

研 究 論 文

大韓熔接學會誌
 第10卷 第4號 1992年 12月
 Journal of the Korean
 Welding Society
 Vol.10 No.4, Dec., 1992

厚板 熔接部の 力學的 特性

—有限要素法에 의한 3次元 熱彈塑性 解析—

방 한 서*

Study on the Mechanical Behavior of Welded part in thick Plate

—Three-dimensional Thermal Elasto-Plastic Analysis
 Based on Finite Element Method—

H. S. Bang*

Key Words : Three-dimensional Elasto-Plastic(3차원열탄소성),
 Welding Residual Stress(용접잔류응력),
 Welding Residual Plastic Strain(용접잔류변형도),
 Transient state(과도상태) Equivalent Plastic Strain(상당소성변형도),
 Equivalent Stress(상당응력), Deviatoric Stress(편차응력),
 Mean Normal Stress(등방응력), Submerged Arc Welding(서브머어지드 아크용접)

Abstract

In order to clarify the mechanical behavior of welding crack and to evaluate the mechanical characteristics of welded parts in thick plate, it is very important to accurately predict the welding deformation and residual stress including transient state before welding.

In this paper, the theory of a three-dimensional elasto-plastic problem for the analysis of mechanical phenomenon of welding joint on the plate is developed into an efficient and accurate method based on the finite element method, and then several examples are considered by using the proposed model. The results of numerical analyses are discussed in the viewpoint of the mechanical characteristics of the distribution of three-dimensional welding residual stresses, plastic strains and their production mechanism on the thick plate.

* 정회원, 조선대학교 공대, 조선공학과

1. 서 론

最近 石油精製施設을 위시한 壓力容器, 産業機器 等의 大型 熔接 構造物의 增大에 따라 材料의 高品質化 및 厚板化가 急速히 擴大되고 있는 實情이다. 構造物의 熔接時 必然的으로 發生되어지는 熔接殘留應力은 低溫Crack의 原因이 됨과 동시에 취성과괴, 부식과손 및 좌굴등의 樣相을 變化시켜 구조물의 安全性을 현격하게 손상시킨다²⁾.

따라서 용접 수행전에 厚板 熔接部에 發生하는 복잡한 3차원적 殘留應力을 精度높게 예측할 필요가 있다. 이 殘留應力을 이론적으로 구하기 위해서는 材料의 機械的 性質의 溫度 依存性을 고려하고 온도 분포의 變化에 따른 應力 및 變形履歷을 체계적으로 추적할 수 있는 3차원 熱彈塑性 解析이 必要하다.

지금까지, 熔接 構造物의 殘留應力을 예측하기 위하여 많은 實驗的 研究가^{3,4)} 보고되고 있지만, 실험에서 계측되어지는 변형도(Strain)중에는 應力에 무관계한 자유 팽창변형과 응력 발생의 원인이 되는 기계적 변형도가 포함되어 있으므로 각기 분리할 필요가 있다. 그러나 熔接에서 처럼 高溫度로 加熱된 경우에는 자유팽창 변형도가 기계적 변형도보다 크게 될 경우도 있으므로 이와 같은 경우에는 信賴할 수 있는 답을 얻기가 困難하다. 또한 단순화한 해석적인 방법이나 2次元的 數值解法으로서는 厚板과 같은 3次元的 現象을 보다 精密하게 究明할 수 없다.

따라서, 厚板 熔接部의 過度的 舉動을 포함한 彈塑性 舉動을 파악하기 위하여서 위에서 언급한 실험적 方法이나, 2次元的 數值解法으로는 不可能하므로 有限要素法에 의한 3次元 熱彈塑性해석을 하여야 할 필요가 있다.

本 論文에서는, 材料의 機械的 性質(항복응력, 탄성계수, 열팽창계수)의 溫度 依存性을 고려한 3次元 熱彈塑性 해석의 理論 및 有限要素法에 必要한 式을 定式化하였고 아울러 컴퓨터 프로그램을 개발하였다.

또한 熱源의 移動效果를 고려한 3次元 非定常熱傳導 解析⁵⁾을 수행하고, 연이어 3次元 熱彈塑性 解析을 수행하였다. 이들 해석 결과로부터 厚板 熔接部에 發生되어지는 3次元 殘留應力과 塑性變形 分布의 特徵 및 이들의 生成 메카니즘을 밝히어 力學的 現象을 究明하고자 한다.

2. 有限要素法에 의한 熱彈塑性 解析의 理論

열응력의 해석은, 엄밀하게는 열역학적으로 溫度場과 應力場이 連成되어 있지만, 熔接問題에서는 거의 이 연성 영향이 없다고 가정한다. 따라서 本 연구에서는 이 연성의 영향이 없다고 가정하고, 용접에 의한 열전도 해석 즉 이동효과를 고려한 3차원 비정상 열전도 해석과 이 온도변화에 대한 열응력 즉 3차원 열탄소성 해석을 분리하여 수행하였다. 또한 厚板의 熔接殘留應力의 가장 일반적인 해석을 위하여, 재료의 等方性을 고려하여 탄성 및 소성의 전영역에 걸쳐 재료정수의 온도 의존성을 고려하였다. 또한 소성역에서는 等方硬化則을 고려한 Von-Mises의 항복조건을 항복함수로⁶⁾ 사용하였으며, 변형응력(Strain-Stress)의 관계식을 소성 flow 이론에 따라 増分式으로 나타내었다⁷⁾.

2.1 彈性域

$$\{d\epsilon\} = [B] \{du\} - (1)$$

$$\text{전변형도의 増分: } \{d\epsilon\} = \{d\epsilon^e\} + \{d\epsilon^T\} - (2)$$

여기서, $\{d\epsilon^e\}$: 탄성변형도 증분

$\{d\epsilon^T\}$: 열변형도 증분

應力과 變形도의 關係式

$$\{d\sigma\} = [D^e] \{d\epsilon\} + \left(\frac{E_d - E}{\Delta T} \frac{1}{E} \{\alpha\} - [D^e] \right) \{d\alpha\} - (3)$$

여기서

$[D^e] = [D^e] + d[D^e]$ 즉 강성의 증분량(온도에 의한)을 고려함

또한

$$[D] = E[A], \quad E = E(T)$$

$$d[D^e] = \frac{d[D^e]}{\Delta T} dT = \frac{dE}{\Delta T} [A]dT = \frac{E_d - E}{\Delta T} [A]dT$$

ΔT : 온도증분

E_d : 온도증분후의 탄성계수

E : 온도증분전의 탄성계수

$\{\alpha\}$: 열팽창계수 매트릭스이다

$[A]$: 형상 매트릭스

2.2. 塑性域

전변형도의 増分

$$\{d\epsilon\} = \{d\epsilon^e\} + \{d\epsilon^p\} + \{d\epsilon^T\} - (4)$$

여기서, $\{d\epsilon^p\} = \lambda \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}$: 소성변형도 증분 - (5)

$$\begin{cases} \lambda > 0 & \text{負荷} \\ \lambda < 0 & \text{除荷} \\ \lambda = 0 & \text{中立負荷} \end{cases}$$

應力과 變形의 關係式

$$\{d\sigma\} = \left([D^e_d] - \frac{[D^e_d] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T [D^e_d]}{S} \right) \{d\epsilon\}$$

$$- [D^e_d] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} - \frac{\left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T [D^e_d] \{d\} - \frac{d[D^e]}{dT} [D^e]^{-1} \{d\} dT - \frac{\partial f_0}{\partial T} dT}{S}$$

$$- [D^e_d] \{ \alpha \} dT + \frac{d[D^e]}{dT} [D^e]^{-1} \{ \sigma \} dT - (6)$$

여기서, $S = \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T [D^e_d] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} + \left\{ \frac{\partial f_0}{\partial \epsilon^p} \right\}^T \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}$

塑性條件式

$$F = f - f_0 = f(\sigma) - f_0(\bar{\epsilon}^p, T) = \bar{\sigma}^2 - \sigma_0^2(\bar{\epsilon}^p, T)$$

따라서 소성조건은 아래식과 같다.

$$dF = df - df_0 = 0$$

2.3. 塑性變形率

소성변형도는 식(5)에서 정의한 것처럼 Von-Mises의 항복조건을 만족하면, 항복함수 F는 아래와 같다.

$$F = \bar{\sigma}^2 - \sigma_y^2 - (7)$$

여기서, $\bar{\sigma}$: 相當應力

$$\bar{\sigma} = \sqrt{1/2 \{ (\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2) \}}$$

여기서

$$f = \bar{\sigma}^2 = 1/2 \{ (\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2) \}$$

이것을 각응력 성분으로 偏微分하면 다음과 같다.

$$\partial f / \partial \sigma_x = 2\sigma_x - \sigma_y - \sigma_z = 3\sigma'_x$$

여기서, 偏差應力 $\sigma'_x = (2\sigma_x - \sigma_y - \sigma_z)/3$ 이다.

따라서 식(5)는

$$(d\epsilon_x^p, d\epsilon_y^p, d\epsilon_z^p, d\gamma_{xy}^p, d\gamma_{yz}^p, d\gamma_{zx}^p)^T = \lambda (3\sigma'_x, 3\sigma'_y, 3\sigma'_z, 6\tau_{xy}, 6\tau_{yz}, 6\tau_{zx})^T$$

이다. 결국 소성변형도증분은 편차응력 방향으로 나아간다.

또한

$$d\epsilon_x^p + d\epsilon_y^p + d\epsilon_z^p = 3(\sigma'_x + \sigma'_y + \sigma'_z) = 0 - (8)$$

에 의하여 소성변형도는 비압축성을 만족한다.

3. 解析 모델 및 溫度分布

해석 모델은 Fig.1에 나타난 것처럼 길이, L=600 mm ; 넓이, B=300mm ; 두께, t=90mm이고, 모델의 윗表面中央部에 길이 l=100mm, 넓이 b=8mm, 깊이 d=5mm의 홈에다 서브머지드아크熔接(SAW)을 길이 방향으로 1패스를 수행하는 것으로 하였다. 入熱量 Q=34000J/cm 熱效率 η=0.9, 熔接速度 v=33cm/min로

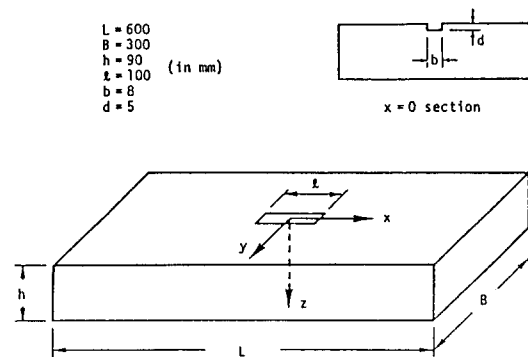


Fig.1 Model for Analysis

하였다. 또한 解析 모델의 力學條件은 無限板으로 고려될 수 있는 크기로 가정하였다. 材料는 軟鋼을 선택하였으며, 熱傳導 및 應力解析은 板 寬이 方向의 對稱性을 고려하여 해석 모델의 1/2에 대하여 계산을 수행하였다. 또한 재료의 물리정수⁵⁾ 및 기계적 제성질의 온도 의존성을 Fig.2에 나타내었다. 요소분할(Mesh division)은 참고문헌 5)와 동일하다. 사용요소는 아이소 파라메트릭(Isoparametric) 8절점요소를 사용하였다.

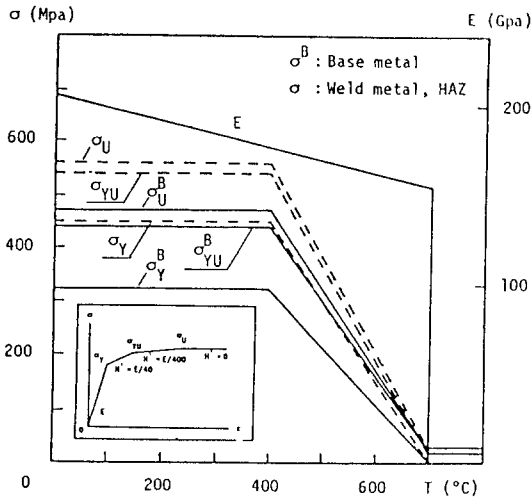


Fig.2 Temperature dependency of mechanical properties

本 解析 모델에 대하여 열원의 이동효과를 고려하여 3차원 비정상 열전도 해석을 수행하였다. 그 결과를 주목하여 보면 용접 종료후 19초를 경과할 때 시험체 중앙(X=Y=Z=0)이 역학적 강성 회복온도(본 연구에는 700°C로 하였다)까지 냉각했을 때의 시험체 윗 표면(Z=0, XY평면)에 대한 등온도 분부를 Fig.3에 나타내었다. 이것을 보면, 高溫部가 終端部쪽으로 치우쳐 있지만 등온도선은 X축에 대칭인 타원분포를 하고 있음을 알 수 있다.

또한, 시험체 중앙(X=0mm)에서의 횡단면(YZ면)의 등온도 분포를 Fig.3의 아래쪽에 나타내었다. 이것을 보면, 시험체 윗 표면에서의 열전달 영향은 적으며 온도는 시험체 내부쪽으로 열전도가 지배적이며 결과적으로 YZ면에서의 등온도곡선은 同心圓으로 된다. 즉 Y와 Z방향의 온도 상승 및 냉각과정에서 같은 온도 이력을 가짐을 알 수 있다.

Program 내에서 먼저 3차원열전도해석에서 계산된

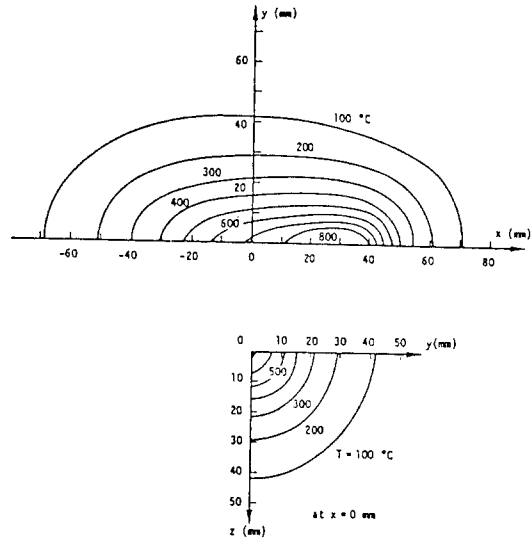


Fig.3 Isothermal contours after welding(t=19sec)

각절점 및 요소에 대한 온도를 각절점간 및 요소간 온도가 20°C가 넘지 않도록 수십내지 수백 step으로 잘라서 반복계산을 수행한다. 따라서, 계산된 응력이 재료의 온도 의존성에 의한 항복응력을 넘을 수 없다.

요소분할(Mesh Division)은 참고문헌 5(유한요소법에 의한 후판용접시의 3차원 비정상 열전도 해석, 대한용접 학회지 제9권 제2호)의 Mesh와 同一한 것이다. 따라서 생략했음. Molten pool은 채워진다. 용접비드부 즉 용접금속은 용접수행전에는 존재하지 않는 요소로 고려했고, 용접직후는 존재하는 요소로 처리하였다. 계산된 온도 T_m 이상일때는 응력을 해방시켰다. 해석적 요소분할을 할때 용접비드(용융된 부분, 이것은 모재와 물리적 성질이 다르므로)의 크기를 계산하여 이것을 한개요소로 정의하였다.

2차원 해석(즉, plane stress, plane strain 및 plane deformation)은 3가지 경우를 총정리 하여 다음학회에 발표할 예정이며 그때 2차원과 3차원의 특성을 비교 검토하는 것이 논리적일것 같아(본논문에는 2차원 해석을 하지 않았으므로) 언급하지 않았으며, 본논문의 특징은 3차원 해석의 가능함과 3차원적(후판)의 특징을 연구 검토한 것이다.

4. 3차원 용접잔류應力 및 塑性變形度分布 特徵과 生成機構

3차원 비정상 열전도 해석에 먼저 계산된 온도분포⁵⁾를 이용하여 3차원 열탄소성 응력해석을 수행하여 해석결과로부터 3차원 용접잔류응력 및 소성변형분포의 특징을 밝히고자 한다. 또한 過渡應力 및 過渡 塑性變形을 상세히 검토하여 이들의 생성 메카니즘을 밝히고자 한다.

4.1 용접잔류應力 및 塑性變形度分布의 特徵

3차원 열탄소성 해석에 의하여 얻어진 용접금속 ($y=3, z=8\text{mm}$)에서 용접선에 걸쳐진(x방향) 잔류응력 및 소성변형의 분포를 Fig.4에 나타내었다. 용접금속에 발생된 잔류응력성분 $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ 는 전부 인장이며 이것들의 세기는 $\sigma_x > \sigma_y > \sigma_z$ 순이다. 이것은 厚板熔接部의 역학적 拘束의 크기를 나타낸 것이며 따라서, 구속의 크기가 x방향>y방향>z방향임을 알 수 있다.

다음으로 잔류소성 변형도분포에 주목하여보면, 용접선 방향성분 ϵ_x^p 는 용접금속 全域에서 인장이며 그 중에서도 중앙부($x=0$)보다 약간 終端部에서 最大값이 됨을 알 수 있다. 용접선 직각 방향성분 $\epsilon_y^p, \epsilon_z^p$ 는 용접금속 전역에서 인장이지만 절대값은 다른 成分에 비하여 작다.

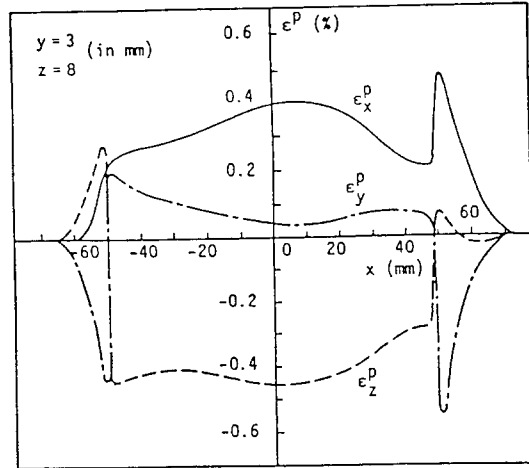


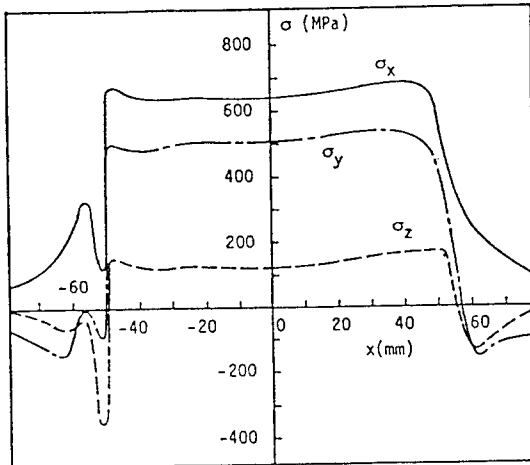
Fig.4 Distribution of welding residual stresses and plastic strains along weld line

판두께 방향성분의 잔류응력은 인장임에도 불구하고 잔류소성변형도 ϵ_x^p 는 용접금속 전역에 커다란 압축으로 되며 중앙부에서 최대가 된다. 아래에서는 厚板熔接部 중앙부에 주목하여 여러가지 역학적 특징을 밝히고자 한다.

우선, 시험체 중앙 횡단면($x=0, yz$ 면), $y=3\text{mm}$ 에서의 3차원 잔류응력 및 소성변형도의 판두께 방향에 걸쳐진 분포를 Fig.5에 나타내었다. 용접선 방향응력 성분 σ_x , 용접선 직각방향 성분 σ_y , 판두께 방향 성분 σ_z , 어느것이나 시험체 윗표면으로부터 약 20mm 내부까지 인장응력이 발생되어지고 인장응력의 최대값은 표면에서 약 10mm 판두께 내부쪽, 다시말해 열영향부(HAZ)에 발생한다.

잔류소성 변형분포는 잔류응력 분포처럼 단순하지 않다. 용접금속 및 HAZ의 용접선방향 소성변형분포 ϵ_x^p 는 커다란 인장을 나타내며 최대값은 HAZ에 발생된다. 판폭방향의 ϵ_y^p 는 압축에서 인장으로 변화하지만 절대값이 작다. 판두께방향의 ϵ_z^p 는 매우 큰 압축이며 최대값은 HAZ에 발생한다. 이와는 반대로 HAZ부근의 母材에서는 ϵ_x^p 와 ϵ_y^p 는 함께 압축이지만 그 중에서도 ϵ_y^p 는 커다란 압축성분을 나타내고 있다. 그리고 ϵ_z^p 는 인장임을 알 수 있다.

이상의 특징중에서 잔류응력 분포와 잔류소성 변형성분의 부호가 일치되지 않음을 알 수 있다. 이 현상은 소성변형이 비압축성이란 것에 기인하고 있다고 생각되어지며 다음 절에서 그 원인을 상술하겠 다.



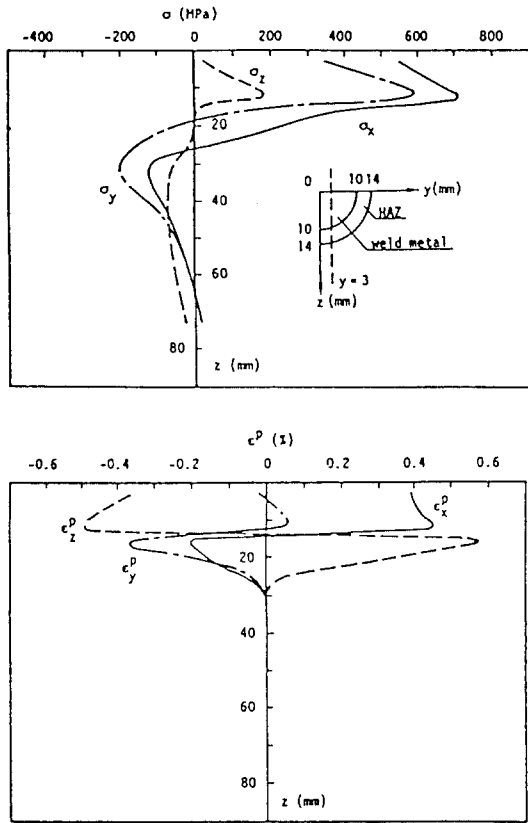


Fig.5 Distribution of welding residual stresses and plastic strains in z-direction (at middle section)

4.2. 熔接殘留應力 및 塑性變形的 生成機構

이 절에서는 잔류응력 및 소성변형의 생성과정을 상세히 검토하여 이들의 生成機構를 밝히고자 한다.

(a) 용접금속 및 HAZ

Fig.6은 중앙 횡단면의 용접금속부(y=3, z=8mm)에서 발생한 잔류응력 및 소성변형의 생성과정은 온도를 橫軸으로 하여 나타내었다. 우선 過渡狀態에서의 相當應力 $\bar{\sigma}$ 및 각 응력 성분 $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ 에 주목하여 본다. 용접금속은 아-크 통과 후 온도 냉각과정 임에도 불구하고 역학적 강성회복온도($T_m=700^{\circ}\text{C}$)로 냉각될 때에는 역학적으로 용융상태이며, 용접금속은 자체적으로 수축하여도 응력은 발생되지 않는다. 그러나 용접금속이 T_m 이하로 냉각되어지면 자체의 강

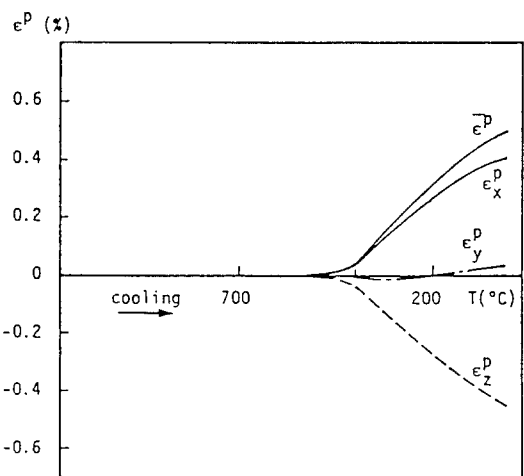
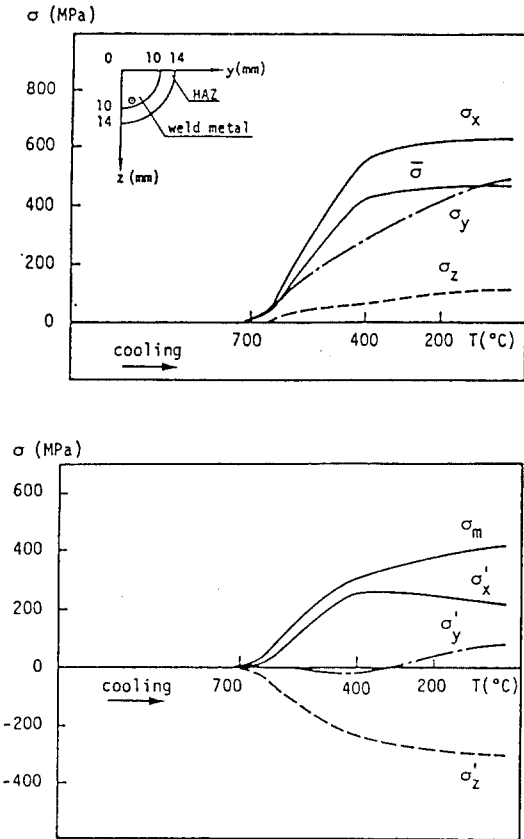


Fig.6 Transient stresses $\{\sigma\}$, deviatoric stresses $\{\sigma'\}$ and plastic strains $\{\epsilon^p\}$ in weld metal (at middle section)

성을 회복함과 더불어 용접금속의 수축을 온도가 낮은 母材가 拘束하기 때문에 용접금속에 응력이 발생되어진다. 高溫部에서는 항복응력 σ_V 가 작기 때문에(Fig. 2) 용접금속에는 작은 응력이 발생하여도 용접금속은 塑性化한다. 온도냉각에 따라 σ_V 가 크게되지만 동시에 발생하는 응력도 크므로 소성상태를 유지하여 응력이 增大한다. 그러나 400°C이하에서는 용접금속의 항복 응력 σ_V 가 일정하므로(Fig.2) 相當應力 $\bar{\sigma}$ 도 일정하게 되지만, 이 領域에서 相當塑性變形 $\bar{\epsilon}^p$ 의 증가가 두드러진다. 또한 용접금속 및 HAZ에서 等方應力 σ_m 은 全履歷을 통해서 인장이며 室溫에서는 항복응력과 같은 정도의 값으로 된다.

또한, 응력 및 소성변형의 각성분에 주목하여 보면, 용접금속에 발생하는 응력성분 全過程에 대해서 인장이며 그 크기는 $\sigma_x > \sigma_y > \sigma_z$ 순이다. 이것은 용접금속

부의 역학적 拘束의 크기가 x>y>z 方向의 순서로 되고 있음을 意味하고 있다. 또한 용접선방향의 소성변형 ϵ_x^p 와 응력 σ_x 는 똑같이 큰 인장이고 판폭방향의 ϵ_y^p 는 응력 σ_y 는 큰 인장임에도 불구하고 거의 발생되지 않는다. 이와는 반대로 판두께방향의 σ_z 가 인장이나 ϵ_z^p 는 커다란 압축으로 나타난다. 이 현상은 역학적 구속의 가장 큰 방향(X)에 커다란 인장의 소성변형이 발생되며 소성변형이 비압축성, 즉 體積不變의 조건을 만족해야할 역학적구속의 가장 약한 방향(Z)에 커다란 압축의 소성변형이 발생함을 알 수 있다.

(b) 母材

HAZ부근의 모재는 넓은 溫度域으로 加熱 및 冷却 과정을 경험한다. 중앙 횡단면의 모재(y=12, z=8mm)

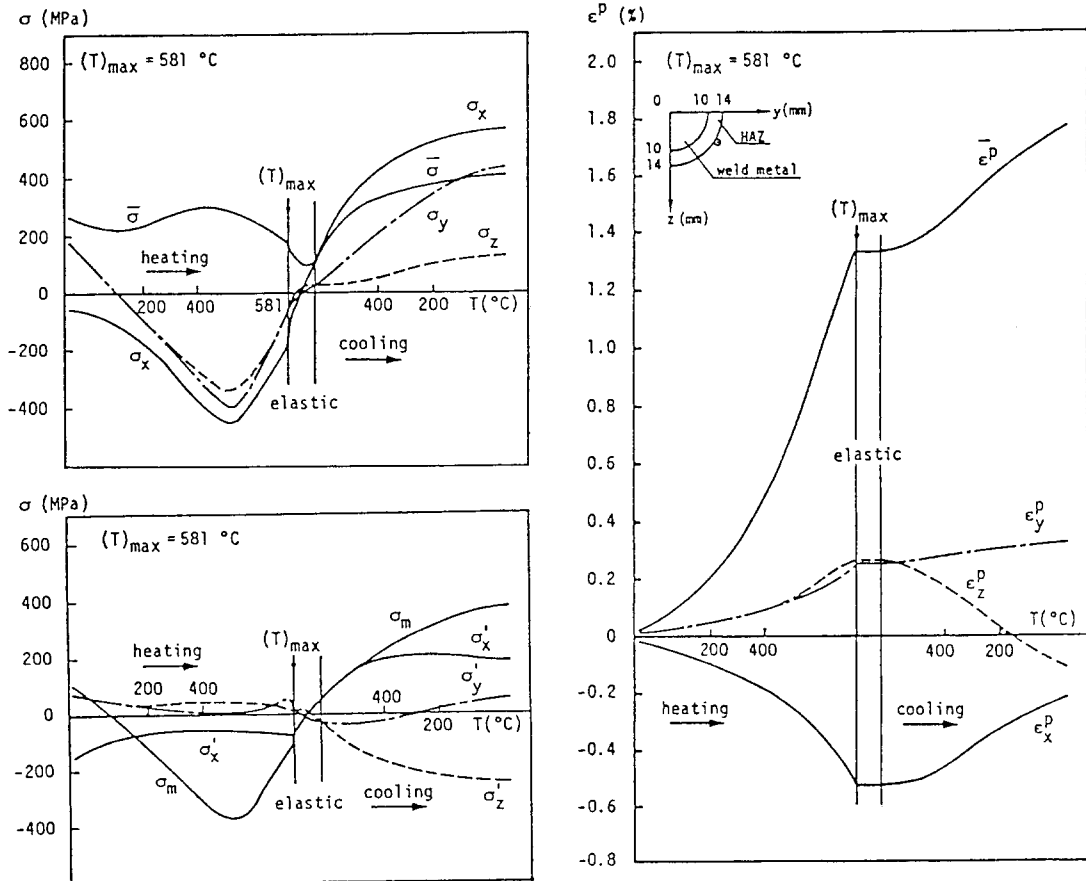


Fig.7 Transient stresses {σ}, deviatoric stresses {σ'} and plastic strains {ε^p} in base metal(at middle section)

에 발생하는 3차원 잔류응력 및 소성변형의 생성과정을 온도를 횡축으로 하는 Fig.7에 나타내었다. 온도가 室溫(아크通過前)임에도 불구하고 σ_x 는 압축, σ_y 및 σ_z 는 함께 인장의 응력이다. 이 현상은 기존용접 부분의 열팽창을 注目点의 母材가 拘束하기 때문에 발생된 것이다.

溫度上昇과 冷却과정을 나누어 응력 및 변형의 生成 Mechanism을 고찰해 보겠다.

i) 溫度上昇過程

아-크가 통과하고 모재의 온도가 상승하면 주목하고 있는 부위의 팽창이 온도가 낮은 주변 모재에 의하여 구속되므로 생성되는 응력 성분 σ_x, σ_y 및 σ_z 는 전부 압축으로 되고 그 절대값은 크게되는 경향을 나타낸다. 그런데, $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ 의 절대값이 크게되는 원인은 위에서 언급한 압축의 등방응력 σ_m 에 의한다. 또한, 온도상승과정에서 응력성분의 크기는 $\sigma_x > \sigma_y \approx \sigma_z$ 순이다. 이것으로부터 주목점의 역학적 구속이 가장 큰 방향이 용접선방향(x방향)임을 알 수 있다. 한편, 주목점의 모재(y=12, y=8mm)에 발생한 소성변형은 역학적조건이 가장 큰 용접선방향에 커다란 압축의 소성변형이 발생되고 용접선 직각 방향 및 판두께 방향은 인장을 나타내고 있다. 즉 역학적조건이 가장 큰 x 방향에 압축의 ϵ_y 가 발생되고 體積一定의 조건을 만족해야 하므로 역학적조건이 거의 같은 y 및 z방향에 같은 크기의 인장의 소성변형 ϵ_x 및 ϵ_z 가 발생되어짐을 알 수 있다.

ii) 溫度冷却過程

최고온도($T_{max}=581^\circ C$)를 지나 냉각과정으로 들어가면 除荷가 발생되며 소성상태로부터 일단 탄성상태로 변한다. 그리고 탄성상태를 걸쳐(Fig.7) 재차 소성화한다. 그런데 냉각과정에서는 용접금속 및 HAZ는 강성을 회복하며 y방향과 윗표면 가까이의 z방향에서는 역학적 구속의 크기가 다르다. 즉, 구속도는 y방향>z방향으로 된다. 이 현상은 $\sigma_x > \sigma_z > \sigma_y$ 에서도 분명하게 알 수 있음을 보여준다. 따라서 온도 냉각과정에서는 상승과정과 상이하여 응력은 $\sigma_x > \sigma_z > \sigma_y$ 순이된다. 이 때문에 냉각과정에서는 역학적구속조건이 가장 약한 z방향 소성변형 ϵ_z 가 급격히 변화함을 알 수 있다.

이상의 현상에서, 모재 그중에서도 HAZ부근의 모재에 생성되는 잔류응력 및 잔류소성 변형은 온도상승과정이 존재하지 않는 용접금속 또는 일단 역학적

으로 용융하는 HAZ와는 상이하며 온도 상승과정의 영향을 매우 크게 받는다. 즉 잔류응력에 관하여서는 온도 상승과정에서 생성되어진 압축의 등방응력이, 소성변형에 관해서는 온도상승과정에서 생성되어지는 압축 소성변형의 영향을 매우 크게 받고 있음을 알 수 있다.

5. 결 론

本論文은 厚板 熔接部の 力學的 特徵을 研究할 目的으로 熱彈塑性 理論에 따라 有限要素法에 의한 計算機用 3次元 Program을 개발하여 數值解析을 수행하였다. 계산 결과에 의하여 厚板熔接에 의하여 발생되어지는 3次元 殘留應力 및 塑性變形 分布의 特徵과 이들의 生成 Mechanism을 考察하였다. 主要한 結果를 要約하면 아래와 같다.

- 1) 3次元 非定常熱傳導 해석에 의하면, Model의 平面 및 縱斷面에서의 온도 분포는 타원으로 된다. 橫斷面에서는 同心圓이 되고, 각 횡단면의 板넓이 및 板두께는 溫度 上昇 및 冷却 過程에서 똑같은 溫度履歷을 경험한다.
- 2) 용접금속, 열영향부(HAZ)에 발생하는 殘留應力 성분은 전체가 引張成分이며, 그 크기는 $\sigma_x > \sigma_y > \sigma_z$ 順으로 나타났다. 또한 殘留應力의 最大값은 시험체 윗 表面에서 가장 멀리 떨어진 HAZ에서 발생된다.
- 3) 彈性 및 塑性域에 관계없이, 彈塑性 舉動에서 발생하는 應力成分의 크기는 각 응력방향에서의 力學的 拘束度의 세기에 따라 判別할 수 있다.
- 4) 母材에 발생하는 應力 및 變形은 溫度 上昇 過程 영향을 크게 받는다. 이 현상은 HAZ부근의 모재에서 현저하게 나타나며, 잔류응력은 온도 상승과정에서 生成되어지는 壓縮의 等方應力의 영향을 받고, 殘留塑性變形(Rasidual Plastic Strain)은 온도 상승과정에서 발생되어지는 壓縮의 소성 변형의 영향을 크게 받는다. 이 현상이 溫度上昇過程이 存在하지 않는 熔接金屬과 크게 다른점이다.
- 5) 소성변형은 非壓縮性으로 假定하였으므로, 發生하는 Plastic Strain의 부호는 應力이 가장 큰(力學的 拘束度가 가장 큰) 方向과 應力이 가장 작은(力學的 拘束度가 가장 작은) 方向과 反對로 된다. 따라서 應力과 塑性變形의 부호는 일치하지 않는다.

후 기

본 연구는 조선대학교 교수연구 활성화를 위한 목적으로 연구비를 지원받아 수행한 결과이며 대학관계자에 감사를 드립니다.

참 고 문 헌

- 1) 佐藤, 向井, 豊田 : 溶接工學, 理工學社
- 2) 佐藤, 鋼構造物の溶接低溫割れ感受性の評價について, JSSC, 3(1967), 23號
- 3) A.J.A.Parlane : Residual Stresses in Thick Weldments A Review of Contemporary Measurement Techniques, The Welding Institute, Abington, Cambridge, England, Aug, 1977
- 4) 福田敬二 : 残留應力測定一般理論と3次元溶接残留應力測定法開發に關する研究, 大阪大學提出學位論文, (1980)
- 5) 방한서, 김유철 : 유한요소법에 의한 厚板溶接時の 3차원 비정상열전도해석, 대한용접학회지, 제9권 제2호
- 6) 日本材料學會編 : 固體力學의 基礎, 日刊工業新聞社
- 7) K.J.Bathe : Finite Element Procedures in Engineering Analysis, Prentice-Hall, (1982)