 기열 : 원통관의 원주용접시 발생하는 잔류응력에 관한 실험적 연구, 대한용접학회지 제15권 제2호 pp149-156, 1997. 4
5. K. Satoh, M. Toyoda, Y. Suita, M. Tanaka, T. Hirano : Controlling Parameters of Residual Stresses and Deformations in welded thin Cylindrical Shells, 일본 용접학회지 제2권 제3호, pp135 - 140, 1984
6. 나 석주, 김 형완 : 평판·관구조물 용접시 발생하는 응력 및 변형율에 관한 연구, 대한용접학회지 제4권 제2호, pp30 - 39, 1986
7. 장 창두, 서 승일 : 열 탄소성해석에 의한 잔류응력 계산, 대한용접학회지 제6권 제4호, pp35 - 43, 1988
8. 방 한서 : 유한요소법에 의한 박판용접의 2차원 비정상 열전도해석, 대한 조선학회지 제27권 제4호, pp43 - 50, 1990
9. S. P. Timoshenko, S. Woinowsky - Krieger : Theory of Plates and Shells, pp466 - 566
10. K. Von Sanden and K. Gunter : The Strength of Cylindrical Shells, Stiffened by Frames and Bulkheads, under Uniform External Pressure on all Sides, TMB, Report T-38, March 1952
11. 渡邊正紀, 佐藤邦彦 : 溶接力學とその應用, 朝倉書店, pp160-268, 1965