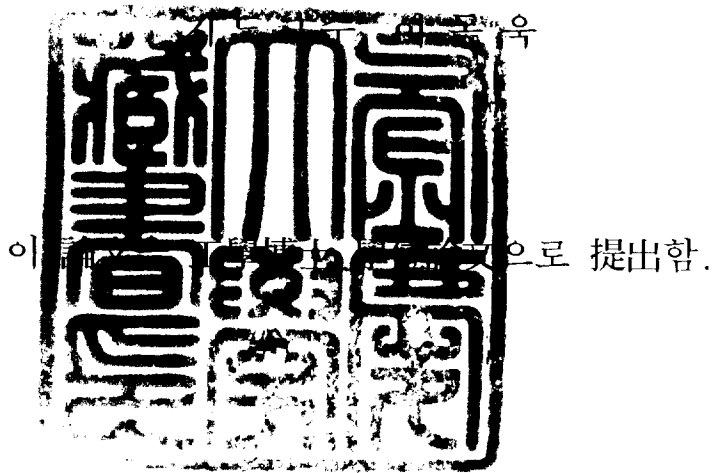


공학박사 학위논문

강바닥판 U형 리브 현장용접이음부
피로강도에 관한 연구



2005년 2월

부경대학교 대학원

토목공학과

강창입

강창입의 공학박사 학위논문을 인준함

2004년 12월 23일

주 심 공 학 박 사 장 승 필



위 원 공 학 박 사 장 희 석



위 원 공 학 박 사 국 승 규



위 원 공 학 박 사 공 병 승



위 원 공 학 박 사 이 동 욱



목 차

List of Tables	iv
List of Figures	v
List of Photographs	viii
List of Symbols	ix
ABSTRACT	x
제 1 장 서 론	1
1.1 연구의 배경 및 목적	1
1.2 본 연구에 관련된 연구 동향	4
1.2.1 국외의 연구동향	4
1.2.2 국내의 연구동향	5
1.3 연구범위	7
제 2 장 실물대모형 시험체의 응력해석 및 피로실험	8
2.1 개요	8
2.2 하중재하 조건과 U형 리브 모델의 응력해석	10
2.2.1 1련 U형 리브 응력해석	10
2.2.2 3련 U형 리브 응력해석	16
2.2.3 하중재하 조건과 응력해석 고찰	22
2.3 해석모델(Ⅰ)	24
2.3.1 해석모델 형상	24
2.3.2 해석결과	28
2.3.3 전단지연(shear lag) 현상에 대한 고찰	30

2.4 해석모델(Ⅱ)	32
2.4.1 응력해석	32
2.4.2 해석결과	32
2.5 정하중실험 및 피로실험	36
2.5.1 시험체 제작	36
2.5.2 정하중 실험	40
2.5.3 피로실험	42
2.6 고찰	50
2.7 소결론	51
 제 3 장 소형시험편의 응력해석 및 피로실험	 52
3.1 개요	52
3.2 해석모델(Ⅰ)	55
3.2.1 응력해석	55
3.2.2 단차와 응력집중계수	63
3.2.3 루트부 형상과 응력집중계수	64
3.2.4 루트갭, 이면재의 두께 및 폭 변화와 응력집중계수	66
3.3 해석모델(Ⅱ)	69
3.3.1 단차와 응력집중계수	69
3.3.2 루트부 형상과 응력집중계수	70
3.3.3 루트갭, 이면재의 폭 및 두께 변화와 응력집중계수	72
3.4 소형시험편 피로실험	75
3.4.1 시험편 제작	75
3.4.2 피로실험	76
3.4.3 피로실험 결과	77

3.4.4 파단면 관찰	78
3.5 고찰	80
3.6 소결론	81
제 4 장 용접이음부 루트부 형상제어	83
4.1 개요	83
4.2 TIG용접에 의한 실험	84
4.2.1 실험조건	84
4.2.2 실험결과 및 고찰	87
4.3 CO ₂ 반자동용접에 의한 실험	96
4.3.1 용접조건	96
4.3.2 용입폭의 차($l_2 - l_1$)의 영향	99
4.3.3 홈각도의 영향	100
4.3.4 루트갭의 영향	102
4.3.5 토치각도의 영향	106
4.4 실용성을 고려한 용접이음부 제작	107
4.5 고찰	109
4.6 소결론	110
제 5 장 결 론	111
참고문헌	113
본 연구에 관련된 발표 논문	118
감사의 글	121

List of Tables

Table 2.5.1 시험체 용접이음부 표면처리

Table 2.5.2 방사선투과시험 결과

Table 2.5.3 시험체의 피로균열 발생수명과 파단수명

Table 2.5.4 Beach Mark를 넣기 위한 하중반복횟수(1×10^4 Cycle)

Table 3.4.1 시험편 제작개수

Table 4.2.1 시험편의 용접조건

Table 4.3.1 모재의 기계적 성질 및 화학적 성질

Table 4.3.2 용접 조건

Table 4.3.3 이음부의 조건별 시험편 기호

Table 4.4.1 용접법에 따른 ρ 와 θ 의 최적값

List of Figures

- Fig. 2.1.1 U형 리브 해석모델 단면 형상
- Fig. 2.2.1 U형 리브 하면에 지점이 있는 경우 하중재하 형상
- Fig. 2.2.2 횡리브 높이를 고려하여 지점이 있는 경우 하중재하 형상
- Fig. 2.2.3 U형 리브 하면에 지점이 있는 경우 하중재하 조건별 응력도
- Fig. 2.2.4 횡리브 높이를 고려하여 지점이 있는 경우 하중재하 조건별 응력도
- Fig. 2.2.5 하중재하 형상
- Fig. 2.2.6 하중재하 조건별 응력도
- Fig. 2.2.7 U형 리브 우각부 최대응력
- Fig. 2.3.1 하중재하위치
- Fig. 2.3.2 해석모델 형상
- Fig. 2.3.3 단차이음부 모델링 형상
- Fig. 2.3.4 용접이음부 단차별 모델 응력도
- Fig. 2.3.5 용접이음부 단차별 U형 리브 우각부 최대응력
- Fig. 2.3.6 전단지연(shear lag) 현상에 의한 응력 분포
- Fig. 2.4.1 용접이음부 단차별 모델 응력도
- Fig. 2.4.2 U형 리브 우각부 용접이음부 단차별 응력(σ_x)
- Fig. 2.5.1 실물대모형 시험체 형상
- Fig. 2.5.2 방사선투과시험 방향
- Fig. 2.5.3 하중 재하위치
- Fig. 2.5.4 스트레인 게이지 부착위치
- Fig. 2.5.5 정적실험에 의한 시험체 A-4의 응력
- Fig. 2.5.6 하중반복횟수

Fig. 2.5.7 시험체의 파단수명 S-N선도

Fig. 2.5.8 Beach Mark에 의한 하중반복횟수

Fig. 2.5.9 시험체 B-1 초기균열발생부

Fig. 3.1.1 소형시험편 용접이음부 단면형상

Fig. 3.1.2 소형시험편 모델 형상

Fig. 3.2.1 소형시험편 모재측 루트부(Ⅰ) 모델 형상 및 응력분포

Fig. 3.2.2 소형시험편 용접비드 표면측 토우부(Ⅱ) 모델 형상 및 응력분포

Fig. 3.2.3 단차와 응력집중계수

Fig. 3.2.4 단차부 모멘트 발생원리

Fig. 3.2.5 단차 및 루트부 형상에 따른 모재측 루트부 응력집중계수

Fig. 3.2.6 단차 및 루트부 형상에 따른 용접비드 표면측(토우부) 응력집중
계수

Fig. 3.2.7 루트갭과 응력집중계수

Fig. 3.2.8 이면재 두께와 응력집중계수

Fig. 3.2.9 이면재 폭과 응력집중계수

Fig. 3.3.1 단차와 응력집중계수

Fig. 3.3.2 단차 및 루트부 형상에 따른 모재측 루트부 응력집중계수

Fig. 3.3.3 단차 및 루트부 형상에 따른 용접비드 표면측(토우부) 응력집중
계수

Fig. 3.3.4 루트갭과 응력집중계수

Fig. 3.3.5 이면재 두께와 응력집중계수

Fig. 3.3.6 이면재 폭과 응력집중계수

Fig. 3.4.1 시험편 형상

Fig. 3.4.2 피로실험 결과

Fig. 4.2.1 시험편 형상

- Fig. 4.2.2 전류(A) 변화에 따른 시험편 A-4 및 B series의 ρ , θ
- Fig. 4.2.3 용착금속 단면적에 따른 곡률반경(ρ) 및 플랭크 각도(θ)
- Fig. 4.2.4 용접속도(대차속도)에 따른 ρ , θ
- Fig. 4.2.5 토치각도에 따른 ρ , θ
- Fig. 4.2.6 ρ 와 $l_2 - l_1$ 의 관계
- Fig. 4.2.7 θ 와 $l_2 - l_1$ 의 관계
- Fig. 4.2.8 용착금속량과 l_1 및 l_2 의 관계(A 시리즈)
- Fig. 4.2.9 전류에 따른 l_1 과 l_2 (시험편 A-4 와 B 시리즈)
- Fig. 4.2.10 용접속도에 따른 l_1 과 l_2 (시험편 A-4 와 C 시리즈)
- Fig. 4.2.11 토치각도에 따른 l_1 과 l_2 (시험편 A-4 와 D 시리즈)
- Fig. 4.3.1 ρ 와 용입폭의 차($l_2 - l_1$)의 관계
- Fig. 4.3.2 θ 와 용입폭의 차($l_2 - l_1$)의 관계
- Fig. 4.3.3 그룹 II 와 그룹 III에서의 l_1 과 l_2
- Fig. 4.3.4 ρ 와 d의 관계
- Fig. 4.3.5 θ 와 d의 관계
- Fig. 4.3.6 전진각의 루트갭에 대한 l_1 과 l_2
- Fig. 4.3.7 직각의 루트갭에 대한 l_1 과 l_2
- Fig. 4.3.8 후퇴각의 루트갭에 대한 l_1 과 l_2
- Fig. 4.3.9 상진각의 루트갭에 대한 l_1 과 l_2
- Fig. 4.3.10 토치각도에 따른 ρ 와 θ

List of Photographs

- Photo 1.1.1 U형 리브 볼트이음 전경
- Photo 1.1.2 U형 리브 용접이음 전경
- Photo 2.5.1 정하중 실험 전경
- Photo 2.5.2 시험체 E의 Beach Mark
- Photo 2.5.3 시험체 C의 파단면 우각부 단면마크로
- Photo 3.4.1 단차시험편 파단면
- Photo 4.2.1 가장 양호한 루트부 형상
- Photo 4.2.2 시험편 A-1
- Photo 4.2.3 시험편 A-4
- Photo 4.2.4 시험편 C-0
- Photo 4.4.1 상향용접(시험편 A-47)
- Photo 4.4.2 수직용접(시험편 D-43)

List of Symbols

- σ_x : 실물대모형 시험체의 중앙 용접선에서 x방향으로 22mm 떨어진
부분의 응력(MPa)
- δ : 단차(mm)
- 맞대기용접의 현장이음시 U형 리브와 U형 리브간의 용접후의
어긋난 길이
- $\Delta \sigma$: $\sigma_{\max} - \sigma_{\min}$ (최대응력 - 최소응력)
- d : 루트갭(mm)
- ρ : 루트부 곡률반경(mm)
- θ : 루트부 플랭크 각($^{\circ}$)
- l_1 : 이면재측 용입폭
- l_2 : 모재측 용입폭
- s : 대차속도(cm/min)
- A : 전류
- V : 전압
- Y.S : 항복강도(MPa)
- T.S : 인장강도(MPa)
- θ_g : 홈각도

A Study on the Fatigue Strength of Field Welded-Joints of the U-Type Rib for a Orthotropic Steel Deck

Chang-Ib Kang

*Department of Civil Engineering, Graduate School
Pukyong National University*

ABSTRACT

To examine the effect of misalignment by imprecise fitting of field welded-joints of the U-type rib, which is often used for a orthotropic steel deck of bridge, stress analysis by the finite element method was conducted with a full scale specimen.

Fatigue tests were performed with a full scale specimen and both of the initial and fracture lives of the fatigue crack were examined. Stress analysis by the finite element method was conducted as well as fatigue tests on the stress behavior of a specimen with misalignment and a limit value of misalignment was presented in the case of the stiffener of a orthotropic steel deck was designed as a U-type rib. A control method of a root shape was developed, which restrains the radius curvature and the Flank's angle in the root to relieve the stress concentration in welded-joints of the U-type rib.

The results of the research are as follows : In the stress analysis and the static loading test, it was found that the stress increases by a

shear lag phenomenon in the lower corner of the U-type trough rib. As a result of the fatigue test of a full scale specimen, the more the misalignment is, the less the fatigue life is, while the less the misalignment is, the more the fatigue life is. Examining the crack propagation direction of the beach mark at the fatigue test, it was found that the fatigue crack occurs in the root of the base metal and then propagates to the welded bead surface.

By comparing the allowable stress range of 2 million times, the detail range B with that of field welded-joints of the U-type rib, the misalignment or imprecise fitting needs to be limited to less than 1.0 mm. Through the stress analysis of a specimen with misalignment, the value of the stress concentration factor in the root of the base metal was high, while that in the weld bead surface was low. It was identical with the result of the fatigue crack propagation from the root of the base metal to the weld bead surface in the fatigue test. It was found that the fatigue life rapidly decreases as the misalignment increases from 0.0 mm, to 2.0 mm, to 3.0 mm, and to 4.0 mm in the fatigue test.

By controlling the root shape in welded-joints to extend the fatigue life of the U-type trough rib, one could start weaving easily with the groove angle widened and find a good root shape as the penetration width becomes bigger by weaving.

A good root shape could also be found as the root gap became smaller and smaller, or if a groove angle of 70° is set in the process of CO₂ semi automatic welding and a specimen is made by the

forward method in that of overhead welding and the vertical up welding method in that of vertical welding, considering the practicalities.

제 1 장 서 론

1.1 연구의 배경 및 목적

강바닥판교는 제2차 세계대전이 끝난 후 철의 공급이 부족할 시기에 교량을 가능한 한 가볍게 만들기 위해 독일에서 시작되었다. 강바닥판을 주형의 상부플랜지로서 최초로 사용한 교량은 1950년에 개통된 Kurpfalz교이며, 1951년에 Rhine강 위에 건설된 Cologne-Muelheim교는 강바닥판 시스템을 현수교에 적용하여 매우 우수한 경제성을 나타내었다^{1)~3)}.

강바닥판은 철근콘크리트 바닥판에 비해 자중이 약 1/2 ~ 1/3 정도 이므로 교량의 장대 지간화가 가능하며, 또한 주형의 형고도 낮출 수 있기 때문에 현수교, 사장교와 같은 장대 교량, 하부구조 형식에 제약을 받는 고가도로, 연약지반 상에 건설되는 교량, 공동구 등과 같은 지하매설물과 병설되는 교량 등에 많이 적용되고 있다^{3), 4)~6)}. 그러나 강바닥판, 종리브(U형 리브) 및 횡리브가 직교형태로 촘촘히 배치되어 상당히 복잡한 용접구조이고 차량하중이 직접 강바닥판에 재하되기 때문에 피로손상을 받기 쉬운 구조이다^{6), 7)~14)}. 따라서, 부재의 특성을 정확하게 파악하여 설계하는 것은 기술적으로나 이론상으로 매우 중요하다.

강바닥판의 종방향 보강재로서는 개단면 리브와 폐단면 리브가 있으며, 비틀림 저항이 큰 관점에서 폐단면 U형 리브(이하 U형 리브)가 많이 사용되고 있다. U형 리브는 비틀림에 대한 저항이 크고, 교축방향의 하중분배가 크므로 교량의 경간을 길게 할 수 있다^{3), 6), 9), 15)~18)}.

강바닥판에서 U형 리브는 한쪽 면에만 용접이음을 실시하므로 용접량이 적어 용접에 의한 변형이 적게 발생한다^{2), 19)~25)}. 또한 완전밀폐단면이 되어 단면의 내부가 부식될 염려가 없어 외부만 도장을 실시하므로 도장면적을 경감하는 등의 이점이 있다^{9), 16), 26), 27)}.

강바닥판의 가설현장에서 상자형의 연결은 하부플랜지 및 웨브는 볼트이음, 강바닥판의 이음은 포장과 관련하여 용접이음을 실시하며, U형 리브는 공장제작시에는 용접이음을 실시하고, 가설현장에서의 이음은 고장력볼트 또는 용접이음을 주로 실시한다^{2), 8), 9), 21)}. Photo 1.1.1은 U형 리브 볼트이음 전경을, Photo 1.1.2는 U형 리브 용접이음 전경을 각각 나타낸다.

가설현장에서의 U형 리브의 이음에 대해 주목하면 이음부에는 시공오차가 발생하지 않을 수 없다. U형 리브의 연결을 볼트이음으로 할 경우, 시공오차가 약간 발생하더라도 이음부를 곡직하여 이음을 실시할 수 있으나, 볼트구멍을 공제하여야 하므로 단면의 손실이 발생한다^{20), 29)}. 반면, U형 리브를 용접이음으로 실시할 경우, 용접자세는 상향이 되어 이음부에는 이면재를 부착하여야 하고, 이면재 부착에 의해 이음부는 형상변화부가 발생된다^{20), 28), 29)}. 또한 용접이음부는 시공오차에 의한 단차가 존재하여 편심에 의한 모멘트가 발생하며, 이음부의 형상변화부에는 응력집중이 발생한다^{20), 30)}.

본 논문에서는 강바닥판 교량에 많이 사용되는 U형 리브 현장용접이음부에 대해 응력해석을 실시하고, 실물대모형 및 소형시험편에 대해 피로 실험을 실시하여 U형 리브 현장용접이음부의 피로강도에 영향을 미치는 단차(시공오차)의 한계값을 제시하고, 피로강도를 향상시키기 위해 루트부 형상제어법을 개발하였다.



Photo 1.1.1 U형 리브 볼트이음 전경

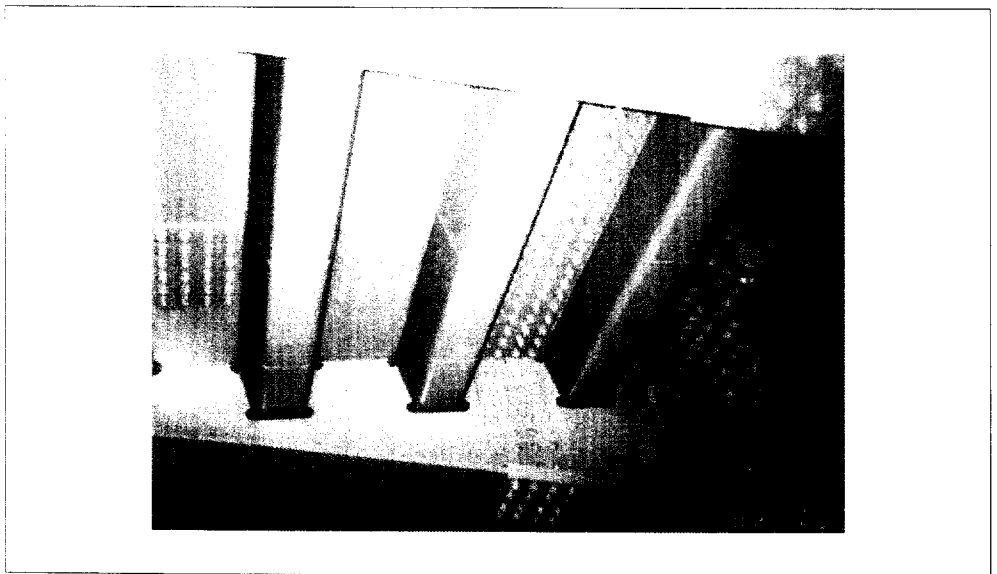


Photo 1.1.2 U형 리브 용접이음 전경

1.2 본 연구에 관련된 연구 동향

1.2.1 국외의 연구동향

Fisher(1971)³¹⁾는 저강도강의 용접연결부가 높은 피로수명을 갖는 경향을 제시하였고, 일본에서는 1978년 제정된 “강바닥판 설계요령”⁸⁾을 기초로 하여 세토대교까지의 모든 강바닥판에 적용하였으며, 이 요령은 피로를 고려하여 강바닥판의 강성 및 구조세부를 정하고 있다^{8), 10), 16)}. 三木千壽(1979)³²⁾도 종방향 용접연결 시험체에 대한 피로실험에서 고강도 강일 때의 피로강도가 낮은 경향이 있음을 제시하였다. 일반적으로 용접 연결부에서는 주로 토우부가 응력집중원³³⁾으로 작용하기 때문에 토우부의 곡률반경(ρ)과 플랭크각(θ)이 피로강도에 현저한 영향을 미치는데, 山田(1982)³⁴⁾은 용접 토우부의 곡률반경(ρ) 및 플랭크각(θ)을 변화시킨 리브 십자형 필렛용접 연결부의 피로시험에서 플랭크각(θ)이 증가함에 따라 피로강도가 증가함을 제시하였다. C. D. Lundin(1984)^{35), 36)}은 용접이음부의 결함에 대해 연구하였으며, 혼슈-시코쿠 연락교 건설공단(1989)^{8), 16), 37)}등에서 종리브의 현장용접, 종·횡리브 교차부 및 종리브 간격이 피로균열에 미치는 영향을 해석하였으며 실제교량에서의 응력측정을 통하여 강바닥판에 관한 연구도 수행되었다^{12), 38)}. 이러한 성과를 기초로 하여 종래의 구조상세가 개선되었으며, 아카시대교 등의 강바닥판의 설계 및 시공에 반영되었다³²⁾. 長谷川(1989)¹²⁾등은 강바닥판 교량의 피로 연구를 실시하였으며, F. V. Lawrence(1996)²²⁾등은 용접결합의 종류, 크기, 모양, 위치 등이 피로강도에 미치는 영향에 대해 연구하였다^{39), 41)}.

또한, Fisher(1996)⁴²⁾등은 강바닥판형식인 Williamsburg교의 실물대모형 시험을 실시하였으며, 大橋治一(1999)^{37), 43)}등은 강바닥판 실물대모형 시

험체에 대해 재하시험을 실시하였다. 三木千壽(2000)^{23), 37), 43)}은 후판 데크플레이트와 대형 trough 리브로 구성된 강바닥판의 실제대모형 모델의 재하시험에 대한 구조 특성에 관한 연구 및 고강도강 용접부의 피로강도와 피로강도 향상법에 대해 연구하였다^{13), 44), 45)}.

1.2.2 국내의 연구동향

이동욱, 이재오(1993)²⁹⁾는 강바닥판 교량의 수명평가에 관한 연구를, 이동욱, 고남호(1993)⁴⁶⁾는 강바닥판 U형 리브 응력거동에 관해 연구하였으며, 한종욱, 박영석(1996)²⁴⁾은 강바닥판 용접연결부의 피로거동에 관한 연구를 실시하였으며, 김도균(1998)³⁸⁾은 강바닥판의 종·횡리브 연결부의 피로실험에 관한 연구를 실시하였다. 부산광역시(1998)⁴⁷⁾에서는 국내 최초로 광안대로 현수교 트러스 구조에 대한 보다 상세한 피로해석을 실시하여 구조상세부 개선방안 제시 및 조질 고장력 강재를 사용하는 보강형의 제작요령을 트리스의 제작에 활용하였다. 또한, 최준혁, 경갑수(1999)⁴⁸⁾등은 휨응력을 받는 강바닥판의 피로균열진전해석에 대한 연구를 실시하였으며, 이종관, 윤태양(1999, 2002)^{41), 49)}은 강바닥판의 데크플레이트-종리브-횡리브 용접교차부에 대한 피로강도에 대한 실험과 강바닥판의 횡리브 슬릿상세에 대한 피로강도시험을 실시하였다. 최향용, 최준혁(2000)^{45), 50)}등은 강바닥판 종리브와 횡리브 교차부의 피로거동에 대한 종리브내 다이어프램의 영향을, 전상호, 이문규(2000)¹³⁾등은 실물 모형 강바닥판 접합상세부의 피로강도에 관한 실험적 연구를 실시하였다. 박영석, 심낙훈(2002)^{14), 18)}은 종리브의 비틀림에 의한 강바닥판 용접연결부의 피로강도에 관한 실험적 연구 및 실물 모형 강바닥판 구조상세부의 피로강도에 관한 실험적 연구를 각각 실시하였다.

U형 리브 현장용접이음부에 대해서는 국내의 해석 및 실험에 관한 연

구자료가 부족하여, 해외 자료를 인용하여 완도-지산간 연육교, 굴현대교, 사천대교 등에 종방향 보강재로 U형 리브가 적용되었으나, 현행 도로교 설계기준 등에서 강바닥판 U형 리브 현장용접이음부의 단차에 대한 상세 설계규정이 부족한 실정이다^{9), 16), 19)}.

1.3 연구범위

본 연구의 목적을 달성하기 위하여 수행한 연구범위는 다음과 같다.

- 1) 강바닥판 상자형교에서 바닥판의 보강재로 많이 사용되는 U형 리브
설물대모형 시험체의 현장용접이음부에 대해, 유한요소법에 의한 응
력해석을 실시하고, 3점 휨 피로실험을 실시하여 현장용접이음부의
단차와 피로수명, 피로균열 발생점 및 전파방향 등을 해석하였다. 또
한, 해석을 통해 단차의 제한값을 제시하였다.
- 2) 이면재가 부착되고 단차가 존재하는 소형시험편의 응력거동상태를 유
한요소법에 의한 응력해석 및 피로실험을 실시하여, 현장용접이음부
의 단차와 피로수명, 피로균열 발생점 및 전파방향을 조사하였다.
- 3) 피로수명이 가장 낮게 나타나는 U형 리브 용접이음부의 응력집중을
완화하고 피로수명을 연장하기 위해, 용접이음부의 루트부 곡률반경
(ρ) 및 플랭크각(θ)을 제어하는 루트부 형상제어법을 개발하였다.

제 2 장 실물대모형 시험체의 응력해석 및 피로실험

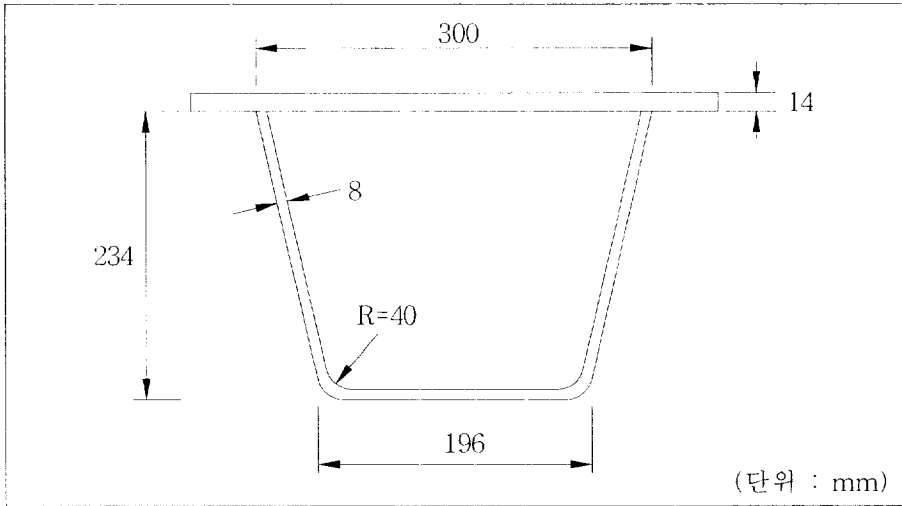
2.1 개요

강바닥판의 보강재로 사용되는 U형 리브 현장용접이음부에서 단차(시공 오차)의 영향을 해석하기 위해 실물대모형을 유한요소법에 의한 응력해석을 실시하고, 정하중실험 및 피로실험을 실시하였다.

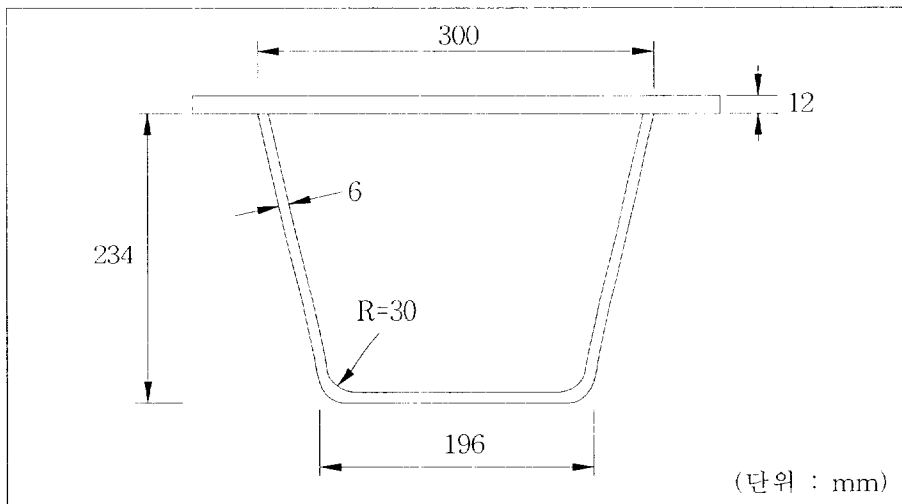
강바닥판 설계에서 강바닥판 두께는 1996년 이전 지방서에서는 12.0mm 이상으로 규정하였으나, 1996년에 개정된 도로교 표준지방서(1996)¹⁵⁾에서는 용접이음부의 피로파괴를 방지하기 위해 강바닥판의 두께를 14.0mm 이상으로 규정하고 있다. 또한, 강도로교 상세부 설계지침(1997)¹⁹⁾에서는 U형 리브의 두께는 6.0mm~8.0mm, 도로교 설계기준(2003)¹⁷⁾에서는 폐단면 리브의 두께는 8.0mm로 규정하고 있다. 하지만, 현재 건설되어 있는 국·내외 장대 강교량에서 강바닥판의 두께는 12.0mm, U형 리브의 두께는 6.0mm이므로, 본 연구에 사용된 시험체는 현재 건설되어 있는 건설된 교량을 대상으로 하여 강바닥판 두께 12mm, U형 리브 두께 6.0mm로 제작하였으며, 강바닥판 상자형교에서 횡리브 지간은 주로 2.0~4.0m이므로 중간값을 택하여 3.0m로 하고, 피로시험기의 능력을 고려하여 하중을 2배 재하하는 방식으로 하여 횡리브의 지간을 1.5m로 제작하였다.

본 장에서는 국내 도로교 설계기준과 같은 강바닥판 두께 14.0mm, U형 리브 두께 8.0mm(Fig. 2.1.1의 a), 이하 해석모델(I)), 강바닥판 두께 12.0mm, U형 리브 두께 6.0mm(Fig. 2.1.1의 b), 이하 해석모델(II))의 두 type의 실물대모형에 대해 응력해석을 실시하였으며, 해석모델(I)에서 용접이음부 단차는 0.0, 2.0, 4.0mm로, 해석모델(II)에서 0.0, 1.0, 1.5, 2.0, 3.0mm로 변화시켜 U형 리브의 응력해석을 실시하였다. 그리고, 해석모델(II)의 실물대모형의 응력해석 결과와 실물대모형 시험체 정하중 재하시

의 응력거동상태를 비교하였다. 또한, 실물대모형 시험체에 피로하중을 재하하여 용접이음부의 단차와 피로수명, 피로균열 발생점 및 피로균열 전파방향 등을 조사하였다.



a) U형 리브 해석모델 I



b) U형 리브 해석모델 II

Fig. 2.1.1 U형 리브 해석모델 단면 형상

2.2 하중재하 조건과 U형 리브 모델의 응력해석

1련 및 3련 U형 리브의 실물대모형 모델에 대해 집중하중 및 등분포하중을 재하하고 U형 리브 중앙부의 응력을 해석하였으며, 해석결과 U형 리브에 가장 불리하게 작용하는 하중재하조건을 결정하였다.

2.2.1 1련 U형 리브 응력해석

1) 모델형상

(1) U형 리브 하면에 지점이 있을 경우

U형 리브 높이 234mm의 바로 직하에 횡리브가 있을 경우에 대해 모델링을 실시하였다. 요소는 8절점 솔리드 요소(8-node solid element)를 사용하였으며, 요소의 형상비는 1:4를 초과하지 않도록 하였다⁵¹⁾. 지간중앙부의 요소는 U형 리브의 맞대기 용접이음부를 고려하여 지간 단부 요소의 1/4 간격으로 조밀하게 분할하였다.

(2) 횡리브 높이를 고려한 지점이 있을 경우

U형 리브의 높이는 234mm로 하고, 횡리브 높이는 실제 교량의 횡리브 높이를 고려하여 500mm로 모델링을 실시하였으며, U형 리브 요소의 형상 및 분할은 “U형 리브 하면에 지점이 있을 경우”의 모델과 동일하게 모델링을 실시하였다.

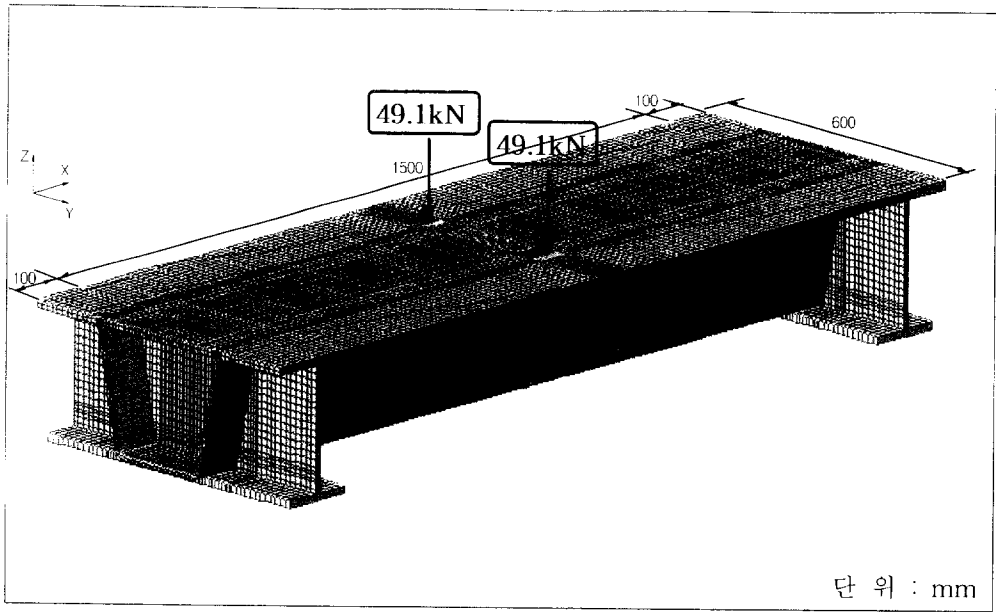
2) 하중재하조건

실물대모형 시험체의 정하중실험 및 피로실험에서 하중재하시 가장 불리한 응력이 발생하는 하중의 재하조건을 결정하기 위하여 두 type의 모델에 대해 집중하중 및 등분포하중을 재하하였다. Fig. 2.2.1은 U형 리브 하면에 지점이 있는 경우의 하중재하 형상을 나타내며, Fig. 2.2.2는 횡리브 높이를 고려하여 지점이 있을 경우에 대한 하중재하 형상을 나타낸다. Fig 2.2.1 a)는 U형 리브 하면에 지점이 있는 경우, U

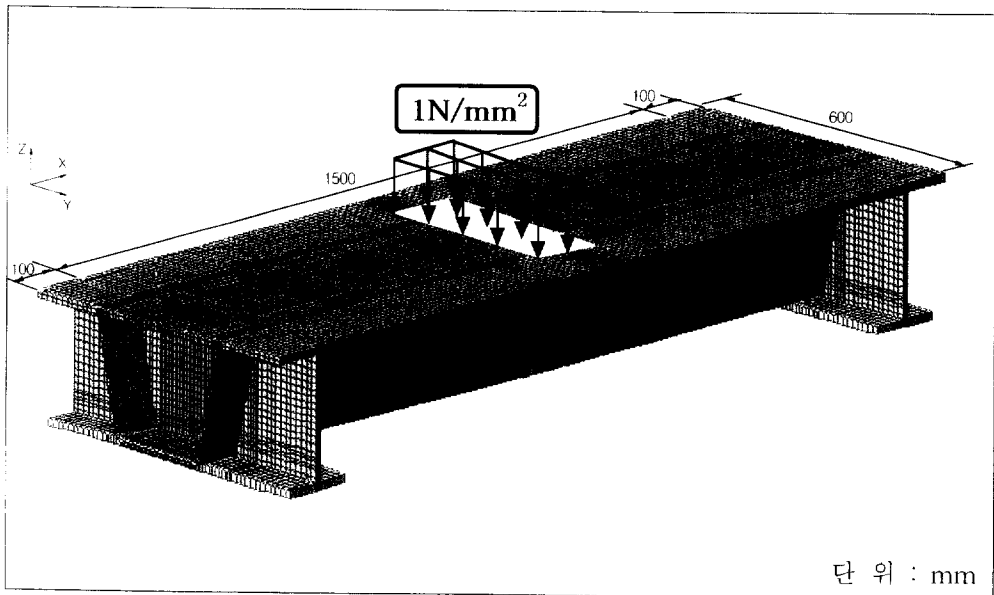
형 리브의 복부 상의 강바닥판 2개소에 집중하중 49.1kN을 재하한 형상을 나타낸다. Fig. 2.2.1 b)는 U형 리브 하면에 지점이 있는 경우, 도로교 설계기준에 정의된 차륜의 접지면에서 폭과 길이의 비는 2.5:1인 점을 적용하여 타이어 접지면적($200\text{mm} \times 500\text{mm}$)^{9), 10), 19)}에 대해 $0.981\text{N/mm}^2 \approx 1\text{N/mm}^2$ 을 등분포하중으로 재하한 형상을 나타낸다. 또한, Fig. 2.2.2 a)는 횡리브 높이를 고려하여 지점이 있을 경우, U형 리브 복부 상의 강바닥판 2개소에 집중하중 49.1kN을 재하한 형상을 나타내며, Fig. 2.2.2 b)는 횡리브 높이를 고려하여 지점이 있을 경우, 도로교 설계기준에 정의된 차륜의 접지면에서 폭과 길이의 비는 2.5:1인 점을 적용하여 타이어 접지면적($200\text{mm} \times 500\text{mm}$)^{9), 10), 19)}에 대해 $0.981\text{N/mm}^2 \approx 1\text{N/mm}^2$ 을 등분포하중으로 재하한 형상을 각각 나타낸다.

3) 해석결과

U형 리브의 하면에 지점이 있는 경우 및 횡리브 높이를 고려하여 지점이 있을 경우에 대한 응력해석 결과를 Fig. 2.2.3 및 Fig. 2.2.4에 각각 나타낸다. Fig. 2.2.3 a)는 Fig. 2.2.1 a)의 집중하중에 대한 U형 리브의 응력도를, Fig. 2.2.3 b)는 Fig. 2.2.1 b)의 등분포하중(타이어 접지면적)에 대한 U형 리브의 응력도를 각각 나타낸다. 또한 Fig. 2.2.4 a)는 Fig. 2.2.2 a)의 집중하중에 대한 U형 리브의 응력도를, Fig. 2.2.4 b)는 Fig. 2.2.2 b)의 등분포하중(타이어 접지면적)에 대한 U형 리브의 응력도를 각각 나타낸다. Fig. 2.2.3 및 Fig. 2.2.4에서 알 수 있는 바와 같이 U형 리브의 하면에 지점이 있는 경우의 집중하중 재하시가 다른 Type의 하중재하 조건과 비교하여 큰 응력이 발생함을 알 수 있다.

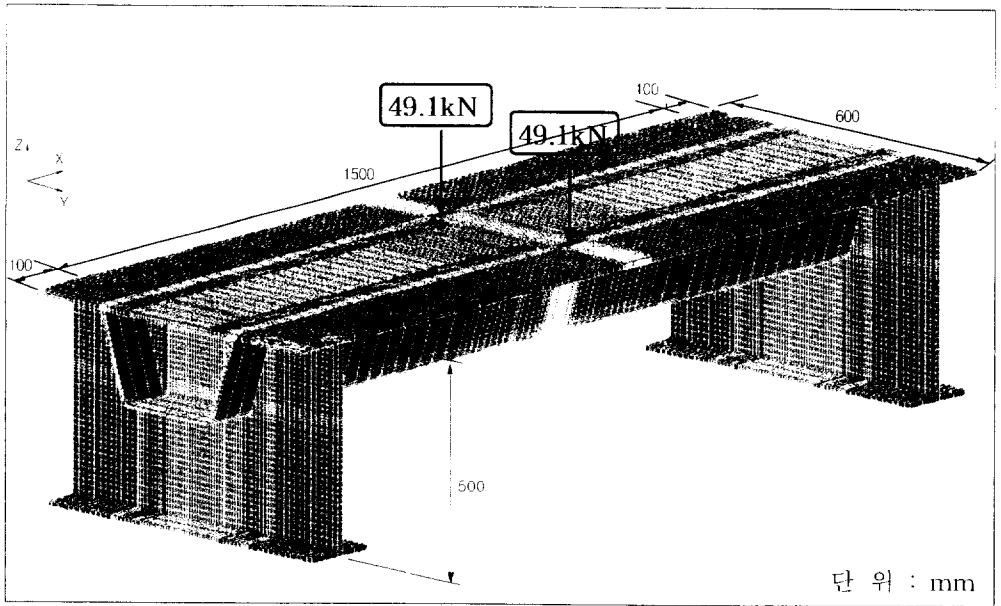


a) 집중하중 재하

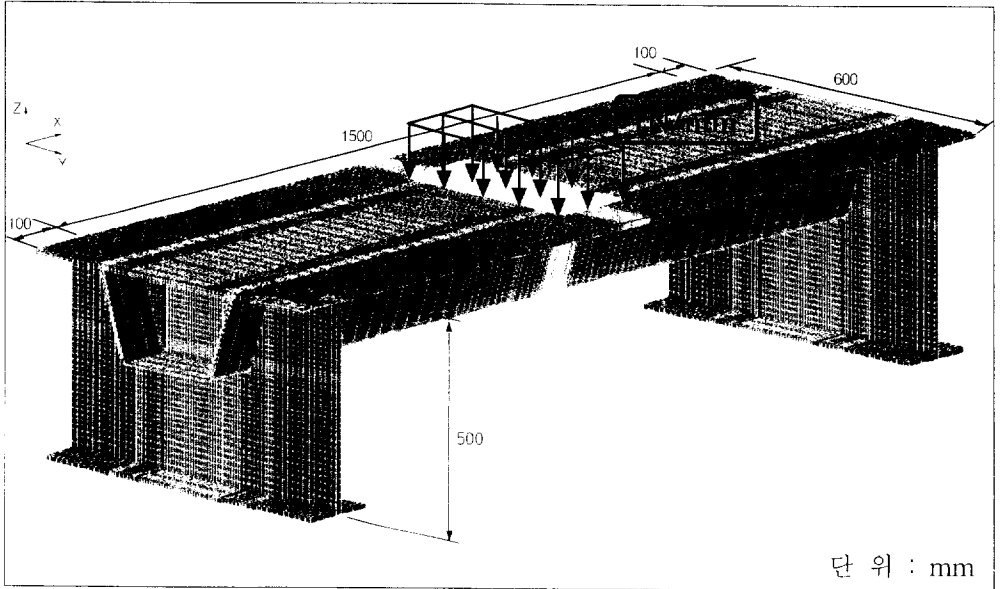


b) 등분포하중 재하

Fig. 2.2.1 U형 리브 하면에 지점이 있는 경우 하중재하 형상

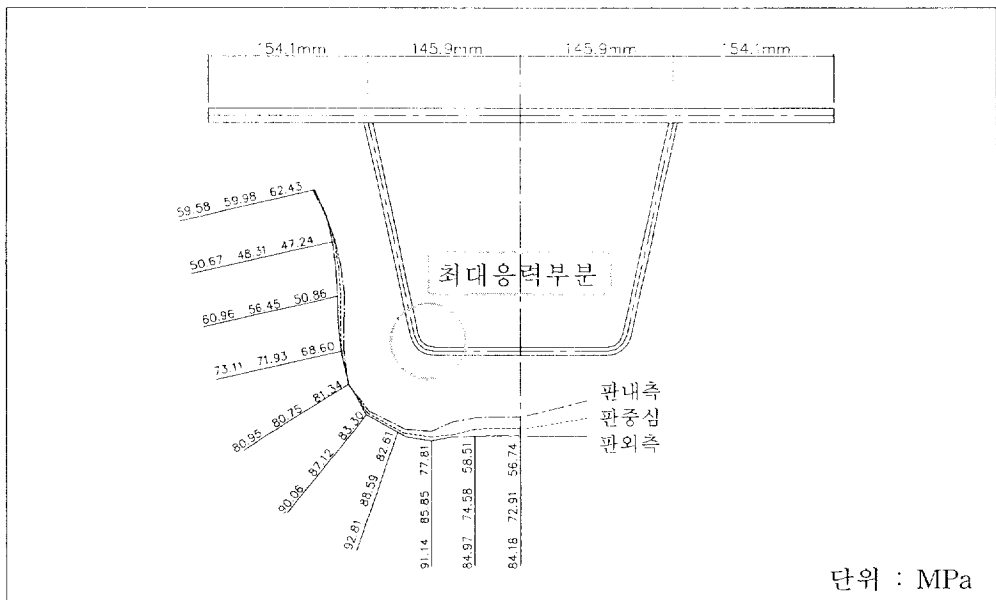


a) 집중하중 재하

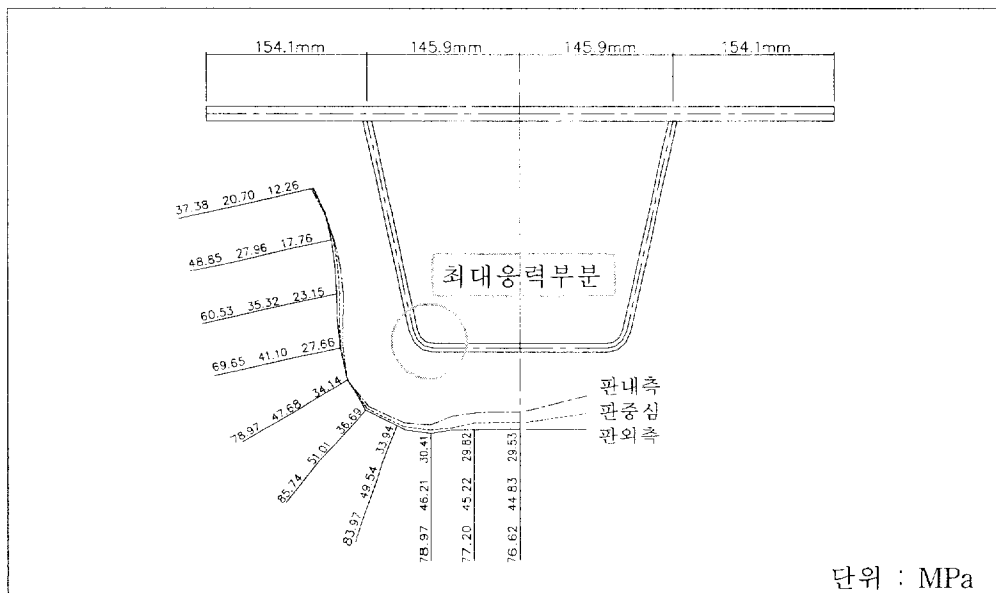


b) 등분포하중 재하

Fig. 2.2.2 횡리브 높이를 고려하여 지점이 있는 경우 하중재하 형상

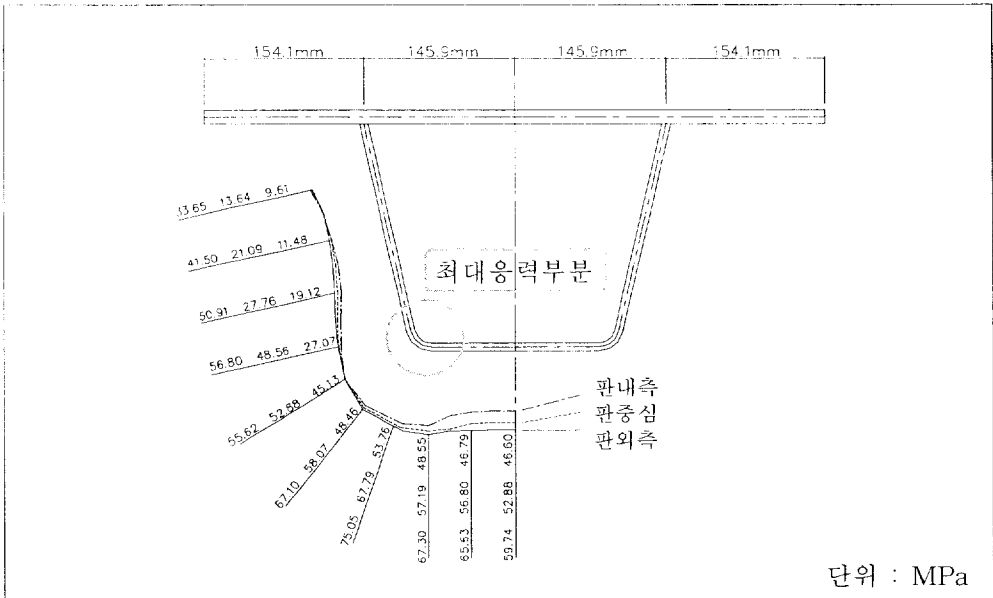


a) 집중하중 응력도

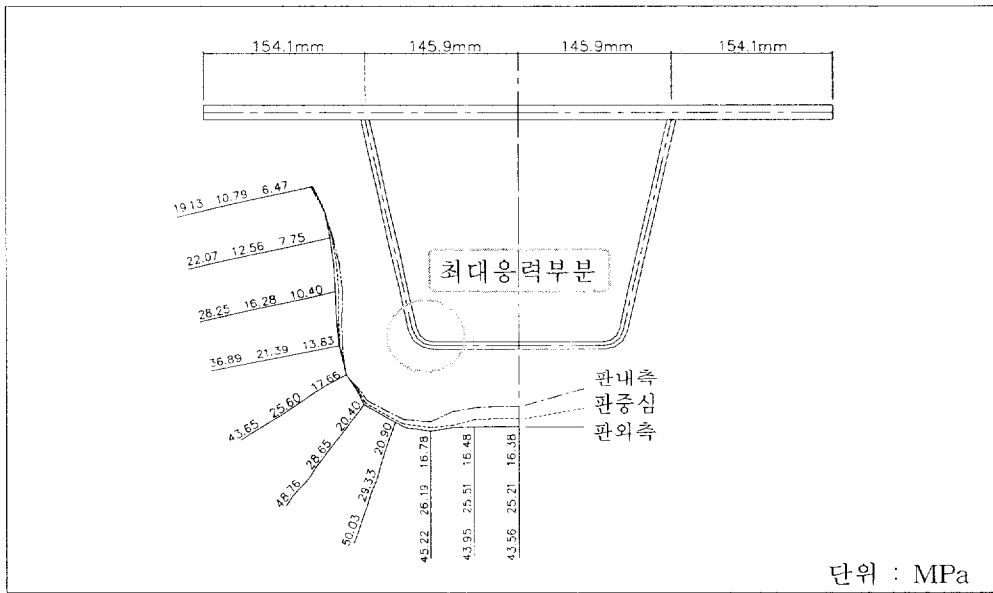


b) 등분포하중 응력도

Fig. 2.2.3 U형 리브 하면에 지점이 있는 경우 하중재하 조건별 응력도



a) 집중하중 응력도



b) 등분포하중 응력도

Fig. 2.2.4 횡리브 높이를 고려하여 지점이 있는 경우 하중제하 조건별 응력도

2.2.2 3련 U형 리브 응력해석

1) 모델형상

U형 리브가 3련인 경우에 대해 모델링을 실시하였다. 1련 U형 리브 응력거동 해석시와 마찬가지로 요소는 8절점 솔리드 요소(8-node solid element)를 사용⁵¹⁾하였으며, 요소의 형상비는 1:4를 초과하지 않도록 하였다. 지간중양부의 요소는 U형 리브 용접이음부를 고려하여 지간 단부의 1/4 간격으로 조밀하게 분할하였다.

2) 하중재하

실물대모형 시험체의 정하중실험 및 피로실험에서 하중재하시 가장 불리한 응력이 발생하는 하중의 재하조건을 결정하기 위하여 하중 조건을 변경하여 U형 리브에 발생하는 응력을 비교·검토하였다. 하중재하 CASE는 다음과 같다.

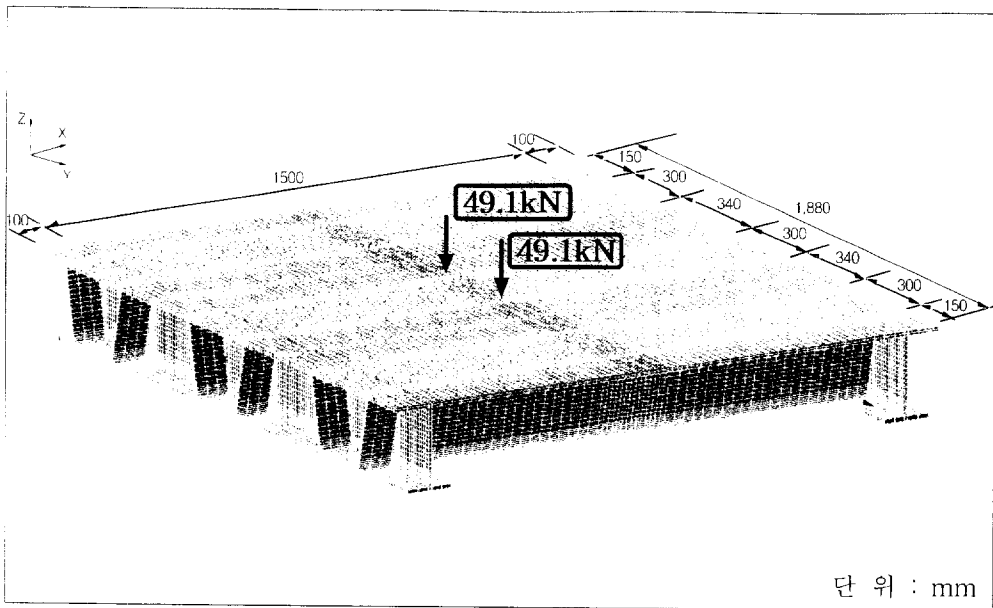
- (1) CASE I : 3련의 U형 리브 중 중앙의 U형 리브 복부 상의 강바닥판 2개소에 집중하중 49.1kN을 재하한 경우
- (2) CASE II : 3련의 U형 리브 중 중앙의 U형 리브에 등분포하중 1N/mm^2 을 재하한 경우
- (3) CASE III : U형 리브 사이의 간격을 중심으로 등분포하중 1N/mm^2 을 재하한 경우
- (4) CASE IV : U형 리브 복부를 중심으로 등분포하중 1N/mm^2 을 재하한 경우

Fig. 2.2.5 a)에 U형 리브 복부 상의 강바닥판 2개소에 집중하중 49.1kN을 재하한 경우의 하중재하 형상을, Fig. 2.2.5 b)는 도로교 설계기준에 정의된 차륜의 접지면에서 폭과 길이의 비는 2.5:1인 점을 적용하여 U형 리브 중앙을 고려하여 타이어 접지면적($200\text{mm} \times 500\text{mm}$)^{9), 10), 19)}에 대해 $0.981\text{N/mm}^2 \approx 1\text{N/mm}^2$ 을 등분포하중(이하

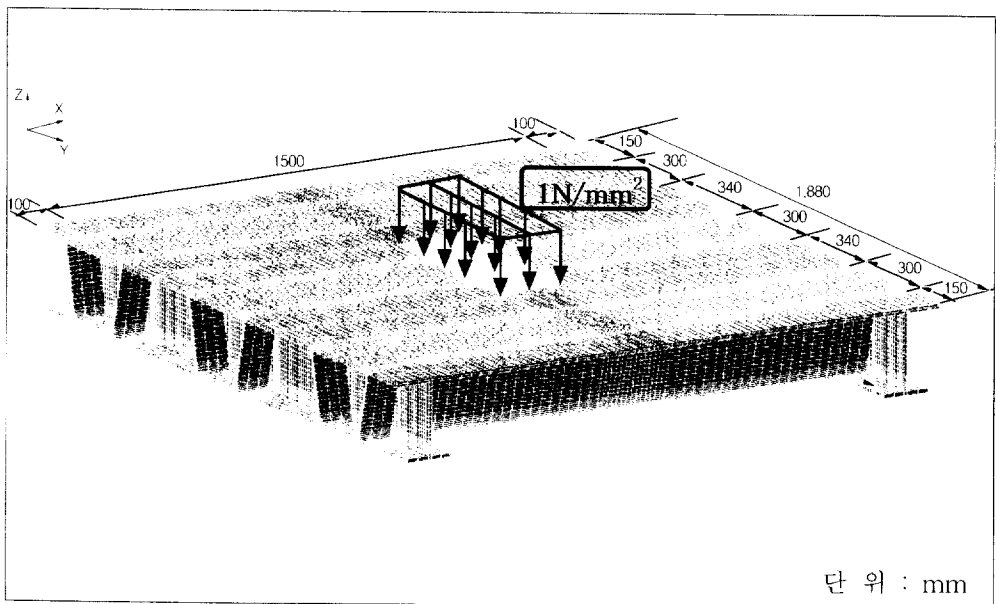
등분포하중)으로 재하한 형상을, Fig. 2.2.5 c)는 U형 리브 사이의 간격 중앙을 고려하여 등분포하중 1N/mm^2 을 재하한 형상을, Fig. 2.2.5 d)는 중앙 U형 리브 복부를 고려하여 U형 리브 복부를 중심으로 하여 등분포하중 1N/mm^2 을 재하한 형상을 각각 나타낸다.

3) 해석결과

3번 U형 리브의 하중 CASE별 응력해석 결과를 Fig. 2.2.6에 나타낸다. Fig. 2.2.6 a)는 Fig. 2.2.5 a)의 집중하중에 대한 U형 리브의 응력도를, Fig. 2.2.6 b)는 Fig. 2.2.5 b)의 U형 리브의 중앙을 고려한 등분포하중에 대한 U형 리브의 응력도를, Fig. 2.2.6 c)는 Fig. 2.2.5 c)의 U형 리브 사이의 중앙을 고려한 등분포하중에 대한 U형 리브의 응력도를, Fig. 2.2.6 d)는 Fig. 2.2.5 d)의 U형 리브 복부를 중심으로한 등분포하중에 대한 U형 리브의 응력도를 각각 나타낸다. Fig. 2.2.6 a), b), c) 및 d)에서 알 수 있는 바와 같이 CASE IV(U형 리브 복부 중심에 등분포하중을 재하할 경우)의 경우 가장 큰 응력이 발생하였다.

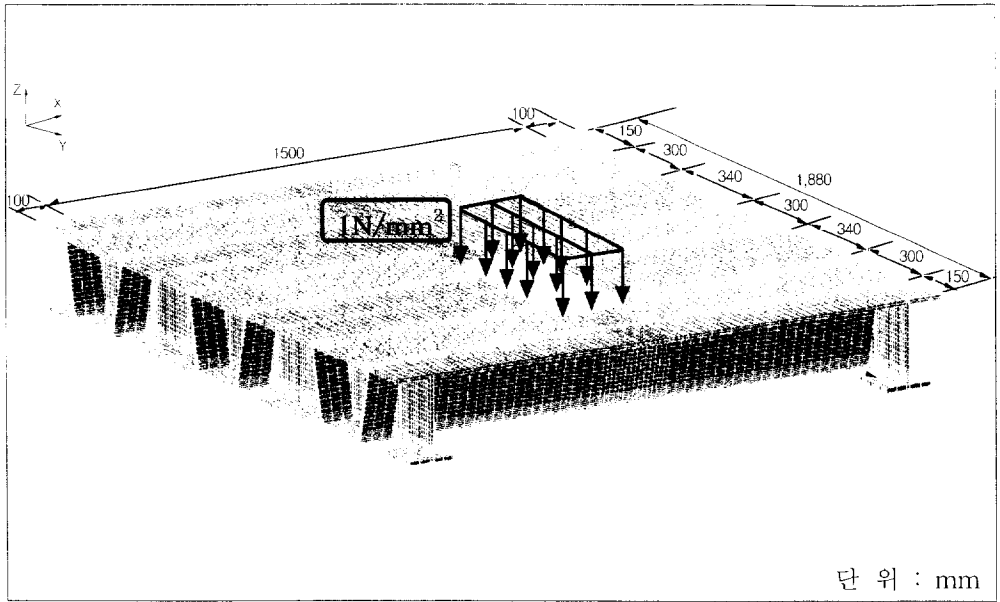


a) 집중하중 재하

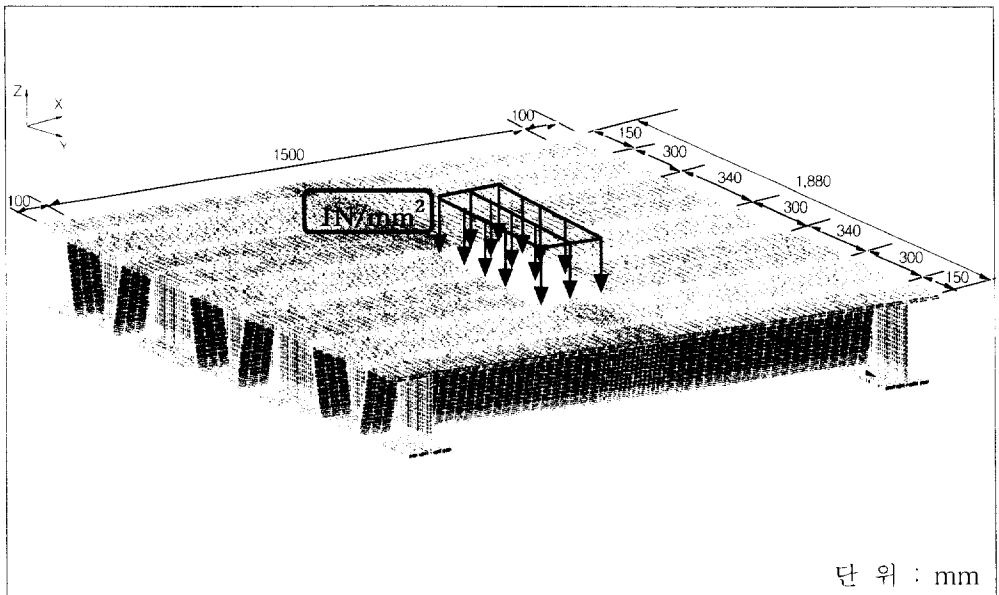


b) U형 리브 중앙에 등분포하중 재하

Fig. 2.2.5 하중재하형상

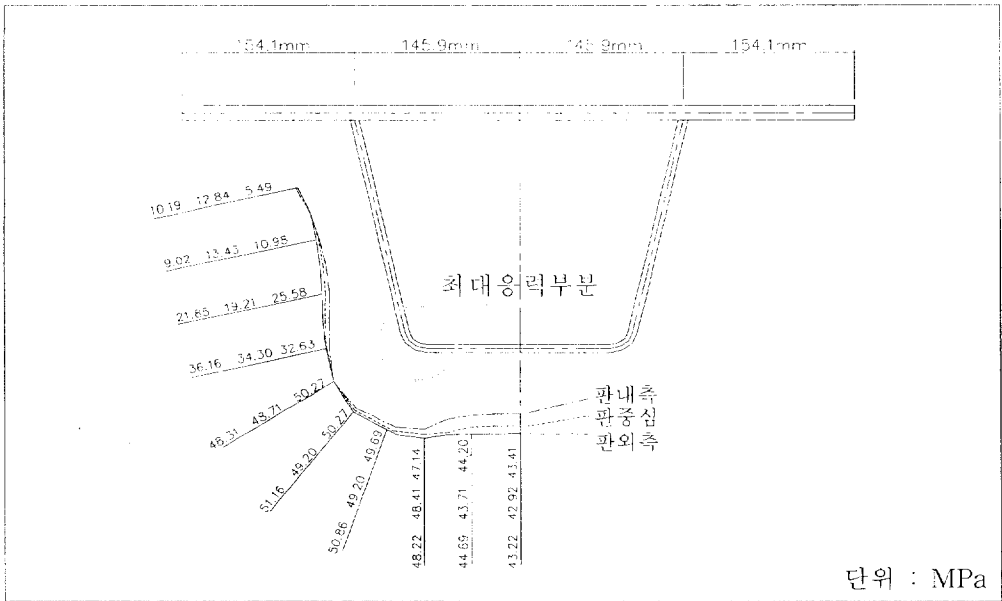


c) U형 리브 사이의 간격을 중심으로 등분포하중 재하

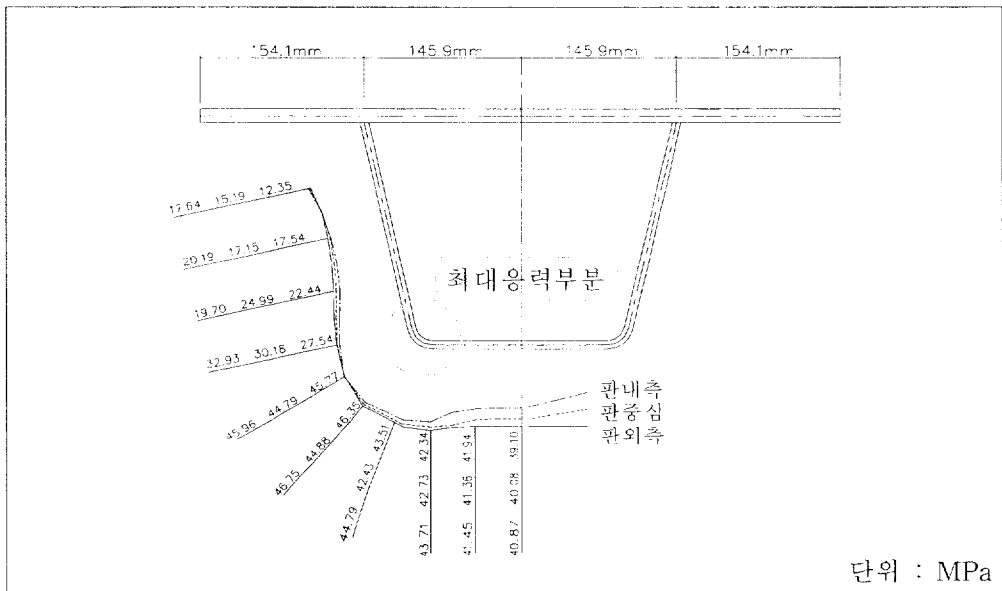


d) U형 리브 복부를 중심으로 등분포하중 재하

Fig. 2.2.5 하중재하형상(계속)

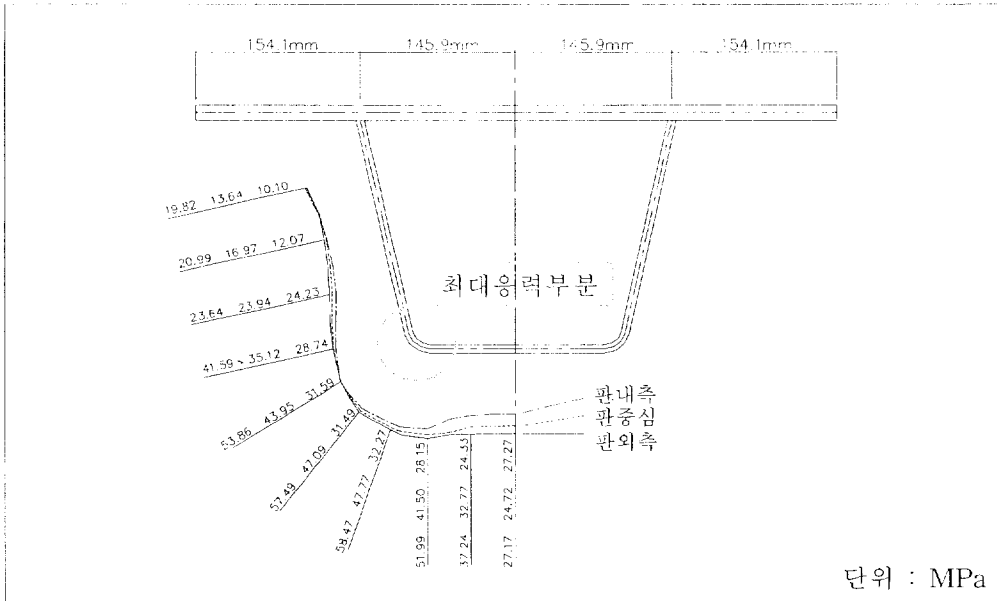


a) 집중하중 응력도

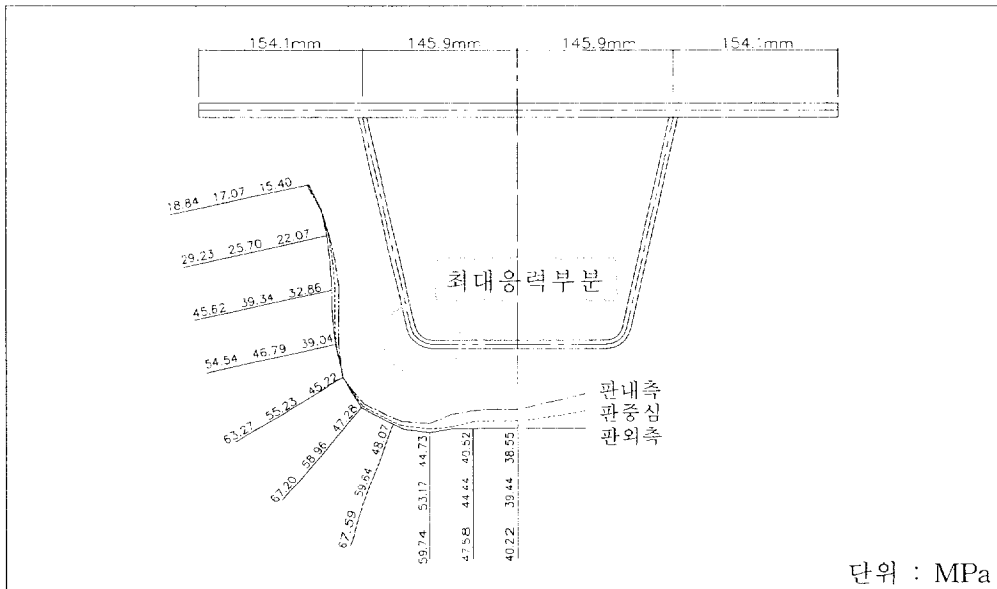


b) U형 리브 중앙에 등분포하중이 재하된 경우 응력도

Fig. 2.2.6 하중재하 조건별 응력도



c) U형 리브 사이 간격을 중심으로 등분포하중이 재하된 경우 응력도



d) U형 리브 복부를 중심으로 등분포하중이 재하된 경우 응력도

Fig. 2.2.6 하중재하 조건별 응력도(계속)

2.2.3 하중재하 조건과 응력해석 고찰

- 1) 1련의 U형 리브 모델의 응력해석 결과, U형 리브의 하면에 지점이 있는 경우에 집중하중($P=49.1\text{kN}$)을 재하한 경우가 타이어 접지면적을 고려한 등분포하중($w=1\text{N/mm}^2$)을 재하한 경우보다 U형 리브 우각부에 약 11% 정도 더 큰 응력이 발생함을 알 수 있다. 또한, U형 리브의 하면에 지점이 있는 경우의 집중하중 재하시의 U형 리브의 응력은 횡리브 높이를 고려한 지점이 있는 경우의 집중하중 재하시와 등분포하중 재하시의 응력과 비교하여 각각 24%, 86%이상 크게 발생하였다.
- 2) 3련의 U형 리브 모델의 응력해석 결과, U형 리브 복부를 중심으로 등분포하중을 재하한 경우의 응력은 U형 리브 복부 상의 강바닥판 2개소에 집중하중($P=49.1\text{kN}$)을 재하한 경우와 중앙 U형 리브 폭의 중심을 기준으로 타이어 접지면적을 고려한 등분포하중($w=1\text{N/mm}^2$)을 재하한 경우, U형 리브 사이의 간격을 중심으로 등분포하중을 재하한 경우의 응력과 비교하여, U형 리브 우각부에 각각 약 33%, 51%, 16% 정도 더 큰 응력이 발생함을 알 수 있다.

Fig. 2.2.7은 1련 및 3련 U형 리브 모델의 응력해석 결과로부터 우각부의 최대응력을 나타낸다. 그림에서 알 수 있는 바와 같이, U형 리브 하면에 지점이 존재하고 U형 리브 복부 상의 강바닥판에 집중하중이 작용한 경우 U형 리브 우각부에 가장 큰 응력이 발생함을 알 수 있다. 그러므로, 2.3절 해석모델(I) 및 2.4절 해석모델(II)에서는 실물대모형 모델의 응력해석, 그리고 실물대모형 모델의 정하중실험 및 피로실험에서는 1련의 U형 리브 복부 상의 강바닥판(2개소)에 집중하중($P=49.1\text{kN}$)을 재하하여 응력해석 및 실험을 실시하였다.

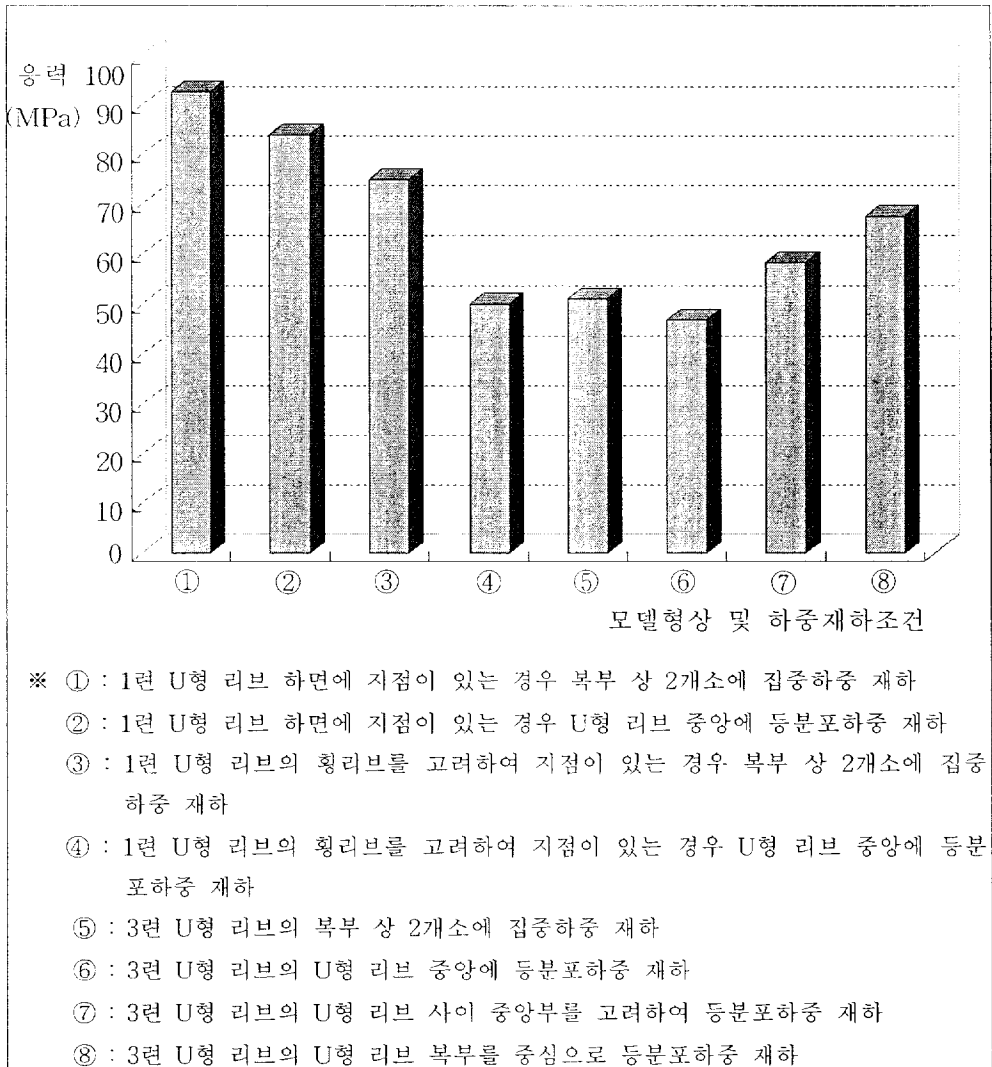


Fig. 2.2.7 U형 리브 우각부 최대응력

2.3 해석모델(I)

2.3.1 해석모델 형상

강바닥판 두께는 14.0mm, U형 리브 두께는 8.0mm이며, 사용재료는 SM490이다. Fig. 2.3.1에 하중재하위치를 나타내며, 시험체 중앙단면의 용접이음부 단차를 0.0, 2.0, 4.0mm로 바꾼 3타입 모델에 대해 응력거동 상태를 해석하였으며, 시험체의 중앙단면의 용접선 부분의 요소는 Fig. 2.3.2와 같이 조밀하게 분할하였다. 하중은 강바닥판과 U형 리브의 집합부 상면의 강바닥판 2개소에 각각 49.05kN 즉 49.1kN의 집중하중을 재하하였다.

Fig. 2.3.2 a)에는 시험체의 모델 형상을, Fig. 2.3.2 b)에는 Fig. 2.3.2 a)의 상세 A 부분을, Fig. 2.3.2 c)에는 Fig. 2.3.2 a)의 상세 B를 각각 나타낸다. Fig 2.3.3은 용접이음부 단차가 0.0, 2.0, 4.0mm인 해석모델의 형상을 각각 나타낸다.

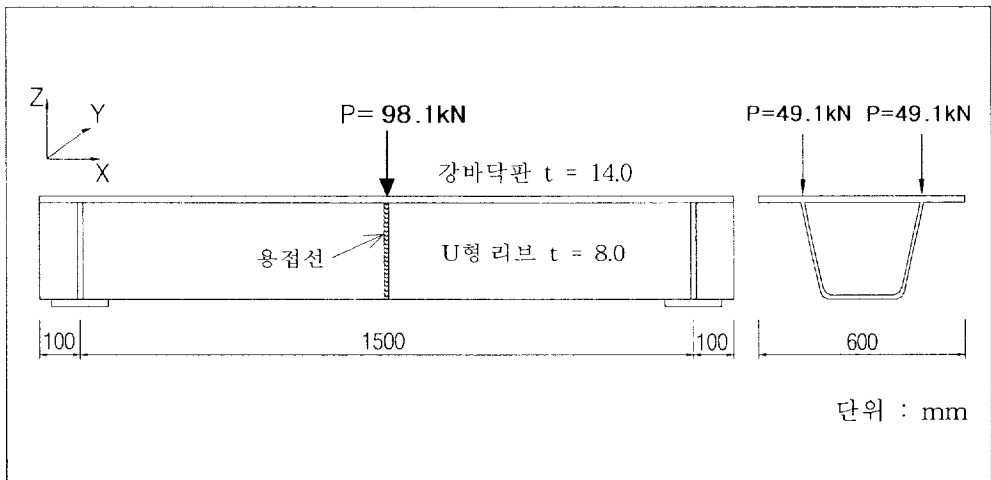
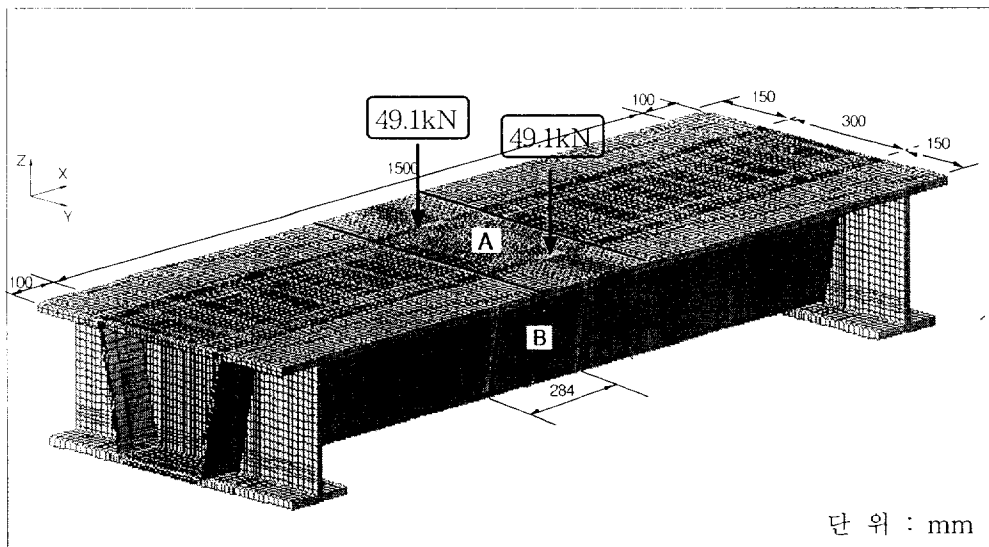
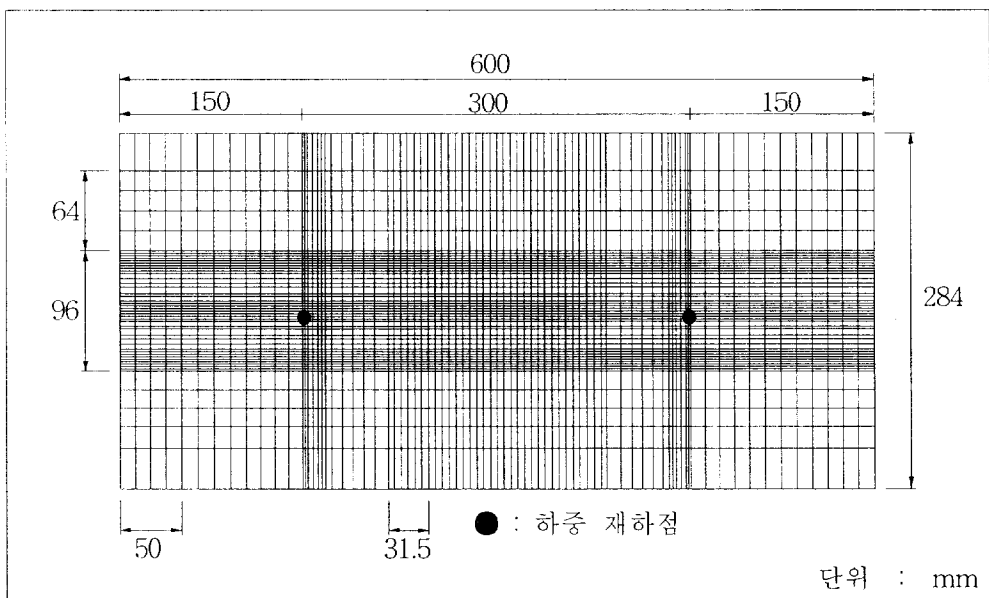


Fig. 2.3.1 하중재하위치

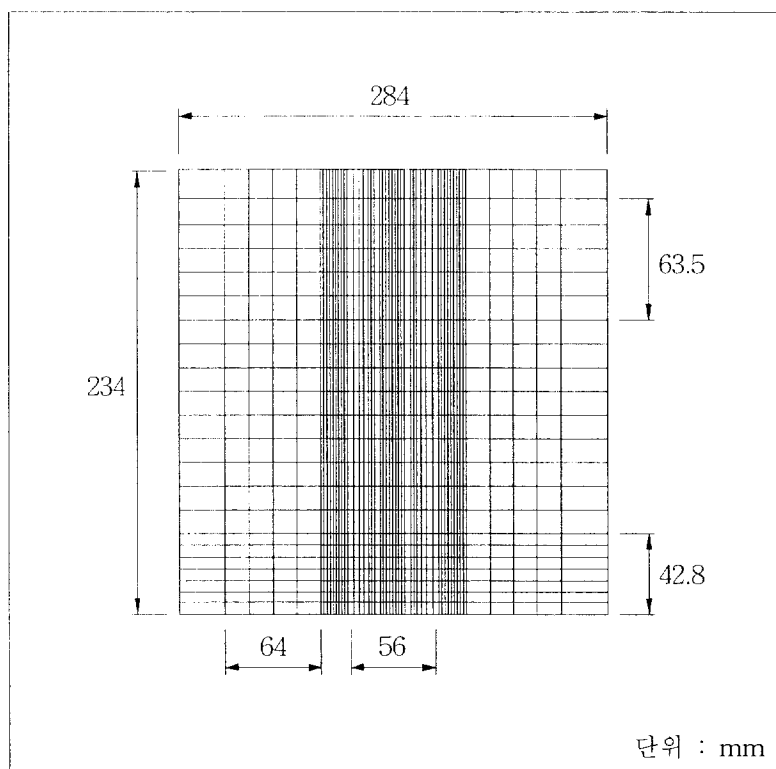


a) 시험체 모델 형상



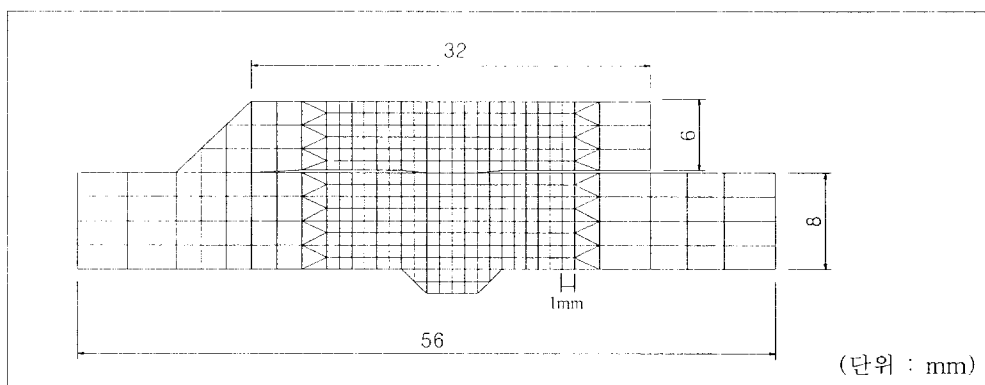
b) 상세 A

Fig. 2.3.2 해석모델 형상

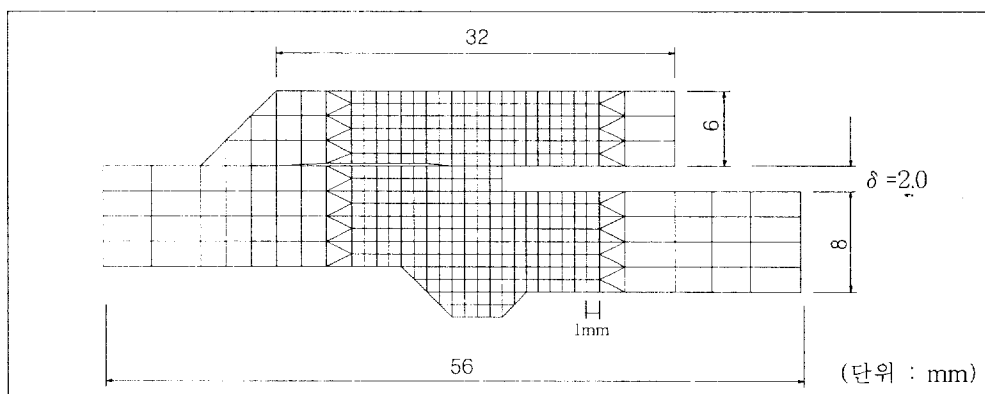


c) 상세 B

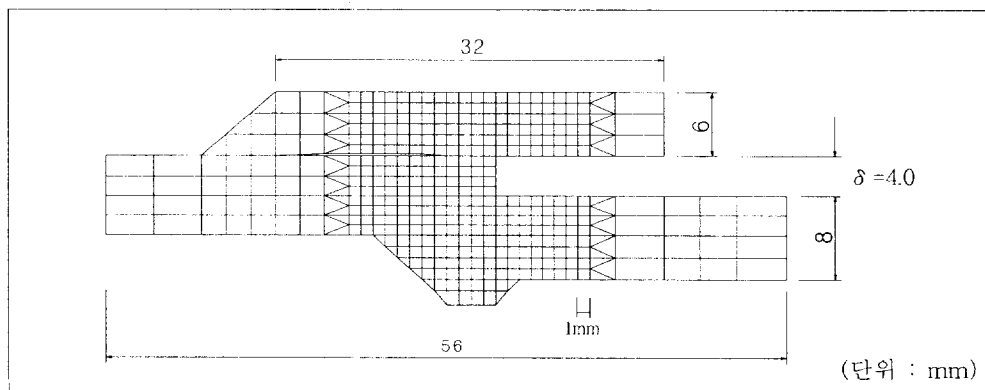
Fig. 2.3.2 해석모델 형상(계속)



a) 단차 0.0mm



b) 단차 2.0mm



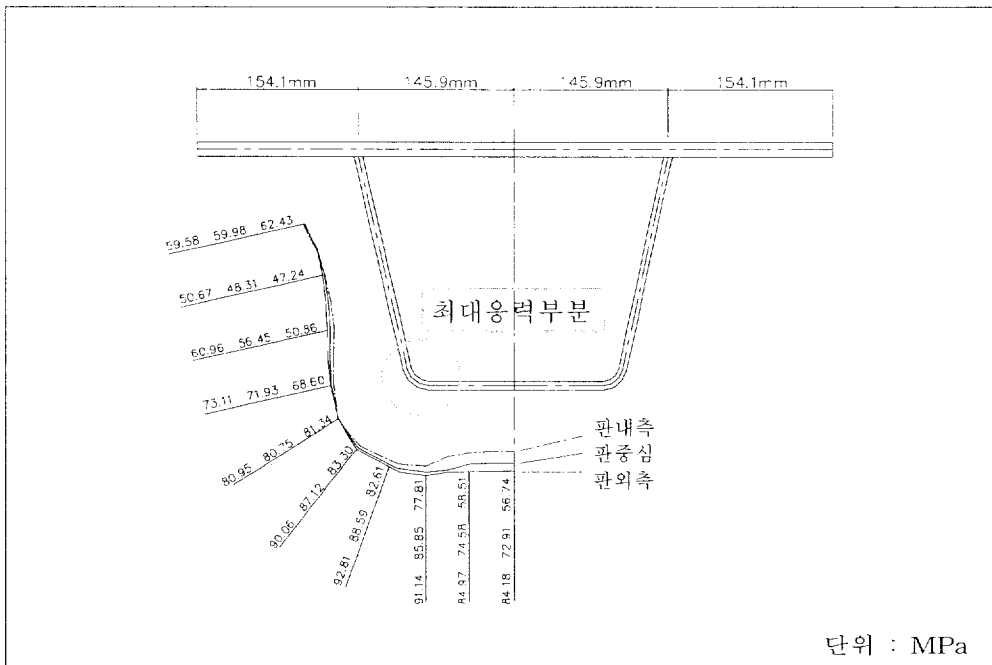
c) 단차 4.0mm

Fig. 2.3.3 단차이음부 모델링 형상

2.3.2 해석결과

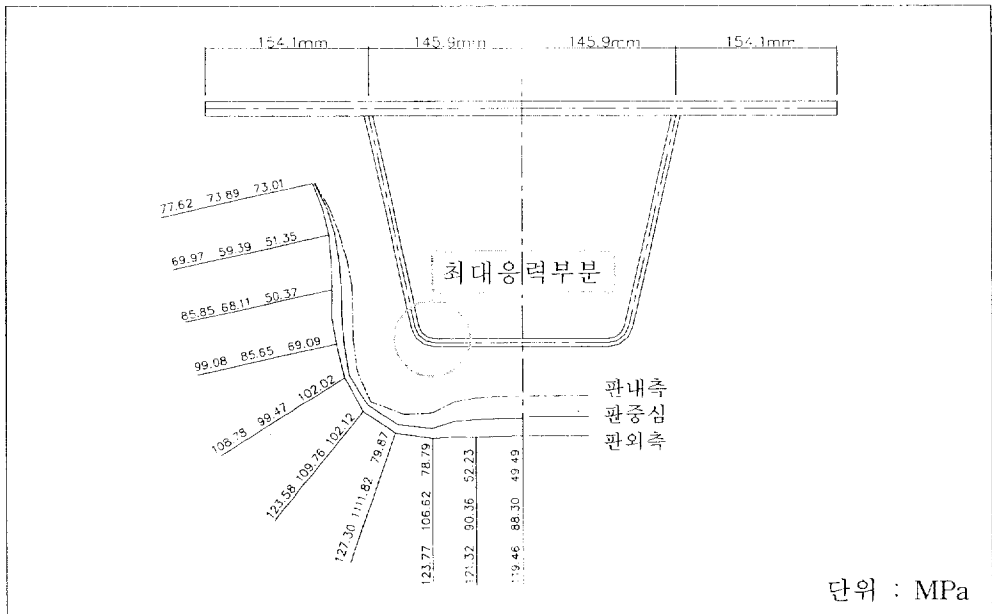
Fig. 2.3.4 a), b), c)는 용접이음부 단차 $\delta = 0.0, 2.0, 4.0\text{mm}$ 에 대해 x축 방향 응력을 각각 나타내며, 그림에서 알 수 있는 바와 같이 U형 리브의 하면(下面) 우각부에는 전단변형에 의한 전단지연(shear lag)현상이 생기는 것을 알 수 있다^{1)~4)}.

Fig. 2.3.5는 Fig. 2.3.4의 a), b), c)에서 단차별(0.0mm, 2.0mm, 4.0mm) 우각부 최대응력을 나타낸다. 그림에서 알 수 있는 바와 같이 단차가 커질수록 응력이 크게 발생함을 알 수 있다.

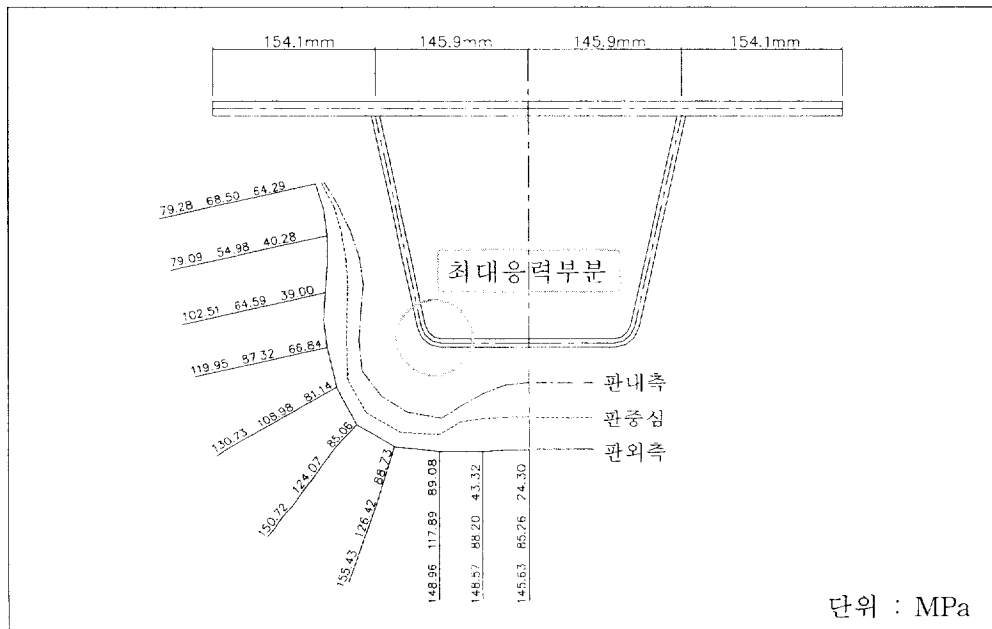


a) 단차 0.0mm

Fig. 2.3.4 용접이음부 단차별 모델 응력도



b) 단차 2.0mm



c) 단차 4.0mm

Fig. 2.3.4 용접이음부 단차별 모델 응력도 (계속)

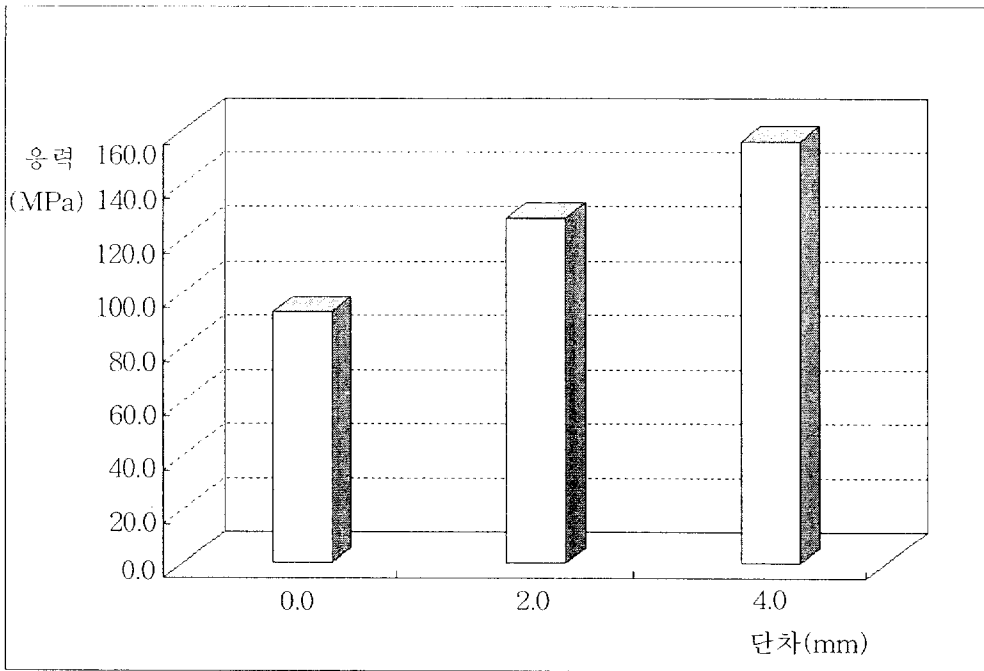


Fig. 2.3.5 용접이음부 단차별 U형 리브 우각부 최대응력

2.3.3 전단지연(shear lag) 현상에 대한 고찰

전단지연(shear lag) 현상이란 Fig. 2.3.6과 같이 π 형 단면 거더 강바닥판의 응력분포 $\sigma_x(y)$ 는 초등보 이론에 의한 결과와 같이 일정하지 않고 y 축 방향으로 변화된다. 그리고, 강바닥판과 웨브와의 결합점에 대한 응력이 최대가 되며 보이론에 의한 값보다 크게 된다. 이와 같은 현상은 강바닥판의 양쪽 끝에 웨브의 전단력이 전달될 때 얇은 판으로 구성된 강바닥판의 전단강성이 무한대가 아니기 때문에 일어나는 것으로 전단지연(shear lag) 현상이라 부른다^{1)~4)}. U형 리브의 우각부는 이러한 전단지연 현상으로 큰 응력이 발생한 것으로 생각된다.

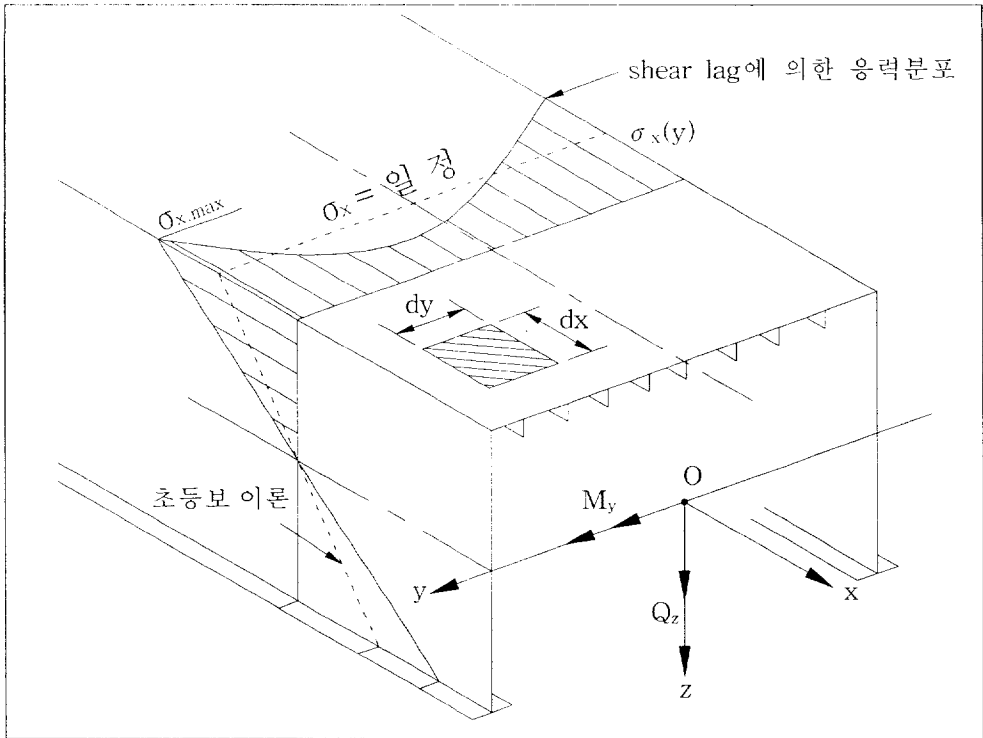


Fig. 2.3.6 전단지연(shear lag) 현상에 의한 응력 분포

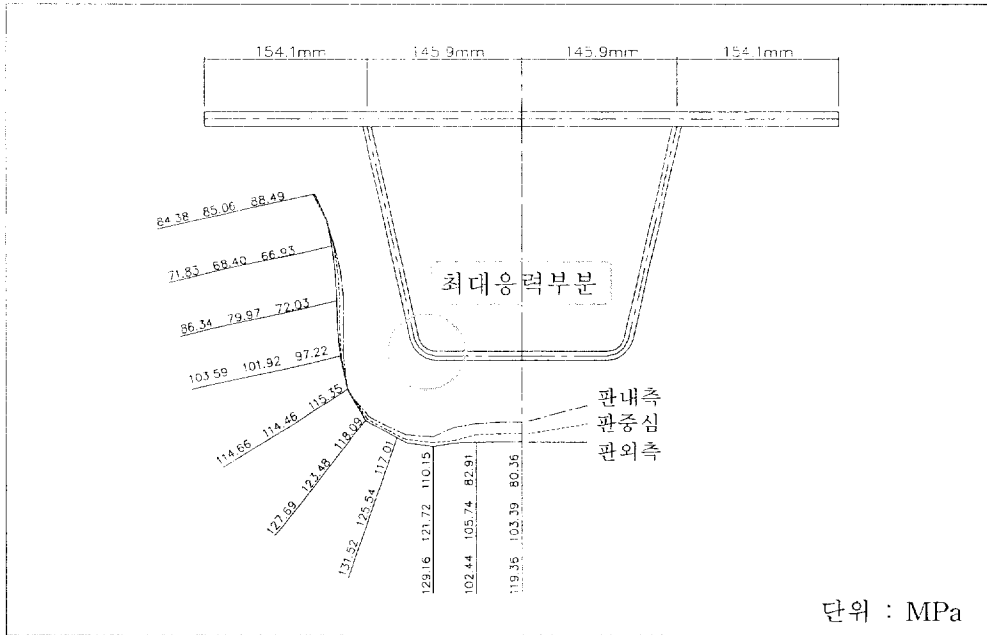
2.4 해석모델(Ⅱ)

2.4.1 응력해석

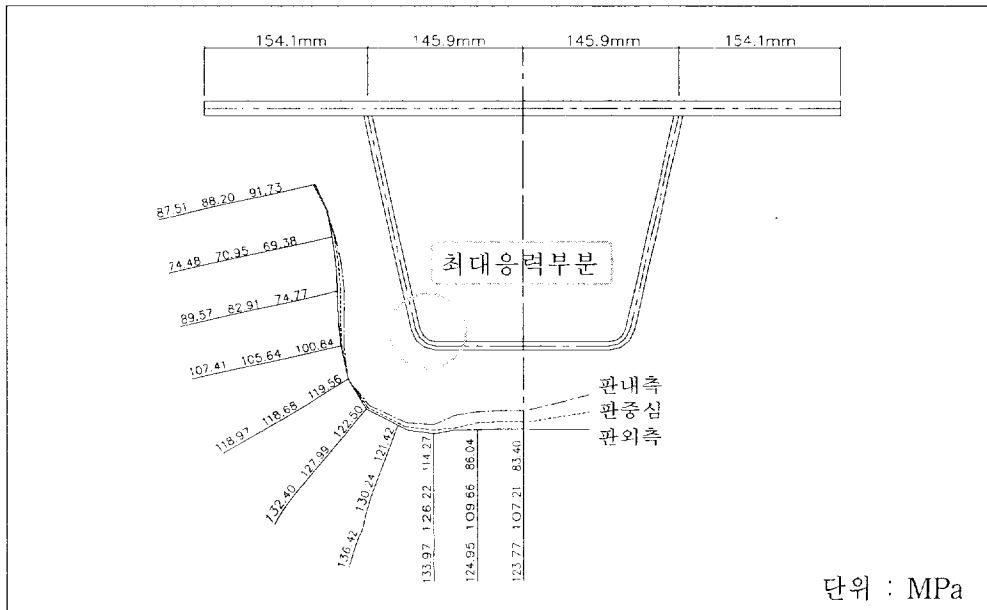
강바닥판 두께 12.0mm, U형 리브 두께 6.0mm이며, 재료는 SM490이다. 하중재하위치, 해석모델 형상 및 재하하중(98.1kN)은 해석모델(Ⅰ)과 동일하게 하여 해석을 실시하였다.

2.4.2 해석결과

용접이음부 단차 $\delta=0.0, 1.0, 1.5, 2.0, 3.0\text{mm}$ 에 대해 x축방향 응력을 Fig. 2.4.1의 a), b) c), d) 및 e)에 각각 나타낸다. 그림에서 알 수 있는 바와 같이 해석모델(Ⅰ)의 모델과 동일하게 U형 리브의 하면(下面) 우각부의 응력이 크게 발생함을 알 수 있다. 또한 Fig. 2.4.2에 용접이음부 단차와 U형 리브 우각부의 응력과의 관계를 나타낸다. 그림에서 S5는 스트레인게이지 S5의 응력값을 나타낸다. Fig. 2.4.2에서 단차가 0.0, 1.0, 1.5, 2.0, 3.0mm로 커질수록 U형 리브 우각부의 응력은 커짐을 알 수 있다. 그리고 단차가 0.0, 1.0, 1.5mm에서는 우각부의 최대응력이 각각 131.5, 136.4, 140.2MPa이므로 응력의 변화가 그다지 크지 않지만 단차가 2.0, 3.0mm인 경우 각각 160.6, 176.5MPa로 변화함에 따라 응력은 급격히 커짐을 알 수 있다. 따라서 U형 리브 우각부의 단차를 1.5mm 이하로 적게 할 필요가 있으나, 종합적으로는 피로수명과의 관계를 고려하여 단차의 크기를 규정하여야 한다.

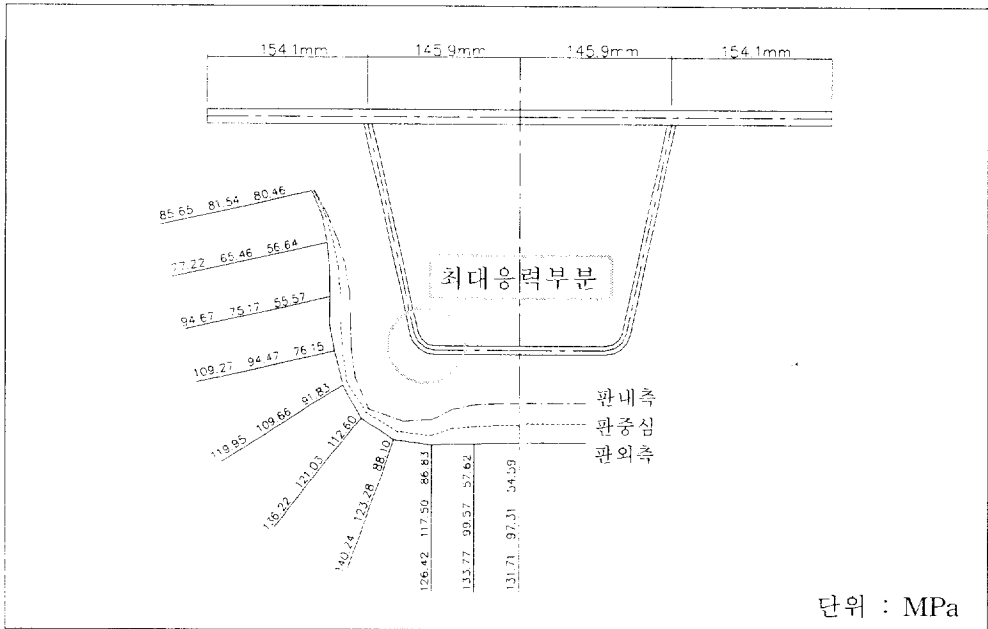


a) 단차 0.0mm

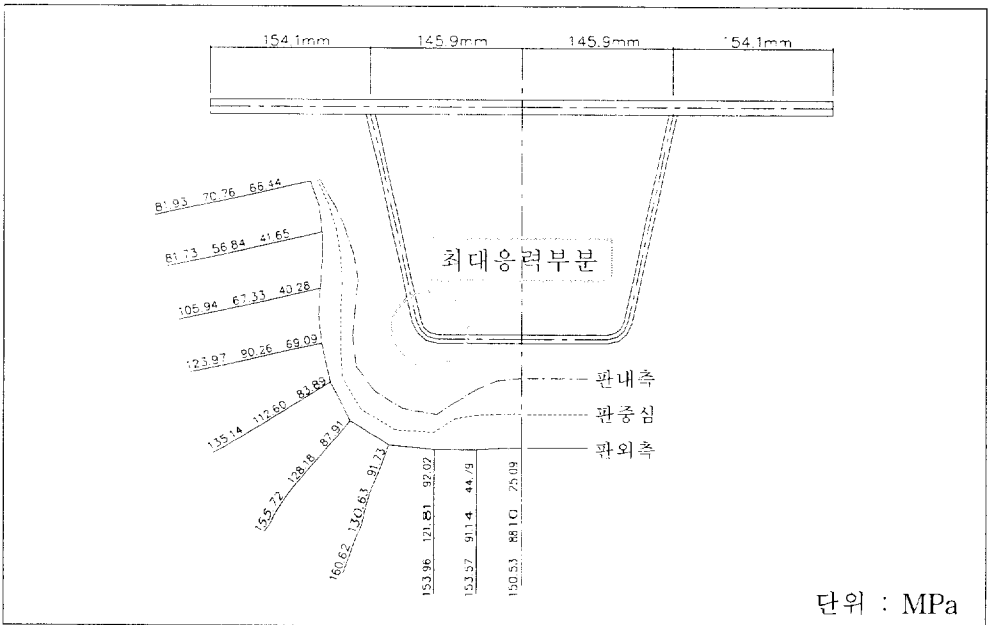


b) 단차 1.0mm

Fig. 2.4.1 용접이음부 단차별 모델 응력도

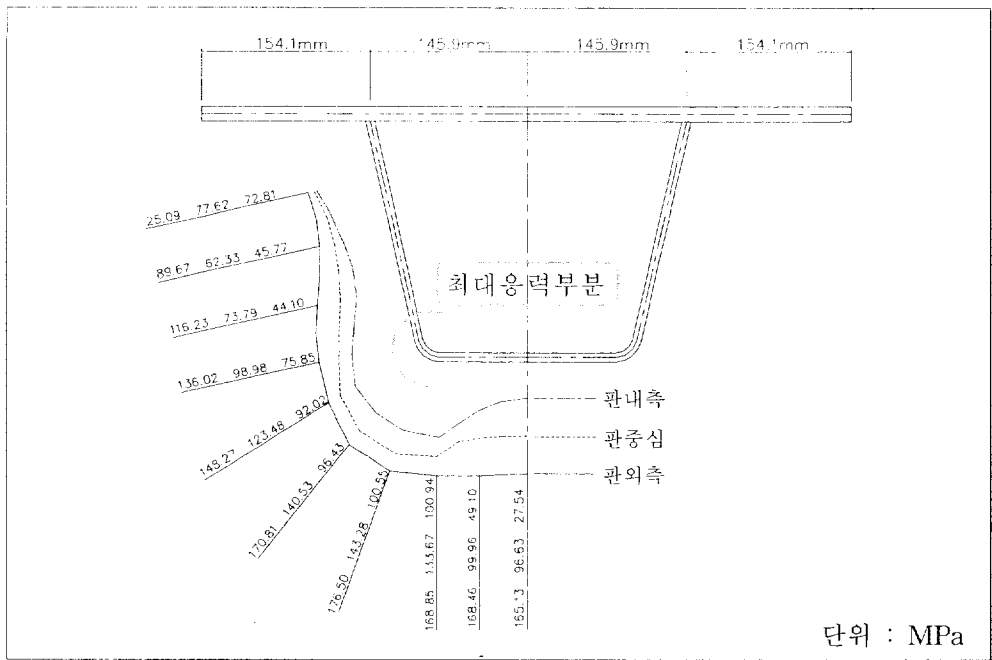


c) 단차 1.5mm



d) 단차 2.0mm

Fig. 2.4.1 용접이음부 단차별 모델 응력도 (계속)



e) 단차 3.0mm

Fig. 2.4.1 용접이음부 단차별 모델 응력도 (계속)

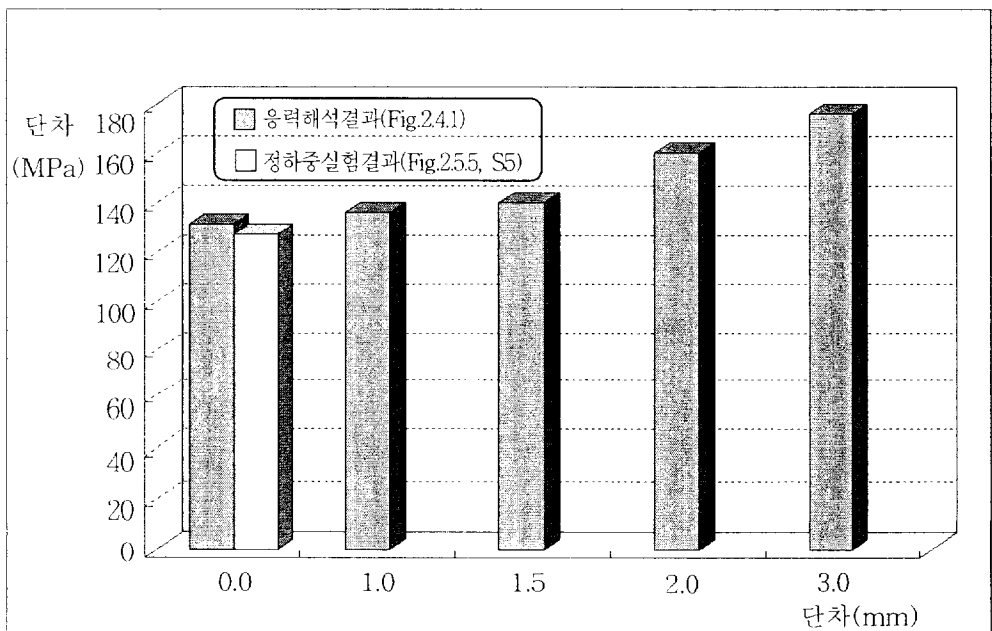


Fig. 2.4.2 U형 리브 우각부 용접이음부 단차별 응력(σ_x)

2.5 정하중실험 및 피로실험

2.5.1 시험체 제작

강바닥판은 가설현장에서 용접이음을 실시할 경우, U형 리브 용접이음부에 단차가 존재한다. 따라서 가설현장에서의 U형 리브의 용접이음을 상정하여 단차가 없는 경우 및 단차가 존재하는 실물대모형 시험체(이하 시험체)를 제작하여 피로실험을 실시하였다. 시험체에서 강바닥판 두께는 12.0mm, U형리브 두께는 6.0 mm, 사용재료는 통상 강교에서 사용되는 SM490이다. Fig. 2.5.1에 시험체의 형상을 나타내며, 상세 A에 용접이음부 단차 형상을 나타낸다. 용접은 가설현장에서의 용접을 재현하기 위해 강바닥판과 U형 리브(A)를 먼저 지상에서 용접이음을 실시한 후, 강바닥판을 상면으로 하여 U형 리브(B)를 상향자세로 용접을 실시하였다. Table 2.5.1에 시험체의 용접이음부 표면처리 조건 및 용접이음부의 단차 크기를 나타낸다. 시공 후 열처리는 하지 않고, 비드의 마무리는 도로교 시방서(1996년)¹⁵⁾에 규정한 불량부 이외에는 그라인딩을 실시하지 않았다. 방사선 투과시험은 용접완료후 깊이 0.3mm를 초과하는 언더컷이 없는 것을 외관조사로 확인한 후 Fig. 2.5.2에 표시한 요령으로 실시하였다^{15), 33), 52)}. Table 2.5.2에 시험체의 방사선투과시험 결과를 나타낸다.

Table 2.5.1 시험체 용접이음부 표면처리

SP.	δ (mm)	표면처리조건			비고
		①	②	③	
A-1	0.0	밀 스케일	무도장	무도장	무결함
A-2	0.5	"	"	"	결함
A-3	0.0	"	"	"	무결함
A-4	0.0	"	"	"	"
B-1	2.0	"	"	"	"
B-2	4.0	"	"	"	"
C	0.6	I.Z.P.(15 μ)	"	I.Z.P.(15 μ)	결함
D	1.0	"	녹	"	"
E	1.5	"	녹, 습기	"	"
F-1	0.4	"	녹 시험	녹 시험	"
F-2	0.0	"	"	"	"
G	1.0	"	I.Z.P.(30 μ)	"	"
H-1	0.8	밀 스케일	무도장	무도장	"
H-2	0.2	"	"	"	"

δ : 용접 후 측정된 단차

I.Z.P. : 무기 징크 페인트

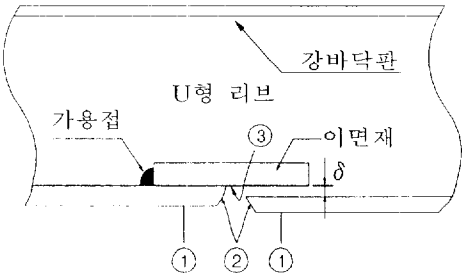


Table 2.5.2 방사선투과시험 결과

SP	필름 번호				
	①	②	③	④	⑤
A-1	1	1	1	1	1
A-2	3P	1P	2P	1	1
A-3	1	1	1	1	1P
A-4	1	1P	1	1	1
B-1	1	1	1	1	1
B-2	1	1	1	1	1
C	2P	1	1	1	1
D	4S	2P	1	1	2P
E	1P	2P	4S	4P	1P
F-1	1	2P	1	1	4S
F-2	1	2S	1	1	1
G	4P	1	2P	2P	4P
H-1	2P	1S	2P	1	1P
H-2	2P	2P	1S	2P	1

P : 1중 결함(결함점수에 따라 1, 2, 3, 4급)

S : 2중 결함(결함점수에 따라 1, 2, 3, 4급)

1 : 무결함

P 앞의 숫자 : 결함점수

S 앞의 숫자 : 결함길이

정하중 실험은 유압 Servo 피로시험기(최대재하하중 296.2kN)를 사용하였으며, Table 2.5.1의 시험체 A-4에 대해 정하중 재하실험을 실시하였다. Fig. 2.5.3은 하중 재하위치를 나타내며, 시험체에는 Fig. 2.5.3과 같이 용접비드 표면 및 용접열 영향부를 고려하여, 스트레인 게이지를 시험체 중앙부에서 22mm 떨어진 곳에 부착하고 90만회의 반복하중(피로하중)을 재하한 후 정하중에 의한 3점 휨 실험을 실시하여 응력분포상태를 조사하였다. Photo 2.5.1는 정하중 실험 전경을, Fig. 2.5.4는 스트레인 게이지 부착위치를 나타내며, Fig. 2.5.5는 정적실험에서 $P=98.1\text{kN}$ 을 재하하였을 때 스트레인 게이지에 의한 시험체 A-4의 축방향 응력분포상태를 나타낸다. Fig. 2.5.5에서 알 수 있는 바와 같이 U형 리브 하면 우각부에 응력이 가장 크게 나타났다. Fig 2.4.2에 정적실험에 의한 시험체 A-4(단차 0.0mm)의 우각부 응력을 나타낸다. 그림에서 알 수 있는 바와 같이 해석모델(Ⅱ)의 응력해석(Fig 2.4.1의 a)) 및 정하중실험(Fig 2.5.4의 S5)에서 U형 리브 우각부 응력값이 각각 131.65 MPa 및 127.82 MPa이므로 해석결과와 실험결과는 거의 일치함을 알 수 있다.

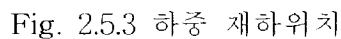




Photo 2.5.1 정하중 실험 전경

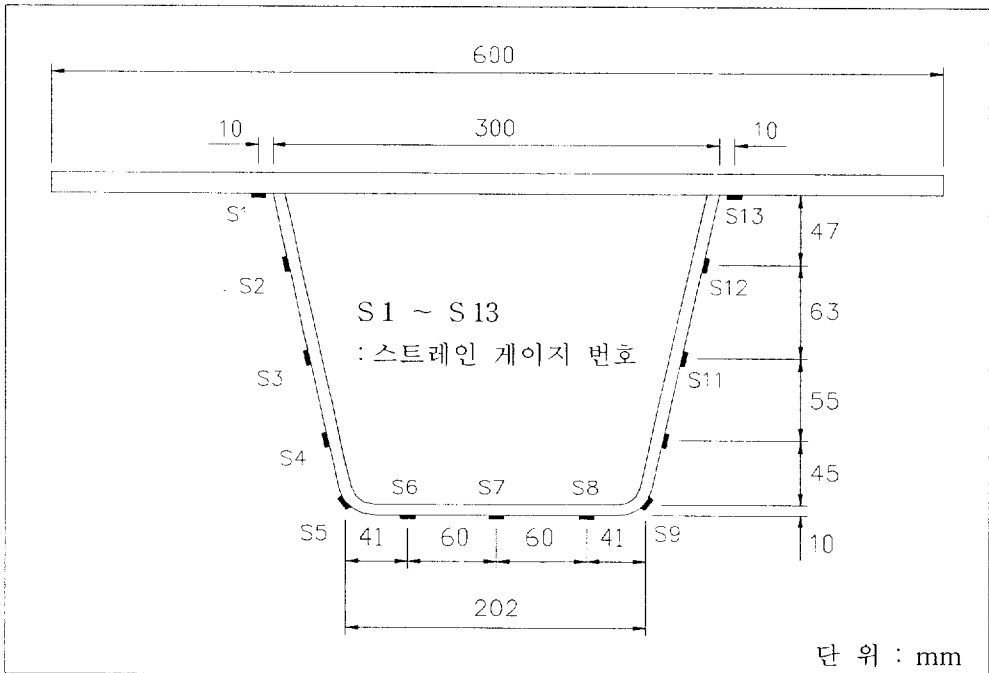


Fig. 2.5.4 스트레인 게이지 부착위치

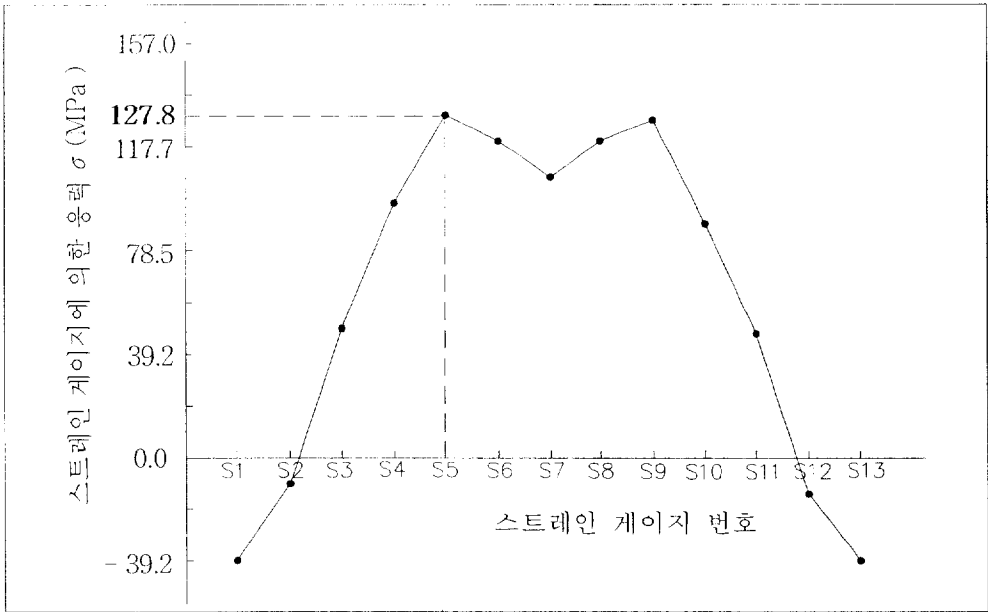


Fig. 2.5.5 정적실험에 의한 시험체 A-4의 응력

2.5.3 피로실험

1) 재하하중

하중재하위치는 Fig. 2.5.3과 같으며, 3점 휨 피로실험을 실시하였다. 재하하중은 강바닥판 설계시 U형 리브의 지간(횡리브 간격)은 일반적으로 2.0m ~ 4.0m이며, 평균적으로 3.0m이다. T-20(일본 1등급)^{10), 17)}인 경우 후륜 1개의 하중이 78.5kN이므로 휨모멘트는 58.9kN · m이며, 피로시험기의 능력을 고려하여 하중은 2배, 지간은 3.0m의 1/2인 1.5m로 하였다. 따라서 하중진폭 $\Delta P = 157\text{kN}$ 에 대해 U형 리브 하면에 작용하는 응력 $\sigma_{\max}$, $\sigma_{\min}$ 및 $\Delta \sigma$ 는 각각 162.65, 18.05, 144.60 MPa이다. 또한 파괴되지 않는 시험체에 대해서는 하중은 50% 할증하여 하중진폭(ΔP)을 235.4kN으로 하였으며, 이때 U형 리브 하면에 작용하는 응력 $\sigma_{\max}$, $\sigma_{\min}$ 및 $\Delta \sigma$ 는 각각 234.95, 18.05, 216.90 MPa이다. 부하파형은 일정응력의 정현파이며, Fig. 2.5.6에는 하중반복횟수를 각각 나타낸다.

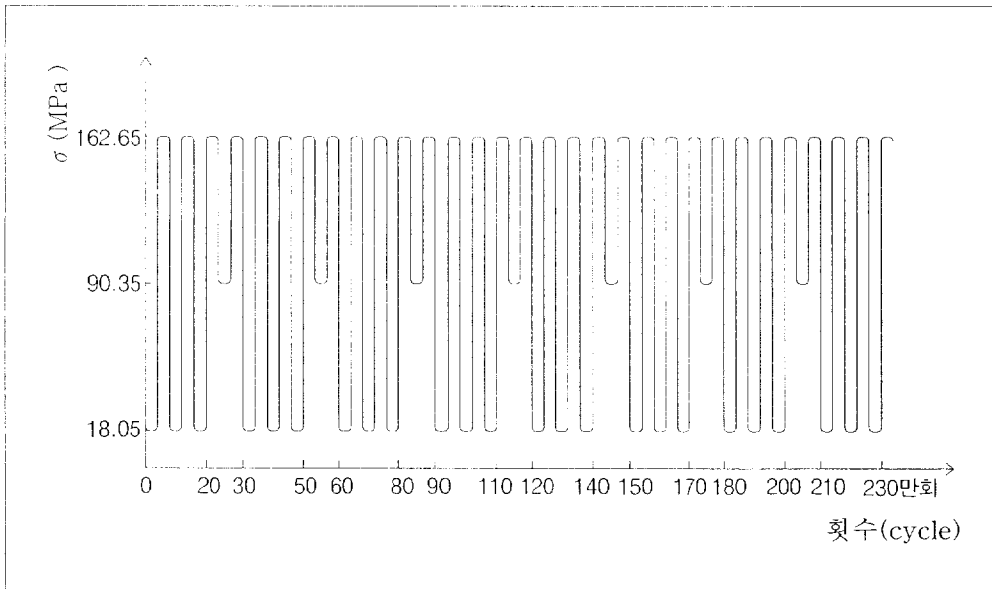


Fig. 2.5.6 하중반복횟수

2) 피로수명

Table 2.5.3에 시험체의 피로균열발생수명(N_i) 및 파단수명(N_f)을 각각 나타낸다. 표에서 알 수 있는 바와 같이 용접이음부의 단차에 따라 피로수명은 달라진다. 즉 단차가 크면 피로수명은 감소되고, 단차가 적으면 피로수명이 증가함을 알 수 있다. Table 2.5.3의 피로균열 발생수명은 시험체 중앙의 용접선 외측으로 22mm 정도 떨어진 우각부에 스트레인 게이지를 부착하고 반복하중을 재하한 후 시험기기를 정지시켜 게이지의 변화상태를 측정한 조사결과이다. 표에서 시험체 D(단차 : $\delta = 1.0\text{mm}$), E(단차 : $\delta = 1.5\text{mm}$)의 수명은 각각 60~100만회 및 100~120만회이며, 단차가 적은 시험체(D : $\delta = 1.0\text{mm}$)가 단차가 큰 시험체(E : $\delta = 1.5\text{mm}$)보다 피로균열 발생수명이 짧은 것은 피로균열은 시험체의 내부에서 발생하여 외측(용접비드 표면측)으로 진전함으로 스트레인 게이지 부착위치 및 전파속도의 차이 때문이라고 여겨진다.

Fig. 2.5.7에는 강바닥판 U형 리브에 대한 S-N선도²⁰⁾를 나타내며, 그림에서 ● 표시는 Table 2.5.3의 파단수명을 플롯한 결과를 나타낸다. 실험에서 재하하중에 대한 응력범위는 S-N선도에서 나타낸 응력범위 ($\Delta\sigma = 1.75 \times 10^4 N_f^{-0.186}$)보다 매우 높게 나타났음을 알 수 있다. 따라서 실험결과의 응력범위 즉, S-N선도상의 응력범위에 적용하면 피로수명은 매우 길어진다. 또한, Fig. 2.5.7에서 알 수 있는 바와 같이 동일한 응력을 재하하였지만 시험체의 파단수명이 다른 것을 알 수 있다. Table 2.5.3에서 200만회 이상의 파단수명을 나타내는 시험체는 A-1($\delta = 0.0\text{mm}$), A-3($\delta = 0.0\text{mm}$), A-4($\delta = 0.0\text{mm}$), C($\delta = 0.6\text{mm}$), F-1($\delta = 0.4\text{mm}$), F-2($\delta = 0.0\text{mm}$), G($\delta = 1.0\text{mm}$)이며, U형 리브 용접이음과 유사한 도로교 설계기준·해설⁹⁾에서 다재하 경로구조의 200만회 이상인 시험체에서 단차(δ)가 가장 큰 시험체는 G($\delta = 1.0\text{mm}$)이다. 한편, Table 2.5.3에서 단차(δ)가 1.0mm인 시험체는 D 및 G이며, 시험체 D 및 G의 파단수명은 169만회, 264.5만회이다. 파단수명이 200만회를 상회하는 시험체 G를 제외하고 시험체 D에 대해 재하한 응력범위는 144.06 MPa이며, 이 응력범위를 S-N선도로 환산하여 계산하면 파단수명(N_f)은 204만회로서, 이는 Fig. 2.5.7의 S-N선도에서 200만회를 약간 초과하므로 현장에서 U형 리브 용접이음부의 단차를 1.0mm로 억제할 필요가 있다고 사료된다.

Table 2.5.3 시험체의 피로균열 발생수명과 파단수명

SP.	δ (mm)	ΔP (kN)	$N_i \times 10^4$ (cycle)	$N_f \times 10^4$ (cycle)	비 고
A-1	0.0	157kN	400~450	586.7	정하중 실험
A-2	0.5	235.4kN		83.3	
A-3	0.0	157kN		300이상	
A-4	0.0	157kN		280이상	
B-1	2.0	157kN	60~80	140.0	
B-2	4.0	157kN	0~20	38.2	
C	0.6	157kN	260~280	322.0	
D	1.0	157kN	60~100	169.0	
E	1.5	157kN	100~120	146.1	Beach Mark
F-1	0.4	157kN	240~260	348.8	
F-2	0.0	157kN		320이상	
G	1.0	157kN	160~180	264.5	
H-1	0.8	157kN	100~120	190.4	
H-2	0.2	235.4kN		62.9	

δ : 용접 작업 후 시험체 외측에서 측정한 단차

ΔP : 하중진폭

N_i : 피로균열 발생수명

N_f : 파단수명

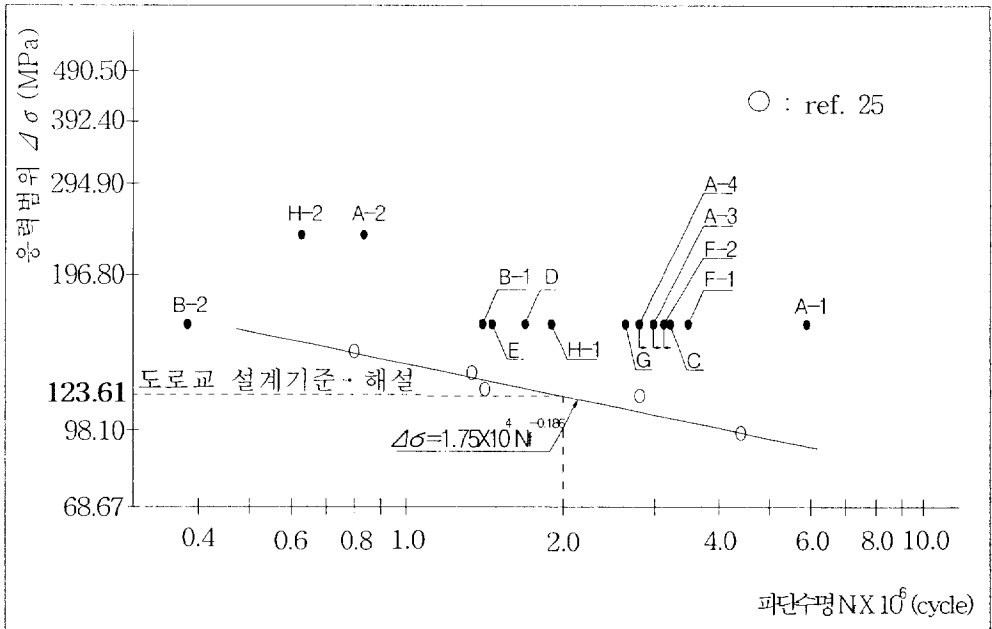


Fig. 2.5.7 시험체의 파단수명 S-N선도

3) 비치마크(Beach Mark) 관찰에 의한 피로균열전파 특징

시험체 E에서는 Photo 2.5.2에 나타나는 바와 같이 Beach Mark가 관찰되었다^{11), 20)}. Fig. 2.5.8에 Beach Mark를 관찰하기 위한 반복횟수를 나타낸다. Table 2.5.4에서 (I)은 총 하중반복 횟수를, (II)는 Beach Mark를 넣기 위해 절반하중($\Delta\sigma = 90.35 \sim 162.65 \text{ MPa}$)을 제외한 유효하중반복횟수를 나타내며 Photo 2.5.2의 Beach Mark 관찰에 의한 피로균열전파 특징은 다음과 같다.

- ① 피로균열은 루트부의 아래 토우부에서 발생하여 표면측으로 전파함을 알 수 있다.
- ② Beach Mark로부터 피로균열이 발생하고 나서 표면측으로 도달할 때 까지 반복횟수는 약 60만회로 나타났다.

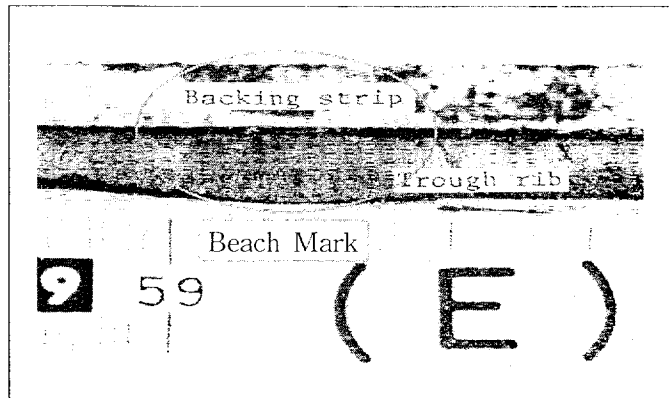


Photo 2.5.2 시험체 E의 Beach Mark

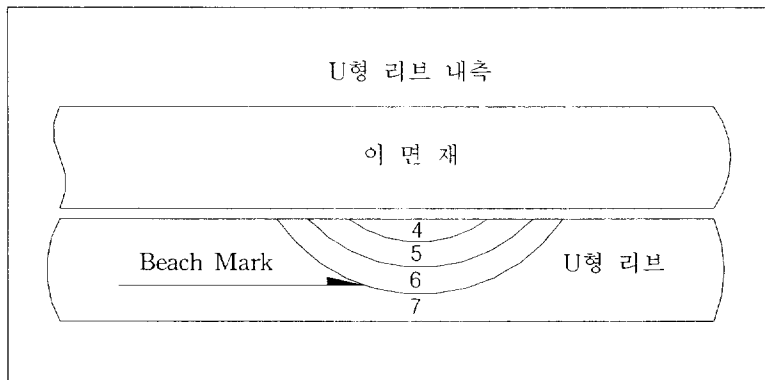


Fig. 2.5.8 Beach Mark에 의한 하중반복횟수

Table 2.5.4 Beach Mark를 넣기 위한 하중반복횟수(1×10^4 Cycle)

	4	5	6	7	8
(I)	90~110	120~140	150~170	180~200	210~216
(II)	60~80	80~100	100~120	120~140	140~146

(I) : 총반복횟수

(II) : 유효하중 반복횟수(절반하중 제외)

4) 시험체 파단면 형상

파단된 시험체에 대해 균열발생점 및 균열전파방향을 조사하였으며, Fig. 2.5.9에는 시험체 B-1의 균열발생부를 스케치한 단면을 나타낸다. 그림에서 알 수 있는 바와 같이, 균열은 U형 리브 우각부의 내측에서 발생하여 외측으로 진전하여 좌우로 전파되었다. 따라서 피로균열이 U형 리브 하면 우각부에서 발생한 것은 실물대모형에 대한 응력해석 및 정하중 실험에서 우각부의 응력이 크기 때문이라고 여겨진다.

Photo 2.5.3에는 시험체 C의 파단 우각부 단면마크로를 나타내며, 그림에서 알 수 있는 바와 같이 용착금속 내에 블로우 홀³⁶⁾이 존재하여도 피로균열은 모재측 루트부에서 발생하였음을 알 수 있다.

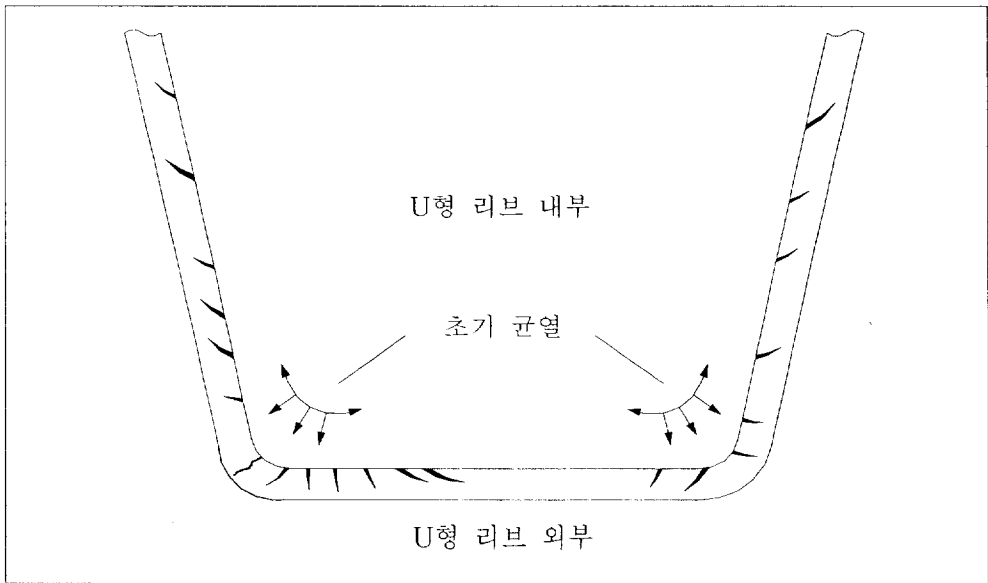


Fig. 2.5.9 시험체 B-1 초기균열발생부

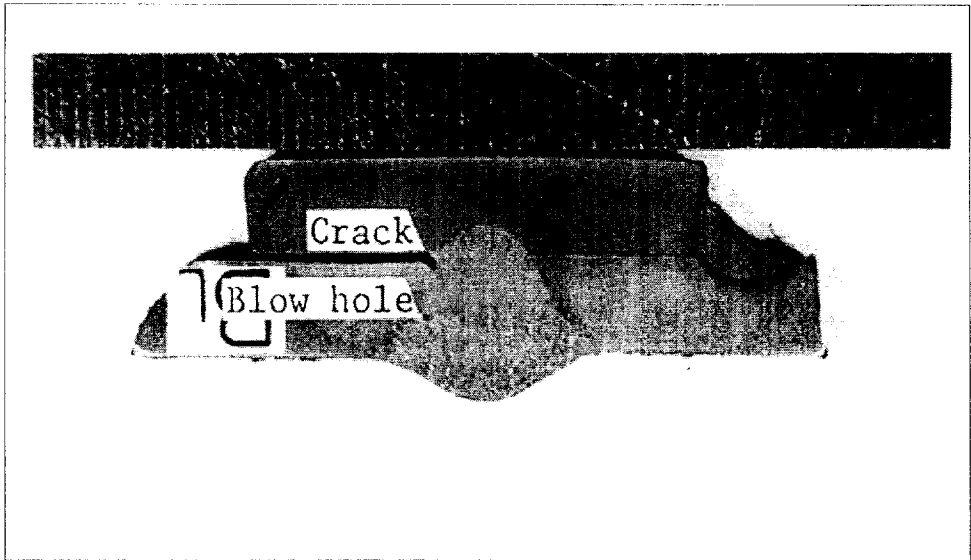


Photo 2.5.3 시험체 C의 파단면 우각부 단면마크로

2.6 고찰

도로교설계기준·해설⁹⁾에서 허용피로응력범위에 관한 다재하경로 구조의 허용응력범위(작용응력방향으로 용접부를 연마하고 비파괴검사를 실시한 경우)에 관한 “응력등급 B”의 200만회 이상은 109.9MPa이다.

실물대모형 모델의 응력해석 결과 단차가 1.0mm 및 1.5mm에서는 U형 리브 하면 우각부의 응력이 각각 136.4MPa 및 140.2MPa이며, 단차가 2.0mm 및 3.0mm로 증가함에 따라 각각 160.6MPa 및 176.5MPa로 응력이 급격히 증가하였다. 한편, 실물대모형 시험체의 피로실험에서 시험체 B-2를 제외한 모든 시험체는 S-N선도(응력-피로수명과 관계)에서 허용피로응력 범위를 상회하였지만 도로교 설계기준·해설⁹⁾에서 규정한 파단수명이 200만회로 기준하면 단차가 1.0mm 이하에서는 파단수명이 200만회 이상을 나타내었고, 단차가 2.0mm 및 4.0mm로 증가함에 따라 파단수명은 200만회 이하로 급격히 감소하였다.

따라서, 실물대모형 모델의 응력해석 및 시험체의 피로실험 결과로부터 도로교설계기준·해설의 허용응력범위에 대한 200만회 “상세범주 B”의 허용응력범위가 123.6MPa인 것을 고려하면 단차를 1.0mm로 하였을때의 응력범위는 144.6MPa이므로 U형 리브의 현장용접이음부는 단차(시공오차)를 1.0mm 이하로 억제할 필요가 있다.

2.7 소결론

U형 리브 현장용접이음부의 시공오차로 인한 단차의 영향을 조사하기 위해 실물대모형 모델에 대한 응력해석, 실물대모형 시험체에 대한 정하중실험 및 피로실험을 실시한 결과를 정리하면 다음과 같다.

- 1) 해석모델(Ⅰ) 및 해석모델(Ⅱ)의 응력해석 결과, U형 리브의 하면에는 전단지연(shear lag) 현상으로 응력이 크게 나타나는 것을 알 수 있다. 또한, 모델의 응력해석 결과 단차가 1.0mm 및 1.5mm에서는 U형 리브 하면 우각부의 응력이 각각 136.4MPa 및 140.2MPa를 나타내고, 단차가 2.0 mm 및 3.0mm로 증가함에 따라 응력이 급격히 증가함을 알 수 있다.
- 2) 실물대모형 시험체의 정하중 실험에서 U형 리브 하면 우각부 응력이 크게 나타났으며, 이것은 응력해석과 동일한 결과를 나타내었다.
- 3) 시험체의 피로실험에서 용접이음부에 단차가 크면 피로수명은 감소하고 단차가 적으면 피로수명은 증가하였다. 이러한 결과는 응력해석에서 단차가 크면 응력이 크고, 단차가 작으면 응력이 적게 나타나기 때문이라고 여겨진다.
- 4) 비치마크에 의한 피로균열전파방향 관찰 결과, 피로균열은 모재측 루트부에서 발생하여 용접비드 표면측으로 진전되는 것을 알 수 있다.
- 5) 모델의 응력해석 및 시험체의 피로실험 결과로부터 도로교설계기준·해설의 허용응력범위에 대한 200만회 “상세범주 B”의 허용응력범위가 123.6MPa인 것을 고려하면 단차를 1.0mm로 하였을때의 허용응력범위는 144.06MPa이므로 U형 리브의 현장용접이음부는 단차(시공오차)를 1.0mm 이하로 억제할 필요가 있다.

제 3 장 소형시험편의 응력해석 및 피로실험

3.1 개요

이면재가 부착된 소형시험편에 대해 U형 리브의 두께가 8.0mm인 경우 해석모델(I), U형 리브의 두께가 6.0mm인 경우 해석모델(II)에 이음부의 단차 및 루트부 형상을 변화시켜 응력해석을 실시하였다. 해석은 범용구조해석 프로그램인 MIDAS를 이용하였으며, 4절점 plane stress요소를 사용하였다. 용접이음부의 형상변화부에는 요소를 조밀하게 분할하였으며, 모델은 평행부의 응력이 평균응력이 나타나도록 모델화를 실시하였다⁵¹⁾. 또한 단차가 피로수명에 미치는 영향을 확인하기 위하여 이면재가 부착된 소형시험편을 제작하고 일정반복하중을 재하하여 피로실험을 실시하였다. Fig. 3.1.1은 소형시험편 용접이음부의 단면형상을 나타내며, Fig. 3.1.2는 단차(δ)가 2.0mm인 소형시험편의 모델 형상을 각각 나타낸다. 그림에서 알 수있는 바와 같이, 응력해석은 모재측 루트부(I)와 용접비드 부분(II)에 대해 요소를 조밀하게 나누어 두 부분의 응력을 확인하였다. 모델링은 plane stress 요소를 사용하였으며, 형상비가 1:4가 넘지 않도록 하였다. Fig. 3.1.2 a)는 소형시험편 모델 형상을, Fig. 3.1.2 b)는 소형시험편에서 단차가 0.0mm인 경우 모재측 루트부(I 부분)의 형상을, Fig. 3.1.2 c)는 단차가 2.0mm인 소형시험편의 모재측 루트부(I) 볼록, 직각, 오목 형상을 각각 나타낸다.

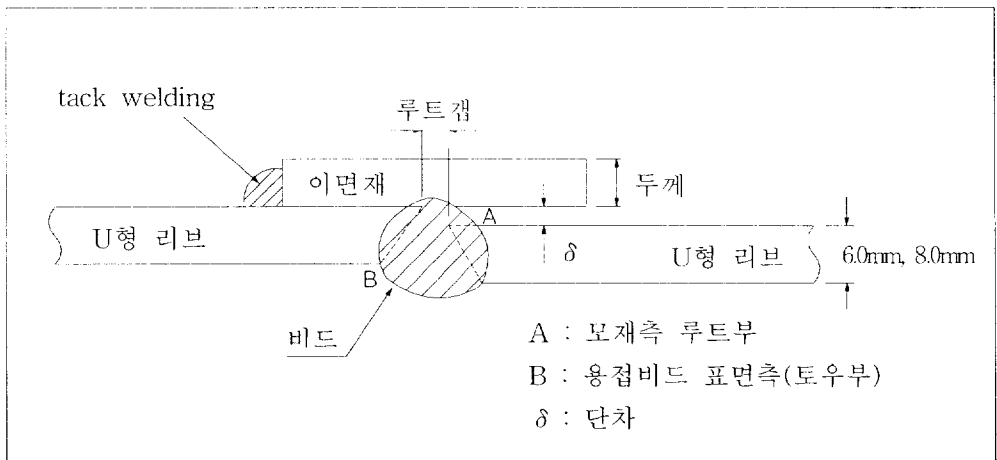
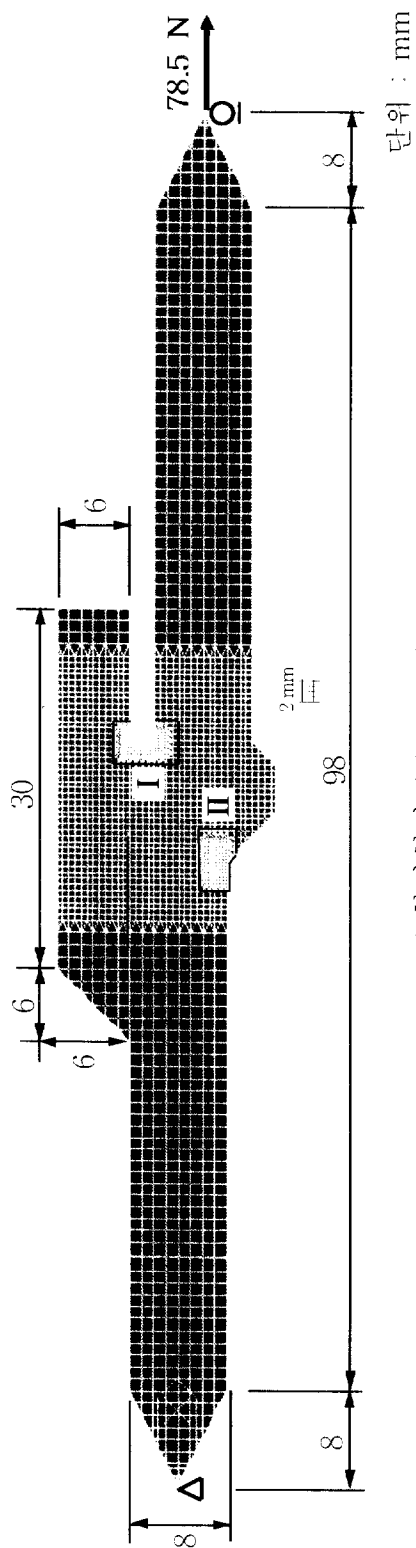
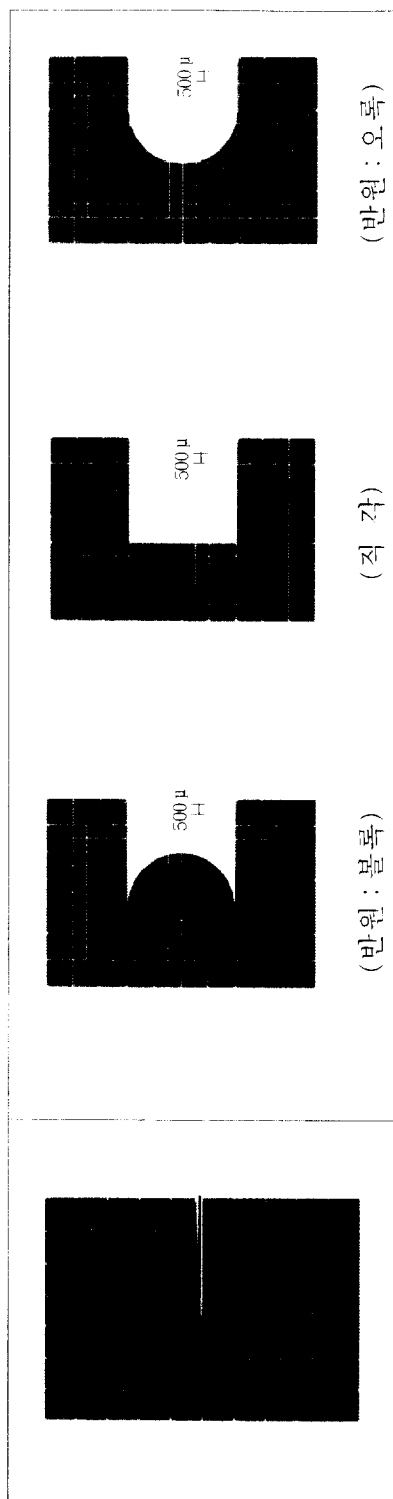


Fig. 3.1.1 소형시험편 용접이음부 단면형상



a) 소형시험편 full modeling



c) 단차 2.0mm

Fig. 3.1.2 소형시험편 모델 형상

3.2 해석모델(I)

3.2.1 응력해석

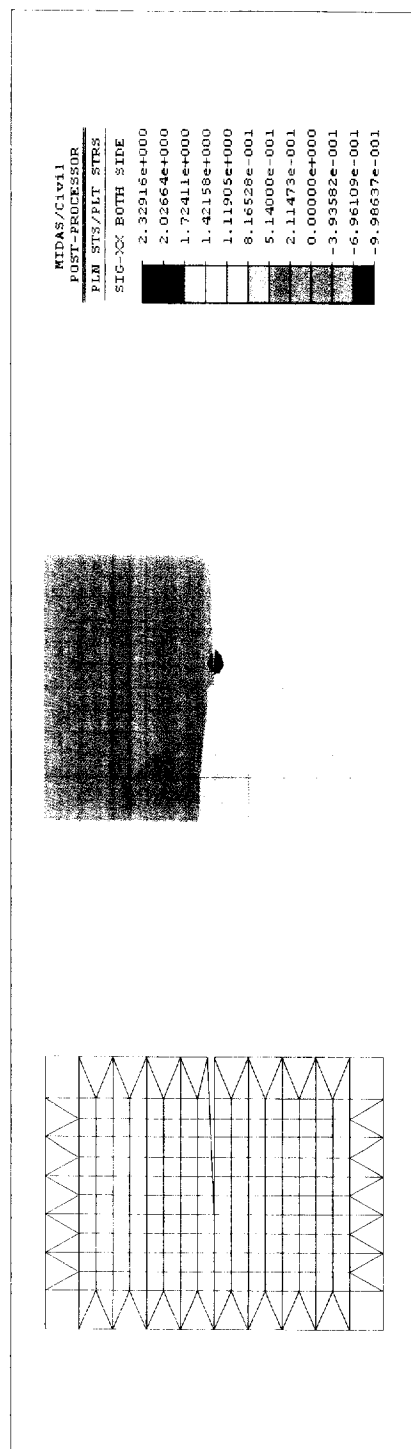
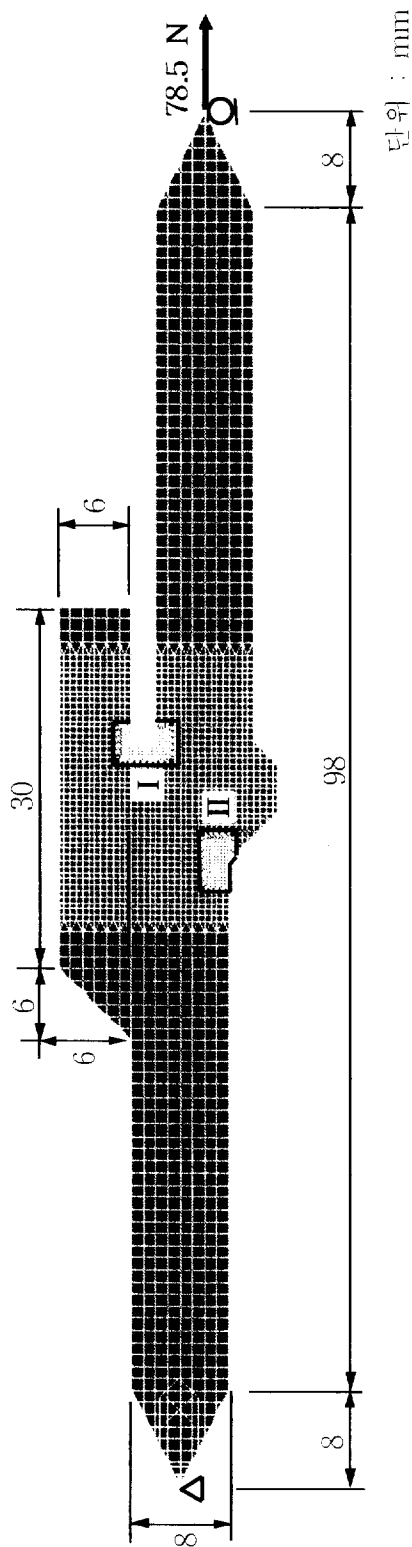
단차에 따른 용접이음부의 응력집중계수를 해석하기 위하여 용접이음부의 루트갭은 4.0mm, 이면재의 두께는 6.0mm, 이면재의 폭은 30.0mm로 일정하게 하고 단차를 0.0, 2.0, 4.0mm로 변화시켜 U형 리브의 두께가 8.0mm인 소형시험편 모델에 대해 응력해석을 실시하였다. 또한 루트갭, 이면재의 두께와 폭의 영향을 해석하기 위하여 단차가 2.0mm, 루트부 형상이 직각인 경우에 대해 루트갭, 이면재의 두께 및 폭을 변화시킨 모델에 대해 응력해석을 실시하였다.

하중은 두께가 8.0mm인 것을 고려하여 78.5N(8kgf)을 재하하였으며, 평행부의 응력이 평균응력(9.81MPa(1kgf/mm²))이 되도록 하여 응력집중계수를 구하였다. 따라서 응력집중계수(K)는 최대응력에 대한 평균응력의 비로 표현되므로 다음 식과 같다⁵²⁾.

$$\text{응력집중계수}(K) = \frac{\text{최대응력}}{\text{평균응력}} \quad \dots \dots \dots (3.2.1)$$

Fig. 3.2.1 및 Fig. 3.2.2에 모재측 루트부(I 부분) 및 용접비드 표면측 토우부(II 부분)의 단차별 모델형상 및 응력분포를 각각 나타낸다. Fig. 3.2.1 a)는 단차 0.0mm인 소형시험편의 모재측 루트부(I 부분)의 모델 형상 및 응력분포를, Fig. 3.2.1 b)는 단차 2.0mm인 소형시험편의 모재측 루트부(I 부분)의 모델 형상 및 응력분포를, Fig. 3.2.1 c)는 단차 4.0mm인 소형시험편의 모재측 루트부(I 부분)의 모델 형상 및 응력분포를 각각 나타낸다. Fig. 3.2.2 a)는 단차 0.0mm인 소형시험편의 용접비드 표면측 토우부(II 부분)의 모델 형상 및 응력분포를, Fig. 3.2.2 b)는 단차 2.0mm인 소형시험편의 용접비드 표면측 토우부(II 부분)의 모델 형상 및 응력분포를,

Fig. 3.2.2 c)는 단차 4.0mm인 소형시험편의 용접비드 표면측 토우부 (II 부분)의 모델 형상 및 응력분포를 각각 나타낸다.



a) 단차 0.0mm(I 부분)

Fig. 3.2.1 소형시험편 모재측 루트부(I) 모델 형상 및 응력분포

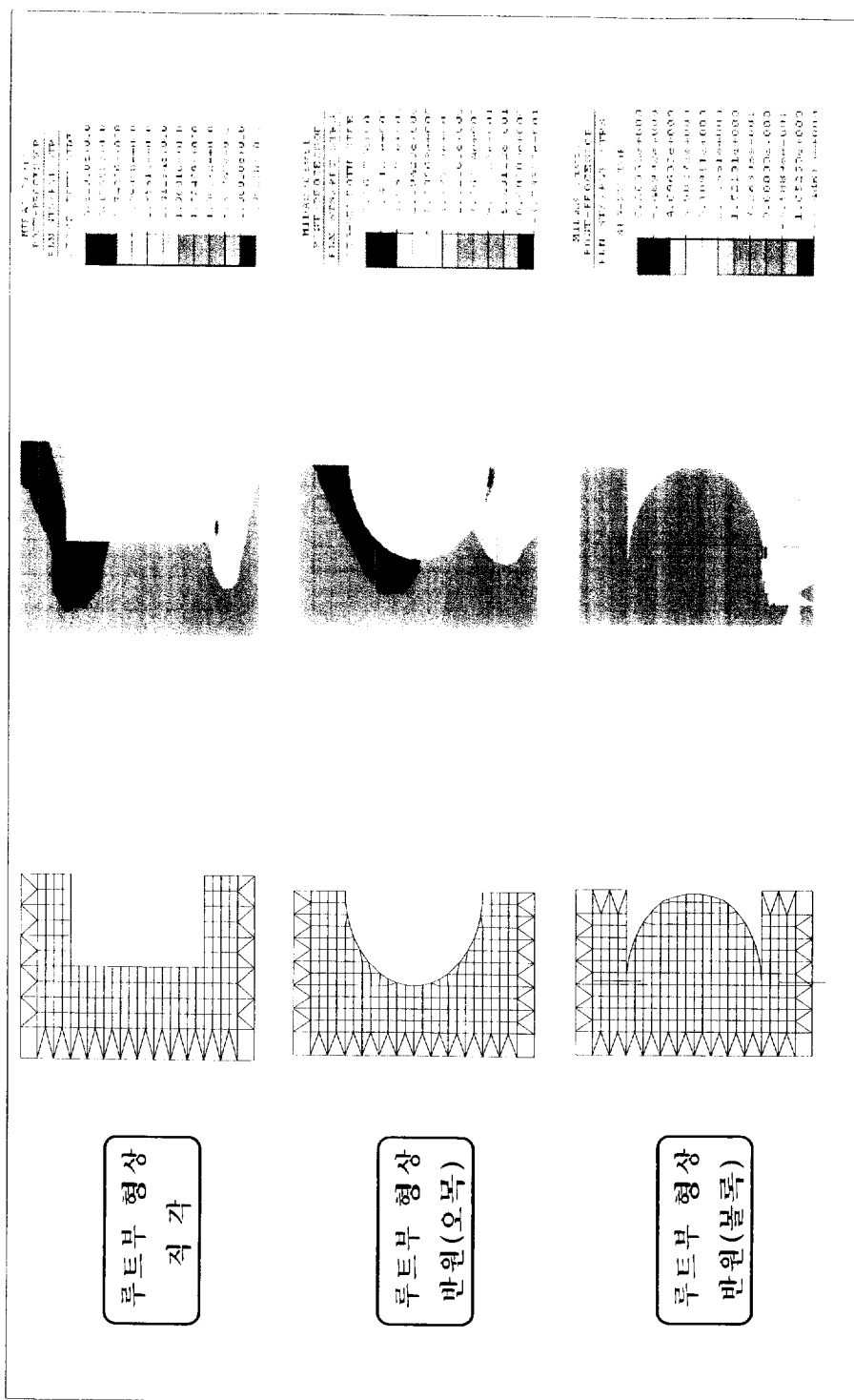
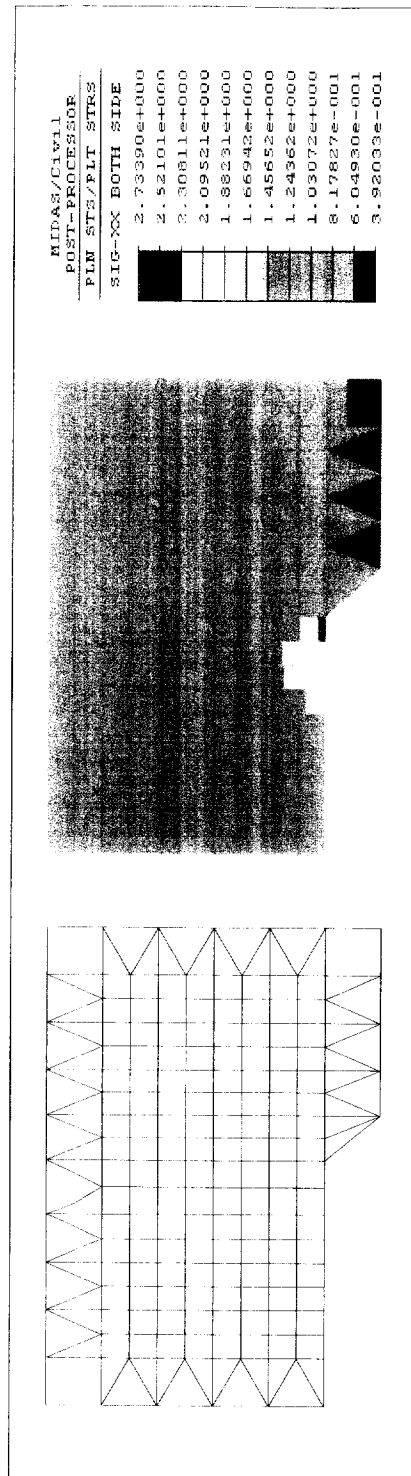
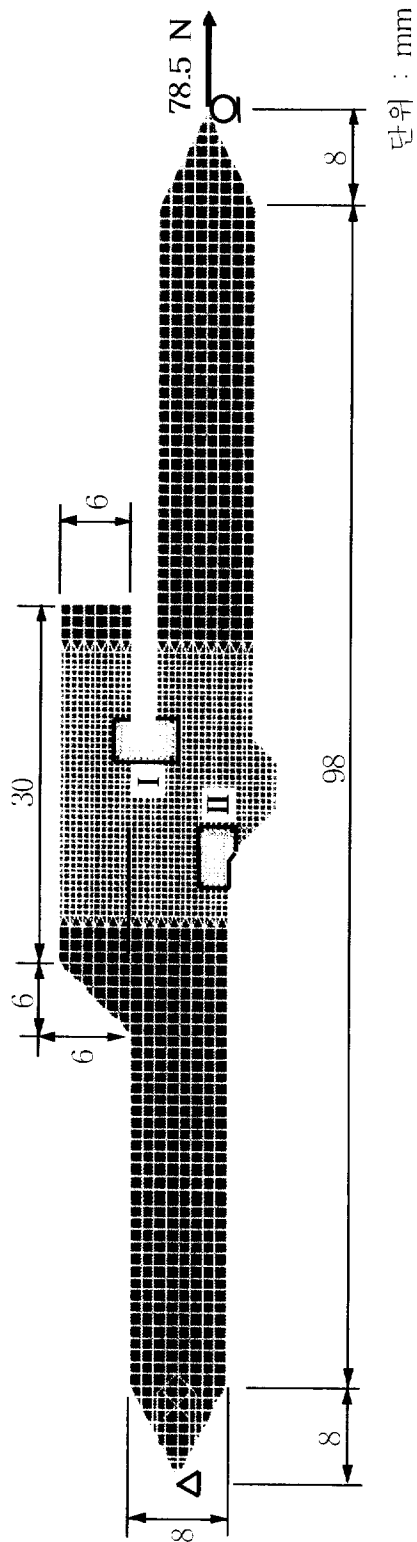


Fig. 3.2.1 소형시험편 모세측루트부(I) 모델 형상 및 잉양부, 포도(케식)



a) 단차 0.0mm(Ⅱ 부분)

Fig. 3.2.2 소형시험편 용접비드 표면측 토우부(Ⅱ) 모델 형상 및 응력분포

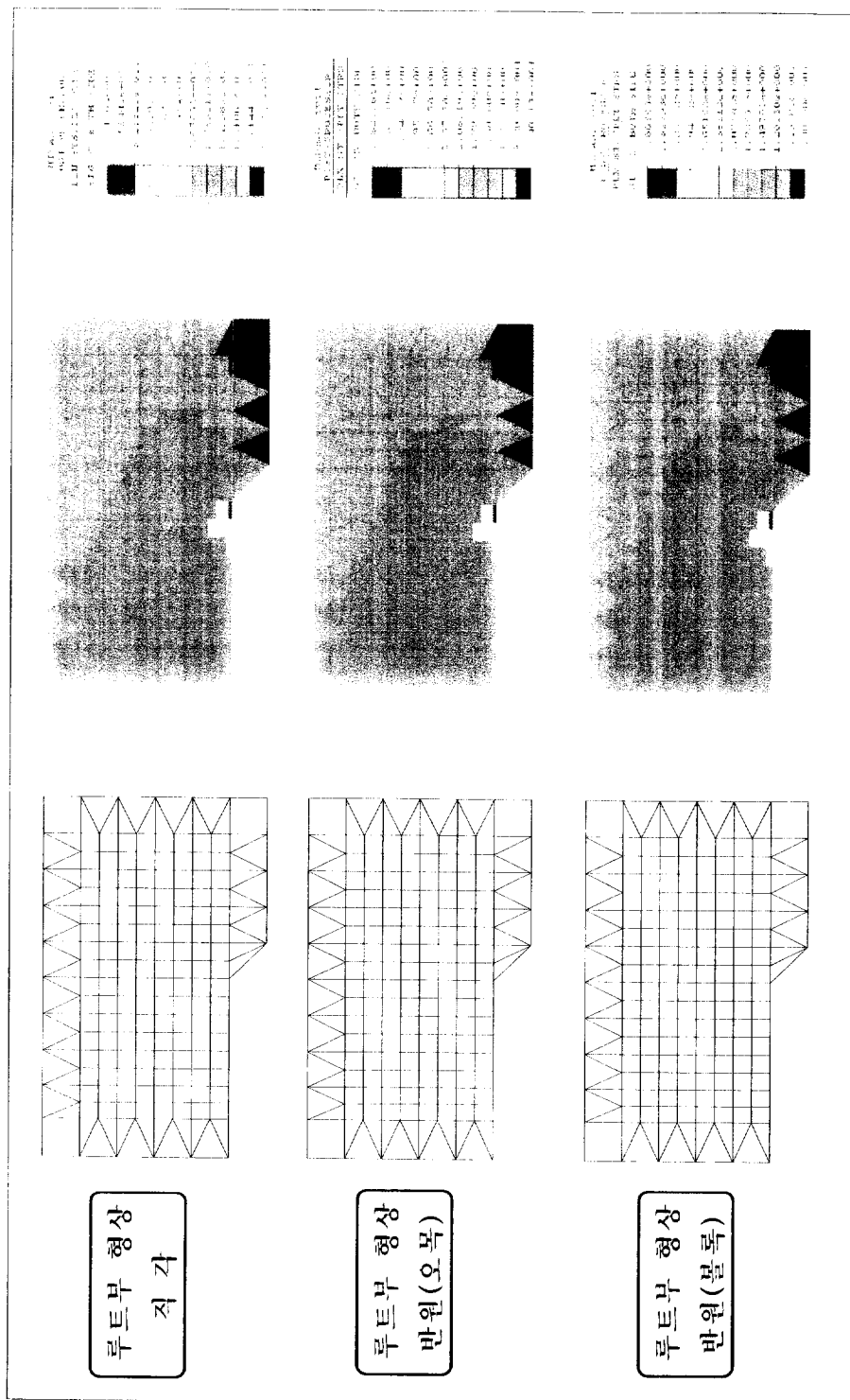


Fig. 3.2.2 소형시험편 용접비드 표면측 토우부(Ⅱ) 모델 형상 및 응력분포(계속)

3.2.2 단차와 응력집중계수

Fig. 3.2.3은 단차변화에 따른 모재측 루트부(■) 및 용접비드 표면측(□)에 대한 응력집중계수를 각각 나타낸다. 그림에서 알 수 있는 바와 같이 단차가 0.0, 2.0 및 4.0mm인 모델 모두 모재측 루트부(Fig. 3.1.1의 A)에서 응력집중계수가 크게 나타났으며, 용접비드 표면측(Fig. 3.1.1의 B, 토우부)의 응력집중계수는 모재측 루트부보다 약간 작게 나타났다. 따라서 용접이음부 단차(δ)는 Fig. 3.2.4와 같이 편심으로 인한 모멘트가 발생함을 알 수 있으며, Fig. 3.2.3과 같이 용접이음부의 단차가 0.0, 2.0 및 4.0mm로 증가함에 따라 응력집중계수가 매우 크게 증가함을 알 수 있다.

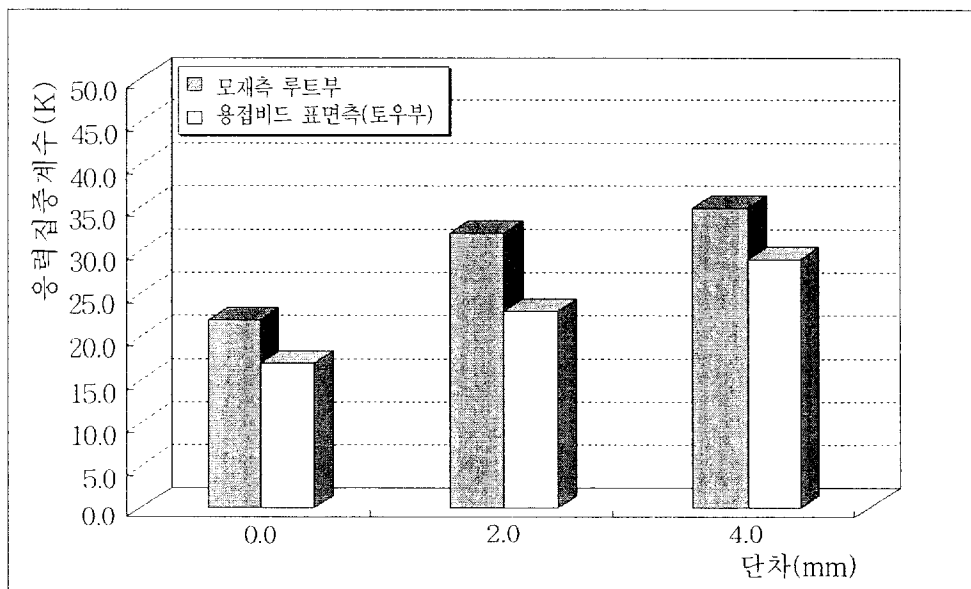


Fig. 3.2.3 단차와 응력집중계수

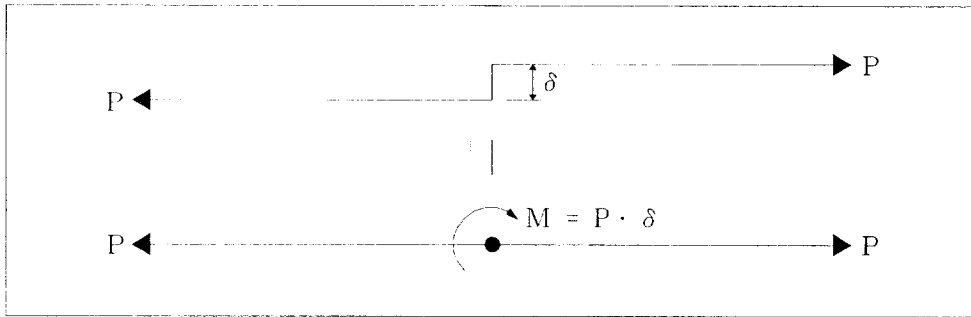


Fig. 3.2.4 단차부 모멘트 발생원리

3.2.3 루트부 형상과 응력집중계수

용접이음부의 루트갭은 4.0mm, 이면재의 두께 및 폭을 각각 6.0mm, 30.0mm로 일정하게 하고 용접이음부의 단차 0.0, 2.0 및 4.0mm로 변화시켰다. 또한 루트부 형상을 직각, 오목(반원) 및 볼록(반원)으로 변화시켜 응력해석을 실시하였다.

Fig. 3.2.5는 용접이음부의 단차가 0.0, 2.0 및 4.0mm인 경우 루트부 형상이 직각 및 반원으로 변화하였을 때의 모재측 루트부(Fig. 3.1.1의 A)의 응력집중계수를 나타낸다. 그림에서 알 수 있는 바와 같이 단차가 동일한 모델에서 루트부의 형상이 볼록(반원)한 경우 응력집중계수가 가장 크게 나타났으며, 직각, 오목(반원)순으로 응력집중계수가 크게 나타났다. 또한, 오목(반원)한 경우 다른 형상과 비교하여 응력집중계수는 상당히 적어짐을 알 수 있다. Fig. 3.2.6은 용접이음부의 단차가 0.0, 2.0 및 4.0mm인 경우 루트부 형상이 직각, 오목(반원), 볼록(반원)으로 변화하였을 때의 용접비드 표면측 토우부(Fig. 3.1.1의 B)의 응력집중계수를 나타낸다. 그림에서 알 수 있는 바와 같이 같은 크기의 단차에서 루트부 형상이 변할 경우 용접비드 표면측(토우부)의 응력집중계수는 볼록(반원), 오목(반원), 직각의 순서로 작게 나타났다.

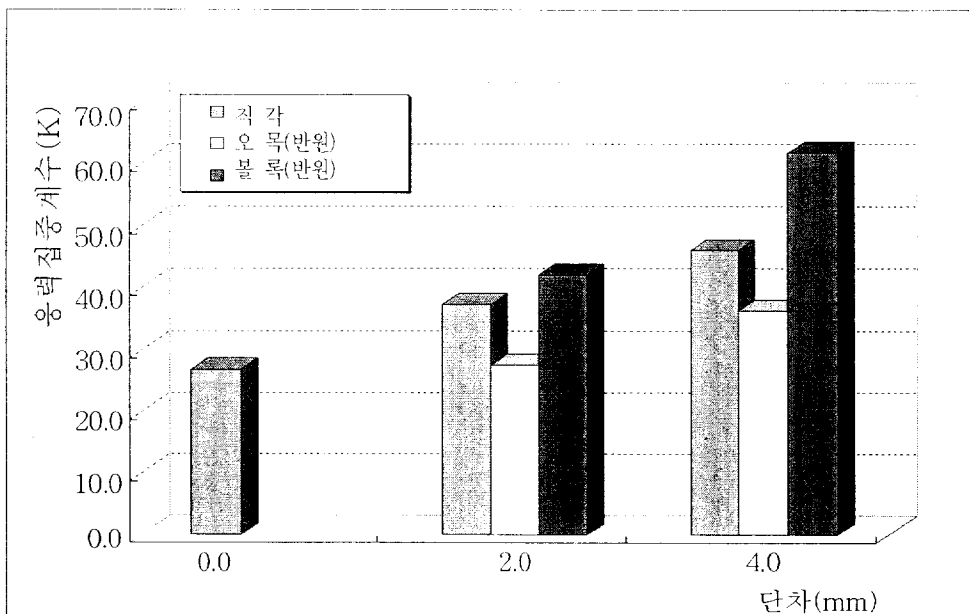


Fig. 3.2.5 단차 및 루트부 형상에 따른 모재측 루트부 응력집중계수

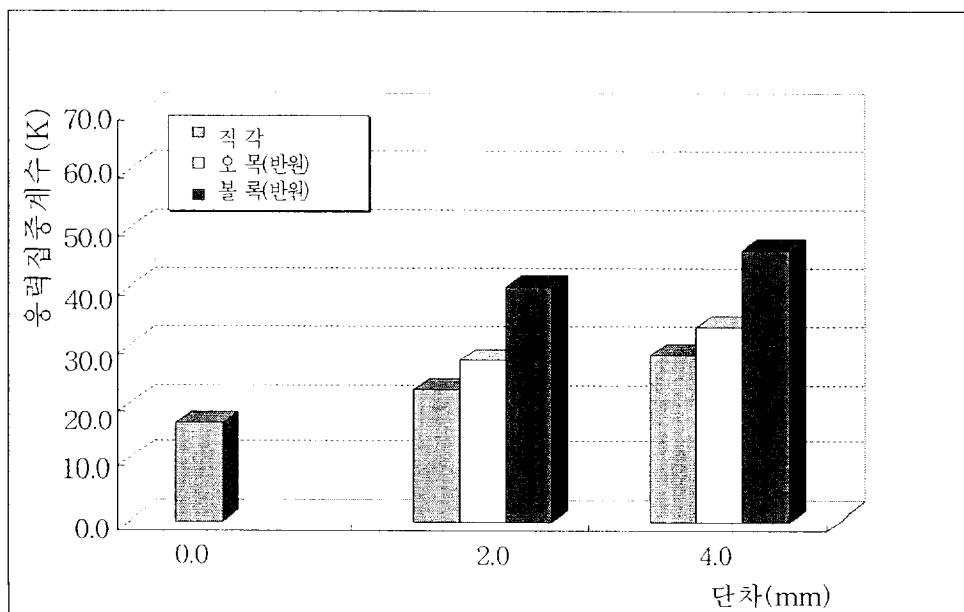


Fig. 3.2.6 단차 및 루트부 형상에 따른 용접비드 표면측(토우부) 응력집중계수

3.2.4 루트갭, 이면재의 두께 및 폭 변화와 응력집중계수

1) 루트갭과 응력집중

이면재의 두께 및 폭은 각각 6.0mm, 30.0mm로 일정하게 하고, Fig 3.1.1에서 용접이음부의 루트갭을 2.0, 4.0 및 6.0mm로 변화시켜 응력해석을 실시하였다.

해석결과 단차 및 루트부 형상을 변화시킨 모델과 동일하게 모재측 루트부(Fig. 3.1.1의 A)에서 응력집중계수가 크게 나타났으며, 용접비드 표면측(Fig. 3.1.1의 B)의 응력집중계수는 모재측 루트부보다 약간 작게 나타났다. Fig. 3.2.7은 루트갭 변화에 따른 모재측 루트부 및 용접비드 표면측 응력집중계수를 각각 나타낸다. Fig. 3.2.7에서 알 수 있듯이 용접이음부의 루트갭이 2.0, 4.0 및 6.0mm로 커짐에 따라 응력집중계수가 크게 나타났으므로 시공시 가능한 루트갭을 작게 하는 것이 유리하다.

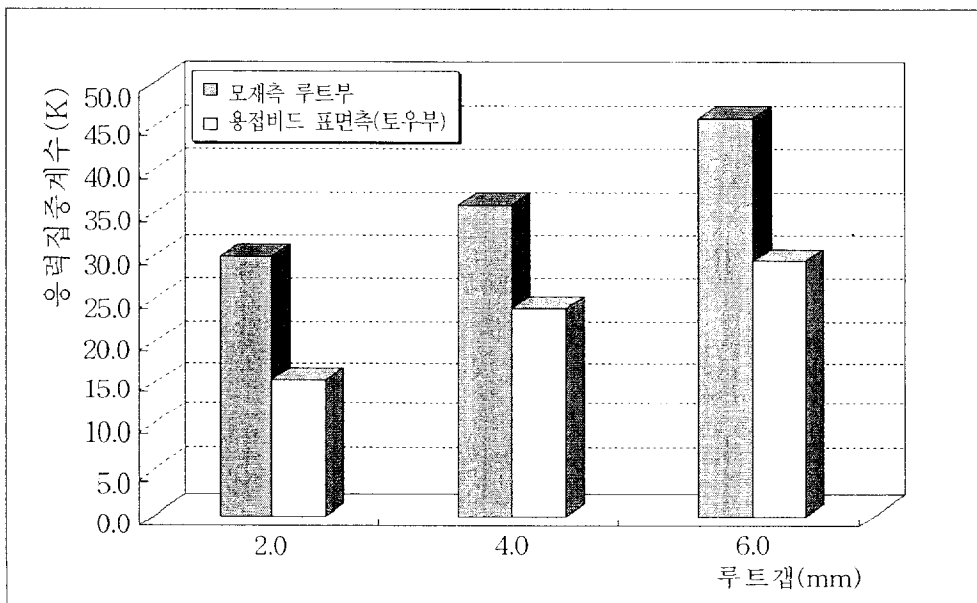


Fig. 3.2.7 루트갭과 응력집중계수

2) 이면재의 두께 및 폭과 응력집중계수

용접이음부의 루트갭은 4.0mm로 일정하게 하고, 이면재의 두께를 1.0, 3.0 및 6.0mm로, 폭을 10.0, 20.0 및 30.0mm로 응력해석을 실시하였다.

해석결과 단차의 변화와 응력집중계수, 루트부 형상과 응력집중계수의 응력해석과 동일하게 모재측 루트부(Fig. 3.1.1의 A)에서 응력집중계수가 크게 나타났으며, 용접비드 표면측(Fig. 3.1.1의 B, 토우부)의 응력집중계수는 모재측 루트부보다 약간 작게 나타났다. Fig. 3.2.8 및 Fig. 3.2.9는 이면재 두께 및 폭 변화에 따른 모재측 루트부 및 용접비드 표면측의 응력집중계수를 각각 나타낸다. Fig. 3.2.8 및 Fig. 3.2.9에서 알 수 있는 바와 같이 이면재의 두께가 1.0mm, 3.0mm, 6.0mm로, 이면재의 폭이 10.0, 20.0 및 30.0mm로 변화하여도 응력집중계수에는 그다지 영향을 미치지 않는 것을 알 수 있다. 따라서, 시공성을 고려하여 가능한 이면재 두께와 폭을 작게 하는 것이 바람직하다고 여겨진다.

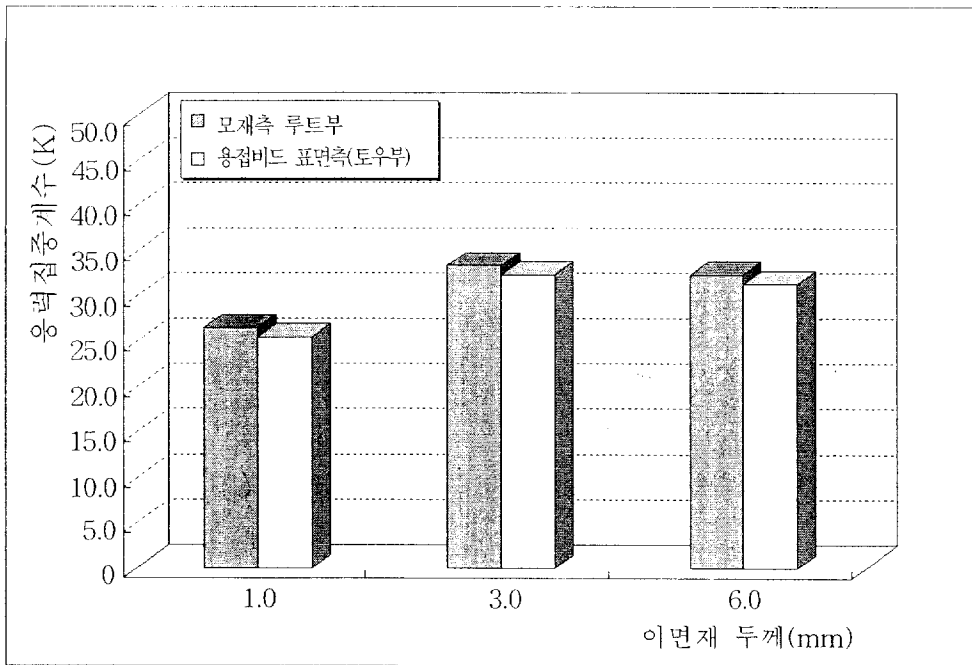


Fig. 3.2.8 이면재 두께와 응력집중계수

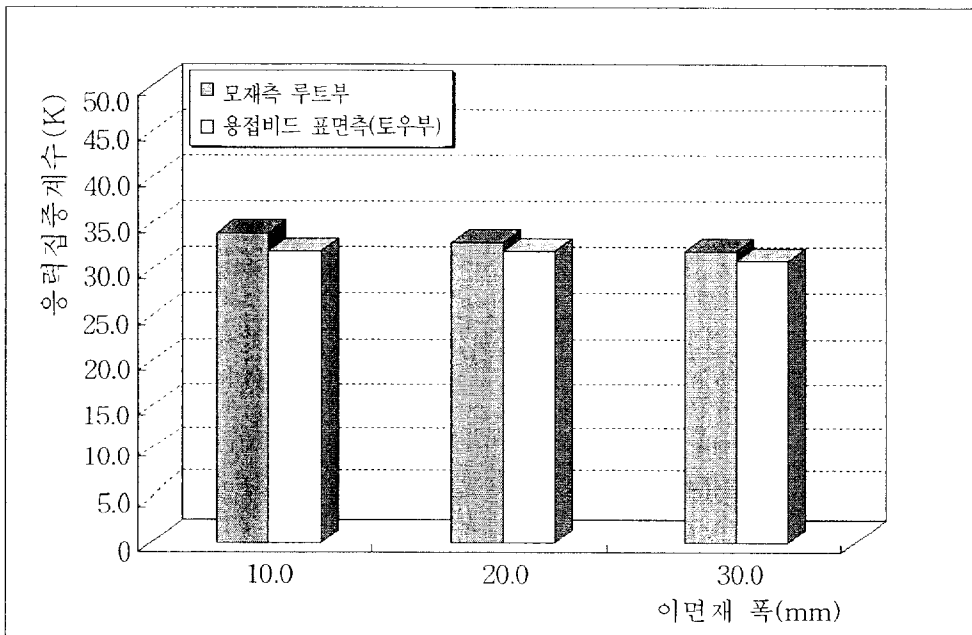


Fig. 3.2.9 이면재 폭과 응력집중계수

3.3 해석모델(Ⅱ)

U형 리브의 두께가 6.0mm인 모델에 대해 해석모델(Ⅰ)과 동일하게 단차, 루트부 형상, 루트갭, 이면재의 두께와 폭을 변화시켜 응력해석을 실시하였다. 하중은 두께가 6.0mm인 것을 고려하여 58.9N(6kgf)을 재하하였으며, 평행부의 응력이 9.81MPa(1kgf/mm²)이 되도록 하여 응력집중계수를 구하였다.

해석결과 해석모델(Ⅰ)과 동일하게 단차, 루트부 형상, 루트갭, 이면재의 두께 및 폭을 변화시킨 모델 모두 모재측 루트부(Fig. 3.1.1의 A)에서 응력집중계수가 크게 나타났으며, 용접비드 표면측(Fig. 3.1.1의 B, 토우부)의 응력집중계수는 모재측보다 약간 적게 나타났다.

3.3.1 단차와 응력집중계수

해석결과 Fig. 3.3.1에서 알 수 있는 바와 같이 용접이음부의 단차가 0.0, 1.5 및 3.0mm로 커짐에 따라 응력집중계수가 매우 크게 증가함을 알 수 있다.

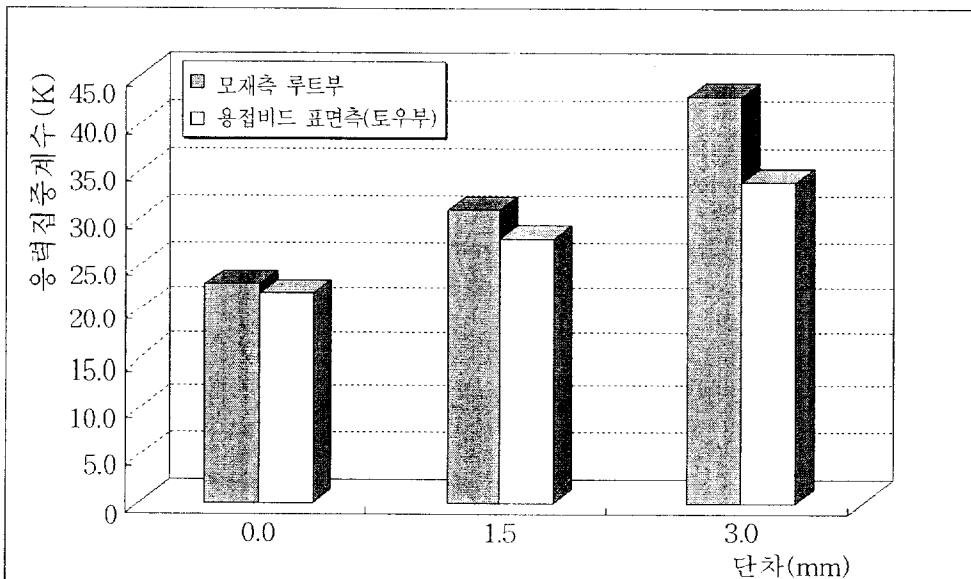


Fig. 3.3.1 단차와 응력집중계수

3.3.2 루트부 형상과 응력집중계수

용접이음부의 루트갭은 4.0mm, 이면재의 두께 및 폭을 각각 6.0, 30mm로 일정하게 하여 용접이음부의 단차 0.0, 1.5 및 3.0mm로, 루트부 형상을 직각, 오목(반원) 및 볼록(반원)으로 변화시켜 응력해석을 실시하였다.

해석결과 Fig. 3.3.2에서 알 수 있는 바와 같이 단차가 동일한 모델에서 단차가 동일한 모델에서 루트부의 형상이 볼록(반원)한 경우 응력집중계수가 가장 크게 나타났으며, 직각, 오목(반원)순으로 응력집중계수가 크게 나타났다. 또한, 오목(반원)한 경우 다른 형상과 비교하여 응력집중계수가 상당히 작아짐을 알 수 있다. Fig. 3.3.3은 용접이음부의 단차가 0.0, 1.5 및 3.0mm인 경우 루트부 형상이 직각, 오목(반원) 및 볼록(반원)으로 변화하였을 때의 용접비드 표면측 토우부(Fig. 3.1.1의 B)의 응력집중계수를 나타낸다. 그림에서 알 수 있는 바와 같이 같은 크기의 단차에서 루트부 형상이 변할 경우 용접비드 표면측(토우부)의 응력집중계수는 볼록(반원), 오목(반원), 직각의 순서로 작게 나타났다.

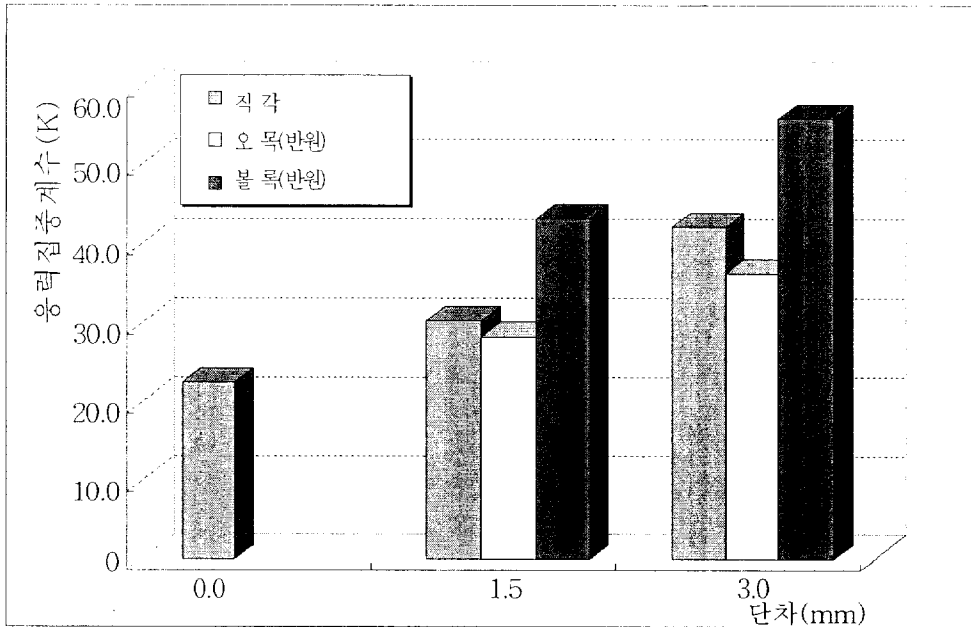


Fig. 3.3.2 단차 및 루트부 형상에 따른 모재측 루트부 응력집중계수

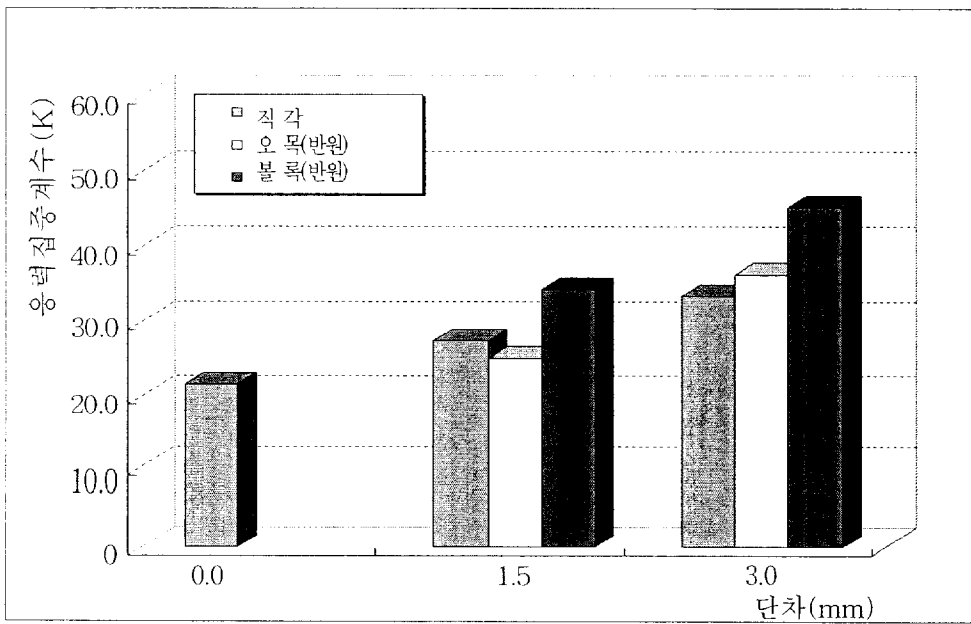


Fig. 3.3.3 단차 및 루트부 형상에 따른 용접비드 표면측(토우부) 응력집중계수

3.3.3 루트갭, 이면재의 폭 및 두께 변화와 응력집중계수

1) 루트갭과 응력집중계수

이면재의 두께는 6.0mm, 이면재의 폭은 30.0mm로 일정하게 하고, Fig. 3.1.1에서 용접이음부의 루트갭을 2.0, 4.0 및 6.0mm로 변화시켜 응력해석을 실시하였다.

해석결과 Fig. 3.3.4에서 알 수 있는 바와 같이 용접이음부의 루트갭이 2.0, 4.0 및 6.0mm로 증가함에 따라 응력집중계수에 약간의 영향을 미침을 알 수 있었다. 따라서 U형 리브 두께 8.0mm의 결과를 고려하면 시공시 가능한 루트갭을 작게 하는 것이 유리할 것으로 여겨진다.

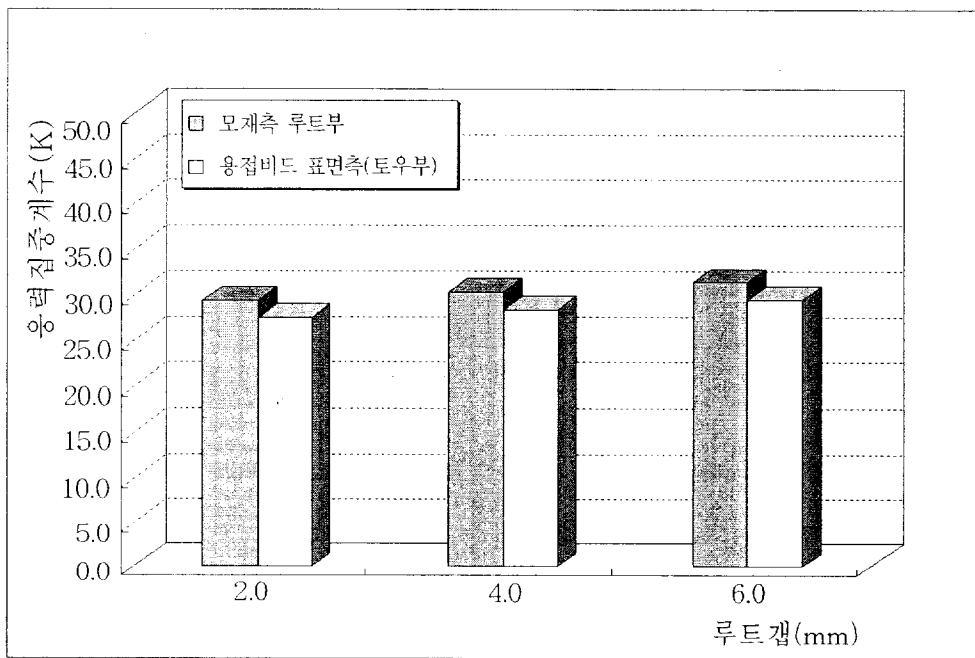


Fig. 3.3.4 루트갭과 응력집중계수

2) 이면재의 두께 및 폭과 응력집중계수

용접이음부의 루트갭은 4.0mm로 일정하게 하고, Fig 3.1.1에서 이면재

의 두께를 1.0, 3.0 및 6.0mm로 변화시켜 응력해석을 실시하였다.

해석결과 Fig. 3.3.5 및 Fig. 3.3.6에서 알 수 있는 바와 같이 이면재의 두께가 1.0, 3.0 및 6.0mm로 이면재의 폭이 10.0, 20.0 및 30.0mm로 변화하여도 응력집중계수에는 그다지 영향을 미치지 않는 것을 알 수 있다. 따라서 시공성을 고려하여 가능한 한 이면재의 두께와 폭을 작게 하는 것이 바람직하다고 여겨진다.

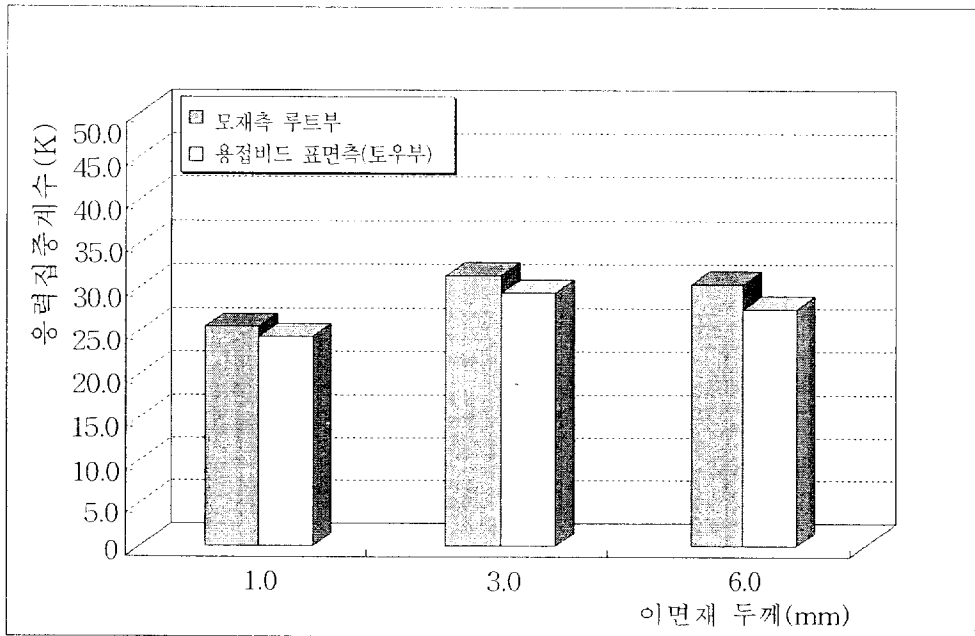


Fig. 3.3.5 이면재 두께와 응력집중계수

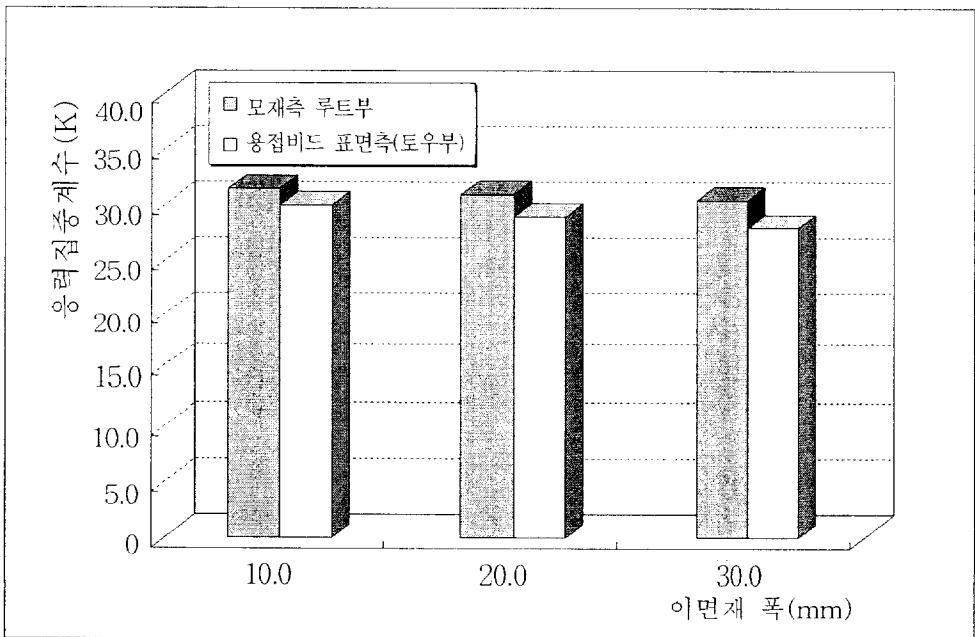


Fig. 3.3.6 이면재 폭과 응력집중계수

3.4 소형시험편 피로실험

실물대모형 시험체의 피로실험에서 피로수명은 단차의 영향이 가장 컸으며, 소형시험편 모델의 응력해석 (Ⅰ) 및 (Ⅱ)에서는 단차, 루트부 형상, 루트갭의 순서로 응력집중계수가 크게 발생함을 알 수 있었다. 따라서 이면재가 부착된 시험편을 상향자세로 단차 및 용접법⁵³⁾을 바꾸어 제작하고 일정반복하중을 재하하여 단차와 피로수명과의 관계 및 피로균열 발생점을 조사하였다^{36), 48)}.

3.4.1 시험편 제작

시험편의 형상은 Fig. 3.4.1과 같으며, 용접이음부 표면은 그라인딩 한 후 녹을 제거하고 하향자세로 이면재는 가용접을 실시하였다. 현장용접 이음의 조건을 재현하기 위해 리브(A) 및 리브(B)는 상향자세로 용접을 실시하였다. Table 3.4.1에 시험편 제작개수를 나타낸다. 용접재료는 LB-47A(392.4N급, 저수소계) 및 DW-100(490.5N급, 복합심선)을 사용하였다. 또한, 용접은 CO₂ 반자동용접 및 수동용접을 실시하였으며, 덧살의 높이는 3mm까지 허용하였다⁵³⁾.

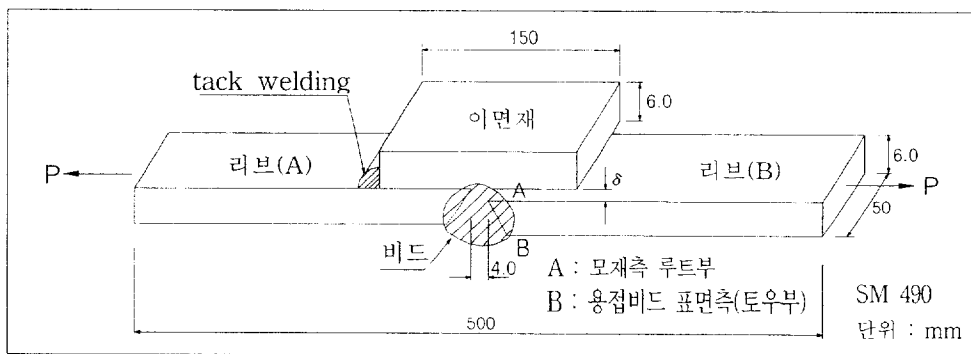


Fig. 3.4.1 시험편 형상

Table 3.4.1 시험편 제작개수

용접법	δ (mm)				계
	0	2	3	4	
SMAW(LB-47A)	2	4	2	2	10
CO ₂ (DW-100)	2	2	2	2	8
계	4	6	4	4	18

3.4.2 피로실험

시험편에 재하한 응력은 실물대모형 시험체에 재하한 응력과 마찬가지로 $\sigma_{\max} = 162.65$ MPa, $\sigma_{\min} = 18.05$ MPa, $\Delta\sigma = 144.60$ MPa을 일정 반복응력으로 재하하였다.

시험편 18개 중 16개는 파단되었으며, 2개는 파단되지 않았다. 파단된 시험편 16개중 15개는 이면재가 부착된 모재측 루트부(Fig. 3.4.1의 A)에서 균열이 발생하여 용접비드 표면측(Fig. 3.4.1의 B)으로 진전하였으며, 1개의 시험편은 용접비드 표면측 토우부(Fig. 3.4.1의 B)에서 발생하여 이면재측으로 진전하였다.

Fig. 3.4.2에 단차($\delta = 0.0, 2.0, 3.0, 4.0$ mm)와 수명과의 관계를 나타낸다. 그림에서 알 수 있는 바와 같이 단차가 0.0mm일 경우 1개의 시험편은 파단되지 않았으며, 단차 2.0mm 및 3.0mm에서는 단차가 없는 경우와 비교하면 피로수명은 현저히 감소하지만, 단차 2.0mm와 3.0mm에서는 큰 차이는 없다. 그러나 단차가 4.0mm로 되면 피로수명이 현저하게 감소됨을 알 수 있다.

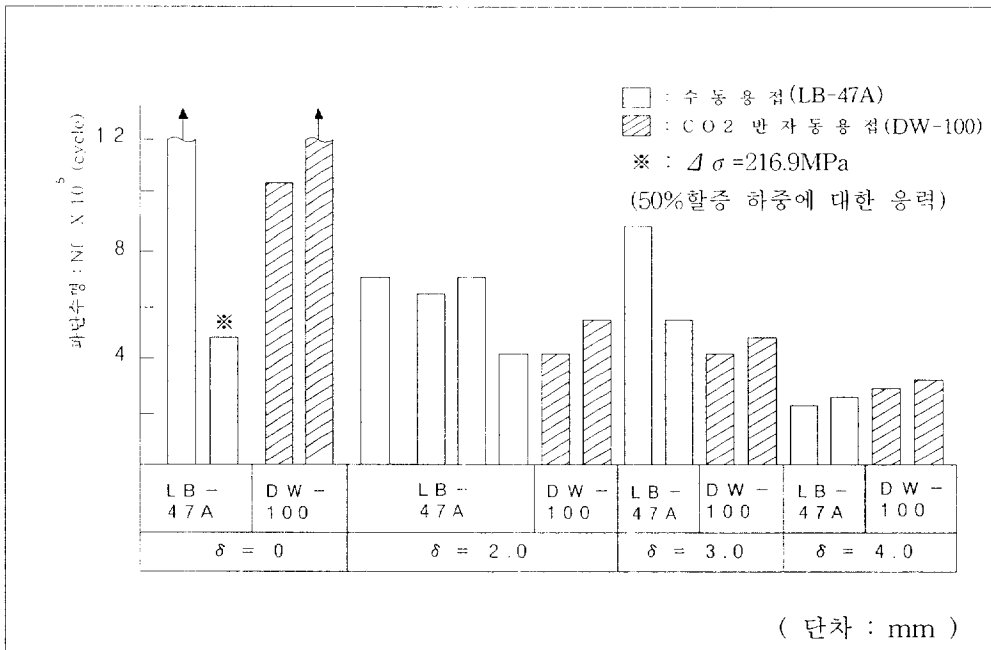


Fig. 3.4.2 피로실험 결과

3.4.3 피로실험 결과

Fig. 3.4.2는 용접법(수동용접 : LB-47A, 반자동용접 : DW-100) 및 단차와 피로수명과의 관계를 나타내며, 피로수명의 특성은 다음과 같다.

1) 단차와 피로수명과의 관계

LB-47A의 그룹, DW-100의 그룹 모두 단차 2.0mm 및 3.0mm에서는 단차가 없는 경우와 비교하면 피로수명은 현저히 감소하지만, 단차 2.0mm와 3.0mm에서는 큰 차이는 없다. 그러나 단차가 4.0mm로 되면 단차가 2.0mm, 3.0mm의 경우와 비교하여, 피로수명이 현저하게 감소됨을 알 수 있다.

2) 단차가 0.0mm인 경우

수동용접(LB-47A) 및 CO₂반자동용접(DW-100)의 시험편 4개 중 각각 1개씩은 파단되지 않았다.

3) 단차가 2.0mm인 경우

수동용접(LB-47A)은 CO₂반자동용접(DW-100)보다 피로수명이 높게 나타났다.

4) 단차가 3.0mm인 경우

수동용접(LB-47A)은 CO₂반자동용접(DW-100)보다 피로수명이 높게 나타났다.

5) 단차가 4.0mm인 경우

CO₂반자동용접(DW-100)은 수동용접(LB-47A)보다 피로수명이 약간 높게 나타났다.

따라서, 용접법에 대해 시험편 파단수명은 그다지 영향을 받지 않는 것을 알 수 있다.

3.4.4 파단면 관찰

파단면 관찰 결과 용착금속내에 블로우홀(blow hole) 및 슬래그 혼입(slag inclusion)등의 용접결함이 존재하여도 반드시 균열의 발생점은 되지않았다. Photo 3.4.1에 단차 2.0mm로 용접한 시험편의 파단면을 나타낸다. 사진에서 알 수 있는 바와 같이 용착금속내에 블로우홀이 존재하여도 균열은 모재측 루트부(Fig. 3.4.1의 A)로부터 발생하여 용접비드 표면측(Fig. 3.4.1의 B)으로 진전하였다. 여기서 우향의 화살표(→)는 블로우홀을, 상향의 화살표(↑)는 균열이 발생하여 진전하는 방향을 나타낸다.

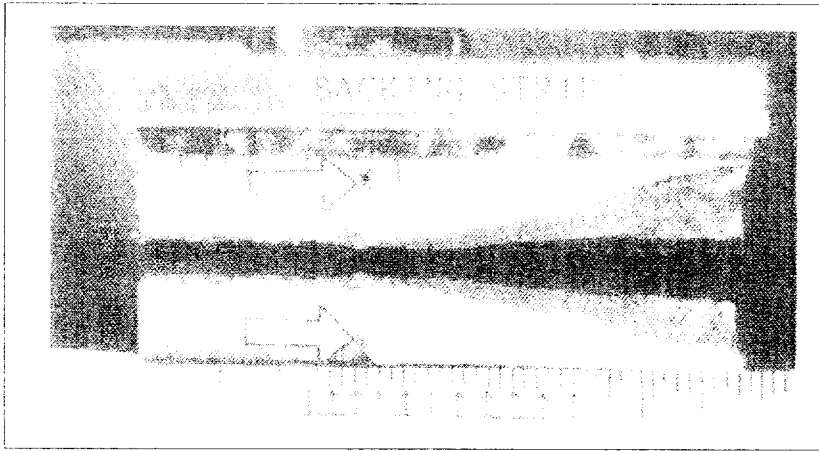


Photo. 3.4.1 단차시험편 파단면

3.5 고찰

소형시험편 모델의 응력해석 결과, 단차는 용접이음부의 모멘트를 유발시켜 단차가 증가함에 따라 응력집중계수는 크게 증가하였다. 또한, 모재측 루트부의 응력집중계수는 용접비드 표면측 토우부보다 크게 나타났다. 모재측 루트부는 단차, 루트부 형상, 루트갭 순서로 응력집중계수에 영향을 미쳤으며, 이면재의 폭 및 두께는 응력집중계수에 그다지 영향을 미치지 않음을 알 수 있다.

소형시험편의 피로실험 결과, 피로균열은 주로 이면재가 부착된 모재측 루트부에서 발생하여 용접비드 표면측으로 전파하였다. 이러한 결과는 응력해석에서 모재측 루트부의 응력집중계수가 크기 때문이며, 단차가 0.0mm, 2.0mm, 3.0mm 및 4.0mm 순서로 피로수명이 현저하게 감소되었다. 또한, 용접법을 바꾸어 피로실험을 실시한 결과, 용접법은 피로수명에 그다지 영향을 미치지 않았다. 따라서, U형 리브의 현장용접이음부의 피로수명을 연장하기 위해서는 단차(시공오차)를 제한할 필요가 있다고 사료된다.

3.6 소결론

이면재가 부착된 소형시험편 용접이음부의 단차, 루트부 형상, 루트갭, 이면재의 두께 및 폭을 변화시킨 (U형 리브 두께 8mm 해석(I), U형 리브 두께 6mm 해석(II))응력해석 및 용접법, 용접재료 및 단차를 바꾸어 시험편을 제작하여 피로실험을 실시한 결과를 요약하면 다음과 같다.

1) 응력해석 결과

- (1) 해석모델(I), (II)에서 단차가 증가함에 따라 응력집중계수는 매우 크게 증가함을 알 수 있으며, 단차는 모멘트를 유발시킴을 알 수 있으며, 해석모델(I), (II)에서 모재측 루트부에서 응력집중계수가 크게 나타났으며, 모재측 루트부의 응력집중계수는 용접비드 표면측 토우부보다 크게 나타남을 알 수 있다.
- (2) 루트부 형상을 직각, 오목(반원) 및 볼록(반원)으로 변화시킨 경우, 해석모델(I), (II) 모두 단차가 동일할 때 루트부의 형상이 볼록(반원), 직각, 오목(반원)순서로 응력집중계수가 작게 발생하였다.
- (3) 단차(해석모델(I)에서 2.0mm로, 해석모델(II)에서 1.5mm)를 일정하게 하고 용접이음부의 루트갭을 각각 2.0mm, 4.0mm, 6.0mm로 변화시켜 응력해석을 실시한 결과, 해석모델(I), (II) 모두 루트갭이 2.0mm인 경우의 응력집중계수가 가장 작게 나타났으며, 4.0mm, 6.0mm로 커짐에 따라 응력집중계수가 약간 커짐을 알 수 있다.
- (4) 해석모델(I), (II)에서 단차를 2.0mm, 루트갭을 4.0mm로 일정하게 하고 이면재의 두께 및 폭을 변화시킨 모델의 응력해석 결과, 이면재의 두께와 폭이 변화하여도 응력집중계수에는 그다지 영향을 미치지 않았다.

2) 피로실험 결과

- (1) 피로균열은 주로 이면재가 부착된 모재측 루트부에서 발생하여 용접비드 표면측으로 진전하였다. 이러한 결과는 응력해석에서 모재측 루트부에서 응력집중계수가 크게 나타났으며, 용접비드 표면측의 응력집중계수는 모재측 루트부보다 약간 작게 나타났기 때문으로 여겨진다.
- (2) 피로실험에서도 단차가 0.0mm, 2.0mm, 3.0mm 및 4.0mm 순서로 피로수명이 현저하게 감소됨을 알 수 있다.
- (3) 용접법은 소형시험편의 피로수명에 그다지 영향을 미치지 않음을 알 수 있다.

제 4 장 용접이음부 루트부 형상제어

4.1 개요

U형 리브의 실물대모형 시험체의 응력해석 및 피로실험, 이면재가 부착된 용접이음부의 응력해석 및 피로실험, 강바닥판 용접이음부에 단차가 존재하여도 루트부의 곡률반경이 크면 응력집중은 감소되고, 피로수명은 향상되는 것을 알 수 있었다.

본 장에서는 이면재가 부착된 용접이음부에서 단차(δ)가 존재하는 모재측 루트부의 응력집중계수를 완화시키기 위해 루트부 곡률반경(ρ) 및 플랭크각(θ)을 제어하는 루트부 형상제어법을 개발하였다. 즉, 용접조건, 용착량, 용접 입열량 등이 루트부 형상에 미치는 영향을 조사하기 위해 와이어의 송급속도와 입열을 독립적으로 제어할 수 있는 TIG용접으로 시험편을 제작하여 루트부 형상을 조사하였다⁵³⁾. 또한 공장내에서의 강교 제작성을 고려하여 CO₂반자동용접으로 위빙(weaving)을 실시하여 용접이음부를 제작하였다.

4.2 TIG용접에 의한 실험

4.2.1 실험조건

Fig. 4.2.1에 시험편의 형상을, Table 4.2.1에 시험편 용접조건을 각각 나타내며, 용접은 전부 상향자세로 실시하였다. 용접이음부의 루트부 형상을 제어하기 위해 용착량, 용접입열량을 독립적으로 제어할 수 있는 TIG 용접을 실시하였다. 용접에서 전극은 토륨이 함유된 텅스텐 전극(ϕ 2.4)를 설치하여, TIG토치를 IK형 자동가스절단대차에 올려 자동용접을 실시하였다. 와이어송급장치는 토치에 설치하고 전방에서 송급하였다.

Table 4.2.1에서 A-series는 와이어의 송급속도만을 변화시켰으며, B-series는 전류만을 변화시켰으며, C-series는 용접속도(대차속도)만을 변화시켜 용접입열량을 검토하였으며, D-series는 용접선방향에 대한 토치각도를 전진각(forward angle=10°), 직각(right angle=90°) 및 후퇴각(backward angle=-10°)으로 변화시켜 시험편을 제작하였다. 또한 Table 4.2.1의 비교란에서 1)~7)은 용접을 실시할 수 없는 시험편의 조건을 나타내며, ※는 가장 양호한 루트 형상(Photo 4.2.1)을 얻을 수 있는 시험편을 나타낸다. 이하에서는 각각의 인자가 루트부 형상에 미치는 영향을 비교하여 고찰하였다^{33), 40), 53)}.

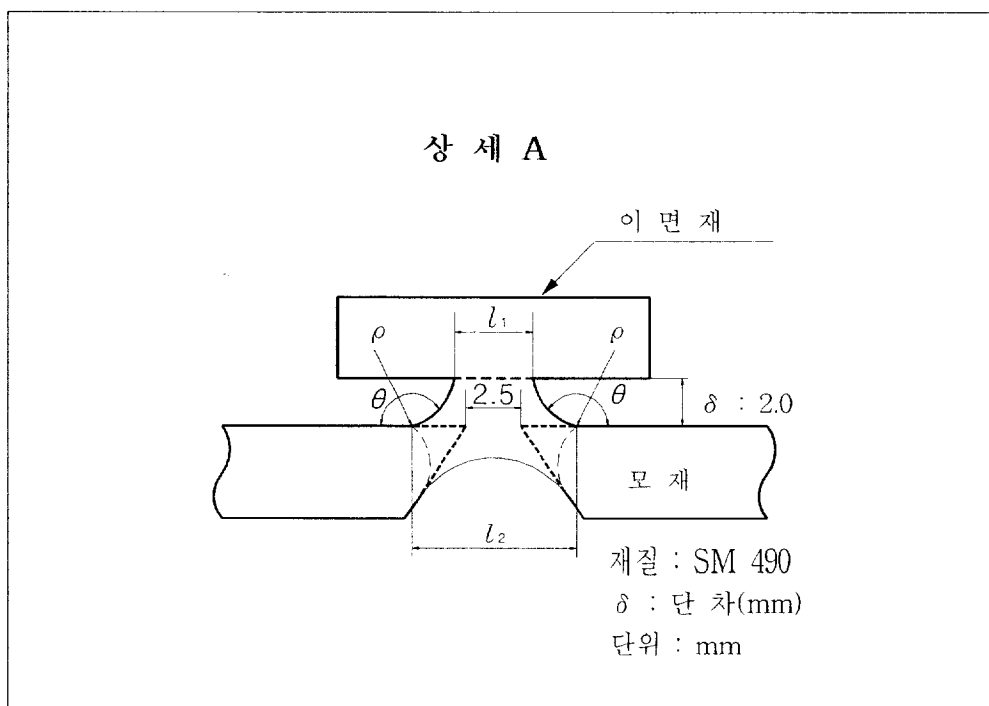
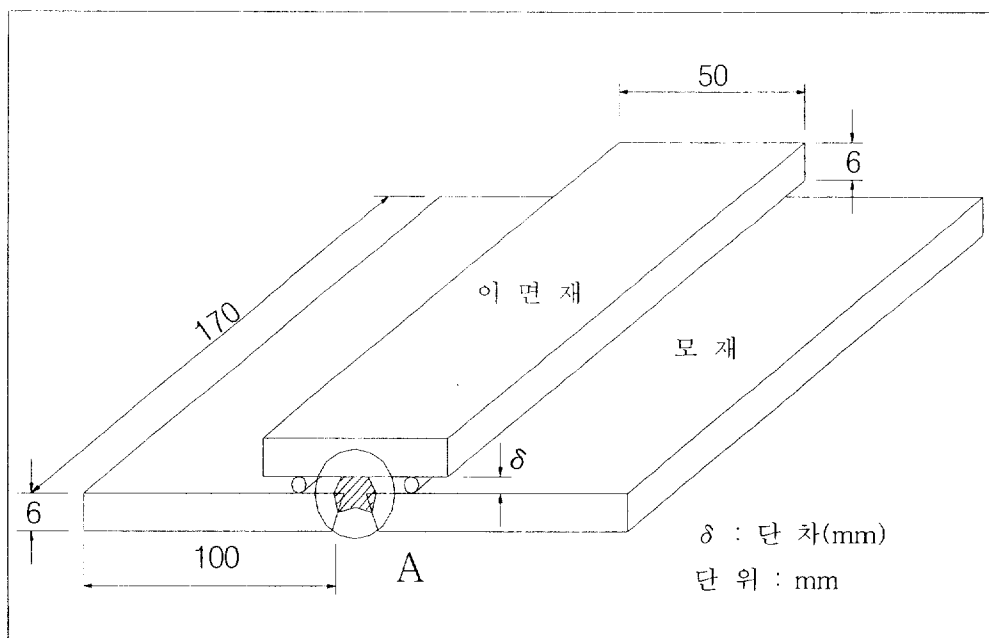


Fig. 4.2.1 시험편 형상

Table 4.2.1 시험편의 용접조건

Series	SP.	용접속도 (mm/min)	와이어속도 (V _w mm/min)	전류 (A)	전압 (V)	토치각 (°)	비고
A	A-0	70	650	190	15.0-16.0	전진각(10)	1)
	A-1	70	740	190	15.0-16.0	전진각(10)	
	A-2	70	820	190	15.0-16.0	전진각(10)	
	A-3	70	910	190	15.0-16.0	전진각(10)	
	A-4	70	1080	190	15.0-16.0	전진각(10)	※
	A-5	70	1250	190	15.0-16.0	전진각(10)	2)
B	B-0	70	1080	180	16.0-17.0	전진각(10)	3)
	B-1	70	1080	200	15.0-15.5	전진각(10)	
	B-2	70	1080	210	14.5-15.0	전진각(10)	
	B-3	70	1080	220	14.0-14.5	전진각(10)	
	B-4	70	1080	230	14.0-14.5	전진각(10)	4)
C	C-0	40	650	195	14.5-15.0	전진각(10)	
	C-1	70	1080	190	15.0-16.0	전진각(10)	
	C-2	100	1500	190-210	13.5-14.5	전진각(10)	5)
D	D-0	70	1080	190	15.0-16.0	후퇴각(20)	6)
	D-1	70	1080	190	15.0-16.0	후퇴각(10)	
	D-2	70	1080	190	15.0-16.0	직각	
	D-3	70	1080	190	15.0-16.0	전진각(20)	7)

※ : 가장 양호한 루트부 형상

1) : 용착금속 부족

2), 6), 7) : 모재에 와이어 부착

3) : 모재에 텅스텐 전극 부착

4) : 모재하향 용융

5) : 용착금속에 텅스텐 전극 및 와이어 부착

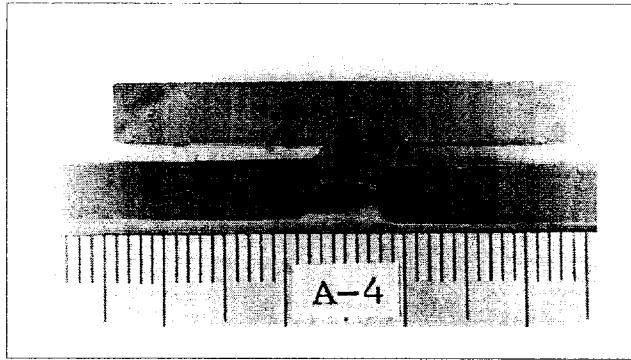


Photo 4.2.1 가장 양호한 루트부 형상

4.2.2 실험결과 및 고찰

총 11개의 시험편 (A-1~4, B-1~3, C-0~1, D-1~2)에서 각각 샘플을 4개씩 채취하여 Fig. 4.2.1에 나타내는 좌·우측 루트부의 곡률반경(ρ) 및 플랭크각도(θ)와 이면재측 용입폭(l_1) 및 모재측 용입폭(l_2)을 측정하였다.

1) 용접조건과 루트부형상

Fig. 4.2.2~Fig. 4.2.5에는 전류, 용착단면적, 대차속도 및 토치각도의 변화에 따른 루트부 곡률반경(ρ) 및 플랭크각도(θ)의 관계를 각각 나타낸다. 각각의 그림에서 ρ 및 θ 는 루트부 단면의 좌·우측 값의 평균값이며, 실선 및 점선은 각각의 시험편에서 채취한 샘플 4개에 대한 ρ 및 θ 의 평균값이다.

- (1) Fig. 4.2.2에서 전류가 높아지면 ρ 및 θ 는 작아진다.
- (2) Fig. 4.2.3에서 용착량이 늘어나면 ρ 및 θ 는 커진다. 그림에서 용착금속 단면적 11.0, 13.0, 15.0, 17.0(mm²)은 시험편 A-1, A-2, A-3, A-4에 대한 용착량을 각각 나타낸다.
- (3) Fig. 4.2.4에서 대차속도가 빠르면 ρ 는 커지지만, θ 는 그다지 변하지 않는다.

- (4) Fig. 4.2.5에서 용접선 방향의 토치각도가 후퇴각에서 전진각으로 바뀌면 ρ 및 θ 는 커진다. 그림에서 전진각은 A-4 시험편에 대한 값을 나타낸다.

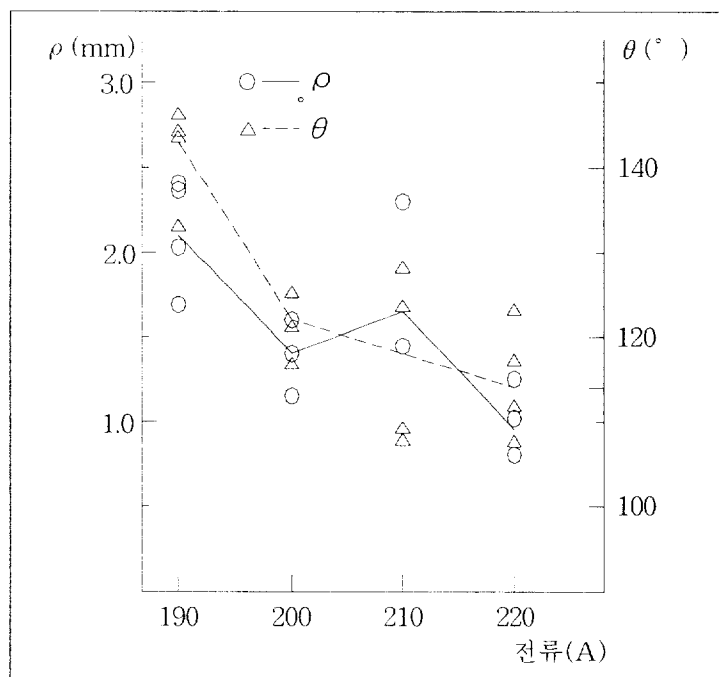


Fig. 4.2.2 전류(A) 변화에 따른 시험편 A-4 및 B series의 ρ , θ

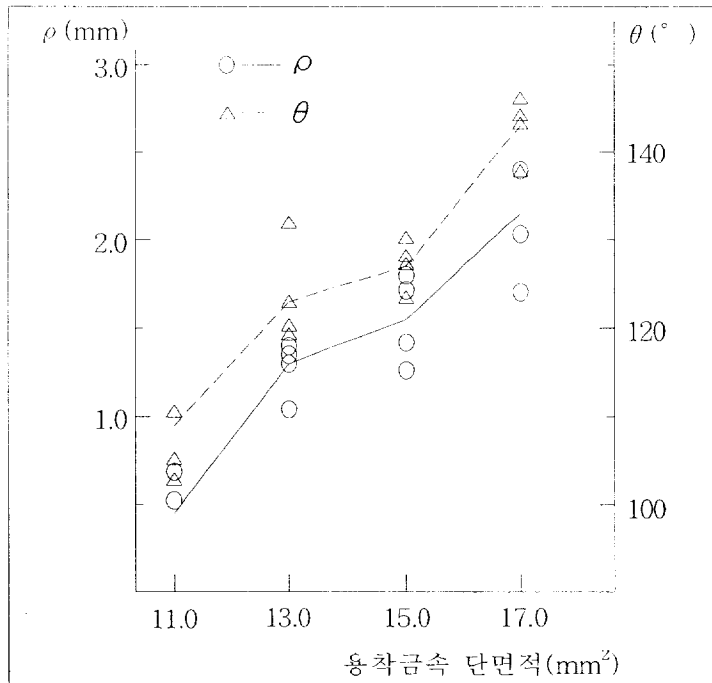


Fig. 4.2.3 용착금속 단면적에 따른 곡률반경(ρ) 및 플랭크 각도(θ)

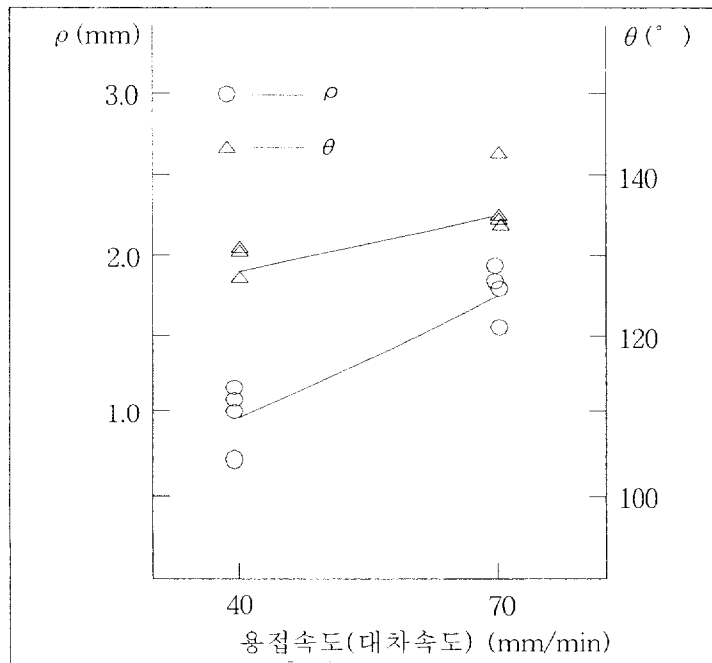


Fig. 4.2.4 용접속도(대차속도)에 따른 ρ , θ

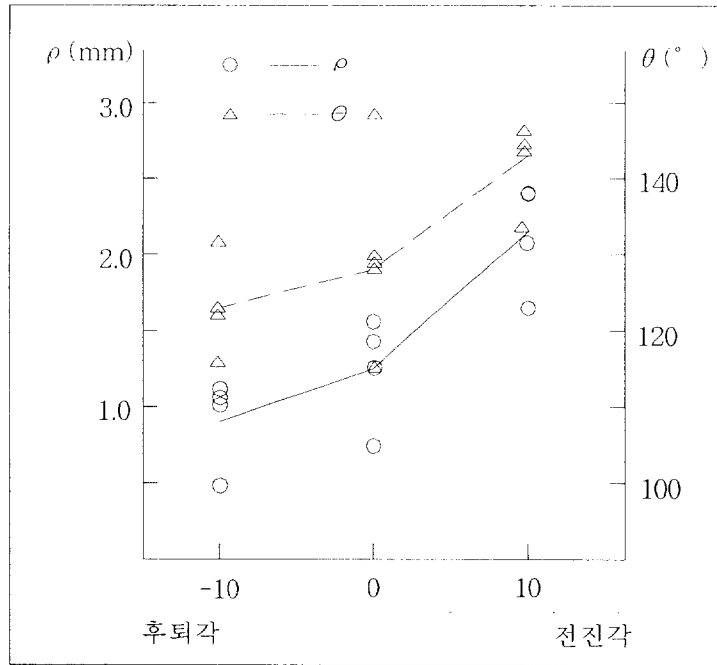


Fig. 4.2.5 토치각도에 따른 ρ , θ

2) 이면재측 용입폭(l_1), 모재측 용입폭(l_2)과 루트부형상

Fig. 4.2.2~Fig. 4.2.5의 용접조건변화로 부터 직접 ρ 및 θ 의 변화를 설명하는 것은 어렵기 때문에 ρ 및 θ 와 대응할 수 있는 인자를 구하였다. 즉 ρ 및 θ 의 상관관계에 대해 여러 가지 인자를 찾아 검토한 결과, 이면재측 용입폭(l_1) 및 모재측 용입폭(l_2)에 주목하여 l_2/l_1 의 비 및 용입폭의 차(l_2-l_1)의 차를 인자로 정리하였다. 두 개의 인자 모두 ρ 및 θ 사이의 대응은 잘 나타났지만, 용입폭의 차(l_2-l_1)에 대한 대응결과가 뚜렷하였으며, 그 결과는 Fig. 4.2.6 및 Fig. 4.2.7과 같다. 여기서 용입폭의 차(l_2-l_1)의 차이가 클수록 ρ 및 θ 는 크게 된다. 따라서 l_2 를 크게 하고, l_1 을 작게 하면 루트부형상은 양호해지는 것을 알 수 있었다.

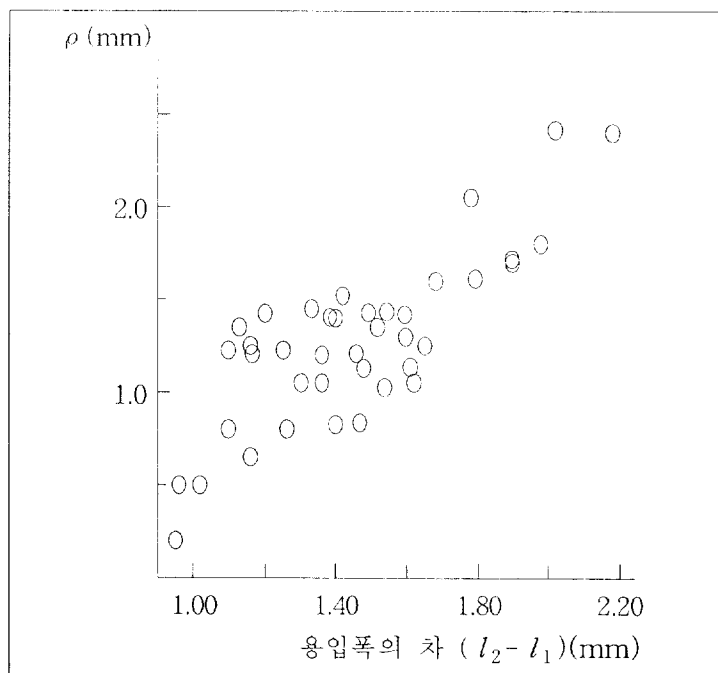


Fig. 4.2.6 ρ 와 $l_2 - l_1$ 의 관계

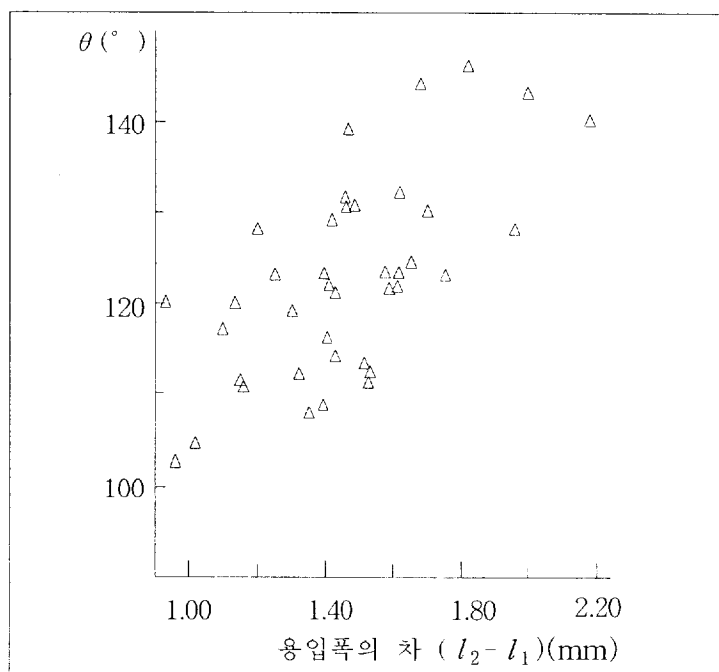


Fig. 4.2.7 θ 와 $l_2 - l_1$ 의 관계

3) 용접조건과 l_1 및 l_2

각각의 용접조건에 따른 l_1 및 l_2 의 관계를 Fig. 4.2.8~Fig. 4.2.11에 나타낸다.

- (1) Fig. 4.2.8에는 용착금속의 양과 l_1 , l_2 의 관계를 나타내며, 그림에서 용착금속의 양이 증가하면 l_1 은 크게 감소하고, l_2 는 그다지 감소하지 않았다. 이것은 용착금속의 양이 증가하면 중력의 영향으로 용융금속이 아랫방향으로 떨어져서 l_1 이 작아지기 때문이라고 여겨진다. Photo 4.2.2 및 Photo 4.2.3에 용착금속의 양이 다른 경우의 단면마크로를 나타낸다.
- (2) Fig. 4.2.9에서 전류가 증가하면 l_1 은 증가하고, l_2 는 약간 증가한다. 전류가 높아지면 아크력이 증대하고, 이면재의 용입폭이 커져서 l_1 이 넓어진 것이라고 여겨진다.
- (3) Fig. 4.2.10에서 대차의 속도를 빠르게 하면 l_2 의 감소는 적고, l_1 의 감소는 크다. 입열량은 적을수록 이면재의 용입폭이 작아져서 양호한 형상을 얻을 수 있다고 여겨진다. Photo 4.2.4에 용접속도를 느리게 한 경우의 단면마크로를 나타낸다.
- (4) 전진각에 비해 후퇴각에서는 아크력이 강해지기 때문에 용융지가 이면재측으로 이동하여, l_1 이 크고, l_2 가 작게 되는 것을 예상하였지만, Fig. 4.2.11에서는 그 변화량은 적고, 토치각도에 대해서는 용입폭의 차($l_2 - l_1$)의 파라메타는 적절하지 않았다.

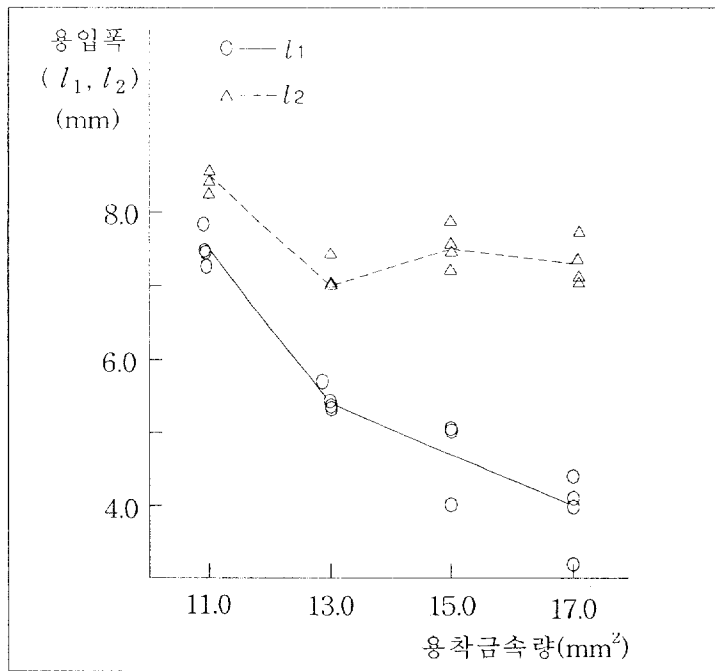


Fig. 4.2.8 용착금속량과 l_1 및 l_2 의 관계(A 시리즈)

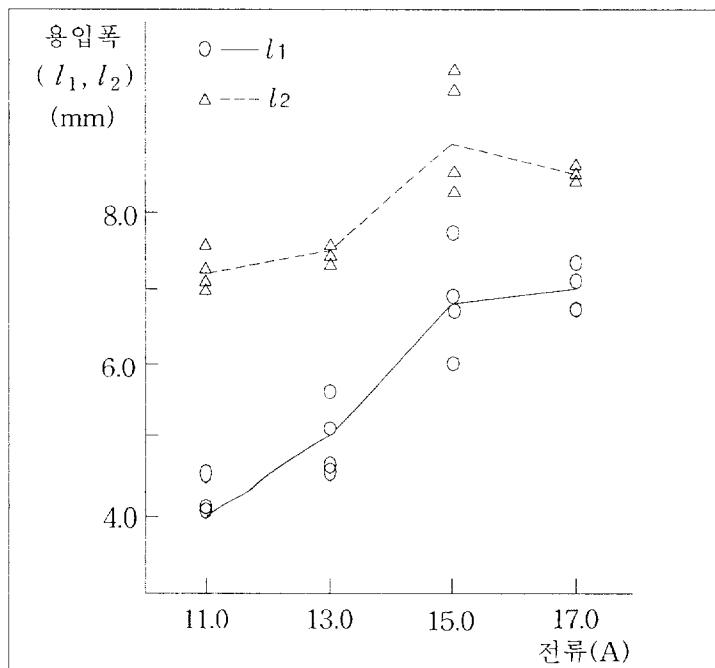


Fig. 4.2.9 전류에 따른 l_1 과 l_2 (시험편 A-4 와 B 시리즈)

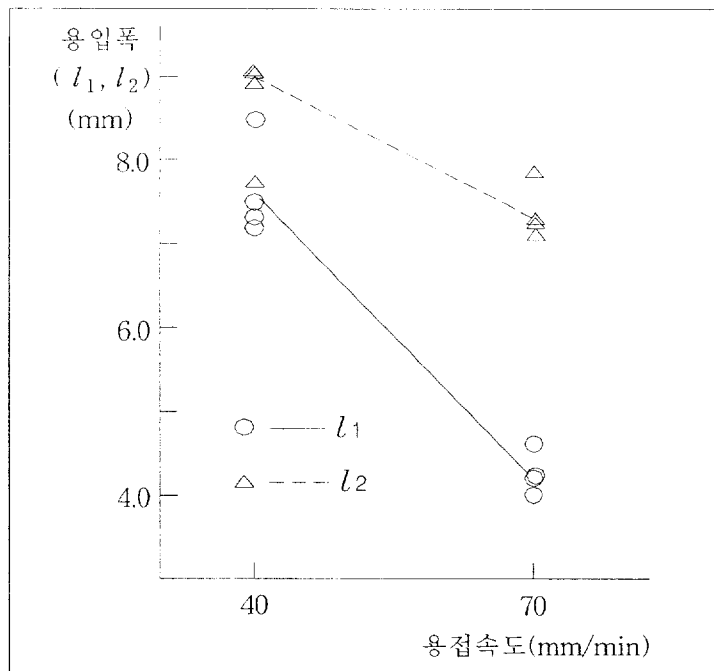


Fig. 4.2.10 용접속도에 따른 l_1 과 l_2 (시험편 A-4 와 C 시리즈)

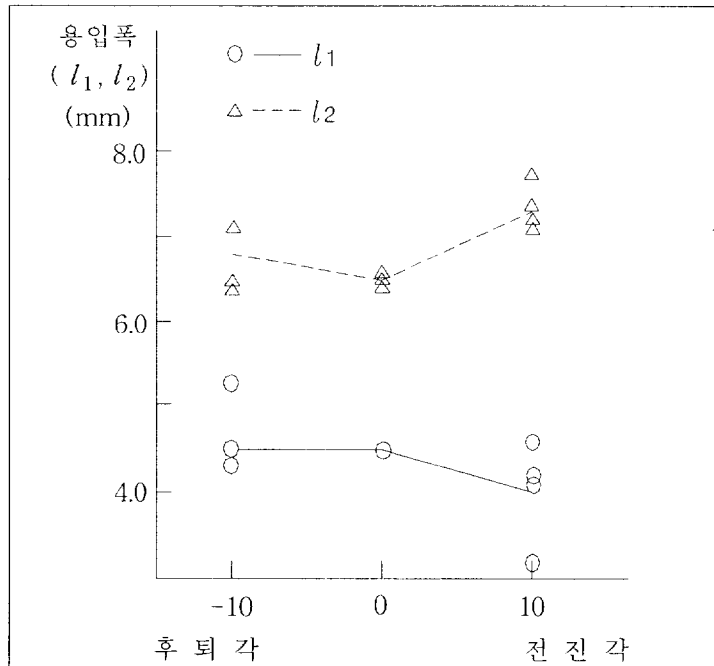


Fig. 4.2.11 토치각도에 따른 l_1 과 l_2 (시험편 A-4 와 D 시리즈)

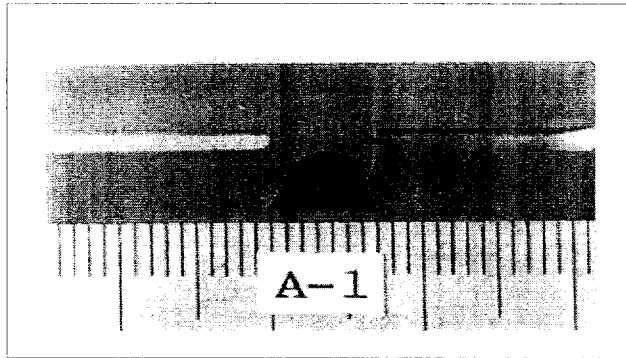


Photo 4.2.2 시험편 A-1

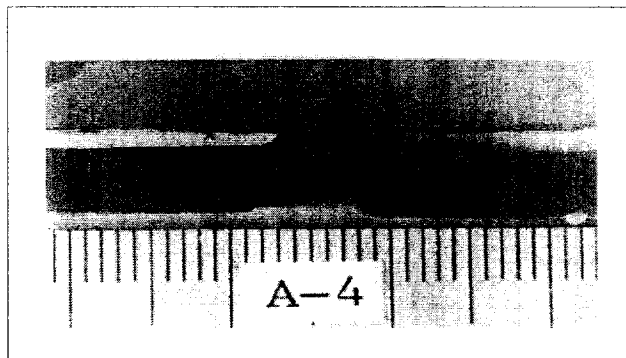


Photo 4.2.3 시험편 A-4

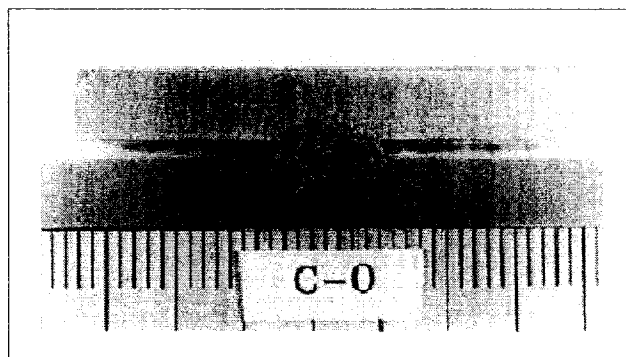


Photo 4.2.4 시험편 C-0

4.3 CO₂ 반자동용접에 의한 실험

TIG용접에 의한 실험에서 ρ 및 θ 를 개선하기 위한 방법으로 이면재측 용입폭(l_1)을 작게 하고, 모재측 용입폭(l_2)을 크게 하는 것이 효과적인 것을 알 수 있었다. l_1 을 작게 하기 위해서는 용착량을 증가시키고, 이면재의 용입량을 적게 하는 것이 유효하다는 것을 알 수 있었다. l_2 를 크게 하기 위해서는 모재측의 용입조건을 변화시킬 필요가 있고, 이를 위해서는 위빙(weaving)을 포함한 용접조건 설정이 필요하다⁵³⁾. 따라서 시험편의 제작은 실용화를 고려하여 CO₂반자동용접으로 위빙을 실시하면서 모재측과 이면재측 용입량의 차($l_2 - l_1$), 홈의 각도, 루트갭 및 토치각도의 변화에 따른 ρ 및 θ 의 관계를 조사하였다.

4.3.1 용접조건

Table 4.3.1에 모재의 기계적 성질 및 화학적 성분을 나타내며, Table 4.3.2에는 용접조건을 나타낸다. Table 4.3.3에 이음부의 조건별 시험편 기호를 나타낸다. Table 4.3.3에서 **표시는 가장 좋은 형상을 나타낸 것이다.

Table 4.3.1 모재의 기계적 성질 및 화학적 성질

기계적 성질			화학적 성질 (Wt %)				
Y.S.(kg/mm ²)	T.S.(kg/mm ²)	EL(%)	C	Si	Mn	P	S
38.0	46	26	0.11	0.19	0.71	0.016	0.007

Table 4.3.2 용접 조건

용 접 방 법	δ (mm)	상 황			수직					
					상진			하진		
		A	V	S	A	V	S	A	V	S
CO ₂	2	120	20	11	110	20	10	180	21	25
	4	120 130	20 22	5 7	110 120	20 22	5 6	180 190	21 23	-

A : 전류(Ampere), V : 전압(Volt), S : 대차 속도 (cm/min)

Table 4.3.3 이음부의 조건별 시험편 기호

시험편 크기					상향 용접			수직 용접		비 고
	θ_q	δ mm	d mm	r_f mm	β_f	β_o	β_b	상진	하진*	
I	70	2.0	3.0		◇A-22	◇B-22	◇C-14	△D-14	◇E-12	직선 용접
II	50	2.0	5.5	0.5	△A-1	B-1	◇C-1	D-3	△E-3 △E-1 E-2	홈각도 = 50°
	50	2.0	4.5							
	50	2.0	3.0							
	50	2.0	3.0							
	50	4.0	5.5							
III	70	2.0	5.0		A-22	◇B-25	C-25	D-25	◇D-11	홈각도 = 70°
	70	2.0	5.0		A-32		C-32			
	**70	2.0	3.0		A-12	◇B-13	C-13	D-12		
	70	4.0	5.0		A-33		C-33			
	70	4.0	3.0		A-11	◇B-11	C-23			
IV	70	2.0	3.0	0.5	A-24	B-12	C-2	D-1		루트부 표면
V	70	2.0	5.0		A-45			D-43		편측 단차
	70	2.0	5.0		A-47					

δ : 단차, θ_q : 홈각도, d : 루트갭, r_f : 루트부 표면

β_f : 전진각, β_o : 직각, β_b : 후진각

△ : 철형(凹형) 루트형상 ◇ : 오버랩

* : A-22, B-22, C-14, D-14 와 E 그룹은 직선용접, 나머지 시험편은 위
빙 실시

** : 가장 좋은 형상

4.3.2 용입폭의 차($l_2 - l_1$)의 영향

ρ 및 θ 와 용입폭의 차($l_2 - l_1$)의 관계를 Fig. 4.3.1 및 Fig. 4.3.2에 각각 나타낸다. Fig. 4.3.1 및 Fig. 4.3.2에서 알 수 있는 바와 같이 용입폭의 차($l_2 - l_1$)이 크게 되면 ρ 및 θ 가 크게 되는 것을 알 수 있다.

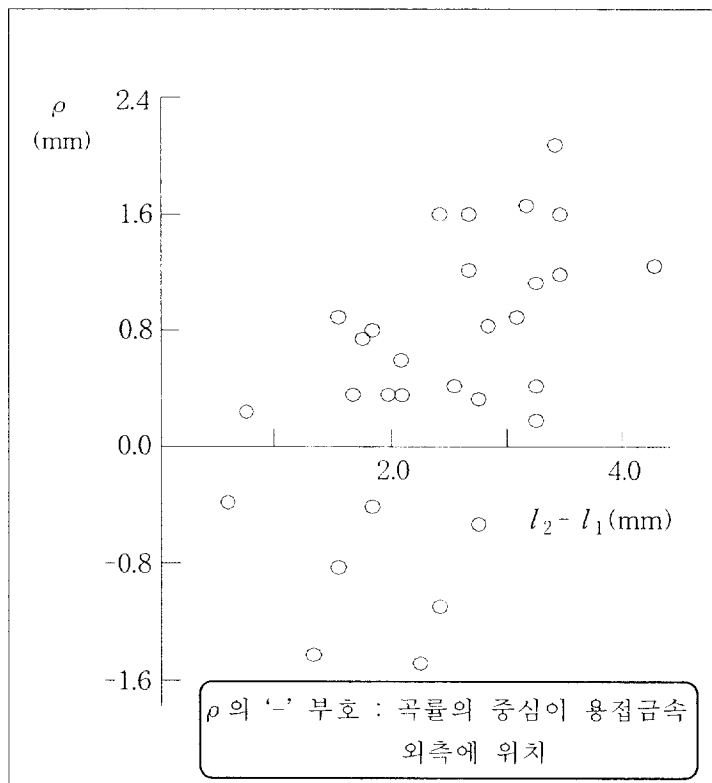


Fig. 4.3.1 ρ 와 용입폭의 차($l_2 - l_1$)의 관계

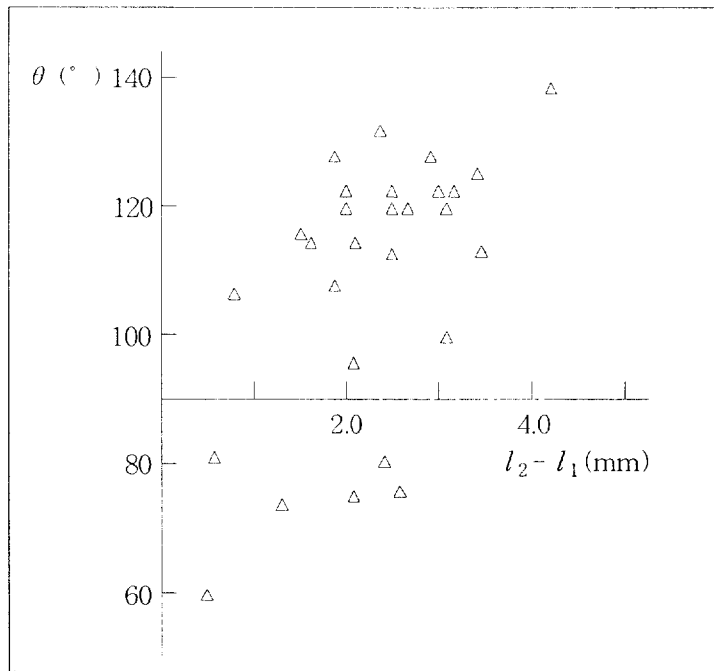
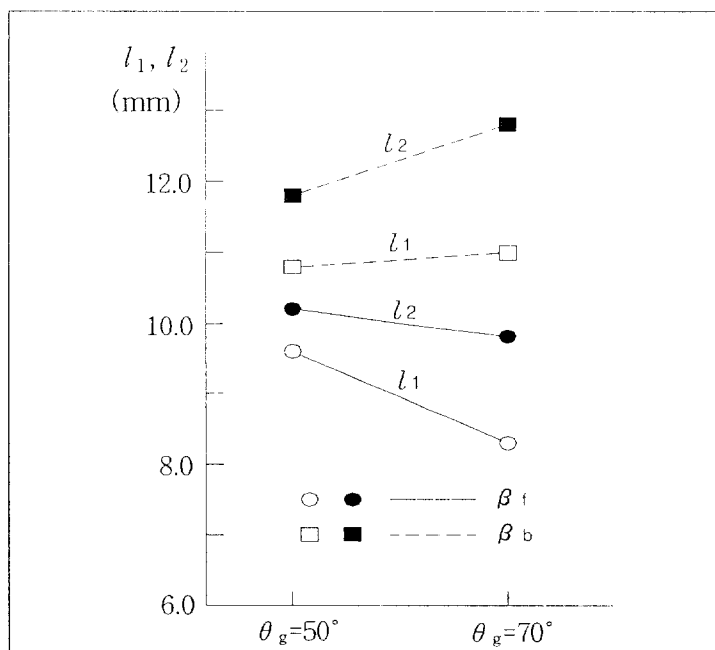


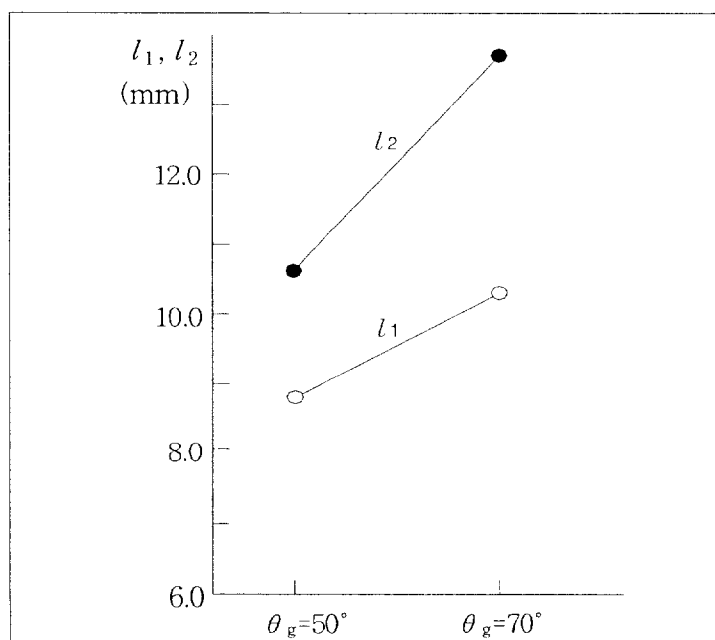
Fig. 4.3.2 θ 와 용입폭의 차($l_2 - l_1$)의 관계

4.3.3 홈각도의 영향

Table 4.3.3의 그룹 II에서는 홈의 각도는 50° 의 V홈으로 단차 및 루트 간격을 변화시켜 용접을 실시한 결과, 양호한 결과를 얻을 수 없었으며凸형 비드도 있었다. 위빙을 쉽게 실시하기 위하여 루트갭을 5.5mm로 하였지만 루트갭(root gap)이 너무 넓어서 양호한 결과를 얻을 수 없었다. 따라서 그룹 I, III 및 IV에서는 루트갭을 3.0mm로 하고, 홈의 각도를 70° 로 하였다. Fig. 4.3.3 a) 및 b)에 상향용접 및 수직상진용접이음부의 홈의 각도(θ_g)에 대한 l_1 및 l_2 의 관계를 나타낸다. 그림에서 알 수 있는 바와 같이 홈의 각도를 70° 로 한 그룹 III에서는 위빙(weaving)을 실시할 수 있는 개선각도가 넓어졌기 때문에 l_2 가 크게 된 것으로 생각된다.



a) 상향용접



b) 수직상진용접

Fig. 4.3.3 그룹 II 와 그룹 III에서의 l_1 과 l_2

4.3.4 루트갭의 영향

그림 III)의 각 시험편에 대하여 ρ , θ , l_1 , l_2 와 루트갭과의 관계를 각각 Fig. 4.3.4~Fig. 4.3.5에 각각 나타낸다. Fig. 4.3.4로부터 루트갭이 좁아지면 루트부 곡률반경(ρ)이 커지는 것을 알 수 있으며, Fig. 4.3.5로부터 루트갭이 좁아지면 플랭크각(θ)이 커지는 것을 알 수 있다. 또한 Fig. 4.3.6~Fig. 4.3.9의 결과로부터 루트갭이 좁아지면 l_1 및 l_2 모두 작게되는 경향이 있다. 그러나 단차가 2.0mm인 경우, l_1 의 변화가 l_2 의 변화보다 크고, 단차가 4.0mm인 경우의 l_1 의 변화보다 l_2 의 변화가 큰 것을 알 수 있다. Fig. 4.3.4에 알 수 있는 바와 같이 루트갭이 좁아지면 어느 경우에서도 ρ 는 크게 되지만, 단차가 4.0mm인 경우 ρ 의 개선정도는 적다. 또한 Fig. 4.3.5에서 알 수 있는 바와 같이 단차가 2.0mm인 경우 루트갭이 적어지면 θ 의 값은 증가하였지만 단차가 4.0mm인 경우 루트갭이 적어지면 θ 의 값은 변화하지 않음을 알 수 있다.

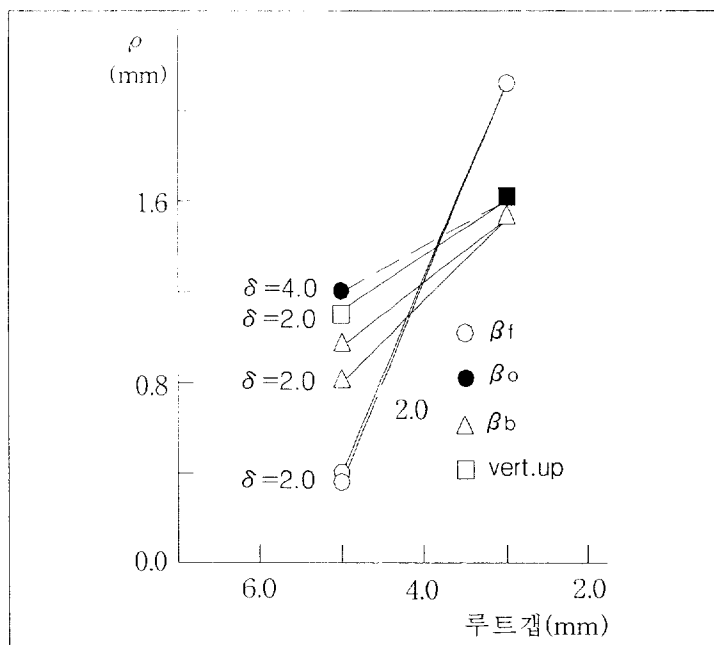


Fig. 4.3.4 ρ 와 d의 관계

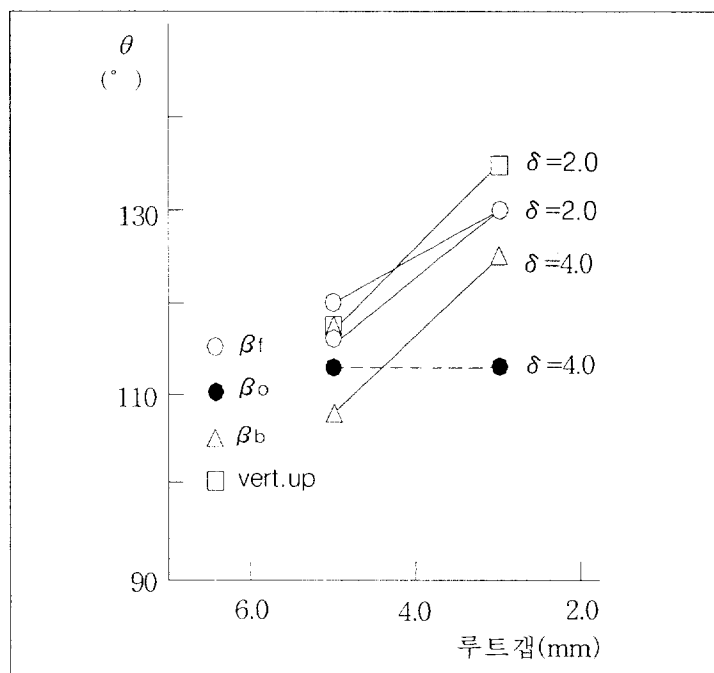


Fig. 4.3.5 θ 와 d의 관계

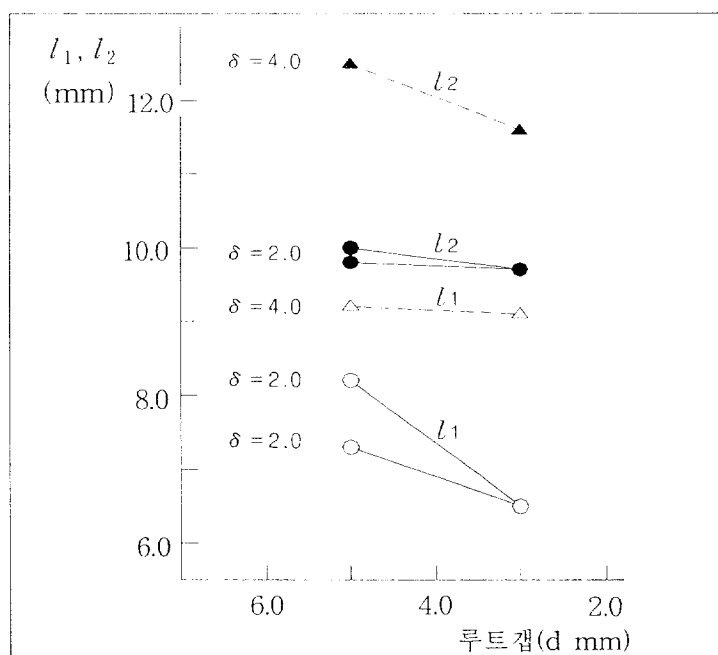


Fig. 4.3.6 전진각의 루트갭에 대한 l_1 과 l_2

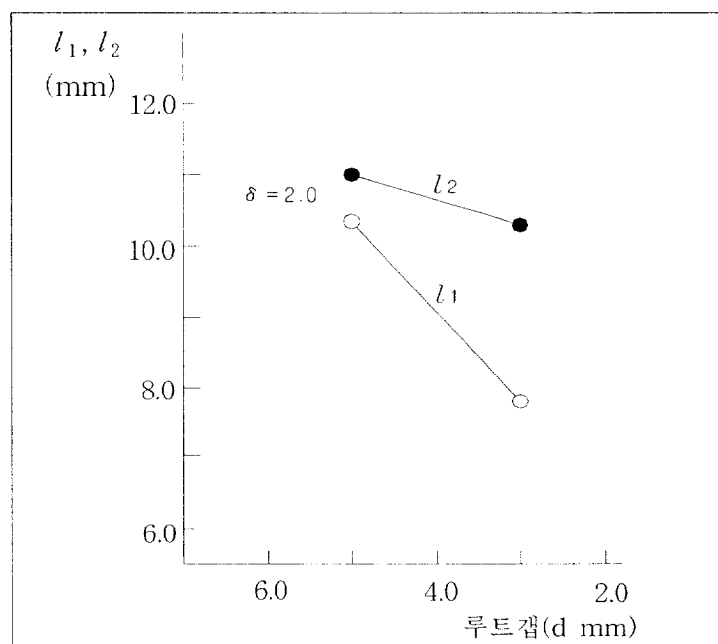


Fig. 4.3.7 직각의 루트갭에 대한 l_1 과 l_2

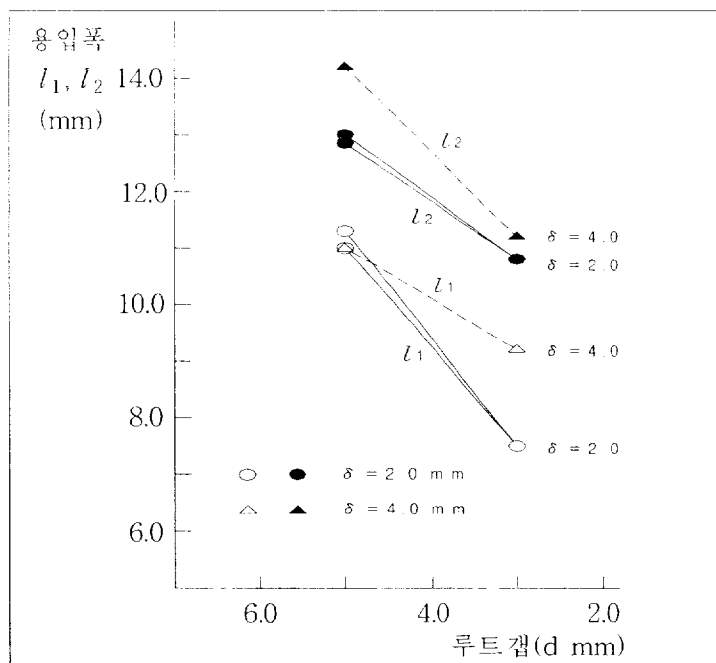


Fig. 4.3.8 후퇴각의 루트갭에 대한 l_1 과 l_2

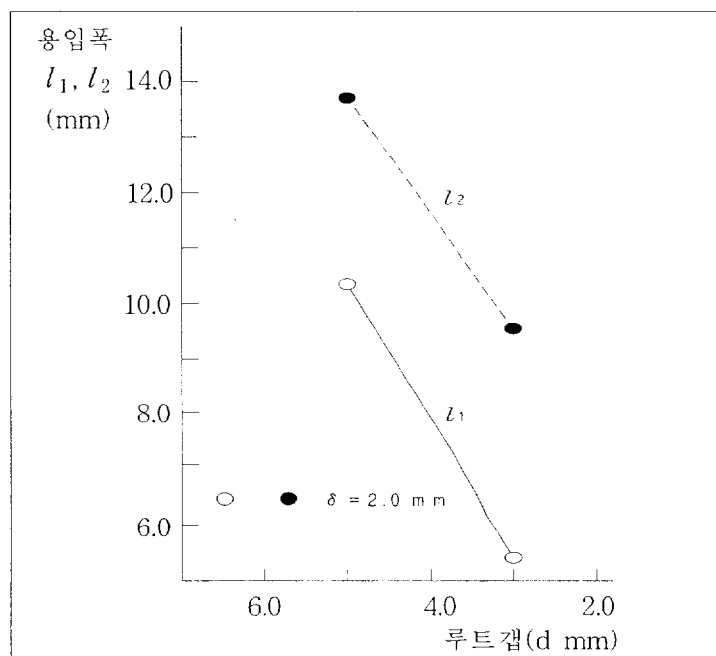


Fig. 4.3.9 상진각의 루트갭에 대한 l_1 과 l_2

4.3.5 토치각도의 영향

Fig. 4.3.10에 그룹 III의 상향자세로 용접한 시험편 A-12, B-12, C-13와 A-33, C-33에 대하여 토치각도에 따른 ρ 및 θ 의 관계를 나타낸다. 단차 2.0mm 및 4.0mm의 각각의 경우 전진각으로 용접을 실시할 경우 다른 토치각도 보다 θ 는 약간 작지만, ρ 는 현저히 크게 되었다. 용력집중계수의 기여를 고려하면 전진각이 유리한 것으로 생각된다.

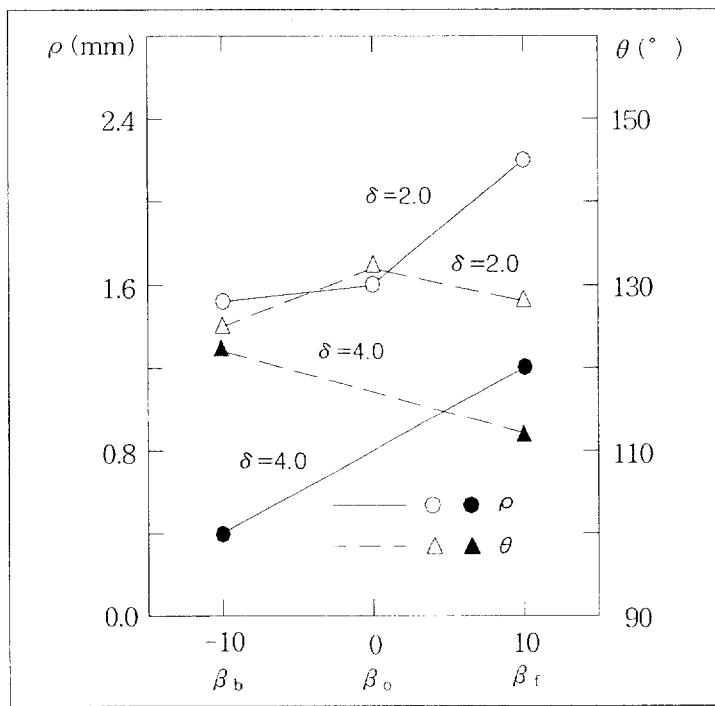


Fig. 4.3.10 토치각도에 따른 ρ 와 θ

4.4 실용성을 고려한 용접이음부 제작

실용성을 고려하여 CO₂반자동용접에서 홈의 각도를 70°로 하고, 상향자세에서는 전진법, 그리고 수직상진(VERTICAL UP)용접법으로 위빙을 실시하여 시험편을 제작한 결과, 루트부 형상은 매우 양호하게 제작되었다⁵³⁾.

Table 4.4.1에서는 가장 양호한 루트부 형상의 ρ 및 θ 를 나타내며, Photo 4.4.1 및 Photo 4.4.2는 Table 4.4.1의 조건에 의해 상향자세 및 수직상진용접법으로 제작한 시험편의 단면 마크로를 각각 나타낸다.

Table 4.4.1 용접법에 따른 ρ 와 θ 의 최적값

시험편	ρ (mm)	θ (°)	비 고
A-47	1.50	132	상향용접
D-43	0.80	128	수직용접

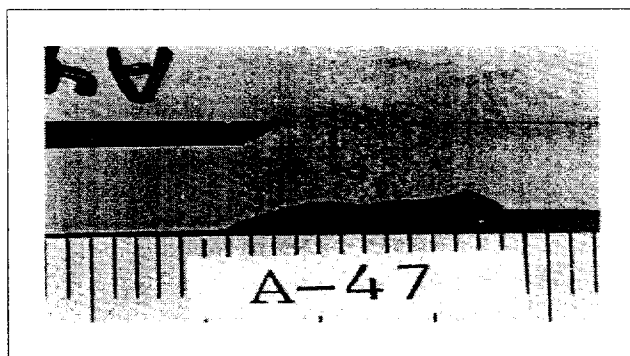


Photo 4.4.1 상향용접(시험편 A-47)

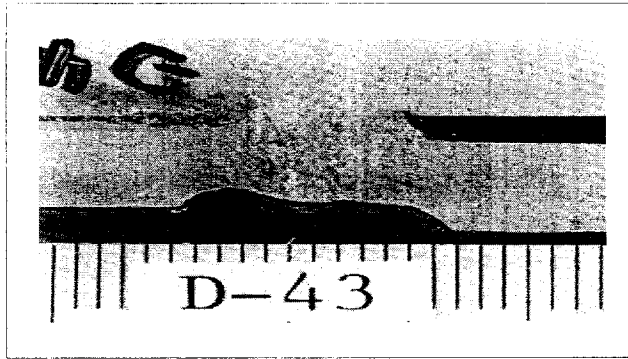


Photo 4.4.2 수직용접(시험편 D-43)

4.5 고찰

이면재가 부착되고 단차가 존재하는 용접이음부에서 모재측 루트부의 응력집중계수를 완화하기 위하여 이면재측 용입폭(l_1)을 작게 하고, 모재측 용입폭(l_2)을 크게 하면 루트부 곡률반경(ρ) 및 플랭크각(θ)이 커져서 양호한 루트부 형상을 얻을 수 있다. 따라서, 이면재측 용입폭(l_1)을 작게 하기 위해 이면재측의 용입량을 감소시켜야 하며, 모재측 용입폭(l_2)을 크게 하기 위해서는 용입조건(용착금속량, 전류, 용접속도)을 변화시킬 필요가 있고, 위빙을 포함한 용접조건(변경)이 필요하다. 또한, 홈의 각도를 넓게 하면 위빙을 쉽게 실시할 수 있으며, 위빙에 의해 용입폭이 넓게 되어 양호한 루트부 형상을 얻을 수 있었다. 또한 루트갭이 적게 될수록 양호한 루트부 형상을 얻을 수 있었으며 토치각도는 후퇴각보다 전진각이 유리하다는 것을 알 수 있다.

그러므로, 실용성을 고려하여 CO₂반자동용접에서 홈의 각도를 70°로 하고, 상향자세에서는 전진법, 그리고 수직상진(Vertical up)용접법으로 위빙을 실시하면 양호한 루트부 형상을 얻을 수 있다.

4.6 소결론

이면재가 부착된 용접이음부의 피로수명을 향상시키기 위해 용접조건을 변화시켜 루트부 곡률반경 및 플랭크각을 제어하는 루트부 형상제어법을 개발하였으며, 연구결과를 정리하면 다음과 같다.

- 1) TIG용접에 의한 실험에서 이면재측 용입폭(l_1)을 작게 하고, 모재측 용입폭(l_2)을 크게 하면 루트부 곡률반경(ρ) 및 플랭크각(θ)이 커져서 양호한 루트부 형상을 얻을 수 있다.
- 2) CO₂반자동용접에 의한 실험결과는 다음과 같다.
 - (1) $l_2 - l_1$ 의 차가 크게 되면 ρ 및 θ 가 크게 되어 양호한 루트부 형상을 얻을 수 있다.
 - (2) 홈의 각도를 넓게 하면 위빙을 쉽게 실시할 수 있으며, 위빙에 의해 용입폭이 넓게 되어 양호한 루트부 형상을 얻을 수 있다.
 - (3) 루트갭이 적게 될수록 양호한 루트부 형상을 얻을 수 있다.
 - (4) 토치각도에 대해서는 후퇴각보다 전진각인 경우 θ 는 약간 작으나 ρ 는 현저하게 크므로 루트부 형상에 의한 응력집중계수를 고려하면 전진각이 유리하다는 것을 알 수 있다.
- 3) 실용성을 고려하여 CO₂반자동용접에서 홈의 각도를 70°로 하고, 상향 자세에서는 전진법, 그리고 수직상진(Vertical up)용접법으로 위빙을 실시하여 시험편을 제작한 결과, 양호한 루트부 형상을 얻을 수 있다.

제 5 장 결 론

본 논문에서는 강바닥판 교량에 많이 사용되는 U형 리브 현장용접이음부에 대해 응력해석을 실시하고, 실물대모형 및 소형시험편에 대해 피로 실험을 실시하여 U형 리브 현장용접이음부의 피로강도에 영향을 미치는 단차(시공오차)의 한계값을 제시하고, 피로강도를 향상시키기 위해 루트부 형상제어법을 개발하였다. 연구 결과를 정리하면 다음과 같다.

1. 소형시험편 모델의 응력해석 결과로부터 단차가 응력집중계수에 미치는 영향이 루트부 형상의 영향보다 크다는 것을 알 수 있다. 또한 실물대모형 시험체의 응력해석으로부터 U형 리브 현장용접이음부의 피로강도는 소형 시험편 모델에서와 마찬가지로 단차가 가장 큰 영향을 미침을 확인하였다. 따라서 도로교설계기준·해설의 허용응력범위에 대한 200만회 “상세범주 B”의 허용응력범위가 123.6 MPa인 것을 고려하여 단차를 1.0mm 이하로 억제할 필요가 있다.
2. 피로강도를 향상시키기 위해 다음과 같은 용접이음부 루트부 형상제어를 제안한다.
 - 1) 이면재가 부착된 용접이음부에서 이면재측 용입폭(l_1)을 작게 하고, 모재측 용입폭(l_2)을 크게 하면 루트부 곡률반경(ρ) 및 플랭크각(θ)을 크게 한다.
 - 2) CO₂반자동용접에서 $l_2 - l_1$ 의 차를 크게하면 ρ 및 θ 를 크게 한다.
 - 3) 루트갭을 작게 하고, 홈의 각도를 넓게 하여, 위빙을 실시하면 용입폭을 넓게 할 수 있다.
 - 4) 토치각도에 대해서는 후퇴각보다 전진각인 경우 θ 는 약간 작으나 ρ

는 현저하게 크므로 루트부 형상에 의한 응력집중계수를 고려하면 전진각으로 할 필요가 있다.

- 5) 실용성을 고려하여 CO₂반자동용접에서 홈의 각도를 70°로 하고, 상향자세에서는 전진법, 그리고 수직상진(Vertical up)용접법으로 위빙을 실시하면 양호한 루트부 형상을 얻을 수 있다.

3. 실험결과, 피로균열은 주로 이면재가 부착된 모재측 루트부에서 발생하여 용접비드 표면측으로 진전한다. 그러나, 이면재의 두께와 폭은 응력집중계수에 그다지 영향을 미치지 않는다.

참 고 문 헌

1. 韓國鋼構造學會, “鋼道路橋의 設計”, 鋼構造便覽, 第4卷, 1995.
2. 방명식 역, “강교 설계의 기초”, 도서출판 건설도서, 1999.
3. Ansel C. Ugural and Saul K. Fenster, “Advanced Strength and Applied Elasticity”
Third Edition, PTR, 1995.
4. AISC, “Design Manual for Orthotropic Bridges”
Steel Plate Deck Bridge, AISC, 1963.
5. C. P. Heins and C. T. G. Looney, “Bridge Analysis Using Orthotropic Plate Theory”
Journal of the Structural Division ASCE, Vol.94, No.ST2, Proc., Paper 5822, pp.565~592, 1968.
6. Hanshin Expressway Public Corporation, “Standard Drawings of Steel Structures”, 1989.
7. 日本土木學會 “本州四國連絡橋の設計施工に関する研究報告”
日本建設省 土木研究所 第137號, 1977.
8. 日本土木學會 “本州四國連絡橋鋼上部構造研究委員會”
鋼床版設計要領(案), 1978. 3.
9. 대한토목학회, “도로교 설계기준·해설”, 기문당, 2003.
10. 日本鋼構造協會, “鋼構造物疲勞設計指針·同解説”, 技報堂, 1993.
11. 大倉一郎, “鋼橋の疲勞”, 東洋書店, 1994.
12. 長谷川, 近藤, 山田, 石崎, “箱桁橋鋼床版の疲勞照査”
日本構造工學 論文集, Vol. 35A., pp.929~938, 1989. 3.
13. 전상호, 이문규, 정태주, 박영석, “실물 모형 강상판 집합상세부 피로

- 강도에 관한 실험적 연구”
대한토목학회 학술발표논문집, pp.369~372, 2000. 10.
14. 박영석, 심낙훈, “실물 모형 강상판 구조상세부의 피로강도에 관한 실험적 연구”
대한토목학회 논문집 제 22권, pp.913~924, 2002. 7
15. 대한토목학회, “도로교 표준시방서”, 건설교통부, 1996.
16. 本州四國連絡橋公団, “鋼床版設計要領(案)”, 1997. 12.
17. 日本道路協會, “道路橋示方書・同解説”, 2002.
18. 박영석, 심낙훈, “종리브내 비틀에 의한 강상판 용접이음부의 피로강도에 관한 실험적 연구”
대한토목학회 논문집 제 22권, pp.905~912, 2002. 7
19. 건설교통부, “강도로교 상세부 설계지침”, 1997.
20. 李東郁, “橋梁鋼床版におけるトラブリブ溶接継手の疲勞強度向上法に関する基礎的研究,”
日本 大板大學 博士學位論文, 1986.
21. 大橋治一, 村瀬佐太美, 勝井裕司, “鋼床版の疲勞を考慮したディテールの改良”
橋梁と基礎, 1997. 4.
22. F. V. Lawrence, S. D. Dimitrakis and H. W. Munse, “Factors influencing weldment fatigue”
ASM Handbook, Vol. 19, ASM International, USA, 1996.
23. 宍見健吾, 三木千壽, 山本晴人, 樋口嘉剛, “高强度鋼溶接継手部の疲勞強度と疲勞強度向上法”
土木學會論文集, No. 645/I-55, pp.251~260, 2001. 4.
24. 한중옥, 박영석, “강상판 용접이음부의 피로거동에 관한 연구”

- 한국강구조학회 학술발표논문집, pp.276~284, 1996.6
25. 佐伯彰一・西川和廣・瀧澤 晃, “鋼床版トラフリブ形縦リブ溶接継手の波勞試(Ⅰ), 継手形式の選定”
土木研究所資料, No. 2149 号, 11, 1984.
26. 李東郁・堀川 浩浦, “Fatigue Strength of Oneside-Welded Joint with Baking Strip.”
日本土木學會論文集, I-4, 352號, pp.231~237, 1985. 10.
27. Dong-Uk LEE and Horikawa Kohsuke, “Fatigue Strength of Oneside Joint with Backing Strip”
Japan Society of Civil Engineers, I-4, No.362, pp.231-237, 1985.
28. 최성민, “강상판 U리브 현장용접이음부의 응력거동”
부경대학교 공학석사 학위논문, 2004.
29. 李東郁, 李在五, “橋梁鋼床版의 壽命評價에 關한 研究”
韓國鋼構造學會論文集, 第4卷, 第1號, pp.129~141, 1993.
30. 堀川 浩浦, 李東郁, 石崎 浩, 鋼床版現場溶接継手の安全度 假設の 橋梁構造物およびその構成部材の安全度及び耐久性の決定關する Symposium 論文集
日本土木學會關西支部, pp.133~139, 1983. 2.
31. J. W. Fisher, “Fatigue and Fracture in Steel Bridges Case Studies”
John Wiley & Sons, Inc., 1984.
32. 三木千壽, 坂野昌弘, 館石和雄, 福岡良典, “鋼橋の疲勞損傷事例のデータベースの構築とその分析”
日本土木學會 論文集, No.392, I-9, pp.403~410, 1988.
33. 太田省三郎, 淺井公屋, 大谷眞一, “すみ肉溶接継手のTIGアーク再溶融による疲勞強度の向上”

溶接學會論文集, Vol. 8, pp.254~261, 1990.

34. Hasegawa, Kondo, Yamada and Ishizaki, "Verification of Fatigue of Box Girder Bridges's Orthotropic Steel Deck"
Papers of the Structural Engineering, Vol. 35A, 1989.
35. C. D. Lundin, "Fundamentals of welded discontinuities and their significance"
36. Miki, C., Mori, T., Sakamoto, K. and Sasaki, T., "An analysis of fatigue crack growth from blowholes in longitudinal welded joints"
Structural Eng./Earthquake Eng. Vol. 4, No. 2, pp.289~297, October 1987.
WRC Bulletin, 295, Welding Research council. New York, 1984.
37. 大橋治一, 梁取直樹, "鋼床版 實物試験体の載荷試験結果"
本州-四國技報 No. 89. 1999. 1.
38. 김도균, 박영석, "강상판의 중·횡리브 연결부 피로실험 연구"
대한토목학회 학술발표논문집, pp.413~416, 1998. 10.
39. 大橋治一, 藤井裕司, 三木千壽, 小野秀一, 村越潤, "鋼床版の現場継手部
近傍の局部應力と變形舉動"
日本土木學會論文集, No. 556/I-38, pp. 65~76, 1997.1.
40. 三木千壽, 坂野昌弘, 豊田幸宏, "隅肉溶接止端部からの疲勞龜裂の發生
初期進展舉動"
構造工學論文集, Vol. 35A, pp.321~328, 1989.
41. 이종관, 이재혁, 윤태양, "강바닥판의 데크플레이트-종리브-횡리브 용
접교차부에 대한 피로강도실험"
한국강구조학회지 Vol. 11, No.4, pp.43~48, 1999. 12.
42. M. R. Kaczinski, F. E. Stroke, P. Lugger and J. W. Fisher, "

- Full-Scale Test of the Williamsburg Bridge Orthotropic Deck”
Proc. of the XIV ASCE Structures Congress, Chicago IL, 1996.
43. 大橋治一, 三木千壽, 梁取直樹, 小野秀一, “厚肉デツキプレートと大型
トラフリップで構成された鋼床版の實大モデル載荷試験による構造特性”
日本土木學會論文集, No. 647/I-51, pp.295~303, 2000. 4.
44. S. J. Maddox, “The Fatigue behavior of Trapezoidal Stiffener to
Deck Plate Welds in Orthotropic Bridge Deck”
Department of the Environment, Supplement Report 96 U. C.
Crownthorne(Transport and Road Research Lab.), 1974.
45. 최향용, 최준혁, 최동호, 박영석, “강바닥판 종리브와 횡리브 교차부
피로거동에 대한 종리브내 다이아프램 영향”
대한토목학회 학술발표논문집, pp.381~384, 2000. 10.
46. 李東郁, 高南鎬, “鋼床版 U형 trough rib 應力舉動에 關한 研究”
韓國鋼構造學會論文集, 第5卷, 第3號, pp.137~145, 1993.
47. 부산광역시, “광안대로(현수교) 설계도 검토, 응력해석 및 시방·검사
지침에 관한 연구”
한국강구조학회, 1998. 12.
48. 최준혁, 경갑수, 최동호, 장동일, “휨응력을 받는 강바닥판의 피로균열
진전해석”
한국강구조학회 학술발표논문집, pp.261~268, 1999. 6.
49. 이종관, 윤태양, “강바닥판의 횡리브 슬릿 상세에 대한 피로강도실험”
한국강구조학회 학술발표대회 논문집, pp.124~131, 2002. 6.
50. Dong-Ho Choi and Hang-Yong Choi, “Evaluation of Fatigue
Strength in Scallop at Field Bolted Joints of Longitudinal Rib and
Deck Plate in Orthotropic Steel Decks”

- KSSC, Vol.14, No.6, pp.638~690, 2002.
51. 마이다스 아이티, “MIDAS CIVIL” , 2001.
52. The Japanese Society of Civil Engineering, “Fatigue design recommendations for steel structures (English version)”
December 1995.
53. Dong-Uk Lee, Horikawa Kohsuke and Arata Yoshiaki
“Quantitative Assessment of Root Shape on Fatigue Strength of
Welded Joint with Backing Strip”
Japan Welding Society, Vol.6, No.1, pp.158-164, 1988.

본 연구에 관련된 발표 논문

- 1) Dong-Uk Lee, Seung-Kyu Kook, Chang-Ib Kang and Chang-Min Ha, “Analysis of Fatigue Crack Propagation for Follet Welded joints in a steel Box Girder Bridge”, Proceedings of The 6th Japan-korea Joint Seminar on Steel Bridges(JSSB-JK6), pp.357~368, 2001. 8. 2.
- 2) Dong-Uk Lee, Jong-Soo Kim, Chang-Ib Kang, Chang-Min Ha and Dae-Sung Kim “Analysis of Fatigue Crack Propagation for a steel Box Girder Bridge”, Proceedings of the International Symposium on Advanced Engineering, 2001. 10. 24.
- 3) 이동욱, 국승규, 강창입, 김대성 “강상판 상형교 볼트이음부의 피로수명 평가에 관한 연구”, 대한토목학회 창립 50주년 2001년도 학술발표회, 2001. 11. 02.
- 4) Dong-Uk Lee, Chang-Ib Kang and Sung-Min Choi, “Analysis of Stress Behavior on Field Welded of U-type trough rib joints in a Steel Bridge Deck”, Proceedings of The 6th Japan-korea Joint Seminar on Steel Bridges(JSSB-JK7), pp.505~516, 2003. 8. 5.
- 5) 이동욱, 강창입, 최성민, Hyunh Chanh Luan “이면재 부착 현장용접 이음부의 응력해석”, 대한토목학회 2003년도 학술발표회, 2003. 10. 24.
- 6) Takeshi Mori, Dong-Uk Lee, Chang Ib Kang and Hiroshi Tanaka “Influence of weld penetration on fatigue strength of single-sided fillet welded joints”, EASEC-9, SSM-2, 2003. 12. 16
- 7) Dong-Uk Lee, Seung-Kyu Kook, Chang-Ib Kang and Sung-Min

Choi “Analysis of Stress Behavior on Field Welded joints of U-rib in Steel Bridge”, 한국강구조학회 논문집, pp. 387~396, 2004. 6. 30

- 8) Dong-Uk Lee, Seung-Kyu, Kook and Chang-Ib Kang, “A Shape Control of Welded Joints to Improve Fatigue Strength”, 한국강구조학회 논문집, pp.479~492, 2004. 8. 30

감 사 의 글

1992년 광안대로 건설을 위한 기본 및 실시설계를 관장하면서 이동욱 교수님의 권유로 석사과정에서 강구조와 인연을 맺게 되어 오늘의 박사논문이 이르게 되었습니다. 갑신년의 마지막 날을 며칠 남겨 놓은 이 시각에 돌이켜 보면 감회가 새롭습니다. 내 나이도 벌써 선일곱을 지나고 있는데 이제 논문을 완성하게 되었으니 더욱 그렇습니다.

광안대로의 건설에 온 정성과 정열을 쏟으면서 좀 더 튼튼하고 안전하며 세상에서 제일 좋은 교량으로 만들고자 노력하던 중 좀 더 깊은 경지의 학문을 접목하고자 박사과정을 이수하게 되었습니다.

본 논문이 완성될 때까지 세밀하게 지도해 주시고 먼 현장까지 안내하면서 정성을 다하신 이동욱 교수님과 논문심사 과정에서 먼 곳까지 왕림하시어 좋은 논문이 될 수 있도록 각별한 지도와 조언을 아끼지 않으셨던 서울대학교 장승필 교수님, 동서대학교 공병승 교수님, 본교의 장희석 교수님, 국승규 교수님께 깊이 감사드립니다.

또한, 정성스레 강의를 하여 주신 이종섭 교수님, 이영대 교수님, 이종출 교수님, 이환우 교수님께도 감사의 뜻을 전합니다.

강구조연구실에서 불철주야 학문을 익히면서도 본 논문을 위하여 성심껏 도와준 송지훈, 최성민, 서용교, 구민철, 이창승군에게 그동안의 노고에 고마움을 전한다.

직장생활을 하면서도 열심히 공부할 수 있도록 적극적으로 도와주시고 격려를 아끼지 않으신 안병해 강서구 구청장님을 비롯한 간부 및 도시국 직원, 그리고 박봉진 부산광역시 건설본부장님을 비롯한 선후배, 동료직원 여러분들에게 진심으로 감사의 뜻을 표합니다. 여태까지 남들과 같이 즐거운 시간도 갖지 못하고 오로지 주경야독에 전념할 수 있도록 뒷바라

지를 마다않고 보살피 준 아내 하남옥, 시집가서 오순도순 가정에 충실하며 애기를 잘 키우며 살아가는 딸 은경이, 올해 석사학위를 받고 취직을 위해 열정을 태우다가 서울에 취업하여 첫 출근하게 된 장남 상민, 직장 생활에 충실하며 꿈이 영그는 내일을 향해 열심히 살아가는 막내 상훈에게 애뜻한 사랑도 주지 못하고 엄하게만 대해온 것을 되새겨 보며 무한한 고마움과 미안함을 전한다.

모임에 자주 못 가더라도 더욱 학문에 매진할 수 있도록 너그러운 마음으로 포근하게 대하여주던 각종 모임의 회원과 친구들, 그리고 동생들과 친지들에게 깊이깊이 고마움을 전합니다.

평생을 오로지 자식들을 위해 손발이 다뺄도록 농사일을 천직으로 알고 사시사철 일에만 전념하시며 살아오시다가 여행한번 제대로 못하시고 먼 하늘나라로 가신 어머니와 아버지! 당신께서 늘 소망하시던 훌륭한 사람이 되기 위해서라도 이것으로 만족하지 않고 보다 나은 삶을 위하여 더욱 더 노력하고 정진할 것을 다짐하면서 본 논문을 부모님 영전에 바칩니다.

끝으로 오늘의 이 결실은 주변에서 음양으로 격려하여 주시고 도와주신 많은 분들의 정성과 은덕이라 생각하며 다함께 보람을 나누고자 합니다. 많은 분들께서 베풀어 주신 은혜는 동지선달 한파에도 얼지 않도록 따뜻한 가슴속에 깊이깊이 간직하겠습니다.