

# 비충전 및 충전 원형기둥-상자형보 접합부의 응력분포특성

## Stress Distribution Behavior of Hollow and Filled Circular Column-Box Beam Connections

황 원 섭<sup>1)</sup> · 박 용 명<sup>2)</sup> · 최 원 경<sup>3)</sup> · 김 영 필<sup>4)</sup>

Hwang, Won Sup · Park, Yong Myung · Choi, Won Kyong · Kim, Young Pil

**요 약** : 본 연구에서는 원형기둥과 상자형보로 이루어진 접합부의 응력분포에 관하여 검토하였다. 접합각도를 변수로 하는 총 12개의 비충전 및 충전 원형기둥-상자형보 접합부에 대한 실험을 수행하였다. 접합부의 수직 및 전단응력 분포특성을 파악하기 위해 우선 기존 설계식에서 주로 사용하고 있는 환산깊이  $d_c'$  및 추가적인 환산깊이를 도입하여 검토하였고 이를 적용하여 계산한 응력값을 실험값과 비교·검토하였다. 그 결과 비충전 및 충전접합부의 수직 및 전단응력 실험값은 설계식에 의한 값과 많은 차이점을 나타냄을 알 수 있었고, 환산깊이  $d_c'$ 은 접합각도가 커질수록 급격히 감소하여 설계식에 적용하기에는 한계가 있음을 확인하였다. 또한 충전 접합부가 비충전 접합부에 비해 작은 응력값을 나타냈으며 충전접합부의 실험값을 비충전 접합부의 응력산정 방법을 준용하는 현행 설계식의 값과 비교·분석하였다.

**ABSTRACT** : This study present the stress distribution of circular column-box beam connection in steel piers. Experiments were carried out for hollow and concrete filled connections, depending on the joint angle. To determine vertical and shear stress distribution, this study examined the equivalent web depth  $d_c'$  that is mainly used in existing design equation. Likewise, an additional equivalent web depth was introduced. Stress values that were calculated using equivalent web depth were also compared with the test stress value. Results showed that stresses of hollow and filled connections have great differences. However,  $d_c'$  has a limitation for some joint angles. Likewise, stress of filled connection was less than that of the hollow connection. The test value of filled connection was also compared with design equations that were introduced from the hollow connection.

**핵심용어** : 원형기둥-상자형보 접합부, 환산깊이, 응력분포, 전단지연

**KEYWORDS** : circular column-box beam connection, equivalent web depth, stress distribution, shear lag

### 1. 서론

원형기둥 강재교각은 상자형교각에 비하여 단면성능과 미관이 우수하며, 그 내부에 콘크리트를 충전하는 경우 내진성능과 국부좌굴 방지에 의한 강도의 상승과 하중 분담으로 인한 응력감소 등의 효과를 기대할 수 있는 장점을 가지고 있다. 그러나 이와 같은 강재교각의 도입을 위해서는 합리적인 설계법의 수립이 필요하다고 할 수 있으며, 특히 접합부에서 큰 단면력이 작용할 가능성이 있는 영역의 거동특성에 대해 검토하는 것이 중요하다고 할 수 있다. 접합부(이하 비충전

접합부)의 응력평가에 관한 대표적인 연구로서는 Okumura (奥村)<sup>(1)</sup>의 연구를 들 수 있다. 여기서는 기둥과 보가 서로 교차하는 패널부(panel zone)에서의 전단응력 평가방법과 전단지연(shear lag) 현상을 고려한 보 플랜지에서의 수직응력 평가방법등을 제안하고 있다. 원형기둥-상자형보 접합부의 응력을 산정하는데 있어서는 원형기둥을 상자형단면으로 치환하여 접합부에 작용하는 집중력을 구하도록 하고 있다. 그러나 원형기둥에 대한 상자형보 북부판의 접합각도가 증가할수록 플랜지에 작용하는 집중력이 증가하여 패널부에서의 전단응력과 보 플랜지에서의 전단지연응력이 과도하게 평가되는

- 1) 정희원, 인하대학교 토목공학과 부교수, 공학박사
- 2) 정희원, 부산대학교 토목공학과 조교수, 공학박사
- 3) 정희원, 포항산업과학연구원 토목구조연구팀, 선임연구원
- 4) 학생회원, 인하대학교 토목공학과, 박사과정

본 논문에 대한 토의를 2002년 12월 31일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

문제점이 있으며, 원형기둥 접합부의 응력분포특성을 적절히 반영치 못하고 있다. 한편 콘크리트 충전 접합부(충전 접합부)에서는 하중분배 현상으로 응력감소등을 기대할 수 있으나 아직까지는 비충전 접합부의 응력산정방법을 준용하여 설계하도록 하고 있으며<sup>(2),(3)</sup> 실험적 데이터 또한 전무한 실정에 있다.

따라서 본 연구에서는 비충전 및 충전 원형기둥 접합부의 실험을 통해서 비충전 및 충전 접합부의 응력분포에 관한 실험 데이터를 정리하고, 원형기둥과 상자형보의 수직 및 전단 응력과 패널부의 전단응력 분포특성을 파악하며, 원형단면을 상자형단면으로 치환하여 응력을 산정하는데 있어서 그 타당성에 대해 검토하고자 한다.

## 2. 원형기둥 접합부의 응력

현행의 접합부의 설계법<sup>(2),(3)</sup>은 Okumura(奥村) 등의 연구를 기초로 하여 접합부에서의 작용력을 구하는 것으로 하고 있다. 이는 플랜지로부터 전달되는 집중력을 계산하기 위하여 원형기둥을 상자형 단면으로 치환하는 방법으로서 이때의 환산깊이  $d'_c$ 은 그림 1(b)에 나타난 바와 같이 정하고 있다. 따라서 이를 이용하여 보 및 기둥의 내·외측 플랜지에 작용하는 집중력은 식 (1)과 같이 나타낼 수 있다.

$$F_{ob} = \frac{M_b}{d_b} - \frac{N_b}{2}, F_{ib} = \frac{M_b}{d_b} + \frac{N_b}{2}$$

$$F_{oc} = \frac{M_c}{d_c} - \frac{N_c}{2}, F_{ic} = \frac{M_c}{d_c} + \frac{N_c}{2} \quad (1)$$

### 2.1 원형기둥의 응력

원형기둥의 원주방향으로 발생하는 전단응력의 분포는 그림 2에 나타난 바와 같이 단면중심으로부터의 거리  $y$ 에 따라

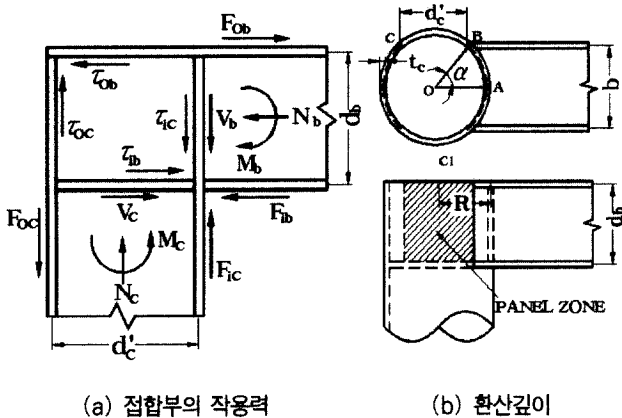


그림 1. 원형기둥 접합부의 단면치환

변화하는 포물선형상이 되며, 이때의 전단응력  $\tau_c$ 는 식 (2)로부터 구할 수 있다.

$$\tau_c = \frac{F_{ib} - S_c}{\pi R t_c} \sqrt{1 - \left(\frac{y}{R}\right)^2} \quad (2)$$

여기서  $t_c$  : 원형기둥의 두께

$y$  : 원형기둥의 중심축으로부터의 거리

$R$  : 원형기둥의 반경

또한 원형기둥의 수직응력  $\sigma_c$ 는 축방향력과 휨모멘트에 의한 응력을 더한 값이 되며 다음과 같이 주어진다.

$$\sigma_c = \frac{M_c \cdot y_c}{I_c} + \frac{N_c}{A_c} \quad (3)$$

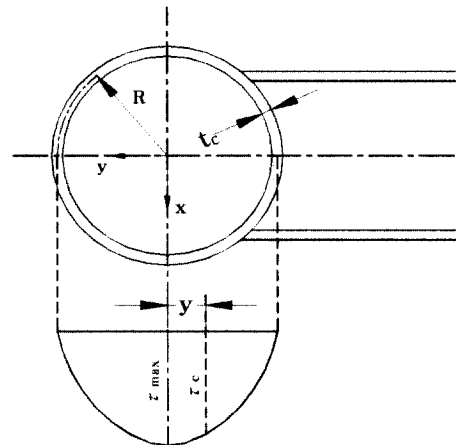


그림 2. 원형기둥의 전단응력 분포

원형기둥의 원주방향으로 발생하는 전단응력의 분포는 그림 2에 나타난 바와 같이 단면중심으로부터의 거리  $y$ 에 따라

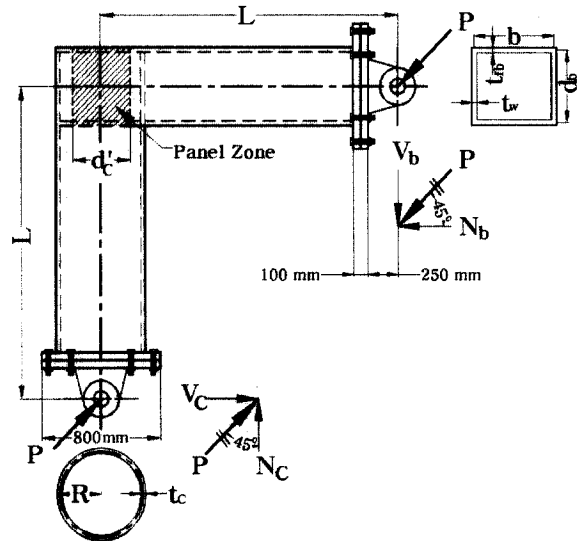


그림 3. 시험체의 구조상세

여기서  $I_c$  : 원형기둥의 단면2차 모멘트

$y_c$  : 원형단면의 도심으로 부터의 거리

$A_c$  : 원형기둥의 단면적

### 2.2 상자형보의 수직응력

원형기둥에 접합되는 상자형보의 내측 플랜지에는 기둥으로 부터의 내부 집중력이 전단력으로 작용함으로써 전단지연 (shear lag) 현상이 발생하게 된다. 따라서 내측플랜지에서 의 최대수직응력을 평가하는데 있어서는 휨 모멘트와 축방향 력에 의한 평균수직응력 이외에 다음과 같은 전단지연응력  $\sigma_s$ 를 고려하여야 한다.

$$\sigma_s = \frac{b}{d_b} \cdot \frac{F_{ic}}{A_{wb}} \cdot S_s \quad (4)$$

식 (4)에서  $A_{wb}$ 는 보의 복부판 단면적을 나타내며,  $F_{ic}$ 는 그림 1(a)에 나타낸 바와 같이 원형기둥을 상자형단면으로 치환하여 구한 내부집중력이 된다. 또한  $S_s$ 는 전단지연 파라메타로서 도표<sup>(2),(3)</sup>로부터 구하도록 하고 있다.

### 2.3 패널부의 전단응력

원형기둥 접합부에서는 보와 기둥이 교차하는 부분이 곡면을 이루고 있으므로 상자형단면 접합부의 경우와 같이 패널부의 범위를 정하는 것이 곤란하게 된다. 따라서 이상에서 서술한 환산길이  $d_c'$ 를 이용하여 그림 2에 표시한 부분을 패널부로 정의하여 상자형 단면으로 치환한 후 평균전단응력  $\tau_{ave}$ 를 식 (5)와 같이 구하는 것으로 하고 있다.<sup>(4),(5)</sup>

$$\tau_{ave} = \frac{V}{2t_c d_b d_c'} \left( L - \frac{d_b + d_c'}{2} \right) \quad (5)$$

위 식에서 전단력  $V$ 는 접합부의 길이  $L$ 이 일정한 경우에는  $V = V_b = V_c$ 가 된다.

한편 충전 원형기둥 접합부의 응력평가에 있어서는 콘크리트 단면의 하중분담효과에 의한 응력 감소를 고려하여 상자형 보 플랜지의 전단지연응력  $\sigma_s$ 를 무시할 수 있는 것으로 하고 있으며 그 외의 응력계산에 있어서는 이상에서 서술한 비충전 접합부의 평가식을 따르는 것으로 하고 있다.

## 3. 실험개요

### 3.1 시험체 제원

시험체는 그림 1에 나타낸 바와 같이 원형기둥과 상자형보로 이루어진 강재라멘교각 접합부를 대상으로 하였다. 이러한 접합부에서는 축방향력보다 휨모멘트가 지배적으로 작용하게 되므로 그림 4와 같이 시험체를 설계하는 것으로 하였으며 기둥과 보의 길이  $L$ 을 동일하게 하였다. 또한 시험체는 그림 1에서의 접합각도  $\alpha$ 를  $40^\circ \sim 70^\circ$ 까지 변화시킨 비충전 시험체 (NC 시리즈)와 충전 시험체(CC 시리즈)를 각각 6개씩 제작하였고 표 1, 표 2는 각 단면제원을 나타낸다. 또한 충전시험체는 비충전 영역의 국부변형 방지를 위해 완전 충전하였다.

표 3은 재료의 인장시험결과를 정리한 것이다. 각 시험편은 KS규격에 따라 비충전 접합부 8개, 충전 접합부 8개를 제작하여 인장실험을 행하였으며, 이는 현행 도로교시방서<sup>(6)</sup>에서 규정하고 있는 SS400강재의 기준항복점  $\sigma_y$  및 인장강도  $\sigma_u$  ( $\sigma_y = 24 \text{ kgf/mm}^2$ ,  $\sigma_u = 41 \sim 52 \text{ kgf/mm}^2$ )를 만족하고 있음을 알 수 있다. 또한 충전 접합부의 보와 기둥부 콘크리트의 압축강도  $\sigma_c$ 는 각각  $256 \text{ kgf/cm}^2$ 와  $385 \text{ kgf/cm}^2$ 로서 콘크리트의 설계기준강도  $\sigma_{ck} = 240 \text{ kgf/cm}^2$ 를 만족하였다.

### 3.2 실험방법 및 게이지 위치

그림 4, 5는 각각 재하장치의 개요 및 게이지 부착 및 변위계

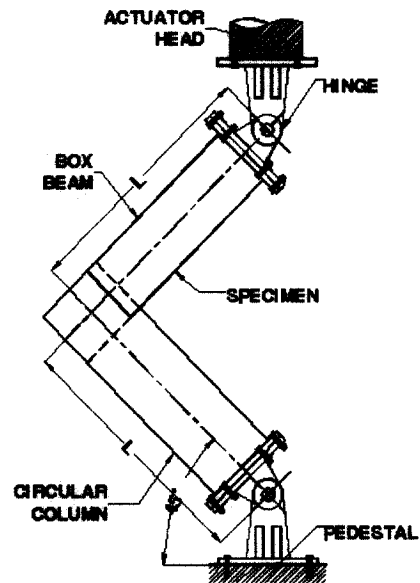


그림 4. 재하장치의 개요

(a) 측면

(b) 정면

그림 5. 게이지의 설치

표 1. 비충전 접합부 시험체 제원

시험체명	$\alpha$ (deg.)	$R$ (mm)	$t_c$ (mm)	$t_b$ (mm)	$t_w$ (mm)	$d_b$ (mm)	$d_c'$ (mm)	$L$ (mm)	$b$ (mm)
NC-40	40	290	11.83	11.83	11.83	485	444	1997	377
NC-45	45	291	11.82	11.82	11.82	486	410	1995	416
NC-50	51	286	11.91	11.91	11.91	484	359	1994	445
NC-55	56	287	11.81	11.81	11.81	486	320	1991	486
NC-60	60	292	11.86	11.86	11.86	486	293	1995	504
NC-70	69	293	11.88	11.88	11.88	488	212	1995	547

표 2. 충전 접합부 시험체 제원

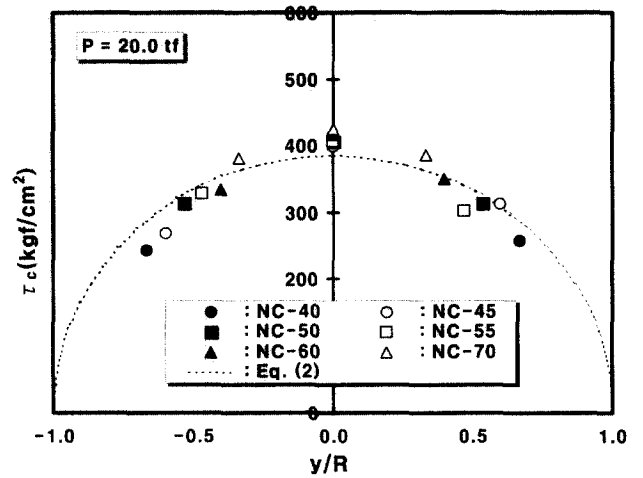
시험체명	$\alpha$ (deg.)	$R$ (mm)	$t_c$ (mm)	$t_b$ (mm)	$t_w$ (mm)	$d_b$ (mm)	$d_c'$ (mm)	$L$ (mm)	$b$ (mm)
CC-40	40	293	11.98	11.98	11.98	486	448	2000	375
CC-45	45	293	11.92	11.92	11.92	486	412	2000	411
CC-50	51	292	12.02	12.02	12.02	486	367	1999	457
CC-55	56	294	12.00	12.00	12.00	486	328	2000	487
CC-60	60	292	11.99	11.99	11.99	485	294	1997	505
CC-70	69	291	11.94	11.94	11.94	487	210	1996	547

표 3. 재료의 기계적 성질

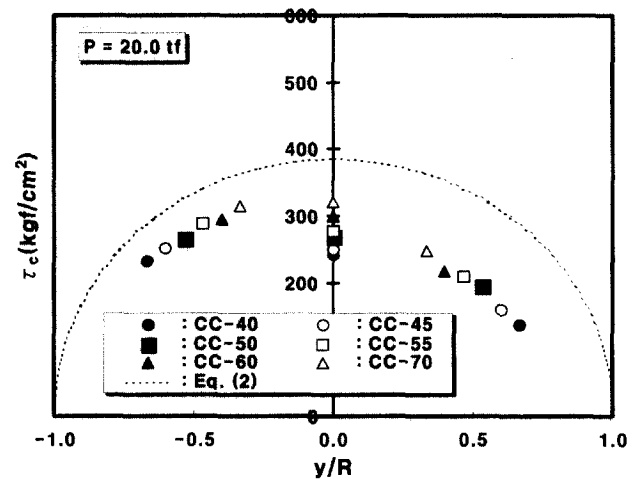
구분	$\sigma_y$ (kgf/cm <sup>2</sup> )	$\sigma_u$ (kgf/cm <sup>2</sup> )	$E$ ( $\times 10^6$ kgf/cm <sup>2</sup> )	$\frac{\sigma_y}{\sigma_u}$	강종
NC series	2916	4730	2.04	0.62	SS400
CC series	3090	4640	2.04	0.67	SS400

설치사진을 나타낸 것이다. 시험체 양단은 힌지를 설치하여 지지하였으며, 상단의 힌지는 UTM의 액츄에이터와, 하단의 힌지는 재하대와 볼트로써 고정하였다. 재하장치의 용량은  $\pm 300$  ton이며 최대 스트로크는  $\pm 300$  mm 이다. 변형을 계

이지는 보와 기둥의 교차점으로부터  $b/2$  까지의 거리를 접합부 범위로 하여 일정한 간격으로 설치하였다. 그림 6은 기둥내측과 패널부에서의 대표적인 게이지의 상대적 위치를 나타낸 것이다. 접합각도에 따라 패널부의 환산깊이와 플랜지의 폭 뿐만 아니라 원형기둥에 상자형 보의 복부판이 접합되는 폭 등은 변화하게 되므로 게이지의 절대적인 위치는 변화하게 된다. 그림 6(a)는 접합부에 부착된 예서 LINE 1과 LINE 2는 각각 상자형보 하부플랜지와 원형기둥 내측에서의 수직 응력분포를 검토하기 위한 것이다. 또한 그림 6(b)의 LINE 3은 패널부의 전단응력 분포를 측정하기 위한 것이며 LINE 4는 원형기둥의 원주방향 전단응력을 검토하기 위해 설치한 것이다.



(a) 비충전 접합부



(b) 충전 접합부

그림 6. 대표적인 변형률 게이지의 위치

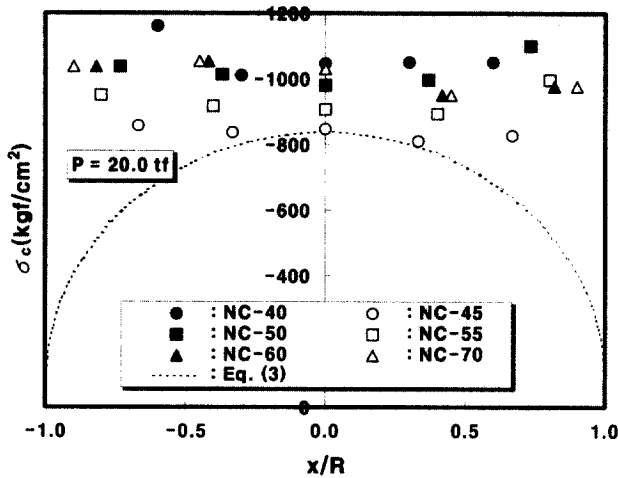
#### 4. 실험결과 및 고찰

##### 4.1 원형기둥의 응력분포

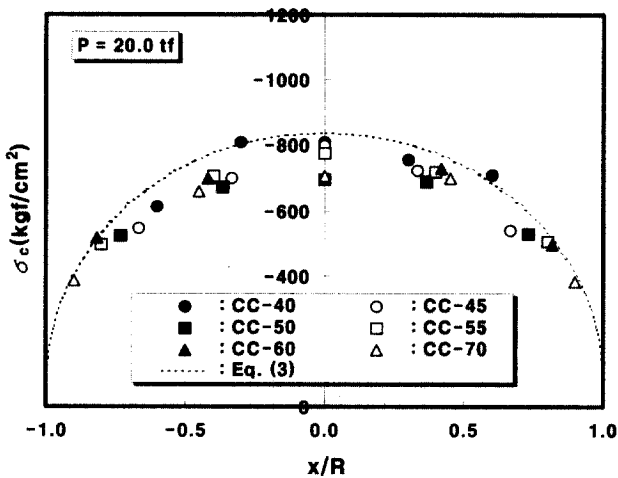
그림 7은 원형기둥의 원주방향(LINE 4)의 직경에 대한 상대위치( $y/R$ )와 실험으로부터 구한 전단응력  $\tau_c$ (LINE 4)와의 관계를 나타낸 것이다. 그림 7(a)로부터 비충전 접합부 원형기둥에서 발생하는 전단응력의 분포는 도심으로부터의 거리  $y$ 가 증가할수록 식 (2)에 의한 이론값에 비하여 약간씩 감소하는 것을 알 수 있다. 그러나  $y=0$ 인 점(LINE 4의 ②)에서 발생하는 최대전단응력  $\tau_{max}$ 는 접합각도  $\alpha$ 에 관계없이 거의 일정한 값을 나타내며, 식 (2)에 의한 이론값과 거의 일치하게 된다. 또한 충전 접합부 원형기둥에서 발생하는 전단응력은 식 (2)에 의한 이론값에 비하여 현저히 감소하는 경향을 나타내고 있다. 따라서 충전 콘크리트의 전단응력 감소 효과를 무시하는 기존의 원형기둥의 전단응력 설계식은 충전에 의한 전단응력의 감소를 적절히 반영하도록 수정되어야 할 것으로 판단된다. 또한 접합각도  $\alpha$ 가 증가함에 따라 패널부의 면적 감소로  $\tau_{max}$ 의 값이 약간씩 커지는 것을 알 수 있다.

그림 7. 원형기둥의 전단응력

그림 8은 원형기둥 내측에서의 수직응력  $\sigma_c$ (LINE 2)의 실험 값과 식 (3)에 의한 이론값과의 비교를 나타낸 것이다. 우선 비충전접합부에서의  $\sigma_c$ 의 분포는 그림 8(a)에 나타낸 바와 같이 각 접합각도 마다 측정위치에 상관없이 거의 일정한 값을 나타내며, 전단지연 현상으로 인한 추가응력은 거의 발생하지 않는 것을 알 수 있다. 그러나 이러한 수직응력의 분포현상은 식 (3)에 의한 이론값과 큰 차이를 나타내게 되며 이는 원형기둥이 휨거동 이외에 보의 접합각도에 따른 영향을 받는 것으로 생각된다. 즉, 상자형보 하부플랜지의 중앙과 북부판이 각각 원형기둥에 접합되는 지점으로부터의 모멘트 팔 거리( $L$ )는 차이가 있게 되며, 이로 인하여 원형기둥은 국부적인 추가의 수직응력을 작용받게 되므로 곡선이 아닌 직선의 수직응력분포를 나타내는 것으로 판단된다. 그림 8(b)는 충전 접합부의 원형기둥 수직응력 실험값을 설계식과 비교한 것으로서 비충전의 경우와는 달리 실험값은 설계식과 비교적 잘



(a) 비충전 접합부



(b) 충전 접합부

그림 8. 원형기둥의 수직응력

일치하고 있음을 알 수 있다. 충전 접합부에서는 상자형 보 및 원형기둥 뿐만 아니라 패널부의 내측까지 콘크리트로 충전 되어 있어 보 및 기둥에 대해 고정단에 가까운 거동을 유발하므로 비충전제와 같이 모멘트팔의 차이에 의한 추가의 수직 응력은 발생하지 않았고, 이로 인해 원형기둥의 축방향 하중 과 휨 모멘트에 의한 곡선의 응력분포를 보인다. 즉, 원형기 둥에 충전된 콘크리트는 하중을 분담하여 수직응력을 감소시 키는 역할을 하지만, 평균수직응력보다 현저히 작은 응력을 나타내지는 않는 것으로 보인다.

#### 4.2 상자형 보의 응력분포 특성

그림 10은 상자형보 하부플랜지(LINE 1)의 수직응력 분 포를  $b/2$ 에 대한 상대위치  $2x/b$ 에 대해서 나타낸 것이다. 비충전 접합부의 수직응력 실험값은 축 방향력과 휨 모멘트에

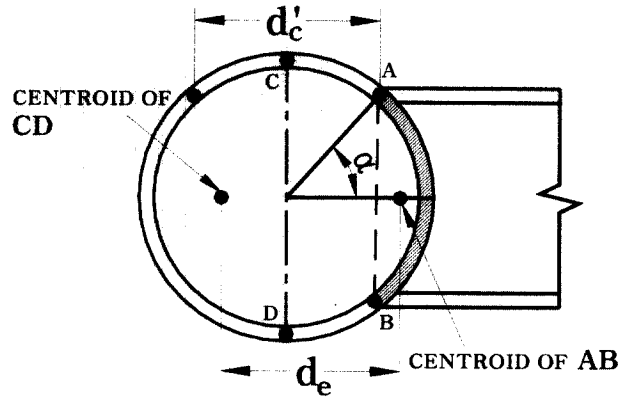


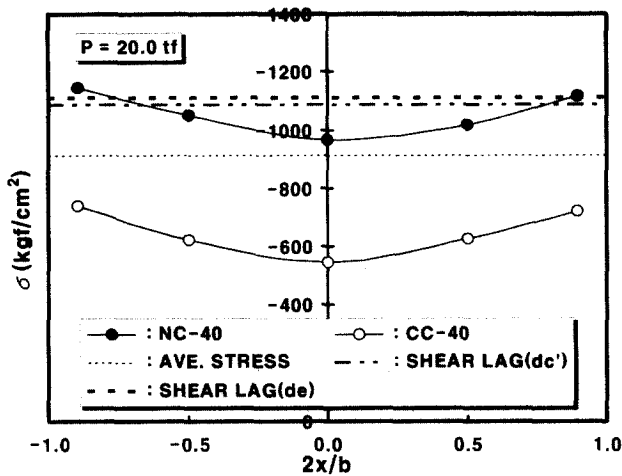
그림 9. 환산깊이  $d_e$ 의 개념

의해 발생하는 평균수직응력(AVE. STRESS)보다 큼을 알 수 있으며, 접합각도  $\alpha$ 가 증가할수록 상자형보의 단면적 및 단면2차 모멘트의 증가로 인하여 동일한 하중상태( $P=20.0$  tf)에서의 수직응력은 감소하게 되며, 전단지연응력  $\sigma_s$ 에 의한 수직응력의 증가는 플랜지의 중앙 보다는 플랜지가 복부판과 접하는 점(LINE 1 ①, ⑤)에서 뚜렷이 나타나고 있다. 현행 의 식 (4)와 같은 설계식에서는 전단지연응력  $\sigma_s$ 를 계산하기 위해서 원형기둥에 발생하는 내부집중력  $F_{ic}$ 를 환산깊이  $d'_c$ 을 사용하여 구하도록 하고 있는데, 그림 10(a)에서와 같이 접합각도  $\alpha$ 가  $40^\circ$ 인 경우에는  $d'_c$ 에 의한 전단지연응력  $\sigma_s$ 를 고려한 수직응력(SHEAR LAG( $d'_c$ ))이 실험값과 비교적 잘 일치하고 있으나, 접합각도  $\alpha$ 가 증가하게 되면  $d'_c$ 과  $F_{ic}$ 의 급격한 증가로 그림 10(b)~(d)에서와 같이 수직응력  $\sigma$ 를 과대하게 평가하게 되므로 실험값과 현저한 차이를 나타 내게 된다. 이러한 단점을 보완하기 위해서  $d'_c$ 에 비해서 접 합각도  $\alpha$ 에 따른 변화가 비교적 완만한 환산깊이  $d_e$ 를 도입 하기로 한다. 환산깊이  $d_e$ 는 원형단면의 외측반원의 도심과 상자형 보가 접합된 원호의 도심을 이은 선분의 길이로 식 (6)과 같이 나타낼 수 있으며 그림 9(두께 중심선간 거리 기 준)와 같이 나타낼 수 있다.

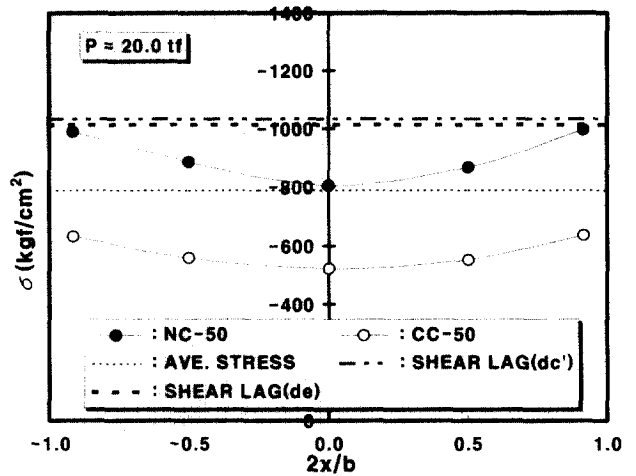
$$d_e = \frac{2R}{\pi} + \frac{R \sin(\alpha)}{\alpha} \quad (6)$$

여기서  $\alpha$  : radian

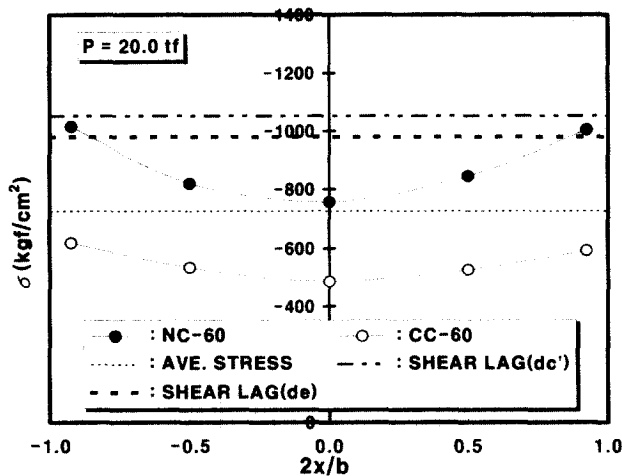
환산깊이  $d_e$ 를 적용하여 식 (4)의 전단지연응력  $\sigma_s$ 를 산정 하게 되면, 접합각도  $\alpha$ 가 증가하여도 전단지연응력  $\sigma_s$ 의 이론 값은 완만하게 변화하게 되고, 그림 10(a)~(d)와 같이 접합 각도  $\alpha$ 에 관계없이 수직응력의 실험값과 비교적 잘 일치하게



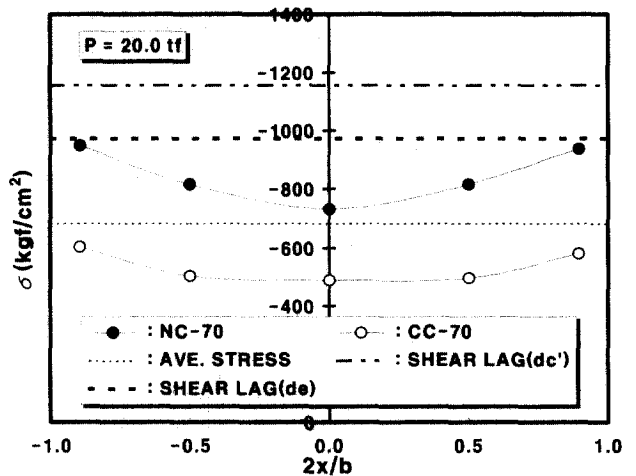
(a) NC-40, CC-40



(b) NC-50, CC-50



(c) NC-60, CC-60



(d) NC-70, CC-70

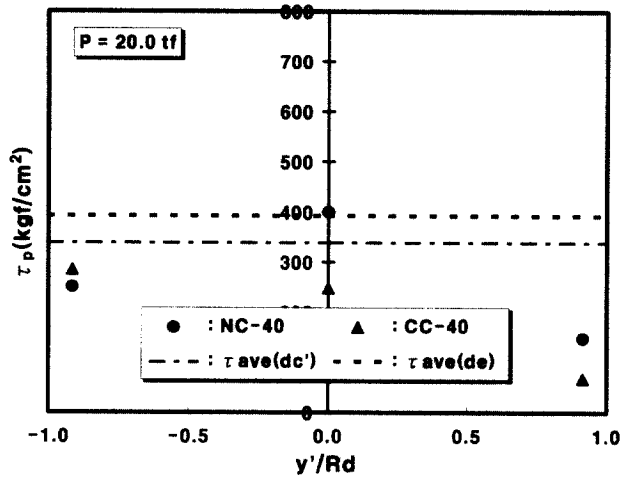
그림 10. 상자형보 하부플랜지 수직응력

됨을 알 수 있다. 한편 충전 접합부 수직응력의 경우는 비충전의 경우와 마찬가지로 플랜지의 연단에서 전단지연현상이 발생하고 있으며, 접합각도  $\alpha$ 가 증가할수록 수직응력이 감소하지만 플랜지 연단에서의 최대 수직응력은 평균수직응력에 비해 약 15~22%정도 작은 것을 알 수 있다. 이는 상자형보에 충전된 콘크리트의 하중분담에 의한 것으로 판단되며 4.1 절에서 서술한 바와 같이 충전된 콘크리트는 원형단면의 경우 평균수직응력을 거의 감소시키지 못하지만, 충전된 상자형단면의 평균수직응력에 대한 응력감소 효과는 원형단면의 경우에 비해 다소 큰 것으로 판단된다.

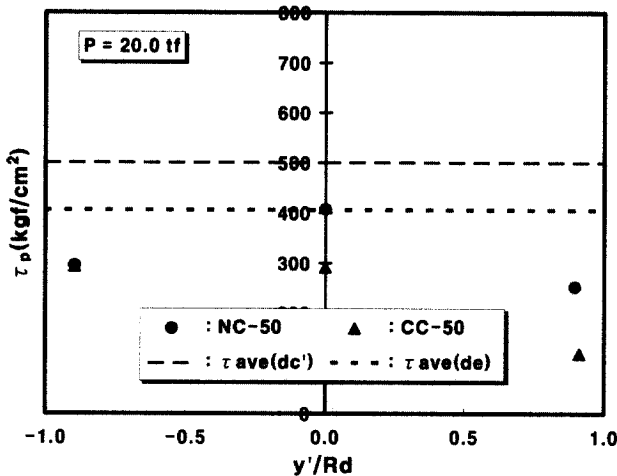
### 4.3 패널부의 전단응력 분포특성

그림 11은 패널부의 전단응력 분포  $\tau_b$ 를 대각선 1/2길이(그림 6)  $Rd$ 에 대한 상대위치인  $y'/Rd$ 에 대해서 나타낸

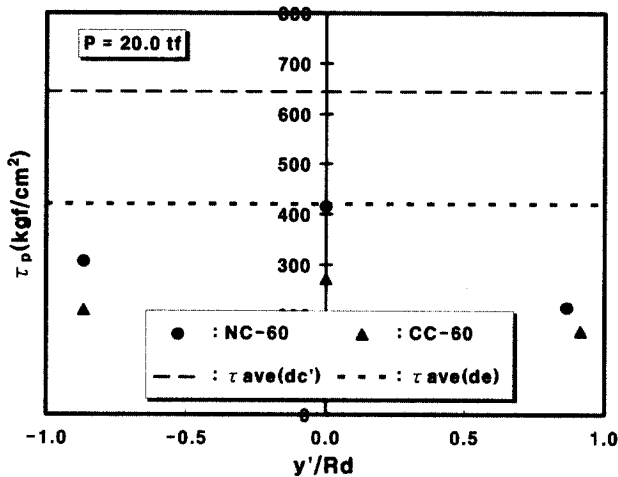
것이다(LINE 3). 전단응력의 실험값은 포물선을 이루고 있으며 패널부 중앙에서 최대값을 나타내고 있다. 또한 보와 기둥 접합점에서 발생하는 응력집중으로 보와 기둥의 교차점(LINE 3 ①)이 반대편보다 큰 전단응력을 나타냄을 알 수 있다. 식 (5)의 평균전단응력  $\tau_{ave}$ 의 계산에 있어  $d_c'$ 을 적용하면, 그림 11(a)와 같이 접합각도  $\alpha$ 가 40°인 경우에는 실험값과 비슷한 값을 나타내지만, 접합각도  $\alpha$ 가 50° 및 60°인 경우(그림 11(b), 그림 11(c))에는 실험값 보다 크고 그 차이도 매우 큼을 알 수 있다. 그러나 환산깊이  $d_e$ 를 적용한 경우에는 접합각도  $\alpha$ 가 40°, 50°, 60°인 경우 모두에서 전단응력의 실험값과 거의 일치하고 있음을 알 수 있다. 한편 충전 접합부 패널부의 전단응력은 접합각도  $\alpha$ 가 40°, 50°인 경우 보와 기둥의 교차점(LINE 3 ①)에서 비충전인 경우의 전단응력에 근접하는 값을 나타냈을 뿐, 그 이외의



(a) NC-40, CC-40



(b) NC-50, CC-50



(c) NC-60, CC-60

그림 11 패널부의 전단응력

경우에는 환산깊이를 적용한 식 (5) 및 비충전에서의 전단응력 실험값에 크게 못 미치는 응력분포를 나타내고 있다.

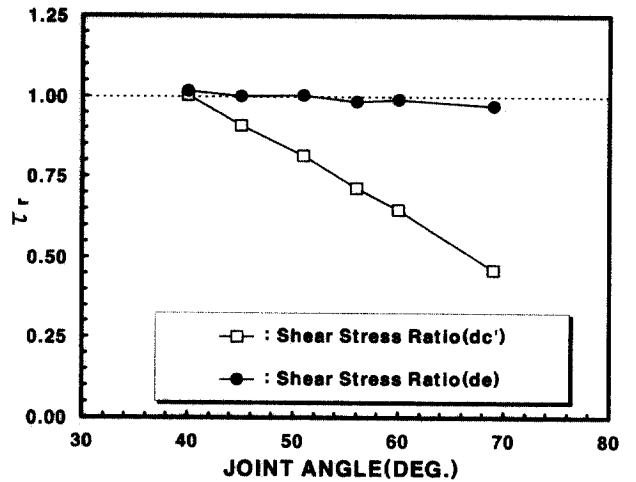


그림 12. 패널부의 전단응력비( $d_c'$ ,  $d_{c1}$ ,  $d_e$ )

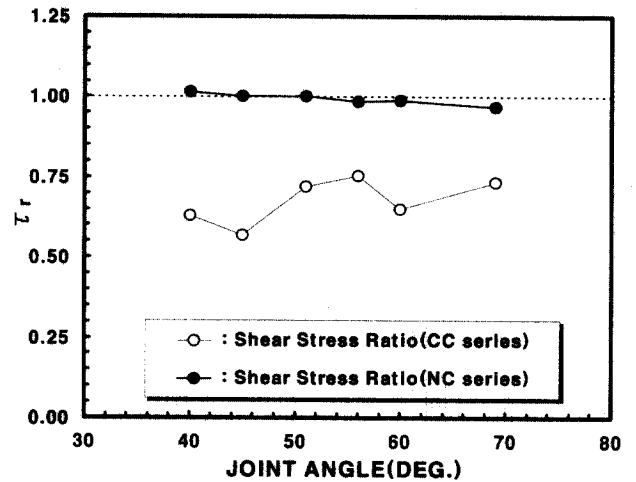


그림 13. 비충전 및 충전 패널부의 전단응력비( $d_e$ )

그림 12와 같이 평균전단응력  $\tau_{ave}$ 에 대한 패널부 중앙에서의 최대전단응력의 비  $\tau_r$ 은 식 (5)에  $d_c'$ 를 적용한 경우 접합각도  $\alpha$ 가  $40^\circ \sim 70^\circ$ 에 이르기 까지 1.0이하의 값을 나타내면서 이론값과 큰 차이를 나타내게 된다. 그러나 환산깊이  $d_e$ 를 사용한 경우는 전단응력비  $\tau_r$ 이 접합각도  $\alpha$ 에 관계없이 1.0에 매우 가까운 값을 나타내고 있으며 실험값과 매우 잘 일치함을 알 수 있다. 따라서 패널부의 전단응력은 환산깊이  $d_e$ 를 적용한 식 (5)의 평균전단응력식을 사용하는 것이 타당한 것으로 판단된다. 한편 충전 접합부의 경우는 패널 내부의 충전 콘크리트가 강재와 완전한 일체를 이루지 못하여 전단응력비  $\tau_r$ 이 약간의 증감을 나타내지만, 충전된 패널부의 변형은 거의 일어나지 않아 그림 13에 나타낸 바와 같이 전단응력비  $\tau_r$ 은 접합각도  $\alpha$ 에 관계없이 환산깊이  $d_e$ 를 적용한 식 (5)의 평균전단응력  $\tau_{ave}$ 의 약 75%이하의 값을 나타내고 있다. 즉 충전접합부의 경우 패널부 충전 콘크리트의 응력감



소효과를 무시하도록 하고 있는 현행 설계식은 패널부의 전단 응력을 과대하게 평가하게 되므로 이를 보완할 수 있는 새로운 설계식의 제안이 필요한 것으로 판단된다.

## 5. 결론

이 연구는 강제라멘교각의 합리적인 설계법을 모색하기 위하여 비충전 및 충전 접합부의 응력분포특성에 관한 실험결과를 정리한 것이다. 이 실험으로 얻은 주요 결과를 요약해 보면 다음과 같다.

- (1) 비충전 원형기둥에서의 전단응력  $\tau_c$ 의 분포는 식 (2)에 의한 이론값과 거의 일치하였으며, 충전 접합부의 원형기둥에 발생하는 전단응력은 비충전에 비하여 현저히 감소하는 경향을 나타내었다.
- (2) 원형기둥의 수직응력  $\sigma_c$ 의 분포는 비충전의 경우 추가적인 수직응력으로 식 (3)에 의한 이론값과 큰 차이를 나타내었지만, 충전된 원형기둥의 수직응력은 이론값과 비교적 잘 일치하였다.
- (3) 상자형보 플랜지의 수직응력은 식 (4)에 환산깊이  $d_e'$ 를 적용하여 전단지연응력  $\sigma_s$ 를 고려한 실험값과 큰 차이를 보였지만,  $d_e$ 를 적용하여 전단지연응력을 고려한 경우는 수직응력의 실험값과 거의 일치하였다.
- (4) 충전된 상자형 단면의 평균수직응력에 대한 응력감소는 충전된 원형단면에 비해 다소 큰 것으로 판단된다.
- (5) 비충전 접합부에서 패널부 전단응력  $\tau_p$ 의 최대값은 접합각도  $\alpha$ 에 관계없이  $d_e$ 를 적용한 식 (5)의 평균전단응력  $\tau_{ave}$ 와 매우 잘 일치하였으며, 충전의 경우에는 평균전단응력에 비해 현저히 작은 값을 나타내었다.

## 참고 문헌

1. 奥村敏恵, 石澤成夫, 薄板構造ラーメン隅角部の應力計算について, 日本土木學會論文集, 第153號, 1968, pp.1~17.
2. 名古屋高速道路公社, 鋼構造物設計基準, 1984, pp.310~588.
3. 阪神高速道路公團, 設計基準 第二部 構造物設計基準(橋梁編), 1985, pp.188~194.
4. L.S. Beedle and B.G. Jonhson, Connection for Welded Continuous Portal Frames, Welding J, Vol 30, 1951.6, pp.359s~384s.
5. 黃元燮, 西村宜男, 高津秀俊, 鋼製ラーメン橋脚隅角部の強度と變形性能に関する研究, 日本構造工學論文集, Vol.40A, 1994, pp.201~214.
6. 건설교통부, 도로교설계기준, 한국도로교통협회, 2000.
7. 포항산업과학연구원, 충전강교각 강도평가 구조시험, 1999.
8. 황원섭, 김영필, 강제라멘교각 접합부의 응력 평가법, 한국강구조학회논문집, 제10권, 3호, 1998, pp.327~338.
9. 中井 博, 酒造敏廣, せん断遅れ現象を考慮した鋼製ラーメン隅角部の限界状態設計法について, 日本土木學會論文集, No.455, 1992.10, pp.95~104.
10. 河井章好, 古川紀, 林秀侃, 鋼製ラーメン橋脚の設計と解説, 理工圖書, 1979.
11. 日本土木學會, 鋼構造物設計指針 PART A - 一般構造物, 1987.
12. 中井 博, 吉川 紀, 村本 和之, コンクリートを充した長方形鋼製橋脚の梁・柱隅角部の耐荷力に関する實驗的研究, 日本構造工學論文集, Vol.30, 1987.3, pp.327~340.

(접수일자 : 2002년 3월 18일)