

공학석사 학위논문

강상관 U리브 현장용접이음부의
응력거동



2004년 2월

부경대학교 대학원

토목공학과

최성민

최성민의 공학석사 학위논문을 인준함

2003년 12월 26일

주 심 공학박사 국 승 규



위 원 농공학박사 이 영 대



위 원 공학박사 이 동 욱



목 차

그림 목차	iii
표 목차	v
ABSTRACT	vi
1. 서 론	1
2. 강상판 보강재의 비틀림저항 및 강상판 구조	3
2.1 개단면과 폐단면의 비틀림저항	3
2.1.1 순수비틀림	3
2.1.2 개단면 리브의 비틀림저항	8
2.1.3 폐단면 리브의 비틀림저항	10
2.1.4 비틀림저항에 대한 시방규정	16
2.1.5 개단면 및 폐단면 리브의 비틀림저항 비교	20
2.2 박판 폐단면의 전단지연	21
2.3 강상판의 구조 및 하중전달과정과정	22
2.4 강상판의 종리브 형상	24
3. 실물대모형 응력해석 및 피로실험	25
3.1 응력해석	25
3.1.1 해석모델	25
3.1.2 해석결과	29
3.2 정하중 실험 및 피로실험 결과	32
3.2.1 시험체의 제작조건	32
3.2.2 정하중 실험결과	36
3.2.3 피로실험결과	38

3.2.4 파단면 형상	40
4. 실물대모형 응력해석과 실험의 결과 고찰	44
5. 결 론	46
참고문헌	48

그림 목차

- 그림 2.1 박관 단면의 비틀림
- 그림 2.2 순수비틀림에 의한 변위
- 그림 2.3 순수비틀림에 의한 전단응력
- 그림 2.4 폭이 좁은 직사각형 단면
- 그림 2.5 전단응력의 분포
- 그림 2.6 폐단면 관의 단면형상
- 그림 2.7 (a) 폐단면 관의 기하학적 형상, (b) 관 표면의 응력함수
- 그림 2.8 비틀림에 의한 단면의 면내변형
- 그림 2.9 순수비틀림모멘트와 뒤틀비틀림모멘트의 분담률
- 그림 2.10 개단면의 순수비틀림에 대한 전단응력(I형 거더)
- 그림 2.11 폐단면의 순수비틀림에 대한 전단응력(박스형 거더)
- 그림 2.12 박관 폐단면의 전단지연
- 그림 2.13 강상판의 구조형식
- 그림 2.14 강상판의 하중전달과정
- 그림 2.15 폐단면 종리브 형상
- 그림 3.1 하중 부하위치
- 그림 3.2 해석모델 형상
- 그림 3.3 단차 이음부 모델링 형상
- 그림 3.4 단차 0, 2, 4mm 모델 응력도
- 그림 3.5 U리브 우각부 단차별 응력
- 그림 3.6 강상판 U리브의 현장용접이음부 형상
- 그림 3.7 방사선투과시험 방향
- 그림 3.8 하중 부하위치

- 그림 3.9 스트레인 게이지 부착위치
- 그림 3.10 정적실험에 의한 시험체 A-4의 응력
- 그림 3.11 시험체의 파단수명에 대한 S-N선도
- 그림 3.12 시험체 B-1 초기균열 발생부
- 그림 3.13 시험체 B-1 U리브 하면 파단부 Striation Pattern
- 그림 3.14 시험체 C의 파단 우각부 단면마이크로
- 그림 3.15 시험체 E의 U리브 하면 우각부 비치마크
- 그림 3.16 하중반복횟수

표 목차

- 표 3.1 시험체 용접이음부 표면처리 조건
- 표 3.2 방사선투과시험 결과
- 표 3.3 시험체의 균열방생수명과 파단수명

Stress Behavior on Field Welded Joints of U-type Trough Rib in Steel Bridge Deck

Sung-Min CHOI

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

ABSTRACT

With the development of recent improvements to steel and the necessity for larger scale and longer spans, many bridges are being built out of steel to reduce the self weight and decrease the height of the girder. The steel deck has been adopted in the construction of the high way bridge or long-span bridges within the city, since the steel deck is light, highly durable, and the time it takes for construction is short.

In field of steel deck bridge, when the U-rib is jointed by welding, the welding position must be overhead welding and the backing strip should be attached to the welded joint, and so the shape of section would be changed. Also the misfitting would happen at the welded joint and eccentric moment would come about due to misalignment thereby creating stress concentrations at the welded joint.

In this paper, the theory of torsional rigidity for thin-walled open

and closed section and specification were summarized and then stress analysis using the 3-D FEM was conducted on the full-scale model in order to analyze the effects of stress behavior of U-rib and misalignment. It's results were compared with the result of fatigue test which had conducted.

The stress analysis of the full-scale model shows that the stress at the bottom corner of the U-rib is large. Also the stress is large when the magnitude of the misalignment is large. For the static loading test of the full-scale specimen, stress is large at the bottom corners of the U-rib. From the results of the fatigue test, we can conclude that fatigue life is short when misalignment is large and fatigue life is long when misalignment is small. From the observation of failure surface, the fatigue cracks usually occur at the root of the base metal and propagate to the bead surface.

1. 서론

최근 강재의 발달과 더불어 교량의 대형화, 장대화가 촉진되면서 자중의 경감 또는 형고를 낮추기 위해 강교량을 많이 건설하고 있다. 강교량에서 강상판은 바닥판의 중량이 가볍고, 내구성이 좋으며, 가설기간도 짧아 도시내의 고가도로 및 장대교에서 많이 채택되고 있다^{1)~4)}.

강상판 교량은 데크플레이트를 종리브 및 횡리브로 보강한 구조이다. 데크플레이트와 종리브는 바닥판인 동시에 주형의 상부플랜지로도 작용하므로 강성이 매우 큰 이점이 있다. 또한 횡리브는 데크플레이트를 보강하는 동시에 횡형으로서의 기능도 갖는 복합적인 구조이다^{5),6)}.

강상판의 종방향 보강재로서는 개단면 리브와 폐단면 리브가 있으며, 비틀림 강성이 큰 관점에서 U형 폐단면 리브가 많이 사용되고 있다. U형 폐단면 리브(이하 U리브)는 비틀림 강성이 크고, 교축방향의 하중분배가 균등하여 지간을 길게 할 수 있다^{6)~8)}. 또한 데크플레이트와 U리브는 편면만 용접을 실시하므로 용접량이 적어 용접에 의한 변형이 적게되며, 완전밀폐단면이 되어 단면의 내부가 부식될 염려가 없고 외부만 도장을 실시하므로 도장면적을 경감하는 등의 이점이 있다^{9)~11)}.

강상판의 가설현장에서 하부플랜지와 웨브는 볼트이음을, 데크플레이트는 포장과 관련하여 용접이음을 실시하며, U리브는 볼트이음 또는 용접이음을 실시한다. 가설현장에서의 이음에 대해 주목하면 대בל록으로 이음을 실시하므로 U리브의 이음부에는 시공오차가 발생하지 않을 수 없다. 이 U리브 연결부에 볼트이음을 실시할 경우, 시공오차가 약간 발생하더라도 이음부를 꼭직하여 볼트이음을 실시할 수 있으나, 볼트구멍을 공제하여야 하므로 단면의 손실이 발생한다. 한편 U리브를 용접이음 할 경우, 용접이음부에는 시공오차가 발생하고, 시공오차에 의한 단차가 존재하여 이음부

에는 편심에 의한 모멘트가 발생하며, 이음부의 형상변화부에는 응력집중이 발생한다. 또한 용접이음자세는 상향용접이 되므로 이음부에는 이면재를 부착하여야 하며, 이면재 부착에 의해 형상변화부가 발생한다^{12)~14)}.

본 논문에서는 개단면 및 폐단면의 비틀림저항에 대한 이론과 시방규정을 정리하고, 강교량의 강상판에서 많이 채택되고 있는 폐단면 U리브의 현장용접이음부에 시공오차로 인한 단차가 존재할 때 U리브 실물대모형 모델에 대해 유한요소법에 의한 응력해석을 실시하여 U리브 단면의 응력거동 및 단차의 영향을 해석하였다. 또한 실물대모형 시험체의 3점 휨 피로시험의 피로균열발생점, 피로균열전파방향의 결과와 비교·검토하였다.

2. 강상관 보강재의 비틀림저항 및 강상관구조

2.1 개단면과 폐단면의 비틀림저항

강상관의 종방향 보강재로 개단면 리브와 폐단면 리브가 있으며, 개단면과 폐단면에 대한 비틀림저항의 이론과 시방규정을 정리하여 비교·검토하였다.

2.1.1 순수비틀림

박판 단면의 비틀림에는 뒤틀림(warping torsion)과 순수비틀림(pure torsion)이 있다. 뒤틀림이란 축방향의 수직응력과 이에 평형을 이루는 전단응력이 발생하는 것을 말한다. 순수비틀림은 단면 내의 전단응력만이 발생하는 것으로 중공단면을 비틀었을 때에 생기는 현상이다^{15)~17)}. 가장 간단한 경우인 반지름 r 을 가지는 얇은 관의 양쪽 끝에 비틀림모멘트 T_s 가 작용하는 경우에 대해 설명한다.

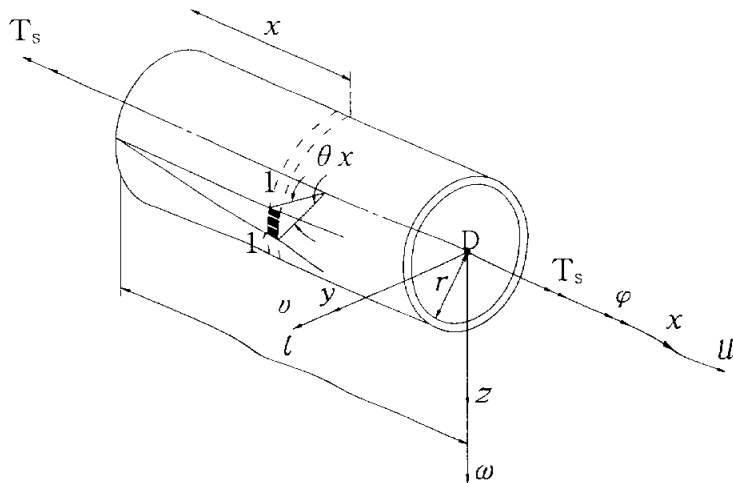


그림 2.1 박판 단면의 비틀림

그림 2.1에 표시한 것처럼 전단중심 D 둘레에 작용하는 비틀림모멘트 T_s 에 의해 관에는 비틀림각 φ (rad)가 발생한다. x 축 방향의 변화율 θ 를 비틀림률(rad/cm)라 하며 다음과 같이 표현한다^{5),18)}.

$$\theta = \frac{d\varphi}{dx} \quad \dots \dots \dots (2.1)$$

그림 2.2는 부재의 끝에서 거리 x 만큼 떨어진 단면을 나타낸다. 점 1은 변형후 점 1'로 이동하고, 좌표 원점을 전단중심 D로 취했을 때의 x , y , z 축 방향의 변위 u , v 및 w 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} u &= 0 \\ v &= -\theta x z \quad \dots \dots \dots (2.2) \\ w &= \theta x y \end{aligned}$$

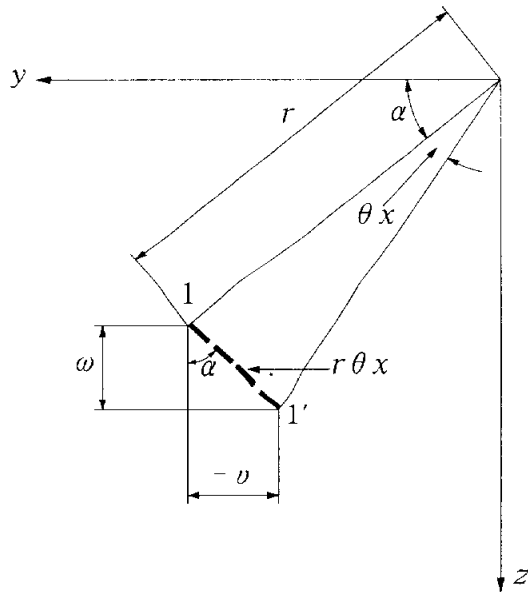


그림 2.2 순수비틀림에 의한 변위

따라서 3차원 탄성체에 대한 변위와 변형의 관계식과 Hooke의 법칙을 이용하면 식 (2.3) 및 식 (2.4)가 주어진다.

$$\sigma_x = E \varepsilon_x = E \frac{\partial u}{\partial x} = 0, \quad \sigma_y = E \varepsilon_y = E \frac{\partial v}{\partial y} = 0$$

$$\sigma_z = E \varepsilon_z = E \frac{\partial \omega}{\partial z} = 0 \quad \dots \dots \dots (2.3)$$

$$\gamma_{yz} = G \left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial \omega}{\partial y} \right) = 0$$

$$\tau_{yx} = G \gamma_{yx} = G \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) = -G\theta z \quad \dots \dots \dots (2.4)$$

$$\tau_{zx} = G \gamma_{zx} = G \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial \omega}{\partial x} \right) = G\theta y$$

이상과 같이 수직응력이 전혀 발생하지 않는 현상을 순수비틀림이라고 한다.

한편, 응력에 관한 평형조건식은 식 (2.4)에서 $\frac{\partial \tau_{yx}}{\partial x} = 0, \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial x} = 0,$

$\frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} = 0, \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} = 0$ 이므로 식 (2.5)와 같이 쓸 수 있다.

$$\frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} = 0 \quad \dots \dots \dots (2.5)$$

위의 식 (2.5)에서 τ_{yx} 및 τ_{zx} 는 x 좌표에 의해 좌우되지 않는 것을 알 수 있다. 그러므로 2차원 탄성체에 대한 Airy의 응력함수를 도입하면 τ_{yx} 및 τ_{zx} 는 다음과 식 (2.6)과 같이 나타내어진다.

$$\tau_{yx} = \frac{\partial \Phi}{\partial z}, \quad \tau_{zx} = -\frac{\partial \Phi}{\partial y} \quad \dots \dots \dots (2.6)$$

식 (2.4)를 위의 식 (2.6)에 이용하여, 각각 좌표축 x 및 y 에서 편미분하여 합계하면 다음의 식 (2.7)이 얻어진다. 식 (2.7)은 순수비틀림의 문제에 있어서 출발점을 준다.

$$\frac{\partial^2 \Phi}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \Phi}{\partial z^2} = -2G\theta \quad \dots \dots \dots (2.7)$$

응력함수 Φ 의 경계조건을 조사하기 위해 그림 2.3을 참조하면, 좌표 c 의 법선 n 방향의 전단응력 τ_{nx} 는 다음과 같다.

$$\tau_{nx} = \tau_{yx} \frac{dz}{dc} + \tau_{zx} \left(-\frac{dy}{dc} \right) \equiv 0 \quad \dots \dots \dots (2.8)$$

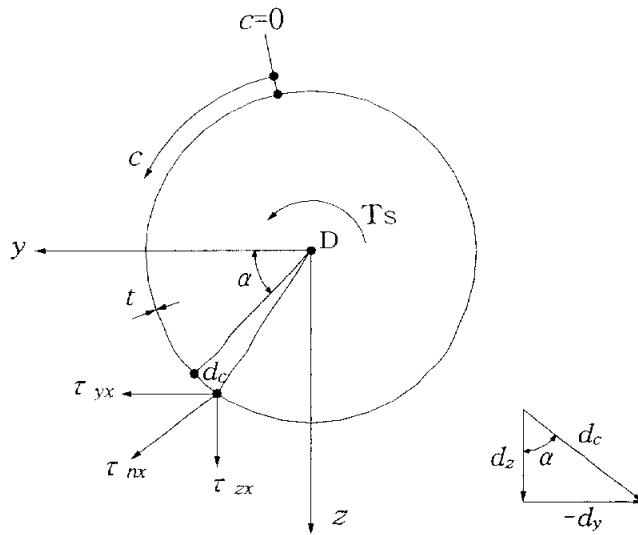


그림 2.3 순수비틀림에 의한 전단응력

따라서 식 (2.8)에 식 (2.6)을 대입하고 응력함수 Φ 가 y 와 z 좌표만의 함수라는 점에 주목하면 Φ 에 관한 식 (2.9)의 조건식을 얻을 수 있다.

$$\frac{\partial \Phi}{\partial z} \times \frac{dz}{dc} + \frac{\partial \Phi}{\partial y} \times \frac{dy}{dc} = \frac{\partial \Phi}{\partial c} = 0 \quad \dots \dots \dots (2.9)$$

따라서 위의 조건식을 만족하는 응력함수 Φ 는 일정하거나 0이어야 한다.

비틀림모멘트 T_s 는 그림 2.3에서 전단응력 τ_{yx} 및 τ_{zx} 에 각각 팔길이 z 및 y 를 곱하여 단면 전체에 걸쳐 적분한 것으로 주어진다. 따라서 비틀림모멘트 T_s 는 다음의 식 (2.10)과 같이 표현될 수 있다.

$$T_s = \int_A \int (-\tau_{yx}z + \tau_{zx}y) dydz \quad \dots \dots \dots (2.10)$$

식 (2.10)에 식 (2.6)을 대입하여 부분적분을 하면 T_s 는 다음의 식 (2.11)이 된다.

$$\begin{aligned} T_s &= - \int_A \int \left(\frac{\partial \Phi}{\partial z} z + \frac{\partial \Phi}{\partial y} y \right) dydz \\ &= - \int [\Phi z]_{z_{\min}}^{z_{\max}} dy + \int_A \int \Phi dydz - \int [\Phi y]_{y_{\min}}^{y_{\max}} dz + \int_A \int \Phi dydz \\ &\quad \dots \dots \dots (2.11) \end{aligned}$$

앞에서 언급된 바와 같이 $\Phi=0$ 이 되므로 우변의 1항과 3항은 없어지고 비틀림모멘트 T_s 는 다음의 식 (2.12)와 같이 된다.

$$T_s = 2 \int_A \int \Phi(y, z) dy dz \quad \dots \dots \dots (2.12)$$

또한 T_s 를 전단탄성계수 G , 비틀림상수 K , 비틀림률 θ 로 나타내면 다음의 식 (2.13)과 같다.

$$T_s = GK\theta \quad \dots \dots \dots (2.13)$$

따라서 식 (2.13)을 식 (2.12)에 대입하여 정리하면 다음의 식 (2.14)를 얻을 수 있다.

$$K = \frac{2}{G\theta} \int_A \int \Phi(y, z) dy dz \quad \dots \dots \dots (2.14)$$

2.1.2 개단면 리브의 비틀림저항

개단면에 대한 비틀림 해석을 위해 폭이 좁은 직사각형 단면을 예로 들어 설명한다. 그림 2.4는 폭이 좁은 직사각형 단면 표면의 응력함수 Φ 를 나타낸다. 그림 2.4의 단면은 y 축 및 z 축에 대해 대칭단면이다. 등고선은 z 축에 대해서는 서로 근접하여 분포되어 있으며, Φ 는 y 축 방향으로 일정하다. 따라서 Φ 는 z 의 함수이고, y 에 대해서는 변하지 않는다고 가정할 수 있으며 식(2.7)는 다음의 식 (2.15)와 같이 표현될 수 있다^{16),19)}.

$$-\frac{d^2\Phi}{dz^2} = -2G\theta \quad \dots \dots \dots (2.15)$$

위의 식 (2.15)를 두 번 적분하면 식 (2.16)이 되고,

$$\Phi = -G\theta z^2 + C_1 z + C_2 \quad \dots \dots \dots (2.16)$$

여기서 C_1 과 C_2 는 적분 상수이다. Φ 는 $z = \pm t/2$ 에서 0이기 때문에 C_1 은 0이고, C_2 는 $G\theta t^2/4$ 이다. 따라서

$$\Phi = -G\theta \left(z^2 - \frac{t^2}{4} \right) \quad \dots \dots \dots (2.17)$$

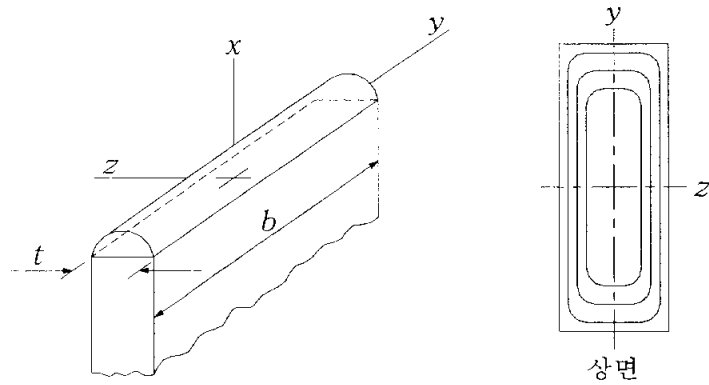


그림 2.4 폭이 좁은 직사각형 단면

식 (2.6)으로부터 전단응력은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \tau_{xz} &= -\frac{\partial \Phi}{\partial y} = 0 \\ \tau_{xy} &= \frac{\partial \Phi}{\partial z} = -2G\theta z \quad \dots \dots \dots (2.18) \end{aligned}$$

전단응력은 두께에 따라 선형적으로 변화하고 직사각형의 중심선에서는 0이 된다. Φ 를 식(2.14)에 대입하면 비틀림상수 K 를 얻을 수 있다.

$$K_{open} = - \int_{-b/2}^{b/2} \int_{-t/2}^{t/2} (2z^2 - \frac{t^2}{2}) dydz$$

$$K_{open} = \frac{bt^3}{3} \dots \dots \dots (2.19)$$

식 (2.18)을 참조하면 다음의 전단응력 공식을 얻을 수 있으며,

$$\tau_{xy} = - \frac{2 T_s}{K_{open}} z \dots \dots \dots (2.20)$$

최대전단응력은 $z = \pm t/2$ 지점에서 발생하므로 다음과 같다.

$$\tau_{max} = \mp \frac{T_s t}{K_{open}} \dots \dots \dots (2.21)$$

2.1.3 폐단면 리브의 비틀림저항

폐단면에서는 작용 비틀림에 대한 각 부재에서의 응력거동이 다르기 때문에 개단면에서 유도된 식을 폐단면에 사용할 수 없다. 그림 2.5 a)에 나타난 원형 개단면에서의 응력은 두께에 따라 선형으로 분포하고, 단면 전체에 대해서는 힘이 loop 형태로 발생한다. 그림 2.5 b)의 중공기둥은 박판 단면과 명백히 다르고 비틀림 모멘트에 대해 전혀 다른 방법으로 저항한다. 이 경우에는 응력이 반지름 r 에 따라 선형적으로 변화한다. 그림 2.5 c)와 같이 원형 기둥의 외경이 일정하고, 내경이 판의 두께가 다른 치수에 비해 매우 작아질 때까지 증가한다고 하면, 응력은 변화할 공간이 없으므로 실질적으로 두께에 대해 등분포한다¹⁶⁾.

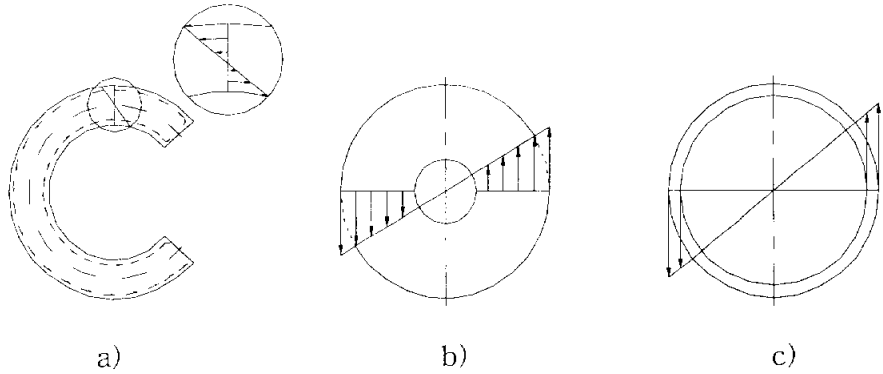


그림 2.5 전단응력의 분포

그림 2.6은 폐단면 관을 나타내며, 그림 2.6 b)는 그림 2.6 a)에서의 점 1과 2 사이의 관을 나타낸다. 전단응력은 관의 두께에 따라 등분포하고, 관의 중심선인 곡선s에 접한다. s에 대한 수직응력은 관의 두께가 얇기 때문에 무시된다. 만약 τ_1, τ_2 와 t_1, t_2 가 점 1, 2에서의 응력과 두께를 각각 나타낸다면, 점 1 및 2에서의 종방향 힘은 $\tau_1 t_1 \Delta x, \tau_2 t_2 \Delta x$ 이다. x방향에 대한 요소의 평형으로부터 $F_1 = F_2$ 이므로 다음의 조건을 얻을 수 있다.

$$\tau_1 t_1 = \tau_2 t_2 \quad \dots \dots \dots (2.22)$$

길이방향의 절선은 임의로 선정되었기 때문에 식 (2.22)로부터 전단응력 τ 와 관의 두께 t 의 곱은 모든점에 있어서도 같다고 할 수 있다. 이 곱은 곡선s의 단위길이당 힘을 나타내며, 이러한 결과는 관에서의 어떤 물질의 흐름과 비슷하다. 이러한 이유로 전단응력과 두께의 곱을 전단흐름(q)이라 한다. 따라서 점 i에서의 전단응력은 q/t_i 로 나타낼 수 있으며, d_s 의 미소면적에 작용하는 힘은 $q d_s$ 이다.

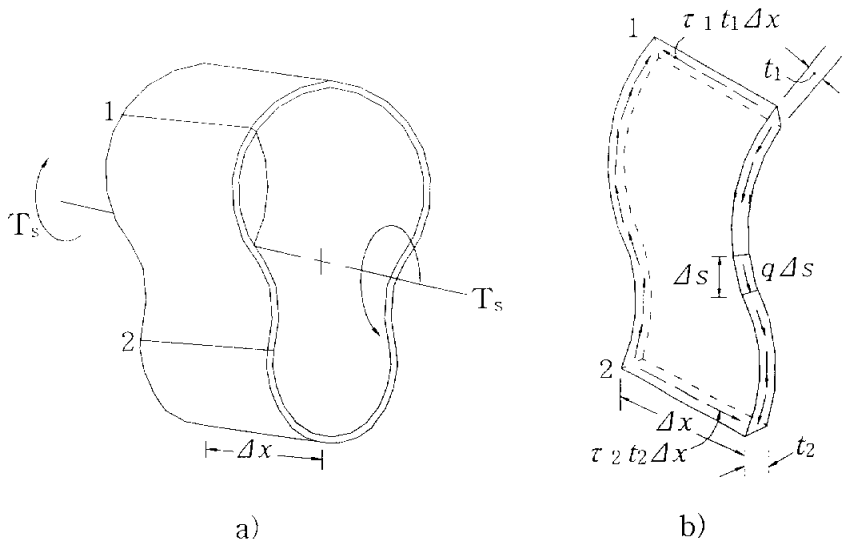


그림 2.6 폐단면 관의 단면형상

그림 2.7에서 전단흐름에 의한 총 모멘트를 계산하기 위해 횡단면 평면 내의 임의점 O에서 곡선 s의 임의점에 접하는 선까지의 수직거리를 r이라고 하면 임의의 점 O에 대한 힘 qds 의 모멘트는 $rqds$ 이고, 총 모멘트는 다음과 같다.

$$T_s = \oint rqds = q \oint rds \quad \dots \dots \dots (2.23)$$

위의 식에서 적분은 폐합곡선을 따라 시계 반대방향으로 행해진다. r의 정의에 의해

$$\int_0^{s_1} rds = 2\omega(s_1) \quad \dots \dots \dots (2.24)$$

여기서 $\omega(s_1)$ 은 $s=0$ 에서 s_1 까지 r에 의해 발생한 평면의 면적이다. 그

림 2.7 a)의 음영으로 나타낸 면적 $\omega(s)$ 는 부채꼴 단면적이다. 따라서 관의 중심선에 의해 둘러 쌓인 전체 면적을 F 라 하면, 식 (2.23)은 다음과 같이 전개되어진다.

$$T_s = 2Fq \quad \dots \dots \dots (2.25)$$

임의의 점에서의 전단응력은 다음과 같다.

$$\tau = \frac{T_s}{2Ft} \quad \dots \dots \dots (2.26)$$

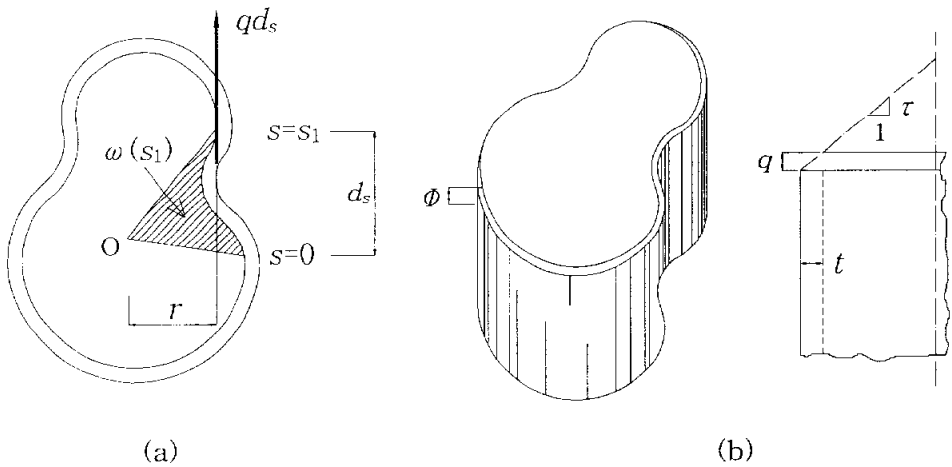


그림 2.7 (a) 폐단면 관의 기하학적 형상, (b) 관 표면의 응력함수

그림 2.8은 박판 관의 비틀림률을 계산하기 위한 단면내의 면내변형을 나타낸다. 관의 두께가 비교적 얇고, 전단응력 τ 는 두께를 따라 등분포하기 때문에 박판 관의 변형은 x 방향의 u 와 s 방향의 접선성분 η 의 두 개의 성분으로 나타낼 수 있다. y 축 및 z 축에 대해 η 를 투영한 것이 각각

v 및 w 이다. 순수비틀림 상태에서는 yz 평면 자체의 변형은 없기 때문에 yz 평면의 임의점에 대한 η 는 다음과 같다.

$$\eta = r\theta x \quad \dots \dots \dots (2.27)$$

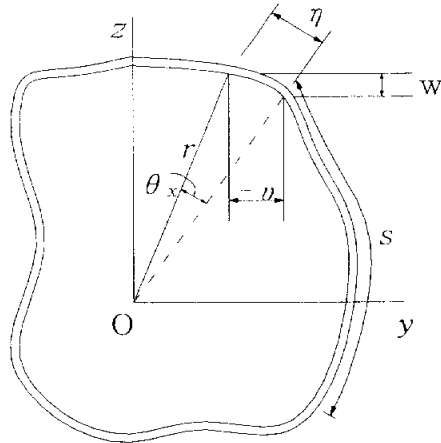


그림 2.8 비틀림에 의한 단면의 면내변형

탄성체에 대한 변형과 변위의 관계식을 이용하면, 관의 요소에 대한 전단변형률은 다음과 같다.

$$\gamma_{xs} = \frac{\partial u}{\partial s} + \frac{\partial \eta}{\partial x} \quad \dots \dots \dots (2.28)$$

식 (2.27)를 식 (2.28)에 대입하면

$$\gamma_{xs} = \frac{\tau_{xs}}{G} = \frac{\partial u}{\partial s} + r\theta \quad \dots \dots \dots (2.29)$$

이고, 다음의 식 (2.30)과 같이 표현될 수 있다.

$$\frac{\partial u}{\partial s} = \frac{\tau_{xs}}{G} - r\theta \quad \dots \dots \dots (2.30)$$

식 (2.30)의 우변에 d_s 를 곱하고 관의 원주 S 에 대해 적분하면 다음의 식 (2.31)을 얻을 수 있다.

$$\oint du = \frac{q}{G} \oint \frac{ds}{t} - \theta \oint r ds \quad \dots \dots \dots (2.31)$$

위의 식 (2.31)에서 $\partial u / \partial x = 0$ 이므로 좌변은 0이 되고, $\oint r ds = 2F$ 이므로 비틀림률은 다음과 같다.

$$\theta = \frac{q}{2FG} \oint \frac{ds}{t} \quad \dots \dots \dots (2.32)$$

위의 식 (2.32)을 비틀림모멘트에 대한 식으로 정리하면 다음과 같다.

$$\theta = \frac{T_s}{4F^2G} \oint \frac{ds}{t} \quad \dots \dots \dots (2.33)$$

위의 식(2.33)에 식 (2.13)을 대입하여 정리하면 다음의 식 (2.34)와 같이 폐단면의 비틀림상수 K_{close} 를 얻을 수 있다.

$$K_{close} = \frac{4 F^2}{\oint \frac{ds}{t}} \dots \dots \dots (2.34)$$

2.1.4 비틀림저항에 대한 시방규정

플레이트거더와 같은 박판 단면의 비틀림모멘트는 순수비틀림 모멘트와 뒹비틀림(warp-torsion) 모멘트의 합계로 이루어진다. 순수비틀림 모멘트는 단면 내에 전단응력만을 일으키며 뒹비틀림 모멘트는 플레이트거더 축방향의 수직응력과 이에 평형을 이루는 전단응력을 일으킨다^{16),20)}.

엄밀한 의미에서 부재단면에는 반드시 양자가 공존하지만 일반적으로 충실도가 큰 단면이나 박스형처럼 폐단면에서는 순수비틀림 쪽이 크고, I형 단면처럼 개단면의 박판에서는 뒹비틀림 쪽이 크며 그에 따른 응력도 커진다. 이 2가지 비틀림모멘트의 분담률은 다음 식에 나타낸 비틀림상수 α 의 크기에 의해 지배된다²¹⁾.

$$\alpha = \sqrt{\frac{GK}{EI_{\omega}}} \dots \dots \dots (2.33)$$

α 값에 따른 순수비틀림모멘트와 뒹비틀림모멘트의 분담률 변화상태를 그림 2.9에 나타낸다.

뒀비틀림보의 범위

뒀비틀림을
수정치로
처리하는
범위

순수비틀림
과 뒀비틀림
이 공존하는
범위

순수비틀림
을 수정치로
처리하는 범
위

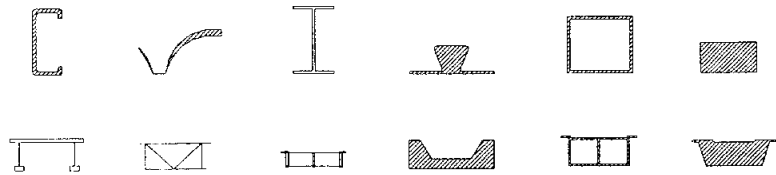
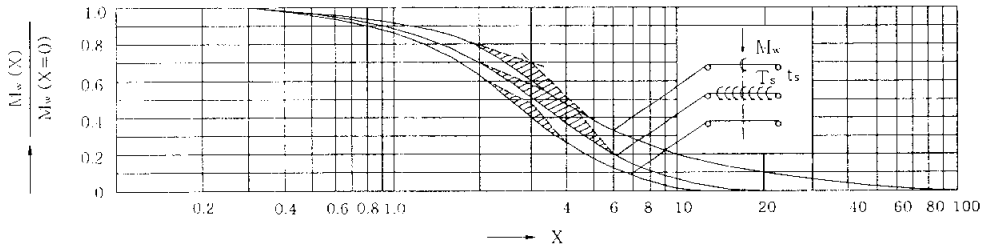


그림 2.9 순수비틀림모멘트와 뒀비틀림모멘트의 분담률

중심각 또는 곡률이 특별히 큰 곡선교를 제외한 일반적인 플레이트거더 교의 설계에서는 휨모멘트에 다른 응력이 지배적이고 비틀림모멘트의 영향은 작으므로, 엄밀성을 필요로 하지 않는 한 그다지 쓰이지 않는다. 이 조항에서는 비틀림상수비 α 가 0.4보다 작을 경우는 순수비틀림에 따른 응력계산을 생략하고 뒀비틀림에 따른 응력계산만을 고려하기로 하였다. α 가 0.4와 10 사이에 있는 판형은 순수비틀림과 뒀비틀림을 함께 고려한 정밀한 해석이 필요하다.

이상의 사항들은 구조물의 해석상 비틀림모멘트의 영향을 고려했을 경우, 또는 구조물의 성질상 비틀림의 영향을 무시할 수 없을 경우에 한하며, 그밖의 경우에는 이 조항이 적용되지 않는다.

개단면에 대해서 순수비틀림으로 생기는 전단응력은 판두께 안에서 그림 2.10과 같이 분포하며 그 크기는 다음 식과 같이 된다.

$$\tau_s = 2 \frac{T_s}{K} n \quad \dots \dots \dots (2.34)$$

$$\tau_{\max} = 2 \frac{T_s}{K} t \quad \dots \dots \dots (2.35)$$

여기서, τ_s : 순수비틀림에 의한 전단응력(kgf/cm²)

T_s : 순수비틀림모멘트(kgf · cm)

K : 순수비틀림상수(cm⁴)

n : 판두께의 중앙선을 원점으로 하는 법선 좌표(cm)

이 경우의 비틀림상수 K 는 다음과 같다.

$$K = \frac{b t^3}{3} \quad \dots \dots \dots (2.36)$$

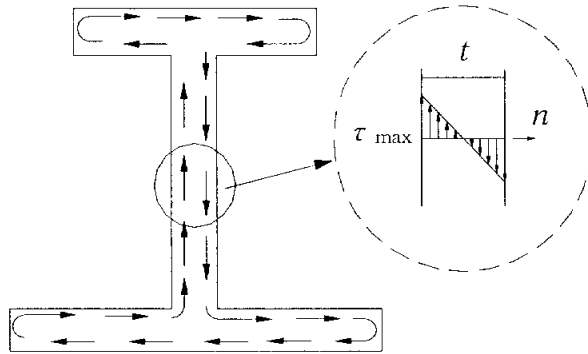


그림 2.10 개단면의 순수비틀림에 대한 전단응력(I형 거더)

여기서, 기호 Σ 는 개단면부의 모든 박판에 대해 합한 대수합을 의미하며 b 는 박판의 폭, t 는 두께이다.

폐단면부에 대한 순수비틀림 전단응력은 박판두께의 방향에 거의 일정한 값으로 분포되지만 폐단면이 단실이나 다실이나에 따라 달라진다. 그림 2.11과 같은 단실단면에 대해서는

$$\tau_s = \frac{T_s}{2Ft} \dots \dots \dots (2.37)$$

여기서, F : 폐단면부의 박판두께 중앙선으로 둘러 쌓인 면적

이 경우 순수비틀림상수 K 는

$$K = \frac{4 F^2}{\oint \frac{ds}{t}} = \frac{4 b^2 h^2}{2 \frac{h}{t_w} + \frac{b}{t_u} + \frac{b}{t_l}} \dots \dots \dots (2.38)$$

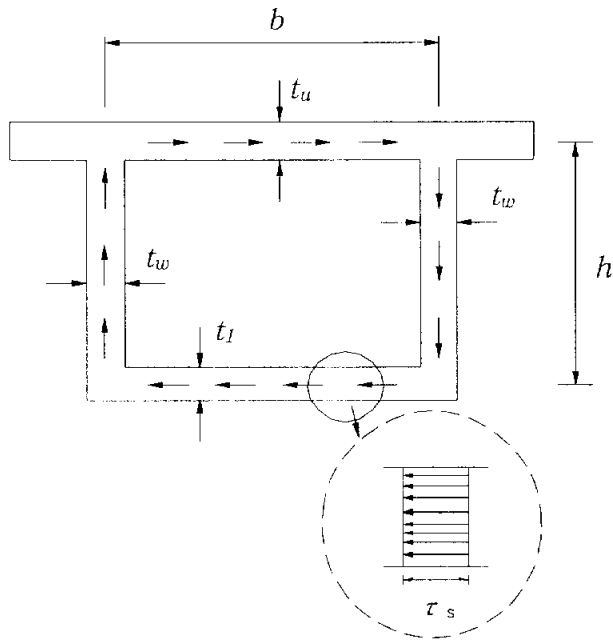


그림 2.11 폐단면의 순수비틀림에 의한 전단응력(박스형 거더)

2.1.5 개단면 및 폐단면 리브의 비틀림저항 비교

2.1.2 개단면 리브의 비틀림저항 및 2.1.3 폐단면 리브의 비틀림저항에서 유도된 비틀림상수 및 전단응력을 비교·검토하였다. 다음의 식 (2.39)는 개단면 및 폐단면의 비틀림상수를 각각 나타낸다.

$$\text{개단면 비틀림상수: } K_{open} = \frac{b t^3}{3} \dots \dots \dots (2.39)$$

$$\text{폐단면 비틀림상수: } K_{close} = \frac{4 F^2}{\oint ds/t}$$

위의 식 (2.39)를 살펴보면 개단면 비틀림상수는 판두께의 3승에 비례하고 폐단면 비틀림상수는 폐단면부의 박판두께 중앙선으로 둘러 쌓인 면적의 2승에 비례하는 것을 알 수 있다. 그러나 일반적으로 박판 단면은 판두께 t 와 폭 b 의 비가 $t/b \ll 1/10$ 인 경우이기 때문에 폐단면 비틀림상수가 월등히 크다는 것을 알 수 있다. 또한 식 (2.40)은 박판개단면 및 박육 폐단면의 전단응력을 각각 나타낸다.

$$\text{박육 개단면 전단응력: } \tau_s = 2 \frac{T_s}{K} n \dots \dots \dots (2.40)$$

$$\text{박육 폐단면 전단응력: } \tau_s = \frac{2F T_s}{Kt \oint ds/t}$$

전단응력공식 식 (2.40)에서 알 수 있듯이 전단응력은 비틀림상수에 반비례하는 것을 알 수 있다. 즉 비틀림상수가 클수록 전단응력은 감소하게 된다. 그리고 비틀림강성(GK)도 전단탄성계수와 비틀림상수의 곱으로 표현되므로 비틀림상수가 클수록 비틀림강성은 커진다. 따라서 강상판의 종방향 보강재로서는 비틀림상수가 큰 박육 폐단면 리브를 사용하는 경우에 교량 전체의 비틀림강성이 매우 커진다.

2.2 박판 폐단면의 전단지연

그림 2.12는 두 개의 π 형강 ABFE와 DEGH에 박판 ABCD 및 EFGH가 용접으로 결합된 박판 폐단면을 나타낸다. 그림에서 ADEH면은 고정되어 있고, 끝단 G, H에 집중하중 P가 작용하면 초등 휨이론으로부터 박판 ABCD의 BC에 평행한 임의의 단면에는 균등한 인장힘응력이 존재하게 된다. 그러나 실제로 박판의 인장응력은 π 형강에 의해 판에 전달되는 전단응력으로부터 구한다. 횡단면에서의 인장응력분포는 그림 2.14와 같이 균일하지 않고, 중앙에서보다 횡단면 좌·우측에서 크게 나타난다. 초등이론에서는 일정하다고 가정하지만 실제로 균등하지 않는 것은 판의 전단 변형에 기인하므로 전단지연(shear lag)라 부른다. 이러한 문제는 간단한 가정을 이용하여 변형에너지법 또는 그 외의 방법으로 해석할 수 있다⁷⁾.

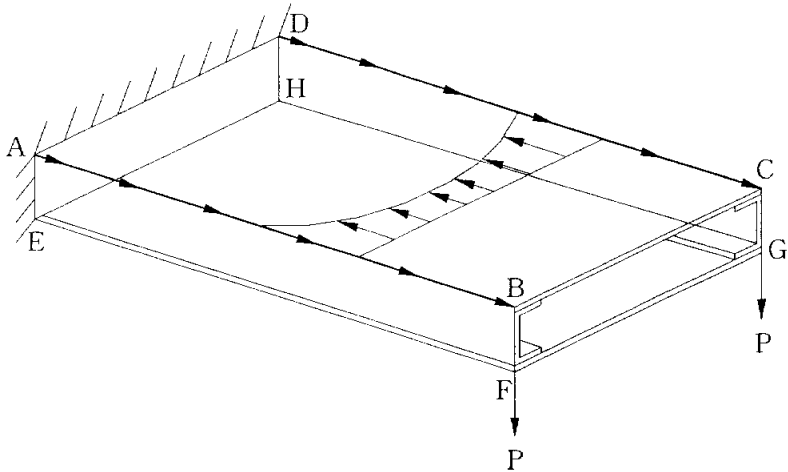


그림 2.12 박판 폐단면의 전단지연

2.3 강상판의 구조 및 하중전달과정

교량의 강상판은 그림 2.13과 같이 종리브와 횡리브를 강판에 용접하여 보강한 구조물로서, 하중을 직접 지지하고 그 하중을 각 리브에 전달하는 역할을 한다. 또한 데크플레이트와 종리브는 바닥판 역할뿐만 아니라 주형의 상부플랜지 역할을 하기도 하며, 횡리브는 바닥판을 보강하는 역할뿐만 아니라 횡형으로서의 기능도 갖는 이중 역할을 하는 합리적인 구조이다^(6),22).

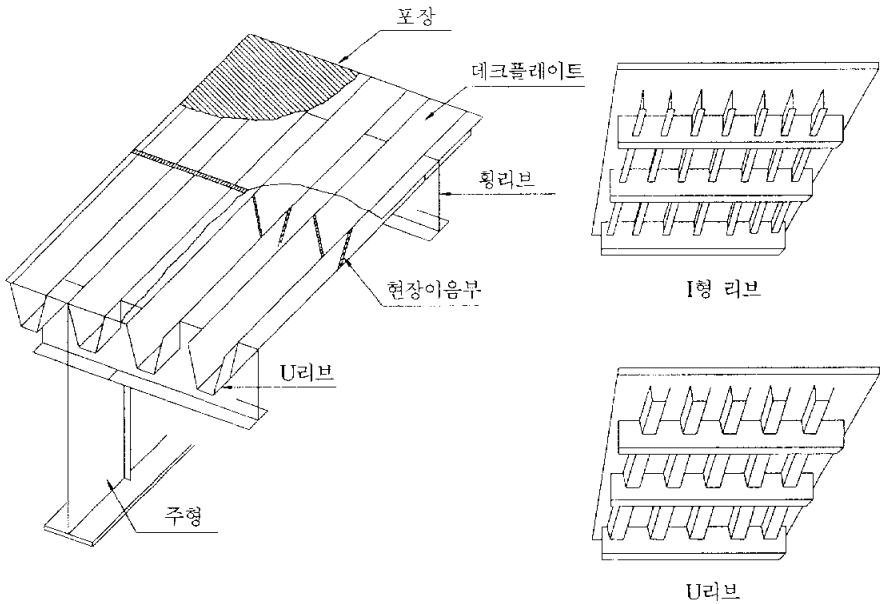


그림 2.13 강상판의 구조형식

집중하중 P 가 상판에 작용하는 경우에 대한 하중전달과정을 살펴보면 그림 2.14과 같다. 하중 P 는 종리브와 횡리브 사이의 상판에 작용하기 때문에 지렛대의 원리에 의해 우선 종리브와의 교점 E 및 F 에 각각 P_1 및 P_2 로 분배된다. 그리고 P_1 은 다시 종리브를 통하여 횡리브와의 교점 A 및 C 에 각각 P'_1 및 P''_1 로서 전달되며, P_2 도 마찬가지로 점 B 및 D 에 각각

P_2' 및 P_2'' 로 전달된다. 이들의 힘은 다시 횡리브에 전해져서 주형과의 교점 G, I, K, M 및 H, J, L, N 등에 전달된다^{5),23)}.

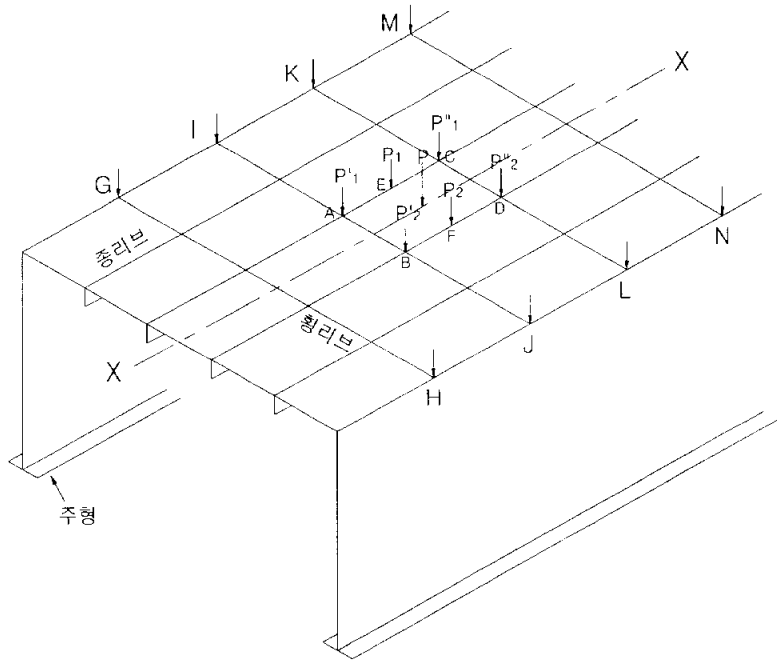


그림 2.14 교량 강상판의 하중전달과정

2.4 강상판의 종리브 형상

강상판의 보강재로 사용되는 리브로서는 개단면 리브와 폐단면 리브가 있다. 개단면 종리브는 조립이 쉽고 치수도 다양하며, 유지 보수가 용이하다는 장점이 있다. 그러나 하중분배가 작아 가로보 간격이 좁으며, 폐단면 종리브에 비하여 용접량도 많아 잔류응력에 의한 변형이 크다. 한편 폐단면 종리브는 개단면에 비해 하중분배가 좋으며, 비틀림강성도 크다. 또한 편면만 용접을 실시하기 때문에 용접량이 적어 바닥판의 잔류응력에 의한 변형이 작으며, 완전밀폐단면이므로 부식에 대해 유리하다. 따라서 최근에는 강상판의 종방향 보강재로 폐단면 U리브를 많이 사용하고 있다. 그러나 폐단면 리브는 현장이음이 어려워 정확한 시공이 요구된다. 그림 2.14는 폐단면 종리브의 종류를 나타낸다²⁴⁾.

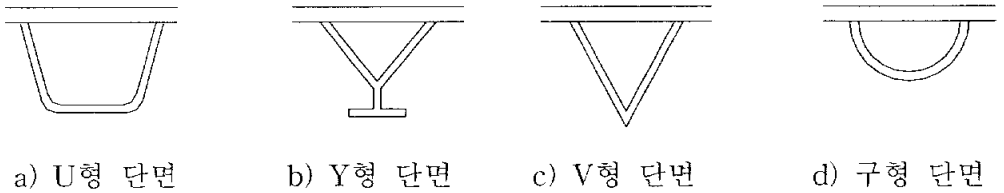


그림 2.15 폐단면 종리브 형상

3. 실물대모형 응력해석 및 피로실험

3.1 응력해석

U리브의 현장용접이음부에 대해 시공오차로 인한 단차의 영향을 조사하기 위해 최근의 설계에서 채택되고 있는 그림 2.14 a) U형 단면의 실물대모형 모델에 대해 유한요소법에 의한 응력해석을 실시하였다. 실제로 제작현장에서는 시공오차에 의한 단차가 U리브 두께의 절반을 넘는 경우도 존재하므로 용접이음부의 단차를 0.0, 2.0, 4.0mm인 경우에 대해 응력해석을 실시하였다. 응력해석은 범용구조해석 프로그램인 MIDAS를 이용하였으며, 8절점 솔리드요소(8-node solid element)를 사용하였다.

3.1.1 해석모델

데크플레이트 두께는 14mm, U리브 두께는 8mm이며, 재료는 SM490이다. 그림 3.1에 하중 부하위치를 나타낸다. 그림 3.2에는 해석모델 형상을 나타낸다. 그림 3.2 a)는 실물대모형 시험체의 모델링 형상을 나타내며, 그림 3.2 b)는 그림 3.2. a)의 상세 A를 나타내며, 그림 3.2 c)는 그림 3.2 a)의 상세 B를 나타낸다. 그림 3.3 a), b), c)에는 그림 3.1 및 그림 3.2 a)에서의 현장용접이음부의 단면을 나타내며, 단차가 각각 0, 2, 4mm인 모델링 형상 나타낸다.

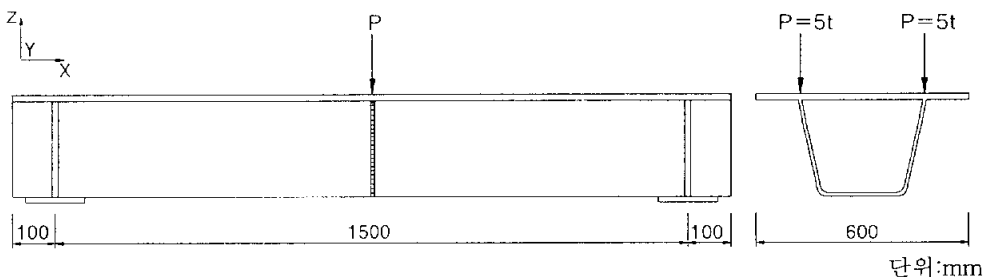
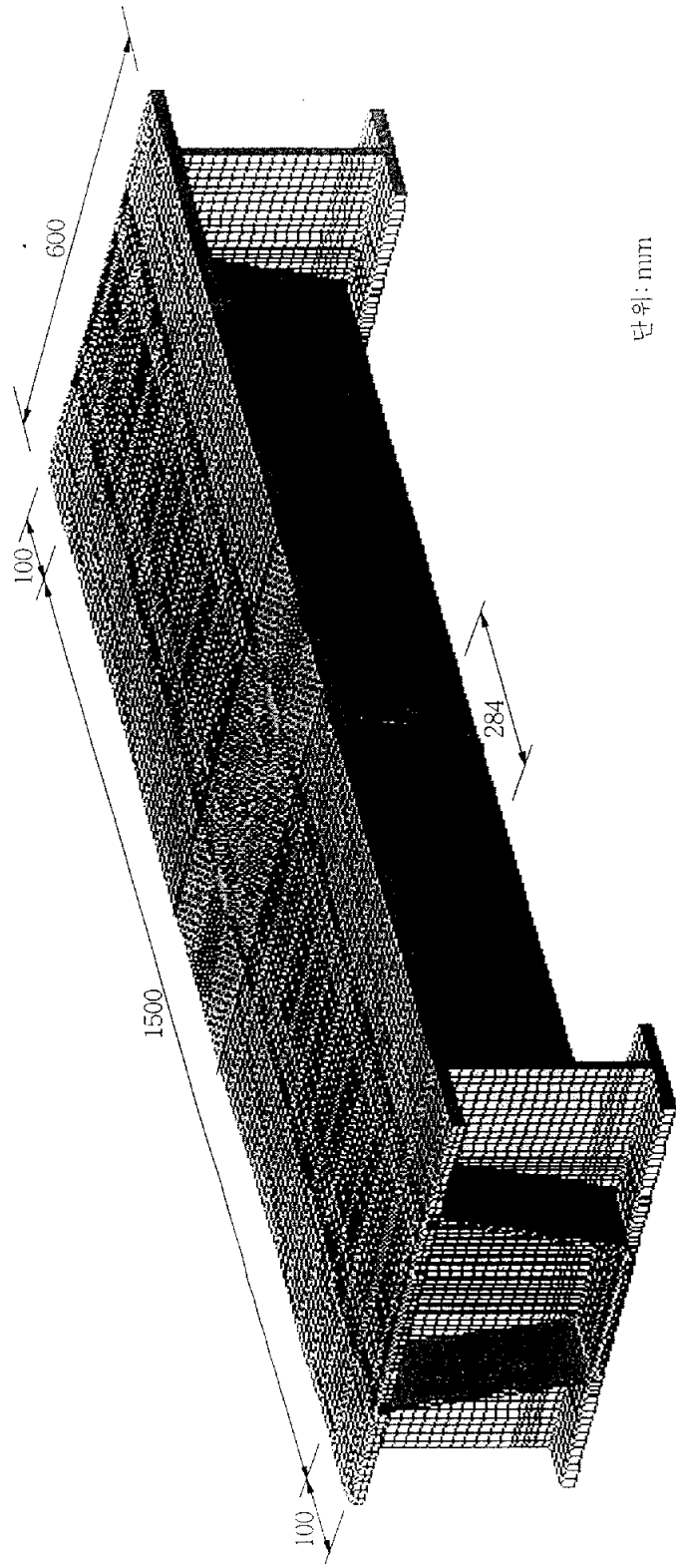
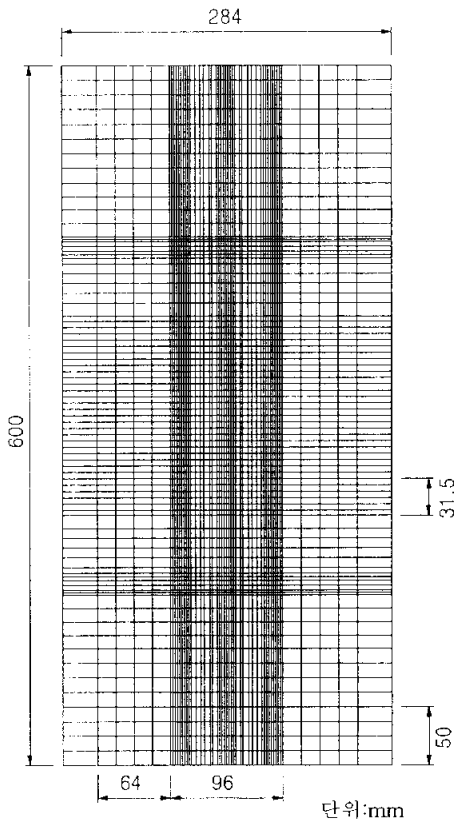


그림 3.1 하중 부하위치



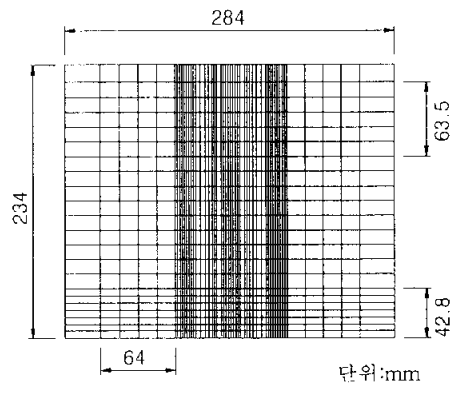
단위: mm

a) 실물대모형 시험체 모델링 형상



테크플레이트 상면

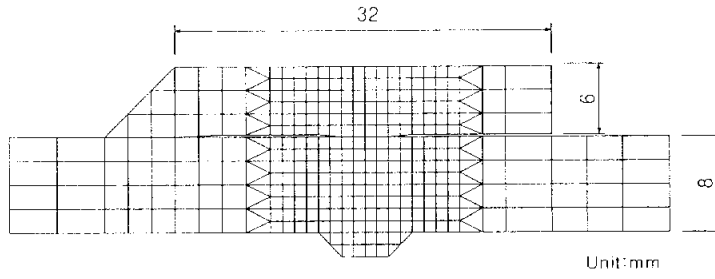
b) 상세 A



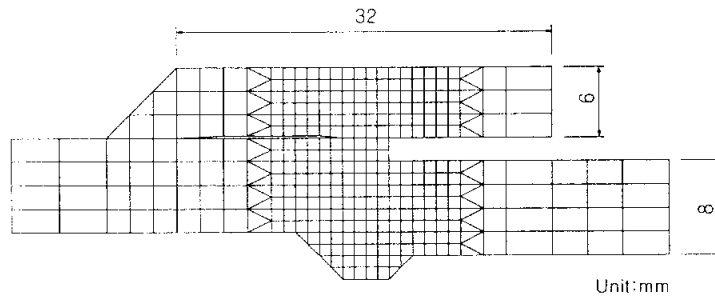
U리브 측면

c) 상세 B

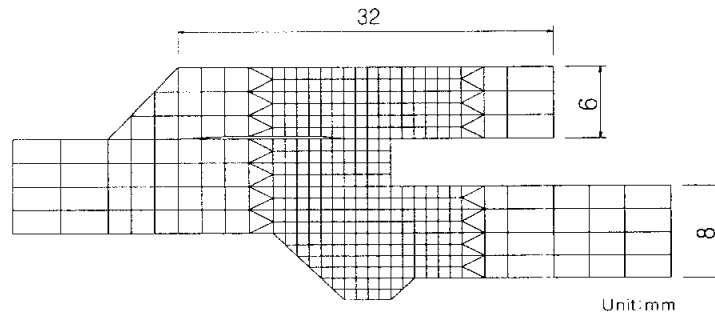
그림 3.2 해석모델 형상



a) 단차 0mm



b) 단차 2mm



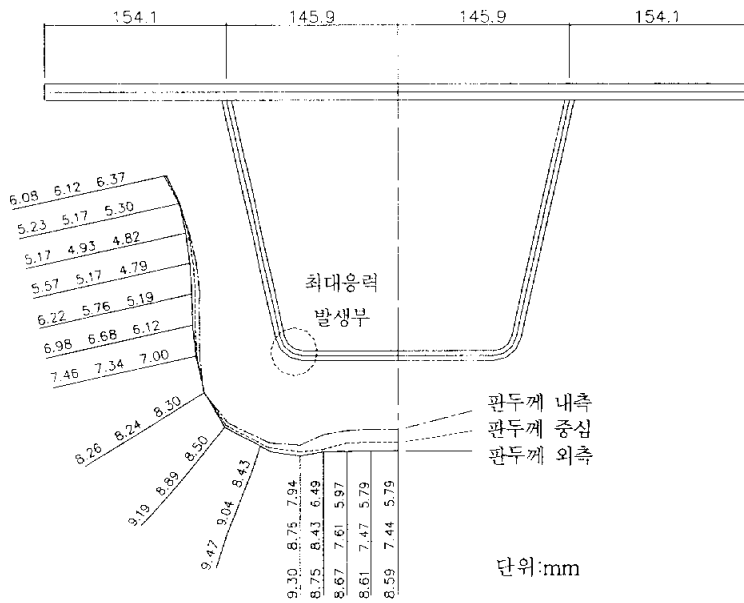
c) 단차 4mm

그림 3.3 단차 이음부 모델링 형상

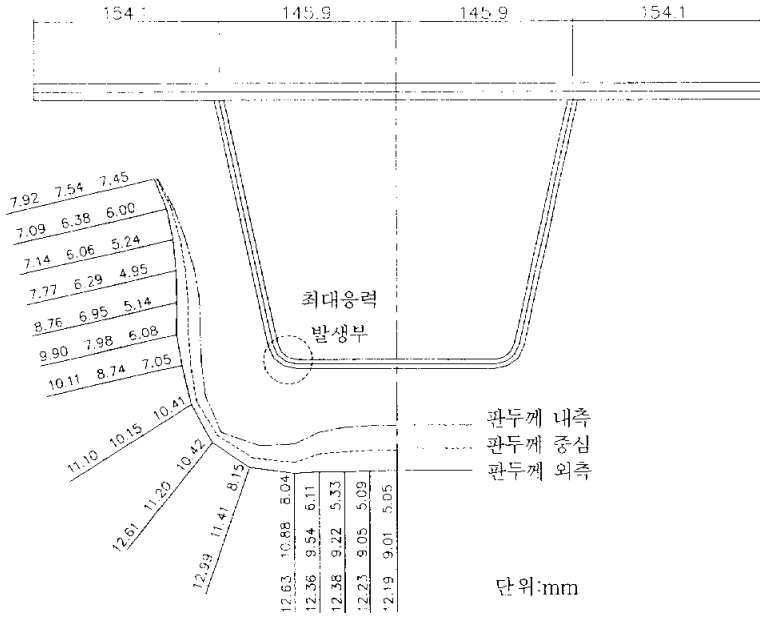
3.1.2 해석결과

단차 $\delta=0\text{mm}$, 2mm , 4mm 모델에 대한 응력해석 결과 3개의 모델 모두 U리브의 하면 우각부에서 응력이 가장 크게 나타났다. 그림 3.4 a), b) 및 c)는 단차 $\delta=0, 2, 4\text{mm}$ 에 대해 중앙단면에서 x방향으로 22mm 떨어진 곳의 응력(σ_x)을 각각 나타낸다. 그림 3.4의 a), b) 및 c)에서 알 수 있는 바와 같이 U리브의 하면 우각부에는 박판 꺾단면구조에서 생기는 것과 동일하게 전단변형에 의한 shear lag가 생기는 것을 알 수 있다^{19),23)}.

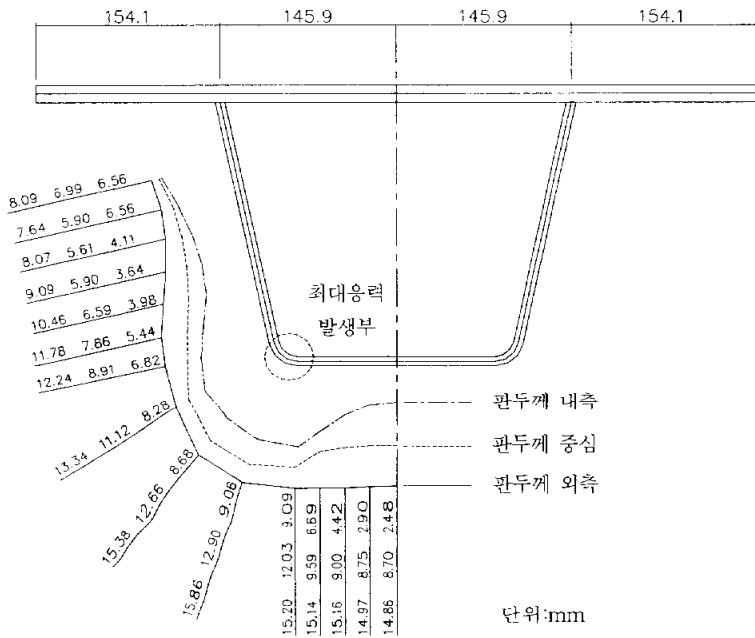
그림 3.5는 그림 4.4의 a), b) 및 c)에서 단차별(0mm , 2mm , 4mm) 우각부의 응력 중 가장 큰 값을 나타낸다. 그림 3.5에서 알 수 있는 바와 같이 단차가 커질수록 응력이 크게 발생하였다.



a) 단차 0mm



b) 단차 2mm



c) 단차 4mm

그림 3.4 단차 0, 2, 4mm 모델 응력도

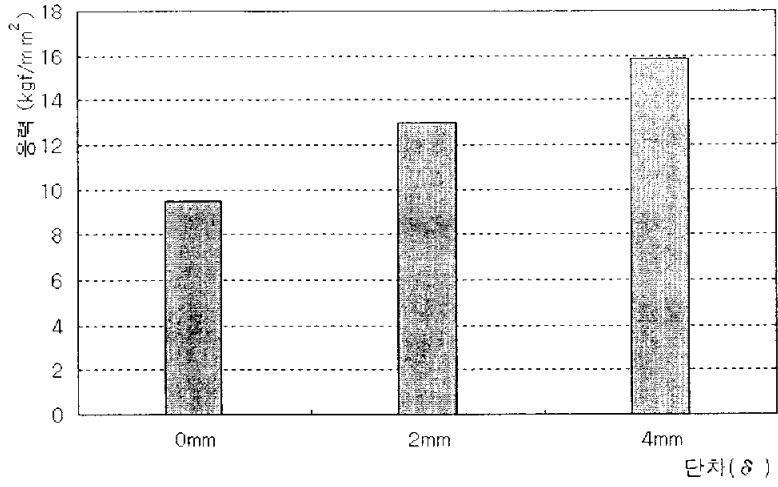


그림 3.5 U리브 우각부 단차별 응력

3.2 정하중 실험 및 피로실험 결과

3.2.1 시험체의 제작조건

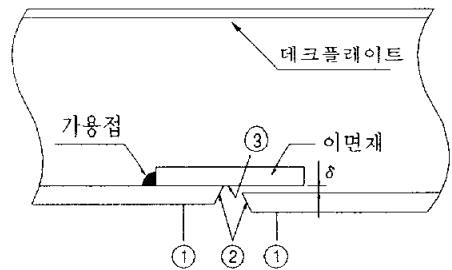
실험에 대해서는 참고문헌에서 제시한 실험결과를 인용하고 실험결과를 분석하였다^{25),26)}. 실물대모형 시험체의 데크플레이트 두께는 12.0mm, U리브 두께는 6.0mm, 사용재료는 통상 강교에서 사용되는 SM400이다. 그림 3.6에 실물대모형 시험체의 형상을 나타내며, 상세 A에 현장용접이음부 단차 형상을 나타낸다. 용접이음부의 용접자세는 현장용접을 재현하기 위해 데크플레이트를 상면으로 하여 상향자세로 실시하였다. 표 3.1에 시험체 용접이음부 표면처리 조건 및 용접이음부 단차 위치를 나타낸다. 시공 후 열처리는 하지 않고, 비드의 마무리는 도로교 시방서에 규정한 불량부 이외에는 그라인딩을 실시하지 않았다. 방사선투과시험은 용접완료후 깊이 0.3mm를 넘는 언더컷이 없는 것을 외관조사로 확인한 후 그림 3.7에 표시한 요령으로 실시하였다. 표 3.2에 시험체의 방사선투과시험 결과를 나타낸다.

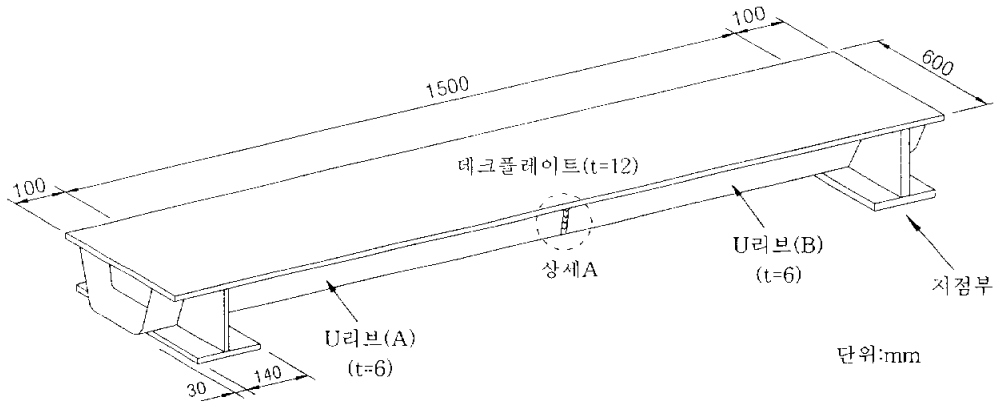
표 3.1 시험체 용접이음부 표면처리 조건

SP.	δ (mm)	Condition of the surface treatment			Remark
		①	②	③	
A-1	0.0	mill scale	without painting	without painting	non-defect
A-2	0.0	"	"	"	defect
A-3	0.0	"	"	"	non-defect
A-4	0.0	"	"	"	"
B-1	2.0	"	"	"	"
B-2	4.0	"	"	"	"
C	0.0	I.Z.P.(15 μ)	"	I.Z.P.(15 μ)	defect
D	0.0	"	rust	"	"
E	0.0	"	rust&moisture	"	"
F-1	0.0	"	rust proof	rust proof	"
F-1	0.0	"	"	"	"
G	0.0	"	I.Z.P.(30 μ)	"	"
F-1	0.0	mill scale	without paint	without paint	"
F-2	0.0	"	"	"	"

I.Z.P. : 아연도금 페인트

δ : 단차위치





상세 A

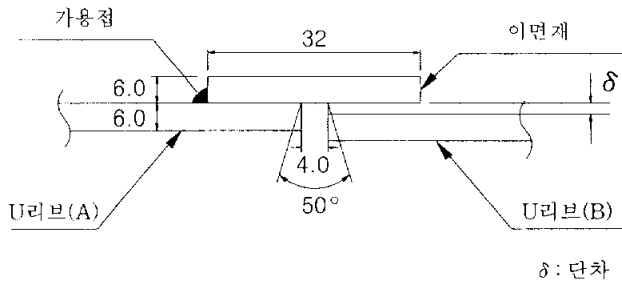


그림 3.6 강상판 U리브의 현장용접이음부 형상

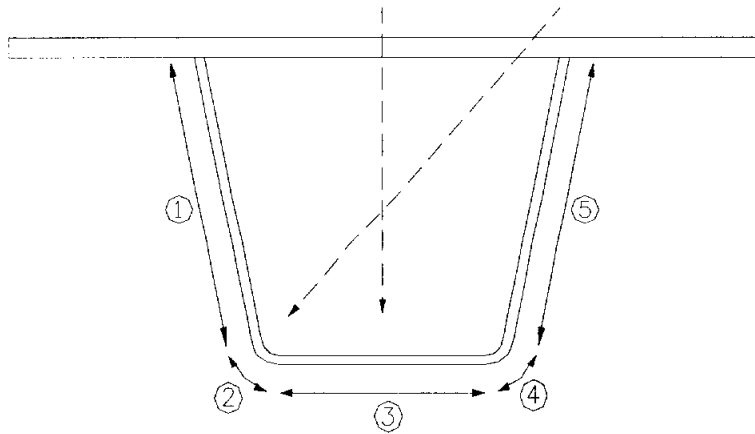


그림 3.7 방사선투과시험 방향

표 3.2 방사선투과시험 결과

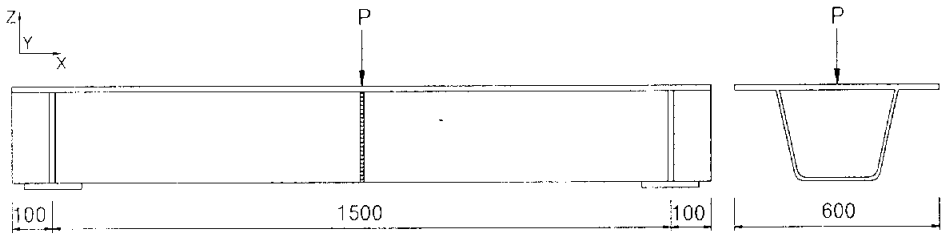
SP	Film No.				
	①	②	③	④	⑤
A-1	1	1	1	1	1
A-2	3P	1P	2P	1	1
A-3	1	1	1	1	1P
A-4	1	1P	1	1	1
B-1	1	1	1	1	1
B-2	1	1	1	1	1
C	2P	1	1	1	1
D	4S	2P	1	1	2P
E	1P	2P	4S	4P	1P
F-1	1	2P	1	1	4S
F-2	1	2S	1	1	1
G	4P	1	2P	2P	4P
H-1	2P	1S	2P	1	1P
H-2	2P	2P	1S	2P	1

P : 1종 결함

S : 2종 결함

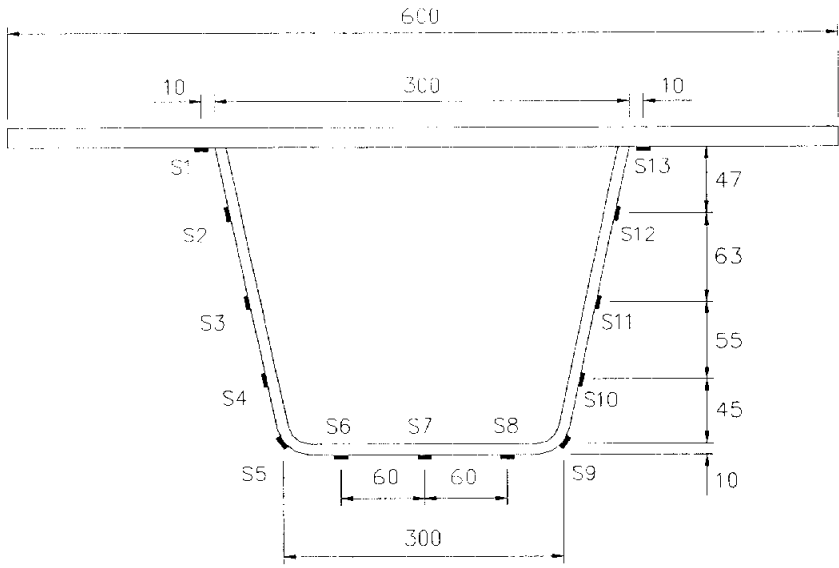
3.2.2 정하중 실험결과

유압 servo 피로시험기(최대재하하중 20t)를 이용하여 시험체 A-4에 대해 정하중실험을 실시하였다. 그림 3.8에 하중 부하 위치를 나타낸다. 시험체에는 그림 3.9와 같이 스트레인 게이지를 시험체 중앙부에서 20mm 떨어진 곳에 부착하고 3점 휨 실험을 실시하여 응력분포상태를 조사하였다. 3점 휨 실험에서 $\Delta P=16t$ 을 부하하였을 경우 U리브 하면에 작용하는 응력은 $\sigma_{max}=16.58kg/mm^2$, $\sigma_{min}=1.84kg/mm^2$, $\Delta\sigma=14.74kg/mm^2$ 이다. 그림 3.10에는 $\Delta\sigma=14.74kg/mm^2$ 부하하였을 때 스트레인 게이지에 의한 시험체 A-4의 축방향 응력분포상태를 나타낸다. 그림 3.10에서 알 수 있는 바와 같이 U리브 하면 우각부에 응력이 크게 나타났다. 이것은 전단변형에 의한 shear lag가 발생하기 때문이라고 여겨진다¹⁹⁾.



단위:mm

그림 3.8 하중 부하위치



단위:mm

그림 3.9 스트레인 게이지 부착위치

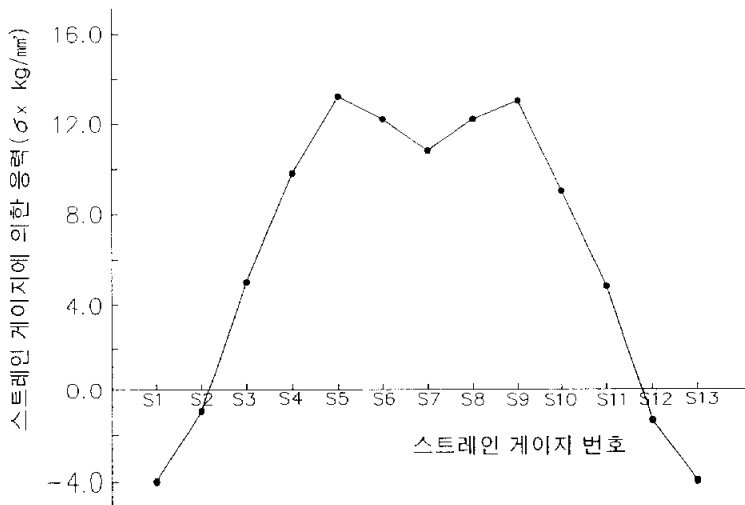


그림 3.10 정적실험에 의한 시험체 A-4의 응력

3.2.3 피로실험결과

1) 부하하중

부하하중은 일본의 경우 U리브의 지간이 일반적으로 3m이며, T-20(일본의 1등급)인 경우 후륜 1개의 하중이 8.0t이므로 휨모멘트는 $6.0t \cdot m$ 이다. 따라서 $\Delta P=16.0t$ 의 하중진폭에 대해 U리브 하면에 작용하는 응력 σ_{max} , σ_{min} 및 $\Delta\sigma$ 는 각각 $16.58kg/mm^2$, $1.84kg/mm^2$, $14.74kg/mm^2$ 이다. 또한 파괴되지 않는 시험편에 대해서는 하중은 50% 할증하여 하중진폭(ΔP)을 24.0t으로 하였으며, 이때 U리브 하면에 작용하는 응력 σ_{max} , σ_{min} 및 $\Delta\sigma$ 는 각각 $23.95kg/mm^2$, $1.84kg/mm^2$, $22.11kg/mm^2$ 이다. 부하파형은 일정응력의 정현파이다.

2) 피로수명

표 3.3에 시험체의 피로균열발생수명 및 파단수명을 나타낸다. 표 3.3에서 알 수 있는 바와 같이 용접이음부의 단차에 따라 피로수명은 달라진다. 즉 단차가 크면 피로수명은 단축되고, 단차가 적으면 피로수명이 길어짐을 알 수 있다. 그림 4.11에는 표 3.3 시험체의 3점 휨 피로시험에 대한 S-N선도를 나타내며, 그림에서 \bullet 표시는 표 3.3의 파단수명을 플롯한 결과를 나타낸다²⁵⁾. 그림에서 알 수 있는 바와 같이 동일한 응력을 부하하였지만 시험편의 파단수명이 다른 것을 알 수 있다.

표 3.3 시험체의 균열발생수명과 파단수명

SP.	δ (mm)	ΔP (t)	$N_i \times 10^4$ (cycle)	$N_f \times 10^4$ (cycle)
A-1	0.0	16	400~450	586.7
A-2	0.0	24		83.3
A-3	0.0	16		300이상
A-4	0.0	16		280이상
B-1	2.0	16	60~80	140.0
B-2	4.0	16	~20	38.2
C	0.0	16	260~280	322.0
D	0.0	16	60~100	169.0
E	0.0	16	100~120	146.1
F-1	0.0	16	240~260	348.8
F-2	0.0	16		320이상
G	0.0	16	160~180	264.5
H-1	0.0	16	100~120	190.4
H-2	0.0	24		62.9

δ : 단차, N_i : 균열발생수명, N_f : 파단수명

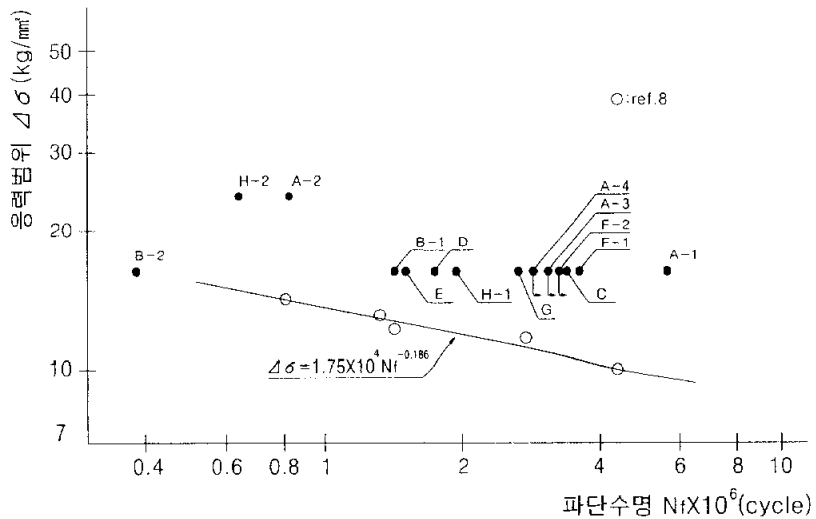


그림 3.11 시험체의 파단수명에 대한 S-N선도

3.2.4 파단면 형상

파단된 시험체에 대해 초기균열발생점 및 균열전파방향을 조사하였다. 그림 3.12은 시험체 B-1의 초기균열발생부를 나타낸다. 그림에서 알 수 있는 바와 같이 초기균열은 U리브 우각부의 내측에서 발생하여 외측으로 진전하여 좌우로 전파되었다.

피로균열이 U리브 하면 우각부에서 발생한 것은 실물대모형에 대한 응력해석 및 정하중 실험에서 우각부의 응력이 크기 때문이라고 여겨진다.

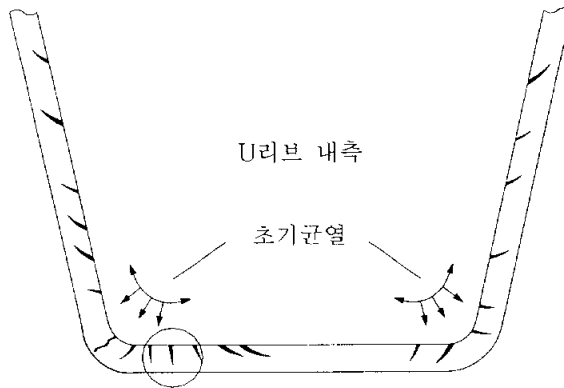


그림 3.12 시험체 B-1 초기균열발생부

그림 3.13에는 그림 3.12의 ○표한 곳의 파면을 주사형전자현미경 (SEM)으로 관찰한 피로균열전파방향을 나타낸다. 그림에서 알 수 있는 바와 같이 균열은 내측에서 외측으로 진전하면서 좌우로 전파된 것을 알 수 있다. 그림 3.13에서 파도물결 같은 모양은 striation pattern으로 일정 반복하중을 받는 강제에서 나타나는 균열전파 방향을 나타낸다²⁷⁾.

그림 3.14은 시험체 C의 파단 우각부 마크로 단면을 나타낸다. 그림 3.14에서 알 수 있는 바와 같이 용착금속 내에 블로우홀이 존재하여도 피로균열은 모재측 루트부에서 발생하였음을 알 수 있다.

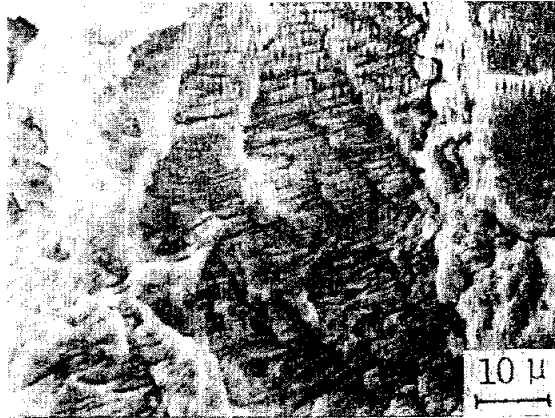


그림 3.13 시험체 B-1 U리브 하면 파단부 Striation Pattern

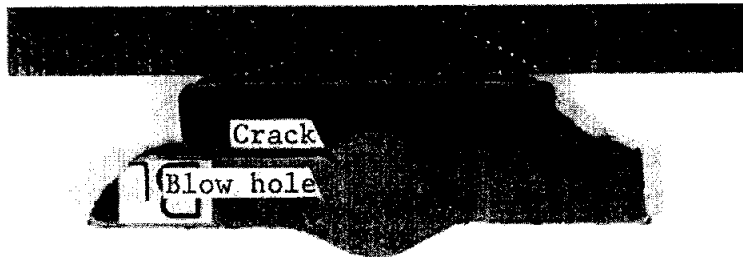


그림 3.14 시험체 C의 파단 우각부 단면마크로

또한 균열전파방향을 비치마크로 관찰하였다. 그림 3.15은 시험체 E의 U리브 하면 우각부 파단면의 비치마크를 나타내고, 그림 3.16에는 하중반복횟수를 각각 나타낸다. 그림 3.11의 표에서 (I)은 총 하중반복횟수를, (II)는 비치마크를 넣기 위해서 반감기를 뺀 유효하중반복횟수를 나타낸다. 비치마크에 의한 균열전파방향과 하중반복횟수와의 관계를 정리하면 다음과 같다.

(1) 피로균열은 이면재가 부착된 모재측 루트부에서 발생하였으며 하중

반복횟수는 60~80만회이었다.

- (2) 피로균열이 이면재가 부착된 모재측 루트부에서 발생하여 용접비드 표면층까지 전파되는 횟수는 약 60만회정도이었다.
- (3) 피로균열이 이면재가 부착된 모재측 루트부에서 발생한 것은 실물대 모형에 대한 응력해석에서 모재측 루트부의 응력이 크기 때문이라고 여겨진다.

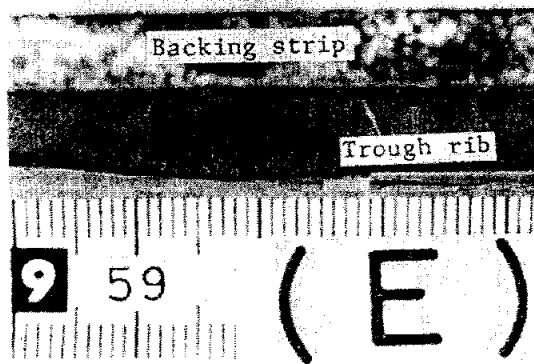
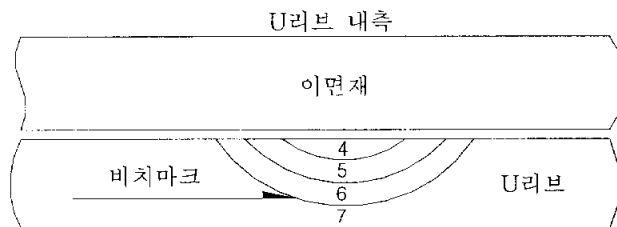


그림 3.15 시험체 E의 U리브 하면 우각부 비치마크



Cycle $\times 10^4$

	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

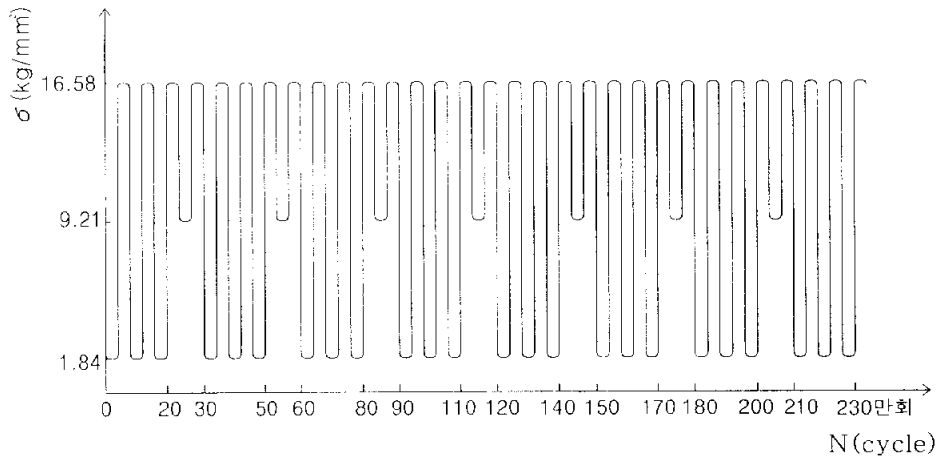


그림 3.16 하중반복횟수

4. 실물대모형 응력해석과 실험의 결과 고찰

1) 실물대모형에 대해 단차를 0, 2, 4mm로 변화시켜 응력해석을 실시하였다. 응력해석에서 그림 3.4와 같이 모든 모델(단차 0, 2, 4mm)에 동일하게 U리브의 하면 우각부에 응력이 크게 나타나는 것을 알 수 있었다. 이는 U리브 하면 우각부에 박판폐단면구조에서 발생하는 것과 동일하게 전단변형에 의해 전단지연(shear lag)이 발생하였기 때문이라고 여겨진다. 또한 단차가 증가함에 따라 용접이음부에서 응력이 현저히 증가하는 것을 알 수 있다. 응력해석결과 단차가 0.0mm에서 2.0mm로 증가함에 따라 U리브 하면 우각부의 응력이 37%정도 증가하는 것을 알 수 있다. 따라서 U리브를 강상판에 적용하는 경우, 핵심(core)이 두께의 1/6인 것을 고려하여 U리브의 두께가 8mm일 때 약 1.0mm이하로 억제하여야 한다. 일본 도로교시방서·동해설에는 U리브 용접이음부의 단차를 1.0mm 이내로 규정하고 있다²⁸⁾.

2) 정하중실험에 의한 실물대모형 시험체의 응력분포상태를 조사한 결과, U리브의 하부 우각부에 응력이 크게 나타났다. 이것은 응력해석에서의 결과와 일치하는 것으로, 전단변형에 의한 전단지연(shear lag)의 영향이라고 여겨진다.

3) 단차(0, 2, 4mm)가 존재하는 실물대모형 시험체에 대한 피로실험에서 단차가 커질수록 피로수명이 작아지는 것을 알 수 있었다. 이것은 응력해석에서 단차가 커질수록 응력이 크게 발생하기 때문이라고 여겨진다.

4) 주사형전자현미경(SEM) 및 단면마크로를 이용하여 시험체의 파단면

을 관찰한 결과, 피로균열은 모재측 루트부에서 발생하여 용접비드 표면측으로 전파하는 것을 알 수 있었다. 또한 용착금속 내에 블로우홀이 존재하여도 피로균열은 모재측 루트부에서 주로 발생하는 것을 알 수 있었다. 이것은 응력해석에서 모재측 루트부의 응력이 가장 크게 나타났기 때문이라고 여겨진다.

5. 결 론

강교량의 강상판에서 많이 사용되는 U리브를 현장용접이음을 실시할 경우, 시공오차로 인한 단차가 발생한다. 따라서 단차의 영향을 조사하기 위해 단차(0, 2, 4mm)가 존재하는 실물대모형 모델에 대해 응력해석을 실시하였으며, 실물대모형 시험체를 제작하여 3점 휨 정하중실험 및 피로실험을 실시하였다. 또한 주사형전자현미경(SEM) 및 단면마크로, 비치마크를 이용하여 초기균열 발생점 및 균열전파방향을 조사하였다. 본 연구에서 얻어진 결과를 요약하면 다음과 같다.

- 1) 실물대모형 모델(단차 $\delta = 0, 2.0, 4.0\text{mm}$)에 대한 응력해석을 실시한 결과, 단차 0, 2, 4mm 모델 모두 U리브의 하면 우각부에 응력이 크게 나타났으며, 단차가 크면 응력이 크고, 단차가 작으면 응력이 작게 나타났다.
- 2) 실물대모형 시험체에 대한 정하중 실험 및 피로실험에서 U리브 하면의 우각부에 응력이 크게 나타났으며, 피로실험에서는 단차가 크면 피로수명은 단축되고 단차가 적으면 피로수명은 길어지는 것을 알 수 있다. 이러한 결과는 응력해석에서 U리브 하면의 응력이 크고, 용접이음부의 단차가 크면 응력이 크고, 단차가 작으면 응력이 작기 때문이라고 여겨진다.
- 3) 주사형전자현미경(SEM) 및 단면마크로를 통한 피로균열 발생점 및 전파방향 관찰결과, 피로균열은 모재측 루트부에서 발생하여 용접비드 표면측으로 전파되었다. 또한 용착금속 내에 블로우홀이 존재하여도 피로균열은 모재측 루트부에서 발생하였다.

- 4) 비치마크에 의한 균열전파방향 관찰결과, 피로균열은 모재측 루트부에서 발생하였으며 하중반복횟수는 60~80만회이었으며, 피로균열이 모재측 루트부에서 발생하여 용접비드 표면측까지 전파되는 것을 알 수 있었다.

참 고 문 헌

- 1) Fisher. J. W., "Fatigue and Fracture in Steel Bridges-case studies", John Wiley, NewYork, 1984.
- 2) Maddox S. J., "The Fatigue behavior of Trapezoidal Stiffener to Deck Plate Welds in Orthotropic Bridge Deck", Department of the Environment, Supplement Report96 UC : Crownthorne (Transport and Road Research Lab.), 1974.
- 3) 조효남, 정지승, 민대홍, "자동화설계를 위한 강상판교의 해석모델," 한국강구조학회논문집, 제11권, 4호, 1999, pp.93~113.
- 4) Mose. F., Shiling. C. G. and Raju. K. S., "Fatigue Evaluation Procedure for Steel Bridges," National Cooperative Highway Research Program Report 299, 1987.
- 5) 中井 博, 北田俊行, "鋼橋設計の基礎", 共立出版株式會社, 1992.
- 6) 韓國鋼構造學會, "鋼道路橋의 設計", 鋼構造便覽, 第4卷, 1995.
- 7) S.P Timoshenko and J.N. Goodier, "Theory of Elasticity", McGraw-Hill. 1982.
- 8) T.Kano, S. Usuki and K. hasele, Theory of thin-walled curved member with shear deformation, Ingenieur-Archiv 51, 1982.
- 9) 김대성, "강상판 볼트 및 용접이음부의 피로수명 평가에 관한 연구", 부경대학교 석사학위논문, 2002.
- 10) 최동호, 최향용, "강바닥판 데크플레이트와 종리브 현장연결 스캘럽부의 피로강도 평가" 한국강구조학회 논문집, 제14권, 6호, 2002, pp.683~690.
- 11) 韓國鋼構造學會, "鋼構造의 接合", 鋼構造便覽, 第2卷, 1995.
- 12) Fisher, F. W., "Full-scale Fatigue Test of the Williamsburg Bridge Orthotropic Deck," ASCE Structures Congress, Chicago, IL, Proceedings Vol. 1, pp. 329-336, 1996.
- 13) Dong-Uk LEE, Kohsuke HORIKAWA and Yoshiaki Arata, 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.
- 14) 일본교량건설협회, "강교의 계획화 설계·시공," 과학기술, 1997,

pp.93~113.

- 15) A.C. Ugural and S.K. Fenster, "Advanced Strength and Applied Elasticity," Prentice-Hall PTR, 1995.
- 16) J. T. Oden and E. A. Ripperger, "Mechanics of Elastic Structures", Hemisphere Publishing Corporation and McGraw-Hill, 1981.
- 17) T.Kano, S. Usuki and K. hasele, "Theory of thin-walled curved member with shear deformation" , Ingenieur-Archiv 51, 1982.
- 18) C. P. Heins, "Bending and Torsional Design in Structural Members" , Lexington, 1975.
- 19) Hiroshi NAKAI, Chai Hong Yoo, "Analysis and Design of Curved Steel Bridges" , McGraw-Hill, 1988.
- 20) Charles C. Salmon and John E. Johnson, "Steel Structures" , HarperCollins, 1995.
- 21) 대한토목학회, "도로교설계기준·해설", 2003.
- 22) Harukazu OHASHI, Chitoshi MIKI, Naoki YANADORI and Shuichi ONO,, Structural Performance Study by Truck Loading on a Full-scale Test Specimen of Orthotropic Steel Deck with Thickened Deck Plate and Large Size Trough Ribs, JSCE, NO.647, I-51, pp. 295-303, 2000.
- 23) E.C. Hambly, "Bridge Deck Behavior" , E&FN SPON, 1991.
- 24) 건설교통부, "강도로교상세부 설계지침" , 1997.
- 25) Dong-Uk LEE, Fundamental Study on Improvement of Fatigue Strength of Welded Joint Trough Rib for Bridge Deck Plate. doctor's Thesis Osaka University, 1986.
- 26) Dong-Uk LEE and Kohsuke HORIKAWA, Fatigue Strength of Oneside Joint with Backing Strip, Japan Society of Civil Engineers, I-4, No.362, pp.231-237, 1985.
- 27) Japan Weling Society, Fractographic Atlas of Steel Weldments, pp.325-380, 1983.
- 28) 日本道路協會, "道路橋示方書·同解説" , 2002.

감사의 글

강구조연구실과 인연을 맺은지 3년이란 시간속에 땀과 눈물과 웃음속에서 본 논문의 결실을 이루게 되어 한없는 기쁨을 느끼며, 지금까지 저에게 아낌없는 사랑과 도움을 주신 분들께 미약하나마 감사의 마음을 전하고자 합니다.

먼저, 논문이 완성에 이르기까지 부족한 제자를 하늘만큼이나 넉넉한 마음으로 이해와 관용을 베풀어주시고 지도편달과 격려를 아끼지 않으신 이동욱 교수님께 진심으로 감사를 드립니다. 그리고 바쁜 일정속에서도 부족한 제자의 논문을 세심하게 조언해 주시고 심사해 주신 국송규 교수님, 이영대 교수님께 깊은 감사를 드립니다. 아울러 김상용 교수님, 김종수 교수님, 손인식 교수님, 장희석 교수님, 이종섭 교수님, 이종출 교수님, 김명식 교수님, 정진호 교수님, 이환우 교수님, 정두희 교수님, 이상호 교수님께도 깊은 감사를 드립니다. 또한 항상 저희 강구조연구실에 아낌없는 관심과 사랑을 베풀어주신 재료공학부 서원찬 교수님께도 깊은 감사를 드립니다.

논문이 완성되기까지 가족처럼 걱정해 주고 격려와 도움을 아끼지 않으신 민수형, 재원이형, 영표형, 창희형, 창민이형, 대성이형 그리고 부족한 나를 잘 따라준 용교, 지훈이, 민철이, 언철이, 창승이, 멀리 베트남에서 유학온 luan에게도 감사의 마음을 전합니다.

마지막으로 멀리 이국땅에 있지만 항상 든든한 후원자가 되어준 큰형 내외와 작은형에게도 감사하다는 말을 전하며, 부족한 자식을 위해 믿음과 사랑으로 보살펴주신 부모님께 사랑한다는 말을 전합니다.