

## 열탄소성 해석에 의한 원주용접 열변형에 대한 연구

김용섭\*, 정충훈\*\*, 김백현\*\*

\* 홍익대학교 조선해양공학과 교수, \*\* 홍익대학교 조선해양공학과 대학원

### (A Study on the Thermal Deformation of Circumferential Welding by Thermal Elasto-Plastic Analysis.)

Yong Seop Kim, Choong Hoon Chung, Back Hyun Kim

**Key Words** : Finite element method, thermal stress, thermal elasto-plastic analysis, deformation

#### Abstract

Residual stresses and thermal deformation of a structure due to welding are very important factors for a weld design. It has been carried theoretical analysis to investigate influence of heat flux to residual stresses and thermal deformation produced by circumferential welding. Temperature, stresses and deformation are obtained as a function of circumferential degree and distance from welding center line. These results can be applied to predict and remove the deformation or residual stresses built up by welding.

### 1. 서론

부재를 용접에 의하여 결합할 경우 접합부는 용접열에 의하여 국부적으로 용융되는 동시에 모재의 온도가 위치에 따라 심하게 차이가 나기 때문에 열응력이 발생하게 된다. 이 열응력은 열에 의하여 항복응력이 더욱 낮아진 모재에 소성변형을 일으키고, 이후 냉각과 수축과정을 거치면서 부재 내부에 잔류응력이 생성되게 한다. 이렇게 발생한 잔류응력은 재료의 강도를 저하시키고 변형을 유발하여 구조물의 치수 정밀도를 떨어지게 한다.

용접에 의하여 이렇게 발생한 잔류응력을 이완시키고 변형을 수정하기 위하여 후열처리법이 주로 이용되는데, 이를 위하여 먼저 용접에 의하여 발생하는 잔류응력과 변형에 대한 정확한 예측이 필요하다.

용접 변형과 잔류응력을 해석하기 위한 연구는 용접부의 열진달 해석을 통하여 온도분포를 구하고 이 결과를 이용하여 탄소성 해석을 함으로써 잔류응력과 변형을 구하는 열탄소성해석법과 비교적 해가 간단한 탄성영역은 이론적

계산을 통하여 해를 구하고 비선형 탄소성영역에 대해서는 그 변형도를 실험값을 이용하여 구하는 고유변형도법과 용접에 의하여 발생하는 응력과 변형을 직접 측정하고 분석하는 실험적 연구 등으로 구분되고 있다.

엄동석과 유기열(1997)은 원통관의 직경 및 두께와 같은 제원과 용접 입열량, 용접온도 등과 같은 용접 조건 변화가 용접잔류응력에 미치는 영향에 대하여 실험을 통하여 연구하였고, 박정웅(1999)은 강판의 적재 및 제조 시 필연적으로 내재하는 초기변형과 초기잔류응력이 용접변형·잔류응력에 미치는 영향에 대하여 열탄소성대변형해석 프로그램의 신뢰성을 실험에 의해 검증하였다.

고전적인 고유변형도 이론의 한계를 극복하기 위하여 유한요소법을 응용하여 대형 구조물의 구조해석을 통해 변형을 예측하기 위한 연구(서승일, 장창두, 1997), (Ueda, and Yamakawa, 1973)와 고유변형도를 실험에 의해 얻어서 판 구조물의 각변형 및 수축 변형을 구하였다. (Watanabe, and Satoh, 1961), 판재의 비드

용접과정에서 열응력과 각변형의 발생기구 및 크기를 판재 단면에 대한 2차원 유한요소해석을 통해 규명하고자 할 때 판재의 3차원 특성을 용접도중에 단면 전체가 길이 방향으로 동일한 크기의 변형율을 갖는다고 가정하는 구속경계조건으로 설정함으로써 2차원 해석으로도 더욱 실제에 근접한 해석이 가능함을 제안한 연구(배강열,최태완,1999)도 있다.

경계조건을 만족하는 근사해에서 출발하여 잔류응력을 계산하는 방법을 제안 한 연구(장창두,서승일,1989), 그리고 열전달 과정에 따른 열탄소성 과정을 추적하여 최종적인 잔류응력을 구하고자 한 연구 (장창두,서승일,1988), (Masubuchi,1978)와 고유변형도법을 이론적 근거로 하여 보강판의 용접변형을 범용 유한요소 해석 프로그램인 ANSYS 상에서 해석할 수 있는 매크로를 작성하였다. (이창현,1997), (Masubuchi, and Papazoglou, 1978)

## 2. 이론해석

### 2.1 이론해석부 형상 및 좌표계

Fig.1은 본 연구에서 잔류응력과 열변형을 구하기 위하여 사용된 용접부의 기하학적 형상을 나타낸 것으로 길이는 300mm, 외경 12mm의 강관으로 강관에 원주용접에 의해 부착되어 있다. 관의 길이 방향을 z축, 원주방향을 y축 그리고 반경방향을 x축으로 하였다. 강관의 두께는 2mm이고 제작과 운반과정에서 발생할 수 있는 초기변형은 없는 것으로 가정하였다.

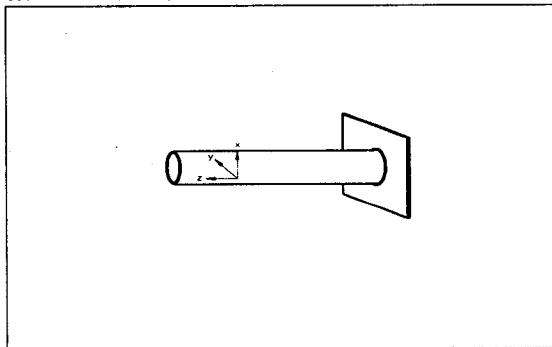
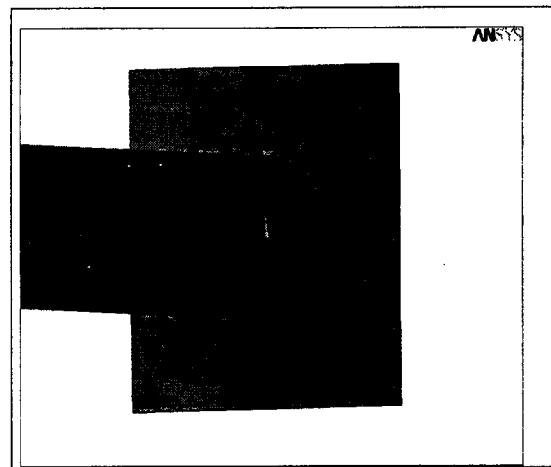
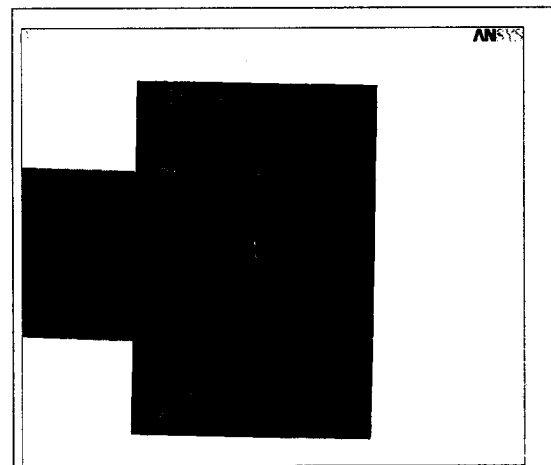


Fig.1 Discription of Analyzing Model



(a)



(b)

Fig.2 Shapes of bead production

Fig.2는 용접에 의한 비드 생성과정을 나타낸 것인데, (a)는 90° 만큼 용접이 진행되어 비드가 생성된 것을 나타낸 것이며, (b)는 270° 만큼 생성된 비드를 나타낸 것이다.

모델링시 용융상태로 용접봉으로부터 유입되는 용입금속에 의한 열유입은 요소생성법을 이용하여 초기 온도가 2000℃인 요소가 용접봉의 뒤에서 생성되도록 하였다. 초기온도로는 20℃를 주었으며, 비드의 온도는 2000℃로 하였고, 고상의 온도는 1427℃, 액상의 온도는 1482℃를 주었다.

용접의 속도는 6mm/sec 로 고정 하였다.

비드의 다리 길이는 1mm이며, 용접이 진행됨과 동시에 비드가 형성되는 것을 보여준다.

## 2.2 지배 방정식

### 2.2.1 온도 분포 문제

용접 현상을 해석하기 위해서는 용융 현상을 포함한 판의 열전도 해석과 열변형에 의한 열탄소성 해석이 필요하다. 열탄소성 해석을 위해서는 열하중이 필요하며, 열하중은 열전도 해석을 통하여 계산되어 진다. 그러므로 용접 해석의 첫 번째 단계는 열전달 해석을 위한 온도장 문제이다. 용접의 경우 용접봉과 모재 사이에서 발생된 아크에 의하여 고온의 열이 발생되어 모재로 유입되고, 아크에 의해 용접봉에서 용융된 금속이 모재에 용착되며 고온이 열유입이 발생된다. 이러한 국부적이고 불균일한 고온의 열유입이 용접 온도장 문제의 특성이며, 이로 인하여 발생하는 금속의 상변화에 의하여 문제가 더욱 복잡하게 된다.

### 2.2.2 열전도 방정식

직교 좌표계에서 미소요소 내에서 열이 생성되지 않는 경우에 단위 면적당 열전도는 다음 식 (1)과 같이 나타낼 수 있으며 온도 T는 시간과 공간의 함수로서  $T = T(x,y,z,t)$ 가 된다.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[ k \frac{\partial T}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[ k \frac{\partial T}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[ k \frac{\partial T}{\partial z} \right] = \rho C \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1)$$

여기서, t는 시간[sec], k[W/m °K]는 모재 및 용접봉의 열전도 계수,  $\rho$ [Kg/m<sup>3</sup>]는 모재 및 용접봉의 밀도, C[J/Kg °K]는 용착금속의 비열을 나타낸다.

위 식 (1)의 해를 구하기 위한 경계조건은 온도 경계조건, 열유속 경계조건, 대류열전달 경계조건이 필요하며, 온도 경계조건은 특정 표면에서 일정한 온도  $T_s$ 가 유지되는 경우 인데, 본 연구에서는  $T_s = 20^\circ\text{C}$ 이다.

$$T = T_s \quad (2)$$

열유속 경계 조건은 외부에서 표면을 통하여 유입되거나 방출되는 열전도 양에 해당되며 열유속  $q_n^S$ 은 위치와 시간에 따른 함수 또는 상수가 될 수 있고 단위 면적당 열전도 양을 다음 식 (3)과 나타낸다.

$$q_n^{Sk} = k \frac{\partial T}{\partial n} \quad (3)$$

여기서 첨자 n은 면에 대한 수직 방향을 나타낸다.

열유속 경계 조건에는 복사열전달에 의하여 방출되는 열유속이 포함되며 단위 면적당 복사열전달에 의한 열유속은 Stefan-Boltzman 법칙에 의하여 다음 식(4)와 같이 된다.

$$q^S = \sigma(T_s^4 - T_e^4) \quad (4)$$

여기서  $T_s$ 는 표면온도,  $T_e$ 는 주변온도 이고,  $\sigma$ 는 Stefan-Boltzman 상수 A는 전열면적이다. 그러나 실제 표면에서의 열전달은 이상적인 복사 열전달보다 적은 값을 가지게 되므로 방사율  $\epsilon$ 이 이용되고 있고 단위면적당 열전달 양은 다음 식 (5)와 같이 쓸 수 있다.

$$q^S = \epsilon\sigma(T_s^4 - T_e^4) \quad (5)$$

대류경계조건은 주변 유체와 용접부 사이의 온도차에 의하여 유체의 밀도차가 발생함으로써 일어나는 냉각조건이며 국부 대류열전달계수 h를 사용하여 단위 면적을 통하여 미소요소로 유입되고 또 대류열전달에 의하여 냉각되는 열유동의 균형에 대한 관계는 다음 식 (6)과 같이 나타낸다.

$$k \frac{\partial T}{\partial n} = h(T_e - T_s) \quad (6)$$

위 식에서 좌변항은 단위면적을 통하여 열전도

에 의하여 미소요소로 유입되는 열량이고 우변 항은 대류열전달에 의하여 유출되는 열량 즉 냉각에 의하여 주변 유체로 전달되는 열량을 나타낸다.

대류문제에서는 대류열전달계수 산정이 매우 중요하며, 대류는 강제대류와 자연대류로 구분할 수 있다.

### 2.2.3 열유입

일반적인 전기 아크 용접의 경우에 열유입은 아크 열에 의하여 용접봉이 용융되어 용입됨에 따른 열과 아크 자체의 열유입으로 볼 수 있다. 아크는 용접봉과 모재 사이에서 발생하며 모재 표면을 통하여 열이 유입된다. 그러므로 지배 방정식의 표면 열유속 경계조건이 되며, 아크에 의한 열유속 분포는 용접봉을 중심으로 하는 Gaussian 분포로 가정한다.(Friedman, 1975)

$$q_n^s = k \frac{\partial T}{\partial n}$$

$$q_n^s(r) = q_{\max} e^{-cr^2} \quad (7)$$

c는 임의의 상수이고, r은 용접봉 중심에서 임의의 위치까지의 반지름 방향 길이이다. 용입재에 의한 열유입은 잠재 에너지 형태이며 해석에서는 용입재의 온도가 온도 초기 조건으로 주어지게 된다.(Friedman, 1975)(이동욱, 1995)

### 2.2.4 상변화

연강은 약 1450°C에서 용융과 응고에 의한 고상, 액상간의 상변화가 발생한다. 아크 용접인 경우, 용융된 용입 금속의 온도가 2400°C까지 되는 것으로 알려져 있으므로(I. S. Kim, A. Basu, 1998) 용접 시에는 상변화가 발생한다고 볼 수 있다. 따라서 용접에 대한 이론해석의 정밀도를 높이기 위해서는 이러한 상변화를 고려한 모델링이 사용되어야 하는데, 상변화를 모델링하기 위한 방법으로 잠열을 비열에 포함시키는 방법이 일반적으로 많이 이용되고 있다.

$$\rho C = \rho C \quad \text{when}$$

$$T < T_s \text{ or } T > T_L$$

$$= \rho C + \frac{L}{T_L - T_s} \quad \text{when}$$

$$T_s < T < T_L$$

(8)

여기서 L은 잠열,  $T_s$ 는 고상온도,  $T_L$ 는 액화 온도이다. 이 경우는 액상과 고상의 경계부에서 비열의 급격한 변화에 의하여 비선형 증분 방정식을 사용할 경우에 해의 안전성을 보장할 수 없다. 이러한 문제점을 해결하기 위하여 엔탈피 모델이 도입되었고(Morgan, 1978), 이를 1차원 Stefan 문제에 적용하여 그 타당성을 입증하였다.(Carslaw, and Jaeger, 1959) 엔탈피(H) 모델에서는 시간 증분  $\Delta t$  동안 내부 에너지 변화량  $\delta U$ 을 다음과 같이 정의한다.

$$\delta U \equiv {}^{t+\Delta t}U - {}^tU \equiv \rho C \delta T$$

$$\equiv {}^{t+\Delta t}H - {}^tH \equiv \delta H \quad (9)$$

위 식에서 볼 수 있듯이 비열을 온도에 대하여 적분하면 엔탈피가 되므로, 엔탈피는 비열과 같이 재료의 고유한 성질로 볼 수 있다. 그러므로 온도에 따른 비열을 적분하면 역시 온도에 따른 엔탈피 값을 구할 수 있다.

본 연구에서는 상변화를 고려한 온도 분포 계산을 위하여 온도에 따른 엔탈피값을 재료 성질로 사용하였다.

### 2.2.5 유한요소 정식화

식(1)의 지배 방정식에 가상일의 원리를 적용하면 다음과 같이 유한요소 행렬식을 구할 수 있다.

$$C\dot{T} + (K^k + K^c)T = Q^s + Q^c \quad (10)$$

여기서 C는 열용량 행렬, T는 임의 절점에서의 온도 벡터,  $K^k$ 은 열전도계수 행렬,  $K^c$ 은 대류

열전달 계수 행렬,,  $Q^S$ 은 유입 열 행렬,,  $Q^C$ 은 대류와 복사 열전달 행렬을 나타낸다. 상변화 문제에 대해서 열용량 행렬  $C$ 는 엔탈피표에서 계산되어진다.

용접 해석에서는 재료가 상당히 큰 범위의 온도를 경험하고, 각 재료 성질도 온도에 따라 변화가 크므로 과도 비선형 해석이 수행되어야 한다. 그러므로 위의 유한요소 행렬식은 시간적분과 반복 해법에 의하여 계산되어지며 최종적으로 각 질점에서의 온도를 구하게 된다.

## 2.3 열탄소성 문제

용접은 재료를 국부적으로 가열하여 매우 불균일한 온도 분포를 발생시킨다.

재료의 온도가 국부적으로 용융점 이상이 되어 고온에 의한 재료성질의 변화 때문에 소성 변형이 발생하고 이러한 소성현상은 비선형성 문제이며 이에 대한 해는 매우 복잡하고 해의 정확도를 얻기가 또한 힘들다.

### 2.3.1 재료 구성 방정식

응력-변형률 관계는 소성 변형률 증분을 구하기 위하여 필요한데 총 변형률은 탄성, 소성, 열변형률의 중첩으로 이루어진다고 가정하면 응력-변형률 관계식과 소성 변형률 증분은 다음 식 (11)-(13)과 같다.

$$\begin{aligned} \epsilon_{ij} &= \epsilon_{ij}^{el} + \epsilon_{ij}^{pl} + \epsilon_{ij}^{th} \\ \dot{\sigma}_{ij} &= C_{ijkl} (\dot{\epsilon}_{kl} - \dot{\epsilon}_{kl}^{th} - \dot{\epsilon}_{kl}^{pl}) + d_{ij} \dot{T} \\ d_{ij} &= \frac{dC_{ijkl}}{dT} C_{klmn}^{-1} \sigma_{mn} \\ \dot{\epsilon}_{ij}^{pl} &= \lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \end{aligned} \quad (11)$$

여기서,  $\sigma_{ij}$ 는 응력,  $\epsilon_{ij}$ 는 총연신율,  $\epsilon_{ij}^{el}$ 은 탄성연신율,  $\epsilon_{ij}^{pl}$ 는 소성연신율,  $\epsilon_{ij}^{th}$ 는 열연신율,  $\lambda$ 는 소성계수,  $C_{ijkl}$ 는 재료에 따른 변수,  $f$ 는 항복 함수를 나타낸다.

### 2.3.2 유한요소 정식화

일반적으로 용접의 기계적 현상은 대변형 문제에 속하는 것으로 가정할 수 있다. 그러므로 응력, 변형률은 일반적인 Cauchy 응력이 아닌 2nd Piola-Kirchohoff 응력, Green-Langrange 변형률이 사용되며, 이를 도입한 Total Lagrangian 정식화가 이루어진다.

시간  $t$ 에서 평형조건이 만족되었다고 가정하면,  $t+\Delta t$ 에서 평형조건은 다음과 같다.

$${}^{t+\Delta t}F - {}^{t+\Delta t}R = {}^{t+\Delta t}\Psi \quad (12)$$

여기서,  $F$ 는 내력벡터,  $R$ 은 외력벡터, 그리고  $\Psi$ 는 잔류력 벡터를 나타낸다.

위 식은 비선형성을 가지고 있으므로 반복해법에 의하여 특정 오차 이하를 가지는 해를 구하여야 한다. 반복해법으로 Newton-Raphson 방법 등이 사용되며 이것을 적용하고 반복횟수를  $i$ 로 표기하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} {}^{t+\Delta t}K^{(i-1)} \Delta u^{(i)} &= {}^{t+\Delta t}R - {}^{t+\Delta t}F^{(i-1)} \\ {}^{t+\Delta t}K^{(i-1)} &= \left. \frac{\partial {}^{t+\Delta t}F}{\partial {}^{t+\Delta t}u} \right|^{(i-1)} \\ {}^{t+\Delta t}u^{(i)} &= {}^{t+\Delta t}u^{(i-1)} + \Delta u^{(i)} \\ {}^{t+\Delta t}X &= {}^0X + {}^{t+\Delta t}u \end{aligned} \quad (13)$$

초기조건은  ${}^{t+\Delta t}K^{(0)} = {}^tF$ ,  ${}^{t+\Delta t}u^{(0)} = {}^tu$

여기서  $u$ 는 변위벡터,  $K$ 는 강성행렬,  $X$ 는 변형량 구배를 나타낸다.

본 논문에서는 위의 과정을 상용 코드인 ANSYS 5.5를 이용하여 계산하였다.

### 3. 결과 및 고찰

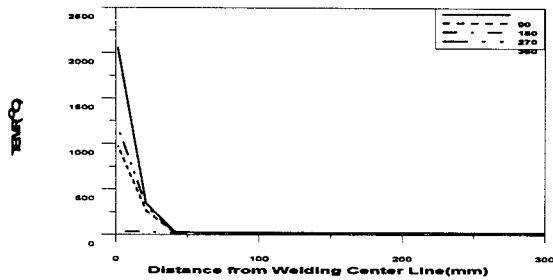


Fig.3 Temperature Distribution for a various distance from Welding center line  
(On the case of welding has been carried out to 90° )

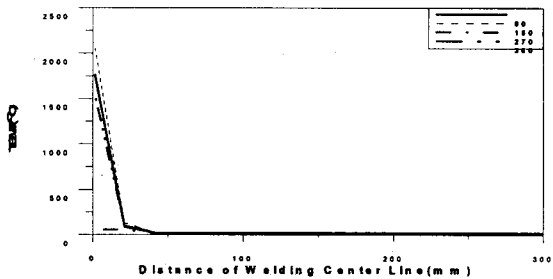


Fig.4 Temperature Distribution for a various distance from Welding center line  
(On the case of welding has been carried out to 180° )

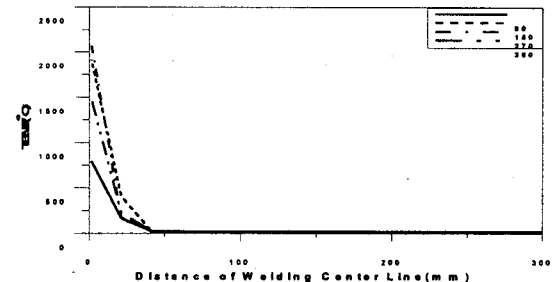


Fig.5 Temperature Distribution for a various distance from Welding center line  
(On the case of welding has been carried out to 270° )

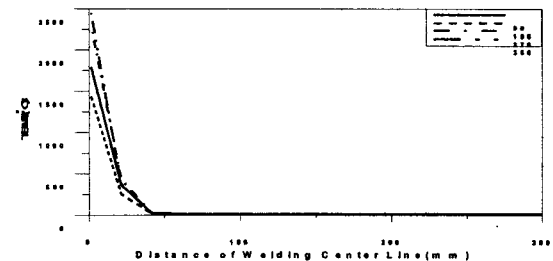


Fig.6 Temperature Distribution for a various distance from Welding center line  
(On the case of welding has been carried out to 360° )

Fig.3은 용접이 90° 만큼 진행되었을 때 용접 중심선으로부터 길이방향으로 거리 변화에 따른 온도분포를 나타낸 것이다. 실선은 90°, 점선은 180°, 일점쇄선은 270°, 이점쇄선은 360°에서의 길이방향 온도분포를 나타낸 것인데, 이것을 살펴보면 90°에서의 온도가 2056°C로 가장 높고, 그 다음으로 0°일 때 온도가 1176°C, 180°일 때 온도가 972°C, 270°일 때 30°C로 온도가 가장 낮았다.

여기서 90°에서 최고온도를 가지는 이유로는 모재의 용접 진행이 90°까지 이루어졌기 때문이다.

41mm까지는 급격한 온도구배가 있었으나, 그 이후부터는 20°C로 온도의 변화가 없었다.

Fig.4은 용접이 180°만큼 진행되었을 때 용접 중심선으로부터 길이방향으로 거리 변화에 따른 온도분포를 나타낸 것이다.

실선은 90°, 점선은 180°, 일점쇄선은 270°, 이점쇄선은 360°에서의 길이방향 온도분포를 나타낸 것인데, 이것을 살펴보면 180°에서의 온도가 2057°C로 가장 높고, 그 다음으로 90°일 때 온도가 1763°C, 270°일 때 온도가 920°C, 360°일 때 58°C로 온도가 가장 낮았다.

여기서 180°에서 최고온도를 가지는 이유로는 용접 진행이 180°까지 이루어졌다는 것을 보여준다.

그리고, Fig.3과 마찬가지로 41mm까지는 급격한 온도구배가 있었으나, 그 이후부터는 20°C로 온도의 변화가 없었다.

Fig.5는 용접이 270°만큼 진행되었을 때 용접 중심선으로부터 길이방향으로 거리 변화에 따른 온도분포를 나타낸 것인데, 실선은 90°, 점선은 180°, 일점쇄선은 270°, 이점쇄선은 360°에서의 길이방향 온도분포를 나타낸 것이다. 이것을 보면 270°에서의 온도가 2095°C로 가장 높았으며, 180°일 때 온도가 1915°C, 360°일 때 온도가 1484°C, 90°일 때 792°C로 온도가 가장 낮았다.

여기서 270°에서 최고온도를 가지는 이유로는 용접 진행이 270°까지 이루어졌기 때문이다. 41mm까지는 급격한 온도구배가 있었으나, 그 이후부터는 20°C로 온도의 변화가 없었다.

Fig.6은 용접이 360°만큼 진행되었을 때 용접 중심선으로부터 길이방향으로 거리 변화에 따

른 온도분포를 나타낸 것이다.

실선은 90°, 점선은 180°, 일점쇄선은 270°, 이점쇄선은 360°에서의 길이방향 온도분포를 나타낸 것인데, 이것을 살펴보면 360°에서의 온도가 2441°C로 가장 높고, 그 다음으로 270°일 때 온도가 2293°C, 90°일 때 온도가 1584°C, 180°일 때 1432°C로 온도가 가장 낮았다. 여기서 360°에서 최고온도를 가지는 이유로는 용접 진행이 360°까지 이루어졌기 때문이다. 41mm까지는 급격한 온도구배가 있었으나, 그 이후부터는 20°C로 온도의 변화가 없었다.

Fig.3, Fig.4, Fig.5, Fig.6의 4개의 그림을 비교하면, 용접이 시작될 시점에서의 온도보다, 용접의 마지막 부분에서의 최고온도가 훨씬 높았으며, 용접을 하면서, 예열이 되는 현상으로 인해, 용접이 가해지지 않는 부분의 온도도 많이 상승하였다.

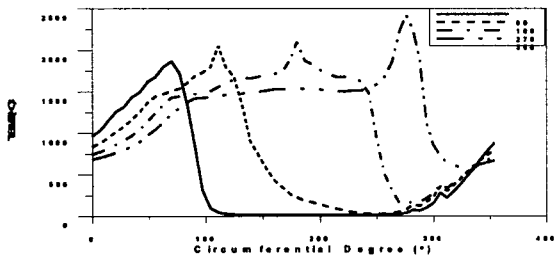


Fig.7 temp distribution for a various circumferential degree

Fig.7은 원주방향각도변화에 따른 원주방향의 온도 분포를 용접진행정도를 매개변수로 하여 나타낸 것이다.

이것을 살펴보면, 실선으로 나타낸 값은 90°만큼 용접이 진행되었을 때 원주방향의 온도 분포를 용접진행정도를 매개변수로 하여 나타낸 것이고, 점선의 값은 180°만큼 용접이 진행되었을 때 원주방향의 온도 분포를 용접진행정도를 매개변수로 하여 나타낸 것이며, 일점쇄선의 값은 270°만큼 용접이 진행되었을 때 원주방향의 온도 분포를 용접진행정도를 매개변수로 하여 나타낸 것이며, 이점쇄선의 값은 360°만큼 용접이 진행되었을 때 원주방향의 온도 분포를 용접진행정도를 매개변수로 하여 나타낸 것이다. 90°만큼 용접이 진행되었을 때, 최고온도는 1862°C이고, 180°만큼 용접이 진행 되었을 때의 최고온도는 2051°C이었으며, 270°만큼 진

행되었을 때는 2095°C의 최고온도를 나타냈으며, 마지막 360°만큼 용접이 진행되었을 때의 최고온도는 2420°C였다.

이 경우 각각의 용접이 진행된 부분의 온도가 가장 높았으며, 용접이 진행되면 될수록, 최고 온도가 더 높아지는 것을 알 수 있었다.

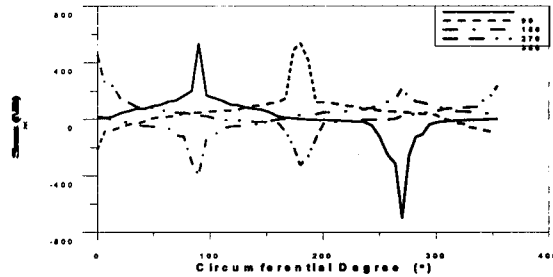


Fig.8 STRESS distribution for a various circumferential degree(xx plane)

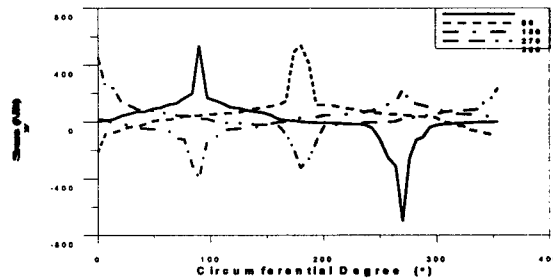


Fig.9 STRESS distribution for a various circumferential degree(yy plane)

Fig.8은 반경방향으로의 스트레스의 분포를 나타낸 것이다.

그림에서 보면, 실선으로 표현된 값은 90° 부분에 용접이 진행되었을 때의 반경방향의 스트레스 분포이며, 점선으로 표현된 값은 180° 부분에 용접이 진행되었을 때 반경방향의 스트레스 분포이고, 일점쇄선으로 표현된 값은 270° 부분에 용접이 진행되었을 때이며, 이점쇄선으로 표현된 값은 360° 부분에 용접이 진행되었을 때이다.

여기서 90°만큼 용접이 진행되었을 때 최고 인장응력은 535.14MPa 이었고, 최고 압축응력은 698.93MPa 이었고, 180°만큼 용접이 진행되었을 때 최고 인장응력은 538.5MPa 이었으며, 최고 압축응력은 213.44MPa 이었다. 또한 270°만큼 용접이 진행되었을 때의 최고 인장응력은 223.85MPa이며, 최고 압축응력 397.49MPa

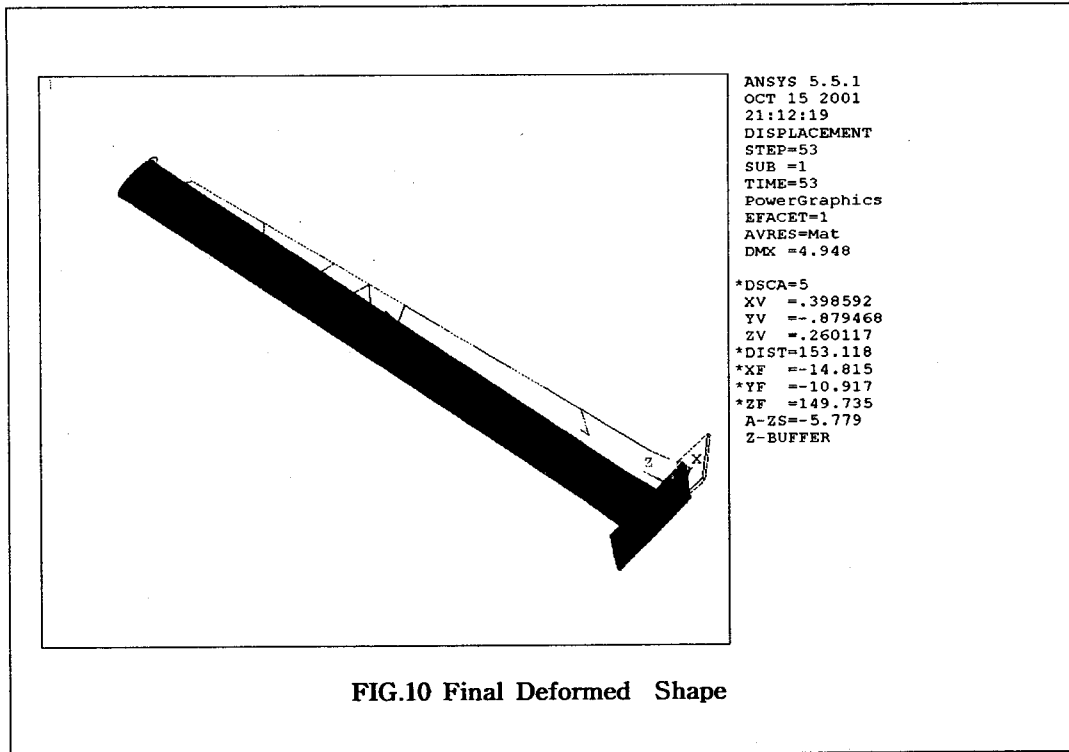


FIG.10 Final Deformed Shape

이다. 마지막으로 360° 만큼 용접이 진행되었을 때는 455.42MPa의 최고 인장응력 324.14Mpa의 최고압축응력을 나타냈다.

Fig.8과 Fig.9를 비교하면, 반경방향의 스트레스와 원주방향의 스트레스가 같은 값을 나타내는 것을 알 수 있었다.

FIG.10은 최종 용접이 끝나고 난 후의 최종 변형을 나타낸 그림이다.

그림을 보면 점선으로 표현된 부분은 원래의 모델이며, 실선으로 표현된 부분은 용접후 변형이 이루어진 모델을 나타낸다.

그림에서는 나타나지 않지만 x축으로 실린더와 평판의 끝부분에서 strain 이 최대 값-3.9를 나타냈고, y축으로는 실린더의 반경방향 쪽 15mm에서 최대 값-3.1을 가졌으며, z축 방향으로 52mm 의 거리에서, 최대값 0.37의 값을 가졌다.

해석의 결과를 보면, 그림에서 나타난 것처럼 용접이 이루어진 부분에서의 Strain이 높으며, 실린더의 길이가 52mm 부분까지 변형이 이루어지고, 그 보다 더 먼 부분에서는 변형이 이루어지지 않았다는 것을 알 수 있었다.

## 4 결론

유한요소법을 이용한 3차원 열탄소성 해석을 통하여 원주 용접과정을 시뮬레이션 하였고, 이 계산 결과로부터 다음과 같은 결과를 얻었다.

1. 온도구배가 발생했던 영역이 용접 중심선으로부터 길이방향으로 41mm 까지였고, 52mm 까지 응력이 발생하였으며, 변형도 52mm 까지 일어난 것으로 보아 열 영향으로 인하여 응력이 발생되었고, 이 응력이 변형을 일으켰음을 확인할 수 있었다.

2. 용접에 의해서 변형이 일어나는 위치와 응력이 가장 크게 발생하는 부분의 위치 및 변형량을 예측할 수 있으므로, 점상가열 혹은 선상가열에 의하여 응력과 변형을 제거하는데 본연구 결과가 활용될 수 있을 것으로 기대된다.

## 후 기

본 논문은 홍익대학교 메카트로닉스 연구센터가 주관하는 중소기업청의 “2001년 산·학·연 공동기술개발 컨소시엄 사업” 과제의 연구 결과이므로 관계 당국에 감사드립니다



## 참 고 문 헌

- 박정웅(1999). "강판의 초기부정이 용접변형 · 잔류응력에 미치는 영향", 대한용접학회지 제 17권 제4호
- 배강열, 최태완(1999). "판재의 비드 용접에서 구속경계조건을 적용한 열응력 및 각변형 해석", 대한용접학회지 제17권 제1호
- 서승일, 장창두(1997). "용접구조물의 변형 예측에 관한 연구", 대한용접학회지 제15권 제5호
- 엄동석, 유기열(1997), "원통관의 원주용접시 발생하는 잔류응력에 관한 실험적 연구", 대한용접학회지 제15권 제2호
- 이동욱(1995). "유한요소법을 이용한 GMAW의 열탄소성 모델링", 서울대학교 박사학위논문
- 이창현(1997). "고유변형도법을 이용한 보강판의 용접변형 예측에 관한 연구", 서울대학교 석사학위논문
- 장창두, 서승일(1988). "열탄소성 해석에 의한 잔류응력의 계산", 대한용접학회지 제6권 제4호
- 장창두, 서승일(1989). "고유 변형도법에 의한 잔류응력의 계산", 대한용접학회지 제7권 제1호
- Carslaw, H. S. and Jaeger, J. C.(1959). "Conduction of Heat in Solids", 2nd ed., Oxford Univ. Press
- Friedman, E.(1975). "Thermomechanical Analysis of the Welding Process Using the Finite Element method", ASME J. Press Vessel Techn, Vol. 97, No. 3, pp. 206-213
- I. S. Kim, A. Busu(1998). "A mathematical model of heat transfer and fluid flow in the gas metal arc welding process", Journal of Materials Processing Technology, 77
- K. Masubuchi(1978). et, al, "Analysis of thermal Stresses and Metal Movements of Weldments, Trans.", SNAME, Vol. 83, pp. 143-167
- Masubuchi, K. and Papazoglou, V. J.(1978). "Analysis and Control of Distortion in Welded Aluminum Structures", SNAME Trans., Vol. 86
- Morgan, K., Lewis, R. W., and Wienkiewicz, O. C.(1978), "An Improved Algorithm for Heat Conduction Problems with Phase Change," Int. J. Num. Meth Engng, Vol. 12, pp. 1145-1174
- Ueda, Y. and Yamakawa, T.(1973). "Analysis of Thermal Elastic-Plastic Behavior of Metals during Welding by Finite Element Analysis Method", Journal of the Japanese Welding Society, Vol. 42, No.6
- Watanabe, M. and Satoh, K.(1961). "Effect of Welding Conditions on the Shrinkage Distortion in Welded Structures", Welding Jour., Vol. 40