

# 중심 편석층이 있는 극후판 박스-칼럼의 대입열 코너이음 용접시 그루브 형상의 영향

최원규\* · 이종봉\* · 권영두\*\* · 구남서\*\*

\*포항제철 기술연구소 \*\*경북대학교 기계공학부

## Effect of the Groove Shape of Ultra Thick Box-Column with Center Segregation under High Heat Input for Corner Welding

WON-KYU CHOI\*, JONG-BONG LEE\*, YOUNG-DOO KWON\*\* AND NAM-SEO GOO\*\*

\*Technical Research Laboratories, Pohang Iron & Steel Co., Pohang, Korea

\*\*School of Mechanical Engineering, Kyungpook National University, Daegu, Korea

**KEY WORDS:** Center Segregation 중심편석대, HAZ 열영향부, Temperature Distribution 온도분포, Phase Distribution 상분포, Groove Type 그루브 형상, Groove Angle 그루브 각도

**ABSTRACT:** In this study, time-dependent distributions of temperature and stresses, in the box-column welded from ultra thick plates with center segregation, has been analyzed by the commercial finite element package SYSWELD+, for several types and angles of groove. The major points of investigation are the optimum type and angle of groove that minimize weld stress specially at the center segregation, as well as temperature distribution, residual stresses and changes in the mechanical properties.

The results can be summarized as follows;

- 1) Generally the thermal cycle at the root of groove exhibits relatively rapid cooling pattern, however, most of the other part weldment have a slow cooling pattern in all groove types.
- 2) Most of the micro-structures of weldment are composed of ferrite and pearlite, meanwhile we could find martensite and bainite locally at the root of the groove.
- 3) Optimum groove type for high heat input welding of box-column corner is a double groove type, and the optimum angle for the groove is 30~45° that minimize deformation and weld stress at the center segregation.

### 1. 서 론

현대 산업사회로 접어들면서 도시의 대형화와 이로 인한 건축물의 대형화가 이루어지고 있으며 이들 건축물의 시공에 있어서 강도측면에서 보다 더 신뢰성 있고 시공이 용이한 철강재의 이용이 증가하고 있는 추세이다. 최근에는 490MPa급 이상의 고장력 건축구조용 극 후판 강재를 이용한 교량, 초대형 건축구조물 및 해양구조물의 시공이 증가하고 있고 이들 시공상에 사용되는 가공기술로 용융용접법의 채택이 증가하고 있다. 또한 이 용융용접법의 채택에 있어서 최근의 경향을 보면 공기 단축에 유용한 SAW(Submerged Arc Welding)를 이용한 대입열 용접법의 채택이 증가하고 있다.

이러한 대입열 용접법을 적용하면 용접 입열량 과다로 열영향부 구역이 폭넓게 되고 이로 인한 모재조직의 변화와 잔류응력의 발생이 커지게 된다. 이 대입열 용접법의 적용에 따른

용착금속부 및 모재에 발생하는 문제점에 대한 고찰은 여러 차례 보고된 적이 있다(Inoue et al., 1984). 하지만 대입열 용접법을 적용하여 강재를 생산할 때 용접이 주변의 온도 편차로 발생한 중심편석대에 미치는 영향 즉 라멜라 테어링(lamella tearing)에 대한 연구는 미흡한 실정이다(Jubb, 1971; Ganesh and Stout, 1976; Skinner and Toyama, 1977; Koufman et al., 1981). 따라서 본 연구에서는 좌굴강도와 비틀림 강도에서 우수한 성능이 입증되어 초고층 건축물에 주로 이용되는 box-column의 코너 이음부에 대입열 용접법을 적용한 후 모재의 중심편석대에 미치는 온도 및 용접응력의 영향을 용접전용 유한요소해석 프로그램(SYSWELD+)을 이용하여 해석하고 이를 바탕으로 극 후판 box-column 코너 이음부에 대한 용접조건, 그루브 각도 및 형상의 최적화를 검토하였다.

### 2. 시험재 및 실험

본 연구에 사용된 강재는 국내 P사에서 TMCP공법으로 생산된 건축 구조용 강으로 인장강도 490MPa급 두께 70mm의 강재를 사용하였으며 화학조성 및 기계적 성질은 Table 1에 나타내었고 용접이음에 사용된 용접재료의 화학조성과 용착금속의

제1저자 최원규 연락처 : 경상북도 포항시 남구 괴동동 1  
(주)포항제철 기술연구소  
054-220-7251 circleq@posco.co.kr

화학 조성은 Table 2 에 나타내었다.

**Table 1** Chemical compositions and mechanical properties of PILAC-BT33

C	Si	Mn	P	S	Nb	Ni
0.14	0.4	1.26	0.009	0.002	0.024	0.01
Cr	Ti	V	Cu	T.S(MPa)	Y.P(MPa)	El.(MPa)
0.01	0.014	0.026	0.02	517	415	40

**Table 2** Chemical compositions of wire, flux and weld metal

구분	C	Si	Mn	P	S	Nb
Wire	0.064	0.014	0.51	0.0098	0.0078	-
Flux	-	9.69	2.36	-	-	-
W.M.	0.081	0.16	1.52	0.017	0.007	0.001
구분	Ni	Cr	Ti	V	Cu	Al
Wire	0.01	0.013	-	-	-	0.002
Flux	0.017	-	3.69	-	-	10.95
W.M.	0.02	0.02	0.008	0.001	0.05	0.019

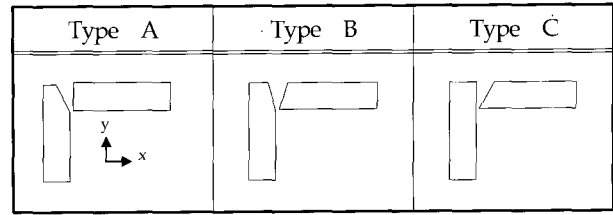
열 영향부의 해석에 필요한 입력 자료 중 용접 열원의 영향으로 발생하는 모재 열영향 부의 조직 변태특성을 고찰하기 위해 용접 열사이클 재현 실험을 하여 모재의 연속냉각 변태도를 작성하였으며 실험을 마친 시험편을 대상으로 각각의 열이력에 대한 조직을 영상분석기를 이용해 cross count법으로 시료당 1000point를 표본으로 각각의 상을 백분율로 측정하였다.

용접시 발생하는 용접열원에 기인한 열응력 및 모재 조직의 변화에 의한 응력 그리고 용착 금속의 응고시에 발생하는 수축 응력에 의한 측면 부재의 중심 편석대에서 나타나는 라멜라 테어링(lamella tearing) 현상에 대한 한계응력을 알아보기 위하여 모재와 중심 편석대를 대상으로 고온인장 실험을 실시하였다(Suzuki et al., 1982; 김종명, 2000). 시험편은 JIS4호 sub-size 인장시험편으로 하였고 중심 편석대의 시험편은 인장 시험편의 중앙에 중심 편석대가 존재하도록 하여 기계가공 하였다. 실험기기는 gleeble 시험기를 사용하였으며 실험온도 100℃ - 600℃를 대상으로 가열과 냉각 과정에서 각각 100℃씩 증가, 냉각할 때 얻어지는 항복응력값을 구하였다.

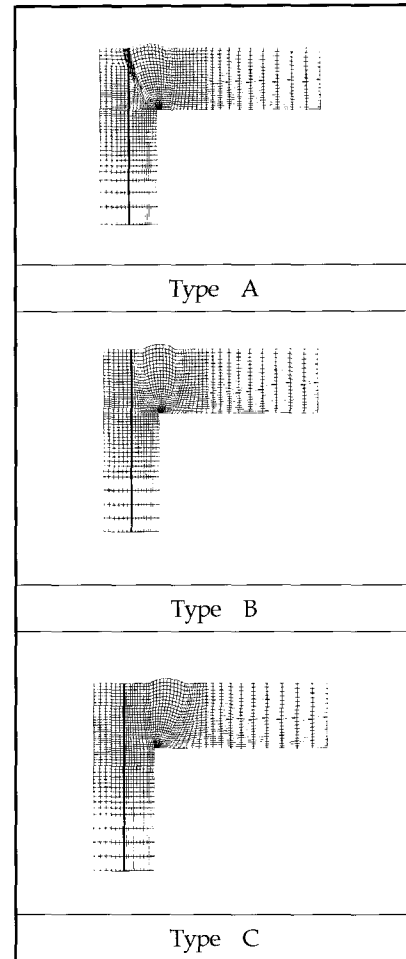
### 3. 해석모델 및 방법

해석모델은 현재 제조현장에서 제작되고 있는 box-column을 근거로 하여 이 box-column의 좌측 한 부분만을 고려하였으며 코너부의 용접 그루브의 형태를 달리하여 측면 부재의 중심 편석대에 작용하는 상분포 특성 및 온도분포 특성 그리고 응력 분포 특성을 해석하였다. Fig.1은 해석을 위한 그루브의 형상을 나타낸 것이다.

본 연구에서 해석된 모델은 두께 70mm로 한정하였으며 각각의 그루브 형상에 대해 먼저 그루브 각도를 30°로 해석한 후 최적의 그루브 형상에 대해 그루브 각도를 45°, 60°로 변화시켜 최



**Fig. 1** Groove shapes of analyzed model



**Fig. 2** Elements in Mesh division of model for analysis

적의 그루브 각도와 용접조건을 도출하고자 하였다.

해석을 위한 요소분할과 온도분포 특성, 상분포 특성, 상변화에 의한 응력과 열응력을 고려한 응력분포 특성을 용접전용 해석 프로그램인 SYSWELD+를 이용하여 해석하였다(Framasoft + CSI, 1995; Ueda et al., 1984) Fig. 2는 해석을 위해 사용된 모델을 요소분할한 그림이다.

#### 3.1 열전달 해석

용접에 의한 용착금속 및 모재로의 열전달 (Rosenthal, 1946)을 기초로 한 온도분포는 Fourier 식에 기초하여 에너지 보존 법칙에 입각한 식

$$q^B(x, y) = \rho \cdot c \frac{\partial T(x, y)}{\partial t} - k \cdot \Delta T(x, y) \tag{1}$$

여기서,  $q^B$  : heat generation  
 $k$  : conductivity (w/mm·°C)  
 $\rho$  : density (kg/mm)  
 $c$  : specific heat (J/kg·°C)  
 $\Delta$  : Laplacian operator  
 $T$  : temperature

를 사용하였고 금속표면으로부터 대기 중으로 일어나는 대류 ( $q_c$  : convection)와 복사열( $q_r$  : radiation)은

$$q_c = -h(T_s - T_o) \tag{2}$$

$$q_r = -k(T_s - T_o) \tag{3}$$

여기서,  $h$  : convection heat transfer coefficient  
 [ 25(w/m<sup>2</sup>·°K)

$$k = h_r(T_s^2 + T_o^2)(T_s + T_o) \tag{4}$$

여기서,  $h_r$ 은 view factor 이다.

### 3.2 상변태 해석

모재부와 용착금속부의 상분포(방국수 등, 1992)는 시간에 대한 온도의 해석과 그에 따르는 상분율의 변화를 고려해야 하므로 온도구배( $\Delta t$ 800-500)에 대한 조직의 변화는 연속냉각 변태 곡선(SH-CCT)과 상분율에 근거하며 용접직후 오스테나이트(austenite)에서 배이나이트(bainite), 페라이트(ferrite), 펄라이트(pearlite)로 일어나는 상변화는

$$\frac{dP}{dt} = f(T) \frac{P_{eq}(T) - P}{\tau(T)} \tag{5}$$

여기서,  $P$  : proportion of phase concerned  
 $t$  : time  
 $T$  : heating or cooling rate  
 $T$  : temperature  
 $P_{eq}$  : proportion at phase equilibrium  
 $\tau$  : delay time

로 표현되는 Leblond's law을 이용하였고, 오스테나이트(austenite)에서 마르텐사이트(martensite)로의 변화는

$$P(T) = 1 - \exp(-b(M_s - T)) \quad \text{for } T < M_s \tag{6}$$

여기서,  $P$  : proportion of martensite  
 $T$  : temperature  
 $M_s$  : martensite starting temperature(400°C)  
 $b$  : law parameter(0.011)

로 표현되는 Koistinen-Marburger 법칙을 적용하였다.

### 3.3 응력분포 해석

용접직후에 고온의 용착금속으로부터 모재로의 열전달에 의

한 온도변화가 일어나고 이때에 열응력 및 온도변화로부터 기인한 상(phase)변화에 의해 발생된 응력과 용착금속의 응고수축에 의해 발생된 응력이 중심편석층에 미치는 영향을 고려하고자 하였다. 이때 온도에 의한 응력 및 변형은 비선형상태로 가정하였으며(Ogden, 1982; 방한서와 고민성, 1997) 이 응력 해석에 사용된 식은

$$\sigma = \sigma_y + K(\epsilon)^n \tag{7}$$

여기서,  $\sigma$  : flow stress (MPa)  
 $\sigma_y$  : yield stress (MPa)  
 $K$  : hardening modulus (MPa)  
 $n$  : hardening slop.

또한 측면부재의 중심 편석대를 기점으로 라멜라 태어링이 발생하는지의 여부를 알아보기 위해 측면부재의 중심 편석대에 작용하는 응력을 중심 편석대를 기준으로 x-x축 방향에 작용하는 응력  $\sigma_{xx}$ 와 전단변형 에너지설에 입각한 von Mises 등가 응력

$$\sigma_v = \frac{1}{\sqrt{2}} [(\sigma_{xx} + \sigma_{yy})^2 + (\sigma_{yy} + \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} + \sigma_{xx})^2 + 6(\tau_{xy} + \tau_{yz} + \tau_{zx})^2]^{1/2} \tag{8}$$

을 고찰하였다(Teng and Lin, 1998). 이와 같이 해석된 응력들이 각각의 온도에서 고온인장강도 값을 초과할 경우 중심 편석대를 기점으로 라멜라 태어링이 발생할 것으로 추정하였다.

## 4. 결과 및 고찰

### 4.1 고온인장실험

Fig. 3은 시험편 중앙에 중심 편석대가 존재하는 인장시험편을 고온 인장실험 한 결과이다. 이는 490MPa급인 모재의 인장강도 실험온도 200~400°C사이에선 큰 차이를 보이지 않지만

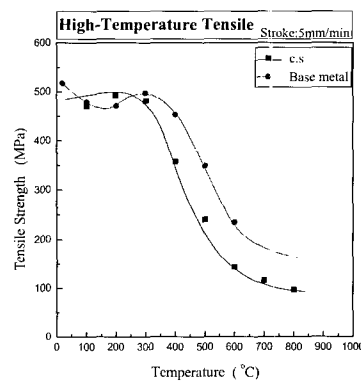


Fig. 3 High temperature tension of center segregation

400°C를 넘어서면서 급격한 강도의 하락을 나타내고 있으며 700°C에 달해선 모재대비 60%로 하락하였고 이후 700~900°C의 온도 구간에서는 강도의 하락율이 점차로 작아지고 있다.

이상의 결과로 볼 때 400~700°C까지가 강도하락의 천이구

역으로 볼 수 있으며 중심편석대가 이 온도 영역에서는 모재 대비 최대 40%의 강도하락을 보이고 있음을 알 수 있다.

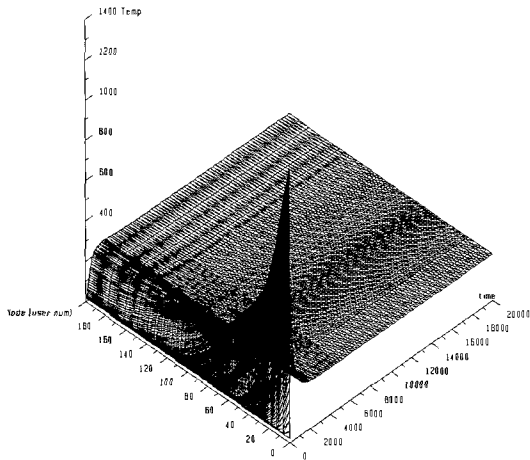


Fig. 4 (a) Temperature of center segregation (Type A)

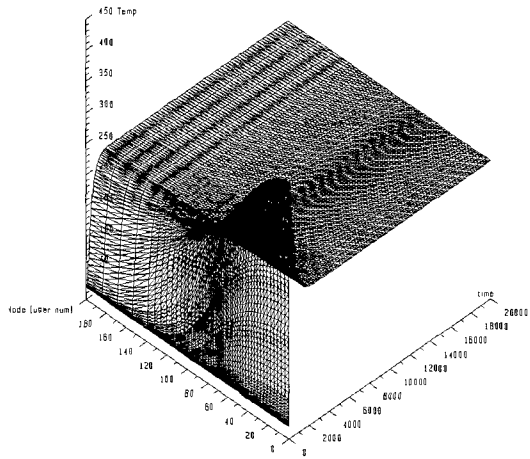


Fig. 4 (b) Temperature of center segregation (Type B)

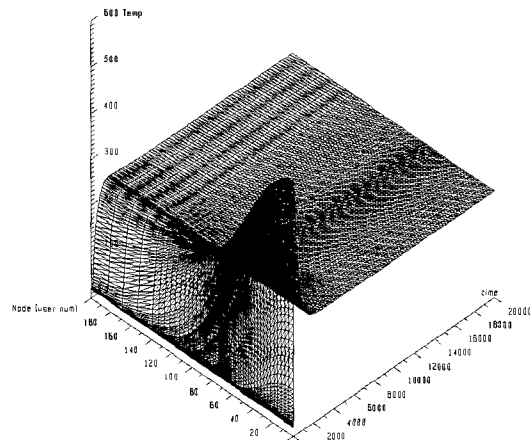


Fig. 4 (c) Temperature of center segregation (Type C)

#### 4.2 온도분포 특성

Fig. 4는 해석모델의 측면부재의 중심 편석대에 분포하는 온도를 용접개시로부터 20000초까지의 시간대에 대해 나타낸 것이다. Fig. 4의 Node로 표기되어 있는 축은 중심 편석대에 상하로 배열되어 있는 노드들을 의미하며 번호가 클수록 아래쪽에 위치한 노드이다.

세 형태 모두 용착금속부에 인접한 부분이 높은 온도 영역으로 빠르게 가열되었다가 냉각되고 있음을 알 수 있고 냉각 시간에 차이는 있으나 약 400초를 전후로 해서 일정한 온도 200~300℃로 수렴해지는 것을 알 수 있다.

각각의 그루브 형태에 따른 최고 가열온도와 이에 달하는 시간을 살펴보면, 그루브 형상 A는 용접 직후부터 13초 후에 최고 가열온도가 1020℃에 달하고 있으며 중심 편석대의 상층에서 대기와 접하고 있음에도 불구하고 세 형상 중 최고 가열온도가 나타남을 볼 수 있다. 이는 이 부분이 용착금속부로 용융 되어짐을 나타낸 것으로 볼 수 있다 즉 형상 A의 형태에서는 용융금속과 인접한 중심 편석대의 일부가 용융되어 용착금속부로 용입되어진다는 것을 알 수 있다. 그루브 형상 B는 최고 가열온도 550℃가 용접 직후 80초 후에 나타나고 있으며 그루브 형상 C의 경우는 140초 후에 최고 가열온도 410℃를 나타내고 있다. 또한 두 형상 모두 최고 가열온도부인 중심 편석대의 상부에 비교적 완만한 곡선의 형태를 나타내고 있음이 특징적이다. 이는 그루브 형상 A 보다 중심편석부에 주는 온도영향이 적음으로 인해 나타난 것으로 생각되어진다.

이상을 종합 해보면 형상 A의 형태는 최고가열온도가 짧은 영역에서 높은 온도로 가열되고 있으며 그루브의 형상이 형상 B에서 형상 C로 갈수록 최고 가열온도는 낮아지지만 넓은 시간영역으로 가열온도가 확대됨을 알 수 있다.

형상 A는 중심 편석대의 상부에서 B, C의 형상보다 2배 이상의 높은 온도로 가열되어지고 최고 가열온도에 이르는 시간도 형상 A는 13초 형상 B, C는 80초, 140초로 시간에 대한 온도 변화율이 형상 A의 경우 가장 크게 나타남을 알 수 있다. 각각의 그루브 형상에서 서로 다른 시간대에 각각의 최고 가열온도를 나타내는 것은 용착 금속부로부터 중심 편석대에 이르는 거리가 서로 다른 데에 기인하는 것으로 판단된다.

#### 4.3 상분포 특성

용접시 발생하는 대입열량으로 인해 모재로 전달된 열로 인하여 발생된 온도이력에 상응하는 모재 조직의 변화를 관찰하였다. 초기의 중심 편석대는 100% bainite로, 모재 조직은 100%로 ferrite로 가정하였다.

Fig. 5는 형상 A의 상분포 특성을 나타낸 것이다. 이는 3.2절에서 기술한 Leblond's law 및 Koistinen-Marburger 법칙에 연속냉각변태곡선, heating & cooling rate, phase proportion at phase equilibrium, delay time을 변수로 적용하여 해석한 것으로서 용접전용 유한요소해석 프로그램(SYSWELD+)의 상변태해석 방법을 적용하여 얻은 결과이다(Framasoft+ CSI 1995). 형상 A에서 최고 가열온도부인 중심 편석대 상부에서 초

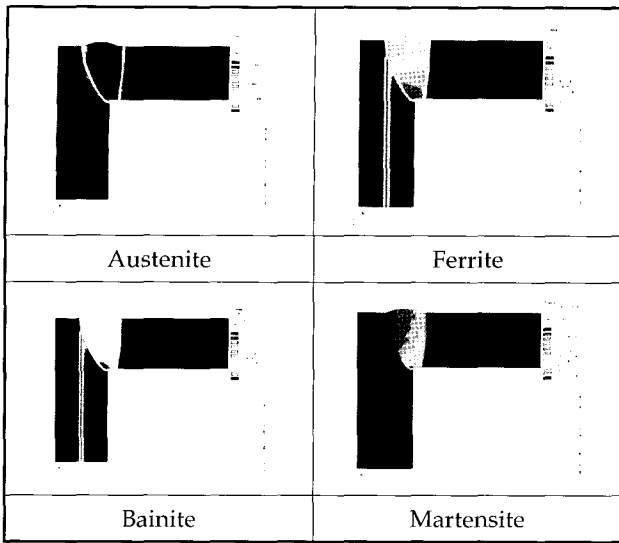


Fig. 5 Phase distribution in groove type-A

기 100% bainite인 조직 구성에서 온도 이력의 영향으로 인한 조직의 변화가 나타나고 있었고, 형상 B와 C의 경우에는 최고 가열온도가 조직의 변화를 일으키는 범위까지 상승하지 않아 조직의 변화는 관찰되지 않았다.

용착금속부 하단에서는 A, B, C 세 형상 모두 상대적으로 높은 분율의 경한 조직인 bainite 와 martensite상(phase)이 나타났다. 이는 하단부의 급격한 온도변화에 기인한 결과이며, 용착금속과 인접한 모재에서는 100% ferrite에서 austenite, bainite 및 martensite의 조직들 모두가 미량이나마 나타났다. 이는 상대적으로 전열 온도가 높고 시간에 대한 온도 변화가 비교적 커서 이곳의 조직분율이 복잡하고 다양하게 나타났음을 알 수 있다.

4.4 응력분포특성

본 모델에서 형상의 유지를 위하여 측면 부재와 상판 부재의 외부 절점들을 x축과 y축 방향으로의 변형이 없도록 하기 위하여 고정하였다. Fig. 6는 용접 후 20000초 후에 x-x축 방향으로 나타나는 잔류 응력  $\sigma_{xx}$ 의 분포를 나타낸 그림이다. 형상 A와 B는 용착금속의 하단 즉 코너의 안쪽에서 응력 집중 현상을 보이고 있다. 이 부분은 상분포(phase distribution) 특성에서 알 수 있었던 것처럼 취성의 조직들이 주로 분포하고 있었던 지점들이다. 또한 시간의 경과와 더불어 용착금속의 상부에서는 인장력이 하단부에서는 압축력이 작용하고 있음을 확인할 수 있었다. 이는 용착금속의 응고 수축이 시작되는 시간을 기점으로 응고 수축량이 상대적으로 많은 상부가 하부보다 많은 응고 수축력이 걸리기 때문인 것으로 판단된다. 형상 C의 경우는 측면부재의 한 부분에서 응력집중이 일어나고 있음을 볼 수 있다. 이 형상은 응력집중이 일어나는 한 부분을 제외하는 비교적 넓은 범위에 안정적으로 응력이 분포함을 알 수 있다.

Fig. 7은 세 형태의 중심 편석대에 작용하는 응력  $\sigma_{xx}$ 를 나타낸 것이다. 세 형태 모두 용접직후엔 상부에서 압축응력이 작

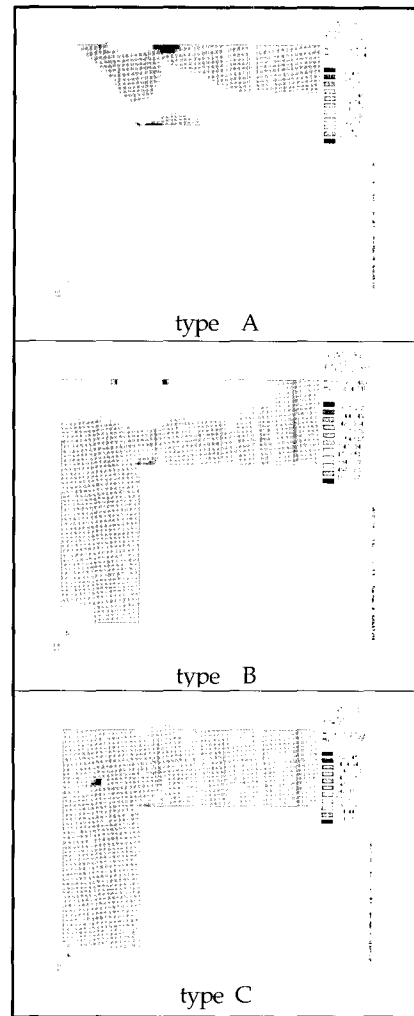


Fig. 6 Distribution of  $\sigma_{xx}$  stress along the x direction.

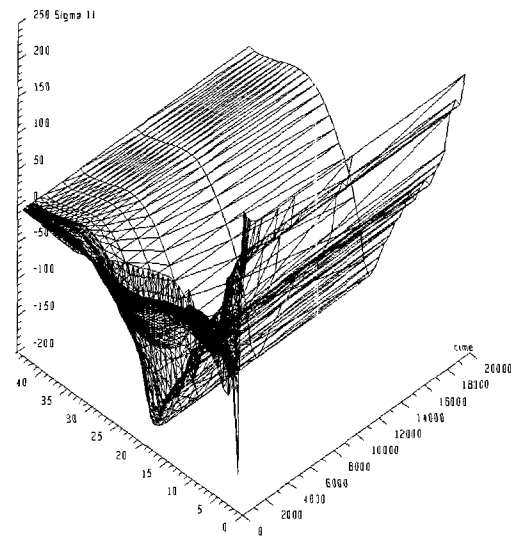


Fig. 7 (a)  $\sigma_{xx}$  stress along the x-x direction at center segregat ion. - Type A, for all time

용하고 있음을 알 수 있고 이후 인장응력으로 변화되고 있음

을 보여주고 있다. (Fig. 7의 Node로 표기되어 있는 축은 중심 편석대에 상하로 배열되어 있는 노드들을 의미하며 번호가 클수록 아래 쪽에 위치한 노드이다.)

초기의 압축응력은 용접직후 용착금속으로부터 열전달에 의한 모재조직의 변화에 기인한 것으로 판단되며 이후의 인장력은 용착금속의 응고 수축력에 기인한 것으로 판단된다. 형상 A는 용착금속부를 기준으로 상부로부터 1/3 지점을 기점으로 하부로 일정 거리까지 압축력이 작용하고 있으며 이러한 형태가 잔류응력으로 잔존하고 있음을 알 수 있다. 형상 B는 A의 형태보다 적은 부분에서 국부적으로 압축력이 걸리고 있음을 알 수 있고 형상 C의 형태는 한 지점에서 초기에 높은 압축응

력에서 인장응력으로 변환됨을 알 수 있다.

이들 형태에 따른 x-x축 방향으로 작용하는 응력은 중심 편석대를 기점으로 생성되는 라멜라 테어링에 가장 큰 영향을 미치는 인자로 판단되며 계산 된 응력의 값들은 형상 C에서 가장 높은 1GPa를 나타내고 있고 형상 A는 175MPa로 낮은 수치를 나타내고 있으나 y-y축 방향으로 작용하는  $\sigma_{yy}$ 의 값은 압축력 550MPa의 높은 수치를 나타내고 있었다.

이상의 결과를 종합해 보면 형상 A와 B에서는 x-x축 방향으로 작용하는 인장응력에 의한 라멜라 테어링은 없을 것으로 판단된다. 그러나 형상 A의 경우엔 상대적으로 높은  $\sigma_{yy}$  값을 보이고 있어 변형이 심하게 나타날 것으로 판단된다.

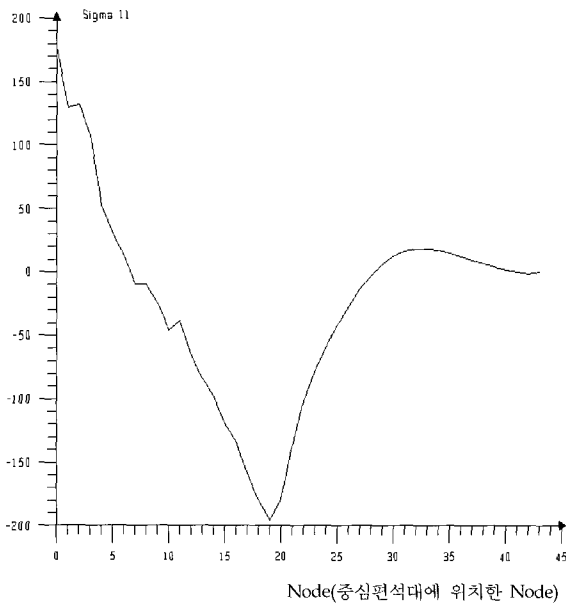


Fig. 7 (a-1)  $\sigma_{xx}$  stress along the x-x direction at center segregation - Type A, time=20000 sec.

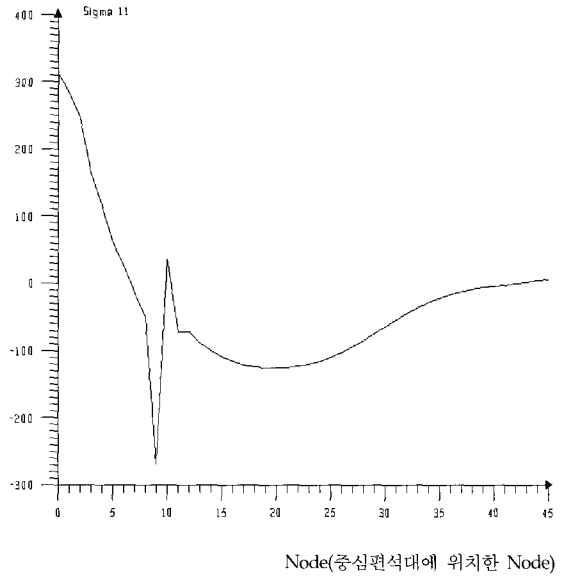


Fig. 7 (b-1)  $\sigma_{xx}$  stress along the x-x direction at center segregation - Type B, time=20000 sec.

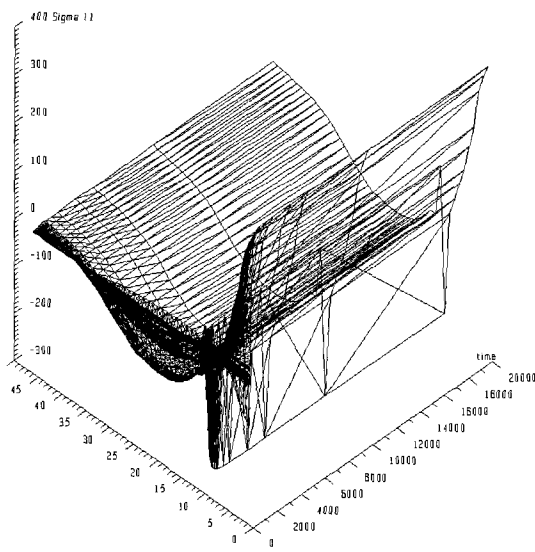


Fig. 7 (b)  $\sigma_{xx}$  stress along the x-x direction at center segregation. - Type B, for all time

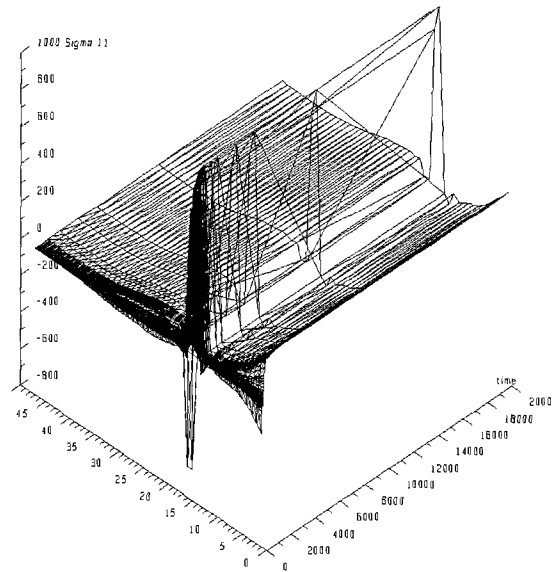


Fig. 7 (c)  $\sigma_{xx}$  stress along the x-x direction at center segregation. - Type B, for all time

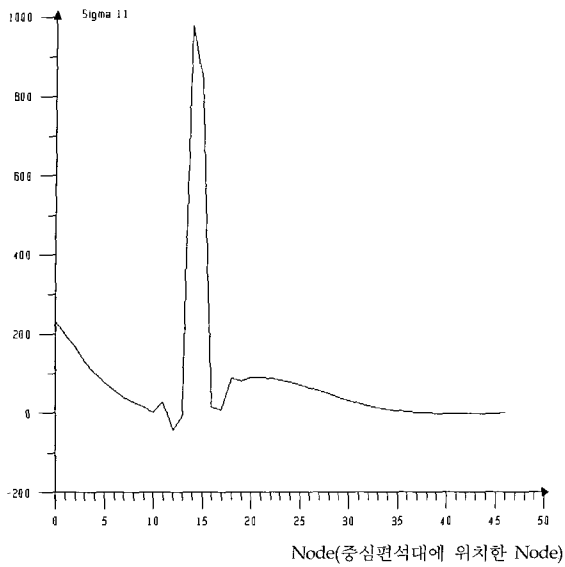


Fig. 7 (c-1)  $\sigma_{xx}$  stress along the x-x direction at center segregation. - Type C, time=20000 sec.

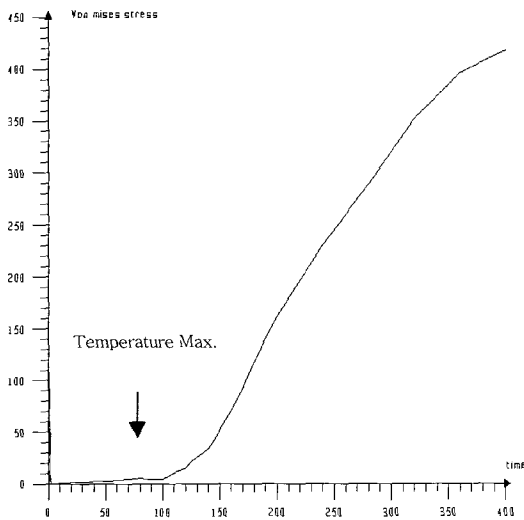


Fig. 8 Von-mises stress of maximum stress element along the time (Type B)

Fig. 8은 형상 B의 형태에서 중심 편석대에 작용하는 응력 중 응력의 수치가 가장 큰 한 요소에 대하여 각각의 온도에 대한 항복 응력값을 나타낸 것이다. 그림에서 보면 최고 항복 응력값이 약 400초 부근에서 450MPa정도로 수렴하고 있었으며 더욱이 최고온도 550℃을 나타내는 시간인 80초 부근에서 항복응력값이 10MPa미만의 낮은 수치를 보이고 있다. 이 값은 고온인장실험을 하여 얻은 강도 보다 낮은 값이었다. 따라서 box-column의 제작에 있어서 코너의 용접이음시에 이음부의 형태로 가장 적합한 형태는 측면부재와 상판부재 모두에 그루브 가공한 형상 B로 결정하고 적용할 그루브각도를 알아보기 위해 형상 B의 형태에 그루브 각도 45°와 60°를 적용해 보았다.

그루브 각도가 45°일 때의 응력 수치들이 그루브 각도 60° 일 때의 응력 값들 보다 적은 수치를 나타내고 있다. 특히 라멜라 테어링에 영향을 미치는 x-x축 방향의  $\sigma_{xx}$ 의 최고 수치들은 그루브 각도가 30°, 45°, 60°로 커짐에 따라 각각 310MPa, 330MPa, 410MPa로 커지고 있으며 von-Mises 등가응력의 최고값은 그루브 각도에 무관하게 450MPa로 나타나고 있으나 그 분포의 형태를 달리하는 특징이 있다.

Fig. 9는 이상의 결과로부터 형상 B의 그루브 타입을 선정하여 그루브 각도 35°로 실험용접을 실시한 것이다. 3000A급 서브머지드 2-pole용접기를 사용하였고, Fig. 9의 (c)는 용접된 시험편의 단면을 natal로 etching한 사진이다. 용착금속의 형상이 양호하고 측면부재의 중앙에 검은색 띠로 나타난 중심 편석대

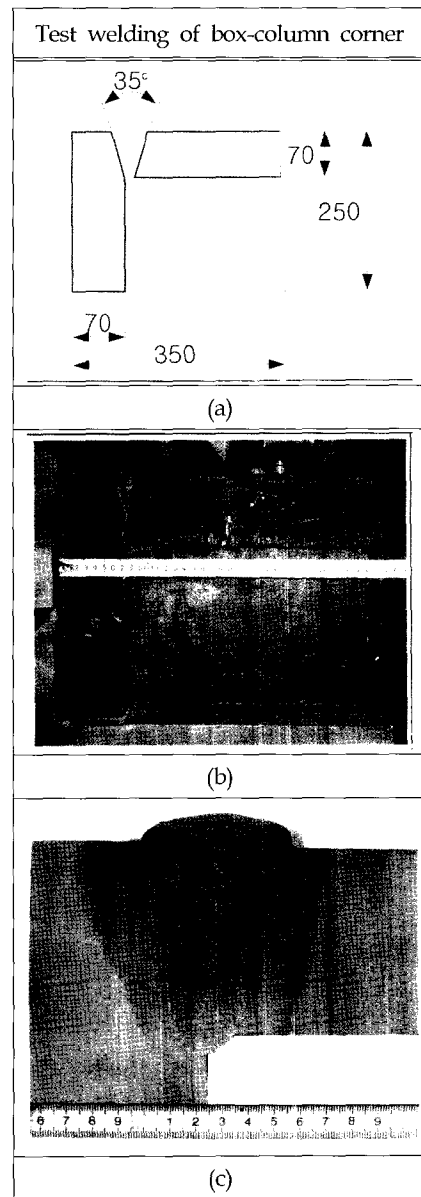


Fig. 9 Configuration and macro-section for box-column corner joint welding ; (a) dimension, (b) fabrication of test welded joint (c) macro section of weld joint.

또한 원형의 상태를 유지하고 있는 것을 볼 수 있다.

## 참 고 문 헌

### 5. 결 론

초고층 및 대형 철골 구조물의 제작에 유용하게 이용되는 box-column의 제작에 있어서 코너에 대입열 용접법을 적용할 때 예상되는 측면부재의 중심 편석대를 기점으로 한 라멜라 테어링(lamella tearing) 현상의 발생 유무를 알아보기 위하여, 유한요소법을 이용하여 선정된 각각의 그루브의 형태에 대한 측면부재의 중심편석대에 작용하는 응력들을 검토하였으며 다음과 같은 결과를 얻었다.

- (1) 용착 금속부 주위의 모재부 온도는 용착 금속량에 의존하여 각각 다른 온도 분포를 나타냈다. 즉 용착량이 적은 용착 금속 하단에서는 빠른 가열과 냉각이 이루어지고, 용착금속 상부로 이동하면서 상대적으로 냉각속도가 늦어졌다.
- (2) 형상 A의 형태는 중심 편석대의 상부에서 최고온도가 1000℃ 이상으로 오스테나이트 영역으로 가열되었다.
- (3) 고려된 모든 그루브형태의 용착금속과 HAZ부의 조직은 ferrite 와 bainite의 혼합조직을 나타내고 있었다. 그러나 용착 금속부 하단인 루트부에서는 급격한 온도변화 이력에 의해 경도가 높은 bainite 와 martensite의 혼합 조직들이 나타났다.
- (4) 고려된 모델들의 잔류응력의 형태는 시간의 경과와 더불어 용착금속의 응고 수축력에 의한 응력으로 용착금속부 상부엔 인장 응력이 작용하였으며 하부엔 압축응력이 발생하였다. 그리고 이들의 응력 형태가 잔류응력으로 존재하고 있음을 확인하였다.
- (5) 측면부재의 중심 편석대에 나타나는 초기 응력의 형태는, 용착금속과 인접한 모재부에서 조직의 변화로부터 발생하는 변태팽창에 기인한 압축응력이었다.
- (6) 측면 부재의 중심 편석대에 작용하는 응력들은 동일한 30°의 그루브 각도에서 그루브의 형태에 따라 각기 다른 수치들을 보여 주고 있고, 특히 중심 편석대에 수직인  $\sigma_{xx}$ 의 최대값은 형상 C의 형태에서 나타났으며, 변형을 유발하는  $\sigma_{yy}$ 의 최대 압축응력은 형상 A의 형태에서 나타났다.
- (7) Box-column의 코너부 이음의 대입열 용융용접법 적용이 가능한 그루브 형태로는 측면부재와 상판의 부재 모두에 그루브 가공을 한 형상 B가 적당하다.
- (8) 형상 B의 형태로부터 형상의 변형정도와 측면부재의 중심 편석대에 균열의 형태로 발생되는 라멜라 테어링의 발생억제 측면에서 고려된 최적의 그루브 각도는 30°~45°가 적당하다.

김종명 (2000). "2 1 4 Cr-1Mo강 압력용기 Nozzle 용접이음부의 재열균열에 관한 수치해석적 연구", 한국해양공학회지, 제14권 제1호 pp 88-94.

방국수, 이종봉, 장래웅 (1992). "대입열용접 열영향부의 조직과 인성", 대한용접학회지, 제10권 제1호, pp 12-19.

방한서, 고민성 (1997). "유한요소법에 의한 평판의 용접 변형에 관한 기초적 연구" 한국해양공학회지, 제11권 제4호, pp 1-6.

Framasoft+ CSI (1995). "Sysweld Technical Description".

Ganesh S. and Stout R.D. (1976). Weld. Journal, No 55, pp 341.

Inoue, T., Yamato, K. and Saito, T. (1984). "The Transverse Crack at HAZ in Heavy Plate of High Tensile Strength Steel", Journal of the Japanese Welding Society, Vol 2, No 2, pp 134-140.

Jubb J.E.M. (1971). Weld. Res. Council Bull., p 168.

Koufman E. J., Pense A.W. and Stout R.D. (1981). "An Evaluation of Factors Significant to Lamellar Tearing", Weld. Journal, No 60, pp 43-49.

Ogden R.W. (1982). "Elastic deformations in Rubberlike Solids", Mechanics of Solids, pp 499-537.

Rosenthal D. (1946). "The Theory of Moving Sources of Heat and It's Application to Metal Treatments", Trans. ASME, Vol 68, pp 849-866.

Skinner D.H. and Toyama M. (1977). "Through Thickness Properties and Lamellar Tearing", Weld. Res. Council Bull., pp 232.

Suzuki H.G., Nishimura S. and Yamaguchi S. (1982). "Characteristics of Hot Ductility in Steels Subjected to the Melting and Solidification" Trans. ISIJ, Vol 22, pp 48-56.

Teng Tso-Liang and Lin Chih-Cheng (1998). "Effect of Welding Conditions on Residual Stresses due to Butt Welds", International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol 75, pp 857-864.

Ueda, Y., Kim, Y.C., Chen, C. and Tang, Y.M. (1984). "Mathematical Treatment of Phase Transformation and Analytical Calculation Method of Restraint Stress-Strain", Journal of the Japanese Welding Society, Vol 2, No 1, pp 89-97.

2002년 1월 7일 원고 접수

2002년 3월 27일 최종 수정본 채택