

## 점열탄소성 이론에 의한 용접후열처리에 대한 수치해석<sup>+</sup>

방한서\* · 차용훈\* · 오을권\* · 노찬승\*\* · 김중명\*\*  
(96년 10월 20일 접수)

### Numerical Analysis of Post Welding Heat Treatment Base on The Thermal Creep Elastic-Plastic Theory

H. S. Bang\* · Y. H. Cha\* · Y. K. Oh\* · C. S. Ro\*\* · J. M. Kim\*\*

**Key Words** : Welding Residual Stress (용접잔류응력), Stress Corrosion (응력부식),  
Welded Joint (용접이음부), Relaxation of Welding Residual Stress (용접잔류  
응력의 완화), Thermal-Elasto-Plastic-Creep (점열탄소성), Post Welding  
Heat Treatment (용접후열처리)

### Abstract

The welding residual stresses produced by welding frequently cause a crack and promote stress corrosion etc. in heat affected zone contained with external load and weakness of material.

For the purpose of relaxation of welding residual stress, post welding heat treatment (PWHT) is widely used.

In this paper, the computer program which is based on Thermal-Elasto-Plastic-creep theory for plane deformation is developed by finite element method (F.E.M.) and verified its propriety by experimental measurement and also by using the developed computer program.

The mechanical behavior of butt welding joint is clarified during PWHT.

### 1. 서론

용접이음부에는 국부적인 가열 및 냉각에 의하여 용접잔류응력과 재질의 경화가 필연적으로 발

생된다.<sup>1)</sup> 이들 용접잔류응력과 용접이음부의 재질의 경화는 치수변화와 변형을 유발하거나 응력부식균열의 원인이 되기도 하고, 용접이음부에 균열을 발생시켜 구조물에 치명적인 손상을 초래하기도 한다<sup>2),3)</sup>.

+ 이 논문은 1995년도 한국과학기술연구원 지역협력센터인 조선대학교 수송기계부품 자동화 연구센터의 연구비 지원에 의해 연구되었음.

\* 정회원, 조선대학교 공과대학

\*\* 학생회원, 조선대학교 공과대학 대학원

그러므로 용접부의 재질의 연화 및 용접잔류응력을 완화하기 위하여 용접후열처리(Post Welding Heat Treatment)가 광범위하게 행해지고 있고<sup>(4),(5)</sup> 이에 대한 연구결과도 발표되고 있지만, 지금까지 국내에서는 국외에 비하여 용접후열처리에 대한 체계적이고, 과학적인 연구보다는 실험과 경험에 의존하고 있는 실정이다. 용접후열처리를 수행하면 가열 온도와 유지 시간 등의 영향을 받는 크리프(Creep)현상에 의한 용접잔류응력의 완화, 용착금속 및 열영향부(Heat Affected Zone)의 연성향상, 함유 가스의 제거 등 많은 효과를 기대할 수 있는 반면, 용접후열처리는 가열 온도, 가열 속도, 냉각 속도 등에 의하여, 강의 물리적 특성 및 역학적 조건 등에 영향을 주기 때문에 용접 구조물에 악영향을 초래할 수도 있다<sup>(6)</sup>.

따라서 용접후열처리를 수행함에 있어 사전에 정도(程度) 좋게 결과를 예측하여 적절한 후열처리 조건을 선정하여 수행하여야 하며, 무엇보다 중요한 것은 구조물의 사용 성능을 향상시키는 것이 목적이므로 후열처리를 통하여 일률적으로 용접잔류응력을 제거하기 보다는 사용 목적에 따라 잔류응력을 활용하는 것이 보다 효과적인 방안이라 하겠다. 이를 위해서는 점열탄소성 이론 해석에 의하여 용접후열처리 과정에서 발생하는 역학적 제특성을 규명할 필요가 있다.

본 연구에서는 용접후열처리시의 용접잔류응력 완화에 대한 역학적 특성을 정도 높고 손쉽게 규명할 수 있도록 점열탄소성 이론을 정식화하여 유한요소법에 의한 2차원 평면변형 열처리 수치해석용 컴퓨터프로그램을 개발하여 그의 타당성을 검증하고, 용접후열처리에 의하여 완화된 응력 및 역학적 특성을 규명하고자 한다.

이를 위하여 먼저 점열탄소성이론을 유한요소법으로 정식화하여 2차원 평면변형상태를 해석할 수 있는 프로그램을 개발하고, 개발된 프로그램의 타당성 여부를 검증하고, 맞대기 용접이음부를 갖은 용접구조체를 대상으로 실험과 수치시뮬레이션을 병행하여 용접후열처리시의 용접체의 용접잔류응력 완화특성을 규명하였다.

## 2 이론적 배경

용접구조물의 응력완화 및 제거를 위한 용접열처리시 고온 상태에서의 역학적 거동을 정도 높게 해석하기 위한 열탄소성 크리프해석 이론은 다음과 같다.

### 2. 1. 변형경화 이론에 따른 크리프속도

변형경화 이론에 따른 크리프속도는 단축실험에 의하여 구하여진 상당크리프속도를 Mises형 크리프이론에 따라 다축 크리프구성식을 도출한다<sup>(9),(10)</sup>.

상당크리프 변형속도는

$$\{\dot{\epsilon}^c\} = mA^{1/m} (\bar{\sigma})^{n/m} (\bar{\epsilon}^c)^{(1-1/m)} \quad (1)$$

이고, Mises형 크리프이론에 따른 상당크리프 속도와 크리프속도의 관계는 아래 식 (2)와 같다.

$$\{\dot{\epsilon}^c\} = \frac{3}{2} \left( \frac{\bar{\epsilon}^c}{\sigma} \right) \{\sigma'\} \quad (2)$$

식 (1), (2)로 부터 변형경화 이론에 따른 크리프 속도를 구성하면 천이크리프 법칙은

$$\{\dot{\epsilon}^c\} = (3/2) mA^{1/m} \bar{\sigma}^{(n-m)/m} (\bar{\epsilon}^c)^{1-1/m} \{\sigma'\} \quad (3)$$

이 되고, 정상크리프 법칙은

$$\{\dot{\epsilon}^c\} = (3/2) \beta \bar{\sigma}^n \{\sigma'\} \quad (4)$$

이 된다.<sup>(7),(8)</sup> 위 식에서

$\{\dot{\epsilon}^c\}$  : 크리프변형속도,  $\bar{\sigma}$  : 상당응력  
 $\bar{\epsilon}^c$  : 상당크리프변형률  $\{\sigma'\}$  : 편차응력,  
 m, A, n : 크리프정수이다<sup>(17)</sup>.

### 2. 1. 2 탄성역에서 크리프 구성방정식

탄성역에서 전변형률 증분은 열변형률 증분과 크리프변형률 증분, 그리고 적합관계 조건을 만족

하기 위하여 발생하는 탄성변형률 증분의 합으로 나타낼 수 있다<sup>(10),(14)</sup>. 즉,

$$\{d\epsilon\} = \{d\epsilon^e\} + \{d\epsilon^c\} + \{d\epsilon^T\} \quad (5)$$

이고, 여기서  $\{d\epsilon\}$  : 전변형률 증분,  $\{d\epsilon^e\}$  : 탄성변형률 증분,  $\{d\epsilon^c\}$  : 크리프변형률 증분,  $\{d\epsilon^T\}$  : 열변형률 증분이다.

온도변화에 의하여 발생하는 변형을 열변형이라 하면 그 증분은 순간 열팽창 계수와 온도증분의 곱으로 표현된다.

$$\{d\epsilon^T\} = \{a\} dT \quad (6)$$

이 식에서  $\{a\}$  : 열팽창계수,  $dT$  : 온도증분을 나타낸다.

크리프변형 증분은 식 (3), (4)에서 구한 크리프 속도에 시간증분을 곱하는 것으로 부터,

$$\{d\epsilon^c\} = \{\dot{\epsilon}^c\} dt \quad (7)$$

가 된다.

단,  $\{\dot{\epsilon}^c\}$  : 크리프 속도,  $dt$  : 시간 증분이다.

그리고, 탄성응력과 탄성변형률의 관계는 아래 식 (8)로 나타내었다.

$$\{\sigma\} = [D^e] \{\epsilon^e\} \quad (8)$$

위 식에서 탄성응력과 탄성변형률의 관계를 규정하여 주는 matrix  $[D^e]$ 의 성분은 영률과 포와송비의 함수이다.

응력-탄성변형률 matrix가 온도의 변화에 따라 변화하는 경우, 변화 후에도 위의 관계는 만족되어야 하므로 아래 식 (9)와 같이 나타낼 수 있다.

$$\{\sigma + d\sigma\} = \{[D^e] + d[D^e]\} \{\epsilon^e + d\epsilon^e\} \quad (9)$$

또한, 온도의 변화에 따른  $[D^e]$ 의 증분형은 다음 식 (10)과 같다.

$$d[D^e] = (d[D^e] / dT) dT \quad (10)$$

응력증분과 탄성변형률의 관계를 구하기 위하여 식 (8), (9), (10)을 이용하여 정리하면,

$$\{d\sigma\} = [D_T^e] \{d\epsilon^e\} + (d[D^e] / dT) dT \{\epsilon^e\} \quad (11)$$

이 된다.

위 식에서

$$[D_T^e] = [D^e] + (d[D^e] / dT) dT \text{ 이다.}$$

식 (5)와 식 (11)에서 탄성변형률 증분을 소거하고, 열변형률 증분식 (6)과 크리프변형률 증분식 (7)을 대입하고, 식의 우변을 전변형률에 관계하는 항과 온도증분에 관계하는 항, 시간증분에 관계하는 항으로 나누어 정리하면 다음의 식 (12)와 같은 응력과 전변형률 증분관계의 구성방정식을 얻을 수 있다.

$$\{d\sigma\} = [D_T^e] \{d\epsilon\} - \{C_I^e\} dT - \{C_{II}^e\} \quad (12)$$

여기서

$$\{C_I^e\} = \{(d[D^e] / dT) \{\epsilon^e\} - [D_T^e] \{a\}\},$$

$$\{C_{II}^e\} = [D_T^e] \{\dot{\epsilon}^c\} dt \text{ 이다.}$$

### 2. 1. 3 소성역에서 크리프 구성방정식

재료에 발생하는 응력이 어느 한계치에 달하면 재료는 소성상태로 되고, 항복곡면은 일반적으로 소성변형률의 증가와 함께 변화한다. 여기서는 식의 간편화를 위하여 항복곡면은 일정하게 확대된다고 가정하고, 등방경화법칙을 적용하여 소성상태의 식을 전개한다<sup>(12),(13)</sup>.

응력과 항복응력의 증분관계는 아래 식 (13)과 같다.

$$df = \{\partial f / \partial \sigma\}^T \{d\sigma\} \quad (13)$$

항복곡면의 크기를 소성가공량과 온도의 함수로 고려하면, 다음 식 (14)와 같이 정의된다.

$$df_0 = (\partial f_0 / \partial \epsilon^p) d\epsilon^p + (\partial f_0 / \partial T) dT \quad (14)$$

그리고 재료가 항복할 때는 다음과 같은 조건을

만족한다.

$$dF = df - df_0 = 0 \quad (15)$$

식 (13), (14), (15)로부터

$$dF = \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T \{d\sigma\} - \left\{ \frac{\partial f_0}{\partial \epsilon^p} \right\}^T \{d\epsilon^p\} - \left\{ \frac{\partial f_0}{\partial T} \right\} dT \quad (16)$$

가 된다.

위 식에서,

$$\left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T : \text{상당응력의 변화,}$$

$$\left\{ \frac{\partial f_0}{\partial \epsilon^p} \right\}^T : \text{가공경화,}$$

$$\left\{ \frac{\partial f_0}{\partial T} \right\} : \text{온도증분이다.}$$

소성역에서 재료는 변형률 증분이론(소성유동이론)에 따르고 항복 함수를 소성포텐셜(Plastic potential)로 가정하면, 소성변형률 증분은

$$\{d\epsilon^p\} = d\lambda \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \quad (17)$$

이고,  $\left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}$  : 편차응력,  $d\lambda$  : 소성변형 증분의 크기를 나타낸다.

소성역에서의 전변형률 증분은 탄성변형률 증분, 열변형률 증분, 크립변형률 증분, 소성변형률 증분의 합으로 구성된다.

$$\{d\epsilon\} = \{d\epsilon^e\} + \{d\epsilon^p\} + \{d\epsilon^c\} + \{d\epsilon^T\} \quad (18)$$

또한, 소성상태에서도 응력증분과 탄성변형률 증분의 관계는 탄성시와 동일하므로 식 (11)을 이용하여 식 (16)의 응력증분  $\{d\sigma\}$ 를 탄성변형률 증분  $\{d\epsilon^e\}$ 으로 변환한다. 다음에 식 (18)을 이용하여

탄성변형률 증분을 소거하고 열변형률 증분식 (6), 크립변형률 증분식 (7)을 각각 대입하여 정리하면

$$d\lambda = \frac{\{n\}^T [D_T^e] (\{d\epsilon\} - \{\dot{\epsilon}^c\}) - \{R\} dT}{S} \quad (19)$$

이 된다.

여기서,

$$\{n\}^T = \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T,$$

$$\{R\} =$$

$$\left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T \left( [D_T^e] \{a\} - \frac{d[D^e]}{dT} [D^e]^{-1} \{a\} + \left\{ \frac{\partial f_0}{\partial T} \right\} \right)$$

$$S = \left\{ \frac{\partial f_0}{\partial \epsilon^p} \right\}^T \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} + \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T [D_T^e] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \text{이다.}$$

소성역에서의 응력과 전변형률 증분 관계식을 구하기 위하여, 식 (18)에서 식 (11)을 이용하여 탄성변형률 증분을 전변형률 증분과 열변형률 증분, 소성변형률 증분, 크립변형률 증분으로 각각 변환하여 식의 우변을 전변형률에 관계하는 항과 온도 증분에 관계하는 항, 시간증분에 관계하는 항으로 나누어 정리하면, 다음과 같은 응력과 전변형률의 증분관계의 구성방정식을 얻을 수 있다.

$$\{d\sigma\} = [D_T^e] \{d\epsilon\} - \{C_I^e\} dT - \{C_{II}^e\} \quad (20)$$

$$\text{여기서, } \{C_{II}^e\} = [D_T^e] \{\dot{\epsilon}^c\} dt$$

위의 식 (20)은 재료가 소성상태에서 부하(負荷)가 연속적인 경우에 적용된다. 이 때 식 (19)로 표현되는 소성변형 증분의 크기를 나타내는 스칼라량  $d\lambda$ 는 정(正)의 값이다. 여기에 반하여 소성역에서 제하(除荷)가 발생하는 경우에는  $d\lambda$ 는 부(負)의 값이고, 이 때는 탄성상태의 구성방정식인 식 (12)를 사용하여야 하므로 다음과 같은 소성상태에서 부하, 제하의 판정을 한다.

$$\{d\lambda\} \geq 0 \text{ 부하상태}$$

$$\{d\lambda\} < 0 \text{ 제하상태}$$

### 3. 점열탄소성 해석결과 및 고찰

#### 3.1 해석방법 및 검증

재료는 가장 일반적으로 사용하고 있는 연강(SM41)을 사용하였으며, 해석시 제3기 크리프과정은 크리프속도가 급속히 증가하여 단시간에 파단에 이르므로 여기에서 해석하고자 하는 응력완화과정에는 포함하지 않고 제2기 크리프과정의 연장으로 취급하여 해석하였으며, 최고 온도로부터 실온까지 냉각하는 과정에서도 일반적으로 크리프변형이 발생하고 이로 인하여 응력은 다소 완화되는 현상이 나타나지만, 본 연구에서는

냉각과정에서는 크리프변형이 발생하지 않는 것으로 가정하고 용접후열처리시의 응력완화 특성을 구하였다.

입력데이터는 해석대상의 형상, 분할절점수 및 요소수와 2차원 열전도 해석 및 열탄소성해석을 수행하여 구한 열영향부요소 및 잔류응력 그리고 용접후열처리 해석을 위한 구속경계조건, 가열 속도 및 유지시간 등을 입력하고, 아이소파라메트릭 요소를 도입하여 형상함수를 정의하고 Gauss-Legendre적분공식을 이용하여 응력-변형률matrix [D] 및 요소의 강성matrix[K] 등을 구한 다음, 전장에서 도출한 구성식들에 의하여 최종 결과를 구한다.

이상에 의하여 구성된 평면변형 열탄소성 크리프해석용 프로그램의 순서도를 Fig. 1에 나타내었다.

전절에서 언급했듯이 본 프로그램은 유한요소법에 의한 해석프로그램이기 때문에 요소의 크기를 작게 분할하거나, 온도증분을 더욱 작게 함으로써 보다 정도높은 해를 얻을 수 있다.

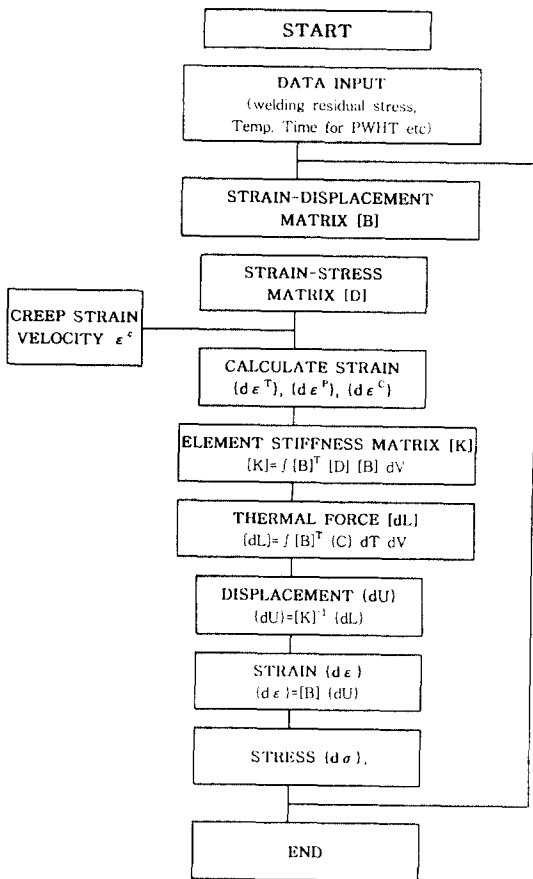


Fig. 1 Flow Chart of Thermal Elasto-Plastic-Creep Program

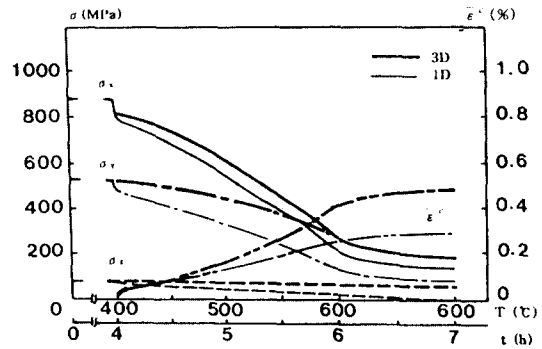


Fig 2. Distribution of Stress and Equivalent Creep Strain during PWHT

개발된 프로그램의 타당성을 검증하기 위하여 기존의 발표결과를 발췌하여<sup>16)</sup> Fig. 2에 나타내었고 Fig. 3은 본 프로그램에 의한 수치해석 결과이다. Fig. 2에서 굵은선은 3D을 가는선은 2D을 각각 나타내고 있는데, 본 프로그램의 실행 결과인 Fig. 3

을 비교하여 보면 정량적 및 정성적으로 일치함을 알 수 있다. 또한 응력의 크기에 대한 차이로 Fig. 2는 고장력강을 사용하였고 본 연구에서는 연강을 사용하였다.

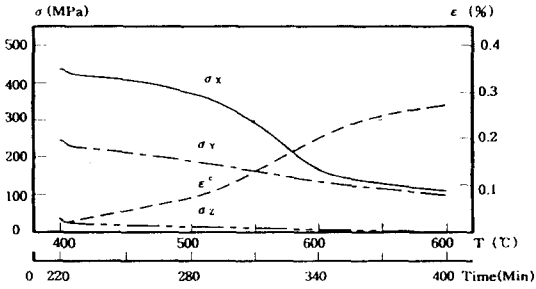


Fig 3. History of stress relaxation and equivalent creep strain

### 3. 2 해석 모델 및 용접후열처리 조건

해석 모델은 Fig. 4에 나타난 것과 같으며, Fig. 4(a)는 시험편의 크기 및 두께를 나타내고 있으며 시험편의 크기 선택은 용접시 용접부의 무한판의 역학적 조건 즉, 시험편이 수축 및 팽창을 받지 않는 최소크기로서 폭  $B=400\text{mm}$ , 길이  $L=700\text{mm}$ 로 선정하였으며 두께는  $t=20\text{mm}$ 로 하였다. 이때 맞대기(Butt) 용접부의 개선각(Bevel angle)은 Fig. 4(b)에 보여주는 것처럼  $70^\circ$ 로 선정하였고, 경계조건은 Fig. 4(c)와 같이 시험편의 역학적 대칭성을 고려한 반쪽에 대하여 용착금속부( $Y=0$ )에서 폭방향의 변위가 발생되지 않는 것으로 하고, 다른 방향은 자유롭게 팽창 및 수축할 수 있도록 하였으며 요소분할은 열영향부에서는 미소간격으로하고 폭방향의 길이가 증가할수록 분할간격을 증가시켰다. 이것은 용착금속부의 인근요소에서 고응력이 발생함과 동시에 응력의 변화 역시 크게 나타나지만 용접선에서 멀어질수록 응력의 변화폭이 줄어들기 때문이다. 또한, 용접방법은 서브머지드 아크(Submerged-Arc)용접을 수행하였으며, 입열량  $Q=27\text{kJ/cm}$ , 열효율  $\eta=0.9$ , 용접속도  $v=30\text{ cm/min}$ 으로 하였다.

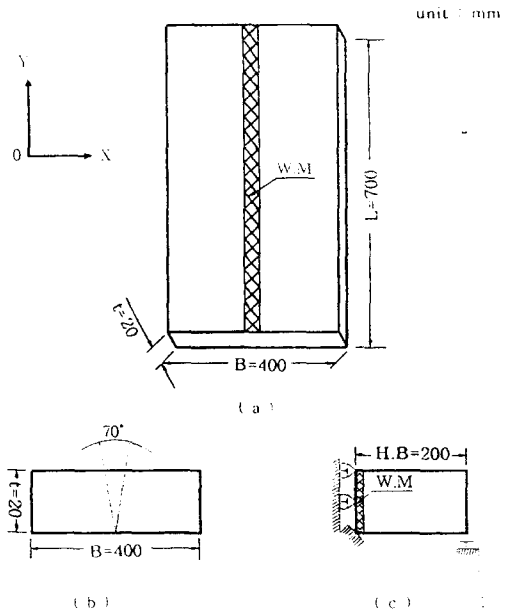


Fig 4. F.E.M Model for P.W.H.T

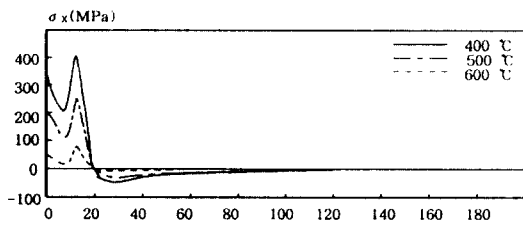
- (a) size of model
- (b) bevel angel of welding
- (c) boundary condition of half model

또한, 용접후열처리 조건은 용접후열처리 과정에서는 새로운 열응력이 발생되지 않도록 시험편 전체에서 일정하게 온도가 상승하도록 승온속도를 시간당  $100^\circ\text{C}$ 로 하고 유지온도 및 시간은  $600^\circ\text{C}$ 에서 1시간으로 하였다.

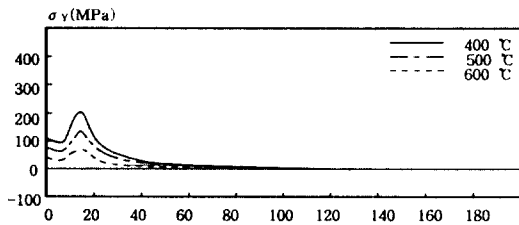
### 3. 3 결과 및 고찰

다층용접시 先패스 용접부의 응력은 다음 패스에 열처리와 같은 효과에 의하여 다소 완화되므로, 잔류응력이 가장 크게 되는 상표면에서 두께 방향으로  $0.5\text{mm}$ 떨어진 지점에서 용접후열처리의 응력완화 과정 및 상당크리프속도가 온도와 시간의 증가에 따라 변화되는 과정을 나타내고 있는 Fig. 3을 고찰하여 보면  $400^\circ\text{C}$  이전은 응력완화 현상이 나타나지 않는데 이는 크리프변형이  $400^\circ\text{C}$ 까지는 발생하지 않는 것으로 가정하였기 때문이다. 또한, 용접선방향의 응력성분( $\sigma_x$ ), 용접선직각방향의 응력성분( $\sigma_y$ ), 두께방향의 응력성분( $\sigma_z$ )을

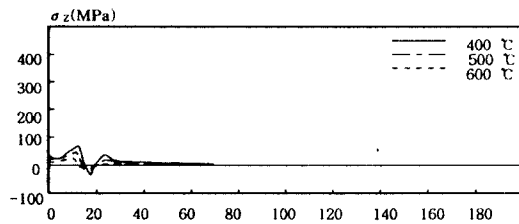
비교하여 보면 용접잔류응력이 큰 순서 즉,  $\sigma_x > \sigma_y > \sigma_z$ 의 순으로, 후열처리 과정에서 완화되는 응력의 폭이 보다 크게 나타나고 있는데 이것은 고응력과 저응력에 의한 크리프속도의 차이에 기인하는 것으로 판단된다. 또한, 온도 600°C의 상태를 한시간 동안 유지하는데 따른 응력의 완화 정도는 온도의 증가가 없는 관계로 일정 온도(즉, 600°C)에서 시간의 증가에 기인하여 응력의 완화 현상을 보이나 응력이 완화되는 비율은 감소됨을 알 수 있다.



(a) Width Direction (mm)



(b) Width Direction (mm)



(c) Width Direction (mm)

Fig 5 Distribution of stress relaxation along Y-axis during PWHT

a)  $\sigma_x$  for X b)  $\sigma_y$  for Y c)  $\sigma_z$  for Z

다음은 폭방향에 따른 응력완화과정을 살펴 보기 위하여 용접후열처리 도중 승온 400°C, 500°C, 600°C에서의 완화된 응력을 Fig. 5에 나타내었다. 온도의 상승에 따라서 응력의 편차가 줄어들어 가는 경향을 보이고 있으나, 전반적인 잔류응력 분포는 처음과 동일한 형태를 (즉,  $\sigma_x > \sigma_y > \sigma_z$ ) 유지하며 완화됨을 알 수 있다. 특이한 점은 평판의 맞대기 용접에 의하여 발생하는 잔류응력성분은 용착 금속과 열영향부요소 사이에서 응력이 급변하는 구간이 발생하는데, 후열처리를 실시하면 인근 요소에 비하여 상대적으로 작은 응력이 증가된다는 것이다. 이러한 현상은 온도의 증가에 따른 강성의 저하에 의하여 인근 고응력요소의 영향을 받는 것으로 판단된다.

Fig. 6은 온도증분과 시간증분에 따른 누적크리프변형률을 나타낸 것으로서 용접잔류응력이 상대적으로 보다 큰 쪽의 크리프변형률성분 역시 크게 나타나고 있다.

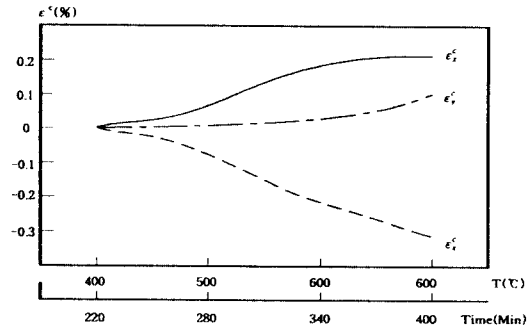


Fig. 6 Distribution of accumulated creep strain during PWHT

Fig. 7은 폭방향에 따른 크리프누적량을 나타낸 것으로서 폭방향에 따른 누적크리프변형률을 후열처리에 의하여 완화된 응력과 비교하여 보면 응력 완화 과정과 누적크리프변형률이 서로 대응 관계에 있음을 알 수 있다.

Fig. 6와 Fig. 7에서 판두께방향의 누적크리프 변형률  $\{\epsilon_z^c\}$ 가 음(-)의 값을 나타내는 이유는 정식화 과정에서 크리프변형률은 비압축성으로 취급되었기 때문이다. 즉, 체적일정의 조건을 만족

하기 위하여 역학적 구속도가 가장 약한 판두께 방향으로 큰 음(-)의 값이 발생되는 것으로 사료된다.

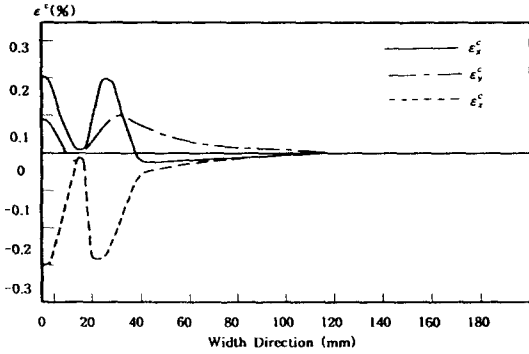


Fig. 7 Distribution of accumulated creep strain along Y-axis after PWHT

그럼에도 불구하고 두께방향의 응력성분 ( $\sigma_z$ )이 완화현상을 보이는 이유는 온도상승에 따른 강성의 저하에 기인하기 때문인 것으로 판단된다. 이 때문에 본 연구에서는 크리프변형률의 누적에 따른 응력완화 이력을 보다 선명하게 표현하기 위하여 실온에서의 탄성계수 ( $E_R$ )을 이용하여 아래 식 (26)에서 표현한 것처럼 온도  $T$ 에서의 응력 ( $\sigma_T$ )을 수정하였다.<sup>(21)</sup>

$$\{\bar{\sigma}\} = \left(\frac{E_R}{E_T}\right) \{\sigma_T\} \quad (26)$$

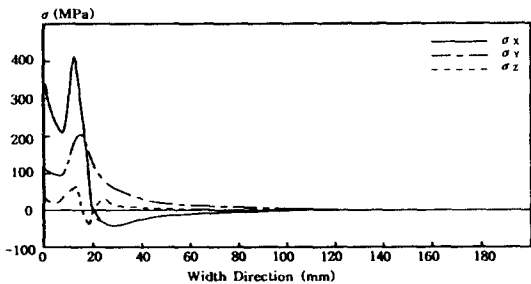


Fig. 8 Distribution of relaxation stresses along Y-axis before PWHT

Fig. 8 과 Fig. 9 는 평면변형 해석결과인 후열처리전의 용접잔류응력과 후열처리에 의해 완화된 응력을 나타낸 것으로서 용접잔류응력과 후열처리에 의하여 완화된 응력의 분포양상은 동일하고 크기만의 차이를 나타내고 있다.

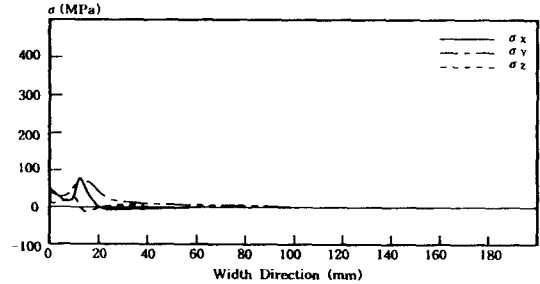


Fig. 9 Distribution of relaxation stresses along Y-axis after PWHT

또한, 평판의 맞대기 용접에 대하여 열탄소성 수치해석을 수행하면 용착금속부와 열영향부 사이에서 응력이 급변화하는 구간이 발생하는데 이러한 현상은 실제의 평판의 맞대기 용접부에서는 나타나지 않는 현상으로, 수치해석시 판이 자유롭게 수축 및 팽창할 수 있도록 경계조건을 고려함에 따른 수치해석상의 특성이라고 추측된다. 그리고 이미 언급했듯이 용접후열처리에 대한 수치해석 과정에서 사용하는 용접잔류응력의 입력자료가 열탄소성 해석을 수행하여 구한 결과값이기 때문에 후열처리 과정에서 이러한 현상이 나타나고 있으나 실험에 의하여 구한 용접잔류응력을 후열처리에 입력데이터로 사용한다면 그러한 현상은 나타나지 않을 것으로 기대된다. 그럼에도 불구하고 여기에서 수치해석에 의하여 구하여진 용접잔류응력을 사용하는 것은 본 프로그램이 유한요소법으로 개발되었기 때문에 각 절점에서의 잔류응력값을 실험에 의하여 구하기가 현실적으로 다소 어려움이 따르기 때문이다.

#### 제 4 실험 계측결과

용접후열처리의 과정을 해석하기 위하여 개발된



프로그램을 이용하여 해석된 결과와 실제의 용접 후열처리의 과정에서 발생하는 용접잔류응력의 완화현상을 비교하기 위하여 실험을 수행하였다 실험은 프로그램으로 해석한 시험편의 조건과 동일하게 하였다.

그러나, 프로그램의 해석과정에서는 Fig. 10 에 나타낸바와 같이 시간당 100℃ 로 승온하고, 600℃ 에서 1시간 유지한 결과를 도출하였지만, 실험에서는 승온과정과 유지시간은 동일하지만 시험편의 온도가 600℃ 인상태에서 응력을 측정할수 없었으므로 실온까지 공기중에서 냉각한 다음 Fig. 11에 나타낸 바와 같이 하였으며, 이때 측정점의 선정은 수치해석 결과에 따라 선정하였고 용접선 방향의 계측위치는 열적성분의 비정상역 및 준정상역을 고려하여 2mm의 2축( X축 및 Y축 ) 스트레인 게이지를 사용하였고, 폭방향은 용접이음부에서 온도 분포가 급격하므로 1mm의 다축(1mm 간격의 X방향의 게이지 5개가 포함된것)게이지를 사용하였고, 1mm 다축(X축방향만 측정가능)을 보완하기 위하여 즉, Y축방향의 응력을 측정하기 위하여 좌측에 2축(X축 및 Y축)게이지를 사용하여 후열처리를 통하여 완화된 응력을 측정하였다.

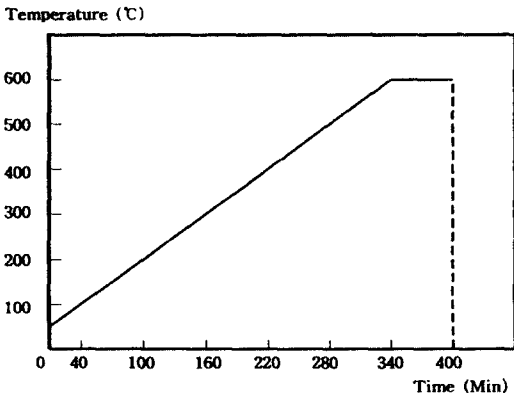


Fig. 10 Condition of PWHT

Fig. 12는 Fig. 11에서와 같이 측정된 결과를 나타낸 것으로서 측정점에서 응력들을 표현을 보다 명확하게 하기 위하여 선으로 연결하여 나타내었다.

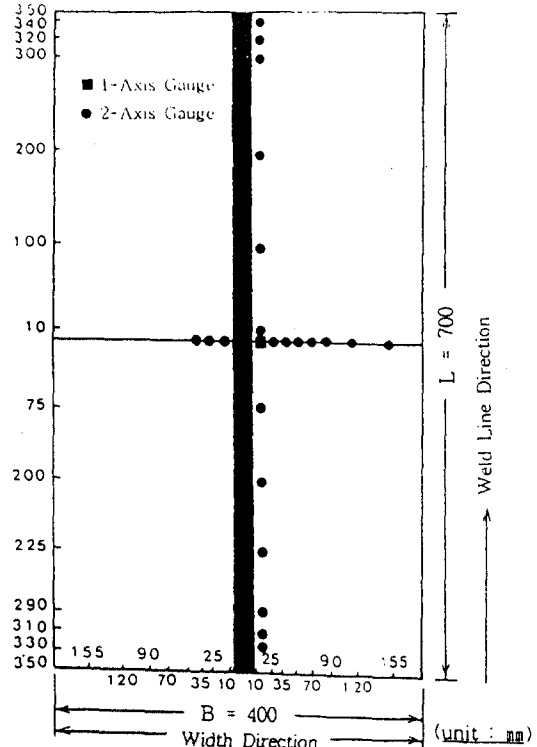
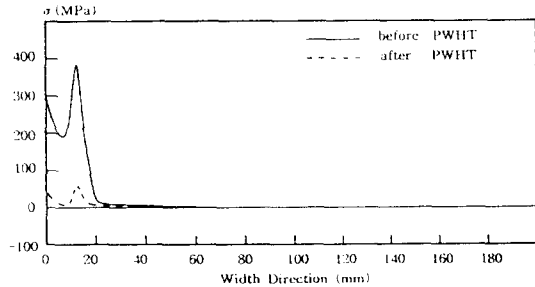


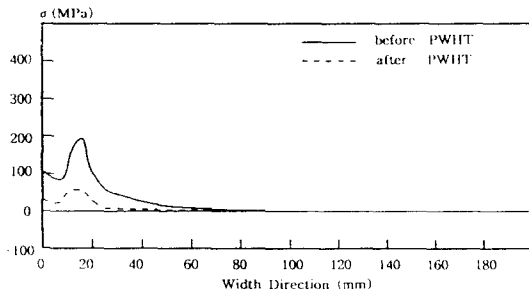
Fig. 11 Measurement points of welding residual stresses

Fig. 12 (a)는 폭방향에서의  $\sigma_x$ 을 나타낸 것으로서 그림에서 실선은 후열처리전에 측정된 용접잔류응력이고 점선은 후열처리후에 측정된 응력이다. 고찰하여 보면 그 크기만 상당히 감소한 경향을 보일뿐 그분포형상은 동일하게 유지하고 있다. Fig. 12 (b)는 역시 폭방향에서의  $\sigma_y$  을 나타낸 것으로서 실선은 후열처리전의 응력을 도시한 것이고 점선은 후열처리후의 응력이다. 그림에서 보여주는 것처럼 후열처리에 의하여 크기만 상당히 감소할 뿐 분포형상은 동일하게 나타나고 있다. 또한,  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  공히 응력의 상대적인 편차가 줄어드는 경향이 나타나고 있다 이것은 역시 고응력에서 크리프속도가 상대적으로 크다는 것을 의미하는 것으로서 이론해석과 일치하는 부분이라 하겠다. 또한  $\sigma_x$  와  $\sigma_y$  을 비교하여 보면  $\sigma_x$  가  $\sigma_y$ 보다 다소크게

나타나고 있는데 이는 시험편의 길이방향과 폭방향의 거리 차이에 의해 발생하는 강성의 차이에 기인하는 것으로 판단된다.



(a) Weld residual stress X



(b) Weld residual stress Y

Fig. 12 Comparison of measurement value before PWHT with after PWHT

이상의 실험결과로부터 후열처리에 의하여 응력은 큰폭으로 감소하지만 그 분포형상은 동일하게 유지하고 있음을 알 수 있고, 상대적으로 고응력측이 저응력측보다 크리프변형이 크다는 것을 알 수 있다. 따라서 수치해석결과와 비교하여 보면 정량적인 차이는 다소 발생하지만 정성적인 면에서는 완전히 동일하게 나타나고 있음을 알 수 있다.

## 제 5 결 론

본 연구에서는 용접후열처리시의 응력완화 현상을 해석할 수 있도록 평면 변형 점열탄소성 이론에

의한 용접후열처리 해석용 컴퓨터프로그램을 개발하고 그 타당성을 입증하였다.

또한, 각종 후열처리용 시험편에 대하여 수치해석을 수행하여 본 결과, 용접후열처리시의 역학적 특성 및 응력완화 특성은 아래와 같이 도출되었다.

- 1) 용접후열처리에 의한 응력완화가 이루어지기 시작하는 온도는 400°C임을 알 수 있고 응력완화의 기대효과를 거두기 위해서는 575°C 이상의 온도가 필요함을 알 수 있다.
- 2) 용접후열처리에 의한 응력완화는 용접시 잔류응력이 큰쪽의 응력완화가 용접잔류응력이 적은 쪽보다 상대적으로 다소 크게 감소하는데 이는 크리프변형도의 누적이란 판단되어 진다.
- 3)  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$ ,  $\sigma_z$ 를 비교하여 용접후열처리에 의한 응력완화 특성을 고찰하여 보면, 역시 용접잔류응력이 보다 큰  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$ ,  $\sigma_z$ 의 순으로 응력의 감소정도가 크게 나타났다.
- 4) 용접후열처리에 의하여 완화되는 응력의 특성은 열처리전의 용접잔류응력의 분포형상을 동일하게 유지하며 완화되는 것을 알 수 있었다.

## 參 考 文 獻

- 1) 渡邊, 佐藤, “溶接力學とその應用”, 朝倉書店(第3版), 1971
- 2) 佐藤, 向井, 豊田, “溶接工學”, 理工學社(第1版), 1979
- 3) 田中, 小幡, “應力除去焼鈍に關する研究(題1報)”, 日本溶接學會誌, 36-2, pp.140-145, 1967
- 4) 内木, 山崎ら, “應力除去焼鈍に關する研究(題1報)”, 日本溶接學會誌, 33-9, pp.710-717, 1964
- 5) 武田, 外1人, “應力除去焼なましわれ”, 日本金屬學會會報, 18-6, pp.425-431, 1979
- 6) 房漢瑞, “厚板熔接部の應力除去熱處理時の力學的舉動에 關한 研究”, 大韓熔接學會誌, 第11卷, 第4號, 103-111, 1993
- 7) 日本材料學會編, “固體力學의 基礎”, 日刊工業新聞社
- 8) 上田, 中長, “應力除去焼なまし處理後の殘留應力の近似推定法(第1報)”, 日本溶接學會論文集,

- 1-2, pp.174-181, 1983
- 9) 平修二, 外1人, "材料の高温強度論", オーム社
- 10) 有限要素法の基礎と應用, "塑性・粘弾性", 倍風館
- 11) J.ハルト, 外1人, "クリープ強さの理論", 倍風館
- 12) Alan K. Miller, "Unified Constitutive Equations for Creep and Plasticity", Elsevier Applied Science
- 13) Jacek j. Skrzypek, Richard B. Hetnarski, "Plasticity and Creep Theory", Examples, and Problems
- 14) 宮崎, 外1人, "有限要素法による熱應力クリープ熱傳導解析", サイエンス, 1986
- 15) K. J. Bathe, "Finite Element Procedures in Engineering Analysis", Prentice-Hall, 1982
- 16) 房漢瑞, "有限要素法에 의한 薄板熔接의 2次元非定常熱傳導解析", 大韓造船學會誌, 第27卷, 第4號, pp.44-50, 1990
- 17) 房漢瑞, "厚板熔接部의 力學的 特性", 大韓熔接學會誌, 10-4, pp.250-258, 1992
- 18) Y.Ueda, K.Nakacho, "An Estimating Method of Reduction of Welding Residual Stress Relief Annealing(I)", 1-2, pp.174-182, 1983
- 19) A.J.A. Parlane, "Residual Stresses in Thick Weldments A Review of Contemporary Measurement Techniques", The Welding Institute, Abington, Cambridge, England, 1977.8
- 20) k. Nakacho, "極厚板多層溶接と應力除去焼なましによる過度及び残留應力に關する理論的研究"
- 21) 房漢瑞, "厚板熔接部의 應力除去 熱處理時의 力學的 去動에 關한 研究 應力除去焼なましの 力學問題に對する有限要素法の適用", 日本溶接學會誌, 4-1, pp.902-908, 1975, 及びTrans. of JWRI, 4-1, pp.39-45, 1975 and Trans. of JWS, 8-1, pp.19-25, 1977
- 22) 豊田政男 外, "溶接工學", 理工學社, 1985
- 23) 松田 福久, "鎔接冶金學", 日刊工業新聞社, pp.186~194, 1972
- 24) 上田 外, "厚板補修溶接部の力學的 特性", 日本溶接學會論文集, 第4卷, 第3號, pp.533-539, 1986