

# 폭두께비에 따른 강판콘크리트구조의 압축거동

## Compression Behavior of Steel Plate-Concrete Structures with the Width-to-Thickness Ratio

한 홍 수<sup>1)</sup> · 최 병 정<sup>2)</sup> · 한 권 규<sup>3)</sup>

Han, Hong Soo · Choi, Byong Jeong · Han, Kweon Gyu

요약 : 본 연구는 폭두께비(W/T)에 따른 중심압축하중을 받는 SC(Steel Plate-Concrete)구조의 압축거동 특성을 파악하는 것이 주목적이다. SC구조는 전단 연결재를 갖는 샌드위치 강판 사이에 콘크리트를 타설하여 시공하는 구조이다. SC구조의 실험체는 폭두께비(W/T)가 1.60과 3.56인 실험체로 구분하였다. 실험을 통하여 다음과 같은 결과를 얻었다. SC구조 실험체의 파괴양상은 최대압축강도에 도달하기 전에 스티드와 스티드 사이 강판이 국부좌굴하고 콘크리트는 일부 균열 및 박리현상이 나타났다. 또한 SC구조 실험체의 최대압축강도는 기존 설계기준식(AISC 2005, ACI 318-05 및 KBC 2005)에 의한 압축강도보다 거의 크게 나타났다. SC구조 실험체의 폭두께비(W/T)가 증가할수록 강판에 의한 SC구조 실험체의 콘크리트 구속효과는 감소하는 것으로 나타났다.

ABSTRACT : This study was conducted to understand the characteristics of the compression behavior of steel plate-concrete (SC) structures with a width-to-thickness ratio under axial loading. SC structures are structural systems where concrete is poured into steel plates to which headed stud bolts had been attached inside. The specimens were classified according to the two width-to-thickness (W/T) ratios of 1.60 and 3.56. Through these experiments, the following conclusions could be arrived at. The fracture pattern of the specimens showed that steel plate buckling occurred between the stud lines, and that a crack occurred at the concrete spalling from the sides of the concrete before the system reached the maximum compressive strength. The maximum compressive strength of the specimens was larger than that of the existing equations (AISC 2005, ACI 318-05, and KBC 2005). With the increased W/T ratio of the specimens, the strength of the concrete core was decreased to account for the confinement effects from the steel plates.

핵심용어 : 강판콘크리트 구조, 폭두께비, 압축강도, 강판좌굴

KEYWORDS : SC structures, W/T ratio, compressive strength, steel plate buckling

### 1. 서론

기존 구조재료를 합리적으로 합성시키면 구조성능이 향상되어 작은 단면을 갖고도 더 큰 하중을 지지할 수 있다. 그 사례로 SRC기둥, CFT기둥 및 SC(Steel Plate-Concrete, 이하 SC)구조가 있다. 그 중에서 전단 연결재를 갖는 샌드위치 강판 사이에 콘크리트를 타설하여 합성한 SC구조는 기존 CFT기둥(또는 SRC기둥)과 비교하여 보다 자유로운 단면형상을 가질 수 있다.

그림 1과 같이 SC구조는 대부분의 정사각형인 기존 CFT기둥과 비교하여 부재의 두께에 비해 큰 폭을 갖질 수 있는

벽체요소로도 사용이 가능하다. 이와 같은 장점 때문에 SC구조는 최근 일본 및 영국 등에서 활발히 연구되었고 그 결과를 토대로 실제 건물에 적용하고 있지만 기존 SC구조의 압축특성에 관한 연구는 강판과 콘크리트를 합성시키는 전단연결재의 간격에 따른 연구가 주이다.

실제 벽체요소와 같이 부재의 두께보다 큰 폭을 갖는 SC구조는 전단연결재의 간격비에 의한 강판과 콘크리트의 합성효과도 중요하지만 폭두께비(W/T)에 따른 SC구조의 압축거동 특성을 파악하는 것도 중요하다.

따라서 본 연구의 목적은 폭두께비(W/T)에 따른 SC구조 실험체에 중심압축하중을 가력한 후 SC구조 실험체의 파괴

1) 경기대학교 건축공학과, 공학박사(water1973@hanmail.net)

2) 교신저자. 경기대학교 건축공학과 부교수, 공학박사

(Tel: 02-390-5192, Fax: 02-390-5143, E-mail: bjchoi@kgu.ac.kr)

3) 경기대학교 건축공학과, 박사과정(kwungyu@samsung.com)

본 논문에 대한 토의를 2011년 10월 31일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

양상, 강관의 좌굴, 축변위량 및 최대압축강도 등을 비교·분석하여 SC구조의 압축거동 특성을 파악하고자 한다.

## 2. 이론적 고찰

본 장은 SC구조와 유사한 국외 및 국내의 합성기둥에 관한 설계기준이다. 국외의 설계기준은 2005년도의 AISC-LRFD와 ACI 318-05이고 국내의 설계기준은 2005년도의 KBC 2005이다. 국외 및 국내의 합성기둥에 관한 설계기준을 적용하여 본 연구대상인 SC구조의 최대압축강도를 산정하기로 한다.



그림 1. SC구조를 적용한 건물의 사례(www.bi-steel.com/news)

### 2.1 2005년도 AISC-LRFD의 설계식

AISC-LRFD는 재료강도 및 강관두께에 대한 구조적 제한을 두고 있다. 강재의 항복강도( $F_y$ )는 525N/mm<sup>2</sup>이하이며 콘크리트의 압축강도( $f_{ck}$ )는 21N/mm<sup>2</sup>부터 70N/mm<sup>2</sup>이하로 제한하고 있다. 강관두께는  $b/t \leq 2.26 \sqrt{E/F_y}$ 로 제한하고 있다.

AISC-LRFD의 공칭압축강도( $P_n$ )는 기둥의 세장비에 기초한 휨좌굴 한계상태에 의해 식 (1) 및 식 (2)와 같이 산정한다. 또한 강도저감계수( $\phi_c$ )는 0.75이다.

1)  $P_e \geq 0.44P_o$ 인 경우

$$P_n = P_o \left[ 0.658 \left( \frac{P_o}{P_c} \right) \right] \quad (1)$$

2)  $P_e < 0.44P_o$ 인 경우

$$P_n = 0.877P_c \quad (2)$$

식 (1)과 식 (2)에 있는 임계탄성좌굴강도( $P_c$ )와 단면공칭압축강도( $P_o$ )는 식 (3)~식 (6)을 적용하여 산정한다.

$$P_o = A_s F_y + A_{sr} F_{yr} + C_2 A_c f_{ck} \quad (3)$$

(각형강관일 때:  $C_2 = 0.85$ )

$$P_e = \pi^2 (EI_{eff}) / (KL)^2 \quad (4)$$

$$EI_{eff} = E_s I_s + E_s I_{sr} + C_3 E_c I_c \quad (5)$$

$$C_3 = 0.6 + 2 \left( \frac{A_s}{A_c + A_s} \right) \leq 0.9 \quad (6)$$

### 2.2 2005년도 ACI 318-05

ACI 318-05도 재료강도 및 강관두께에 대한 구조적 제한을 두고 있다. 강재의 항복강도( $F_y$ )는 350N/mm<sup>2</sup>이하이며 콘크리트의 압축강도( $f_{ck}$ )는 21N/mm<sup>2</sup>이상으로 제한하고 있다. 강관두께는  $b/t \leq \sqrt{3E/F_y}$ 로 제한하고 있다.

ACI 318-05의 공칭압축강도( $P_n$ )는 식 (8)과 같다. 공칭압축강도( $P_n$ )는 우발편심에 의한 최소휨모멘트를 고려한 감소계수 0.8을 단면공칭압축강도( $P_o$ )에 곱하여 산정한다. 또한 강도저감계수( $\phi_c$ )는 0.70이다.

$$P_o = 0.85 f_{ck} (A_g - A_s - A_{sr}) + F_y (A_s + A_{sr}) \quad (7)$$

$$P_n = 0.8 P_o \quad (8)$$

### 2.3 2005년도 KBC 2005의 설계식

KBC 2005는 1999년도 AISC-LRFD의 재료강도 및 강관두께에 대한 구조적 제한과 거의 일치한다. 여기서, 강재의 항복강도( $F_y$ )는 415N/mm<sup>2</sup>이하이며 콘크리트의 압축강도( $f_{ck}$ )는 20.5N/mm<sup>2</sup>이상이다. 강관두께는  $b/t \leq \sqrt{3E/F_y}$ 로 제한하고 있다. KBC 2009는 2005년도 AISC-LRFD의 재료강도 및 강관두께에 대한 구조적 제한과 거의 일치하지만 강재의 항복강도( $F_y$ )는 440N/mm<sup>2</sup>미만으로 제한하고 있다.

KBC 2005의 공칭압축강도( $P_n$ )는 식 (9)을 사용하여 산정한다. 또한 강도저감계수( $\phi_c$ )는 0.85이다. 여기서, 좌굴강도( $F_{cr}$ )는 세장변수( $\lambda_c$ )에 따라 식 (10)과 식 (11)을 적용한다. KBC 2009의 공칭압축강도( $P_n$ )는 2005년도 AISC-LRFD의 설계식과 동일하다.

$$P_n = F_{cr} A_m \quad (9)$$

1)  $\lambda_c \leq 1.5$ 인 경우

$$F_{cr} = 0.658^{\lambda_c^2} F_{ym} \quad (10)$$

2)  $\lambda_c > 1.5$ 인 경우

$$F_{cr} = \frac{0.877}{\lambda_c^2} F_{ym} \quad (11)$$

세장변수( $\lambda_c$ )는 식 (13)과 식 (14)를 식 (12)에 대입하여 산정한다.

$$\lambda_c = \frac{kL}{r_m} \sqrt{\frac{F_{ym}}{\pi^2 E_m}} \quad (12)$$

$$E_m = E_s + 0.4E_c \frac{A_c}{A_s} \quad (13)$$

$$F_{ym} = F_y + F_{yr} \frac{A_{sr}}{A_s} + 0.6f_{ck} \frac{A_c}{A_s} \quad (14)$$

### 3. 실험계획

#### 3.1 실험체 개요

기존 SC구조의 압축강도는 콘크리트의 압축강도와 강판의 압축강도를 누가하는 방식으로 산정하였다. 특히 강판의 압축강도는 스티드에 의해 점지지 된 강판의 좌굴강도에 따라 강판의 압축강도가 결정된다. 스티드의 간격( $B$ )이 넓게 점지지 된 강판은 탄성범위에서 좌굴하여 강판의 압축강도는 항복강도보다 작게 된다. 스티드의 간격( $B$ )이 임계값보다 작게 점지지 된 강판은 비탄성범위에서 좌굴하여 강판의 압축강도는 항복강도가 된다. 본 실험은 표 1과 같은 폭두께비 ( $W/T$ )를 주요 변수로 하여 SC구조의 압축거동 특성을 파악하기 위해 실험체를 제작하고 선정하였다. 폭두께비 ( $W/T$ )는 그림 2와 같이 실험체의 폭을 실험체의 두께로 나눈 것이다.

표 1. 실험체 일람표

No.	시 험 체 명	$f_{ck}$ (N/mm <sup>2</sup> )	강종	B/t	W/T	실험체 크기(mm)		
						두께	폭	높이
(1)	C24/400-T3.2B35R	21	SS400	35	3.56	230	820	1,000
(2)	C24/400-T3.2B35	21	SS400	35	3.56	230	820	1,000
(3)	CP35/400-T6.0B33	42	SS400	33	1.60	300	480	600
(4)	CP35/490-T6.0B33	42	SM490	33	1.60	300	480	600

각 실험체의 크기 및 형상은 표 1과 그림 3과 같다. 표 1의 CP35/400-T6.0B33와 CP35/490-T6.0B33실험체는 C24/400

- T3.2B35R와 C24/400-T3.2B35실험체와 비교하기 위해 실험체를 상호 폭두께비의 특성을 고려하여 비교 연구하였다 (최병정, 2009와 2008).

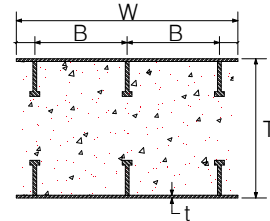
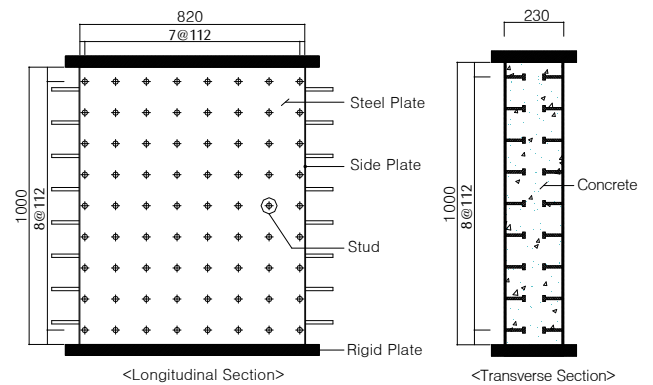
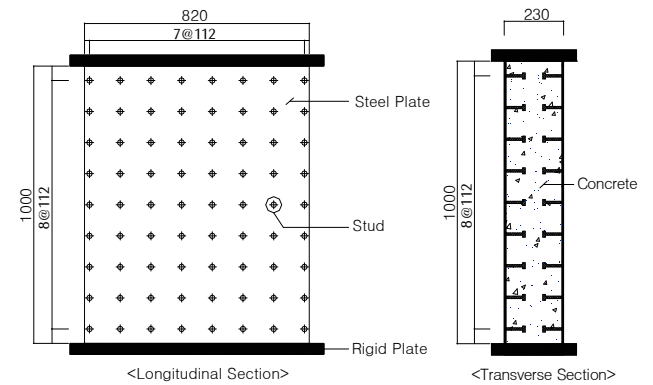


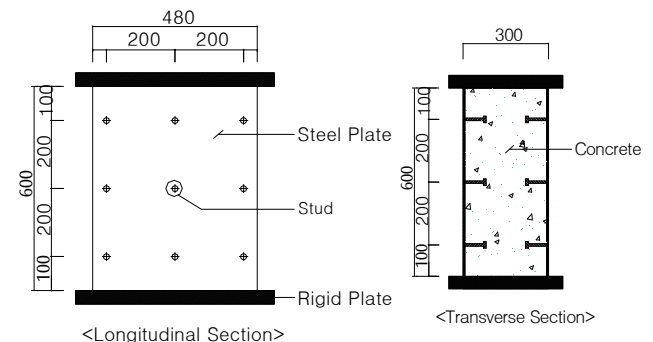
그림 2. 실험체의 폭두께비



(a) C24/400-T3.2B35R 실험체



(b) C24/400-T3.2B35 실험체



(c) CP35/400-T6.0B33 실험체

그림 3. 실험체 형상

각 실험체의 강판과 스티드는 다음과 같은 크기를 사용하여 실험체를 제작하였다. C24/400-T3.2B35R와 C24/400-T3.2B35실험체는 강판의 두께( $t$ )가 3.2mm인 SS400강재를 사용하고 스티드의 축직경과 길이가 6mm와 57mm이다. CP35/400-T6.0B33와 CP35/490-T6.0B33실험체는 두께가 6.0mm인 SS400강재와 SM490강재를 사용하고 스티드의 축직경과 길이가 8mm와 71mm이다. 또한 C24/400-T3.2B35R실험체는 측면에 강판이 보강되었지만 그 외 실험체는 측면에 강판을 보강하지 않았다. 이는 실제 벽체가 연속성을 갖는 특성을 고려한 것이다.

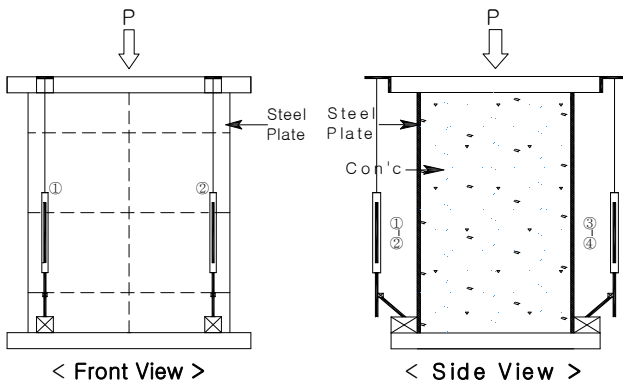


그림 4. LVDT의 설치 위치

실험체의 가력은 10,000kN U.T.M.을 사용하여 각 실험체에 1방향으로 단조가력을 실시하였다. 중심압축하중 가력시 실험체의 측면위를 관측하기 위해 그림 4와 같이 실험체의 각 모서리 4부분에 LVDT를 설치하였다.

### 3.2 재료 물성치

콘크리트의 압축강도( $f_{ck}$ )는 표 2와 같고 강재와 스티드의 항복강도는 표 3과 표 4와 같다. 콘크리트의 배합압축강도가 24N/mm<sup>2</sup>와 35N/mm<sup>2</sup>가 되도록 하였지만 실제 콘크리트의 압축강도( $f_{ck}$ )는 각각 21N/mm<sup>2</sup>와 42N/mm<sup>2</sup>로 나타났다. 또한 인장 시험편 시험결과 SS 400 및 SM 490강재의 예상 항복강도( $F_y$ )보다 각각 62N/mm<sup>2</sup>, 39N/mm<sup>2</sup>와 93N/mm<sup>2</sup>을 상회하였다.

표 2. 콘크리트의 압축강도 시험결과 및 배합비

배합압축강도 (N/mm <sup>2</sup> )	압축강도 (N/mm <sup>2</sup> )	슬럼프 (mm)	W/C (%)	단위 골재량(N/mm <sup>3</sup> )			
				W	C	S	G
24	21	130	-	-	-	-	-
35	42	250	35.9	1422	4158	8191	8966

표 3. 강재의 인장강도 시험결과

강종	두께	항복강도	인장강도	탄성계수	항복비율	연신율
	(mm)	(N/mm <sup>2</sup> )				
SS400-1	3.2	297	394	2.0×10 <sup>5</sup>	75	36.8
SS400-2	6.0	274	432	2.0×10 <sup>5</sup>	63	37.6
SM490	6.0	418	572	2.0×10 <sup>5</sup>	79	31.4

표 4. 스티드의 인장강도 시험결과

종류	지름	항복강도	인장강도	탄성계수	항복비율	연신율
	(mm)	(N/mm <sup>2</sup> )				
φ-6	6	419	492	2.0×10 <sup>5</sup>	85	24.0
φ-8	8	421	492	2.0×10 <sup>5</sup>	86	22.0

## 4. 실험결과

### 4.1 파괴양상

실험체의 일반적인 파괴양상은 다음과 같다. 강판은 최대압축강도에 도달하기 전에 스티드와 스티드 사이에서 좌굴하고 스티드는 강판에서 1~2개 정도가 분리되고 콘크리트는 일부 구간에서 균열 또는 박리현상이 나타난 후 최대압축강도에 도달하였다.

표 5. 강판좌굴시 압축강도 비교 (kN)

No.	실험체명	최대 압축강도 P <sub>u</sub>	강판 좌굴시 압축강도 P <sub>buckling</sub>	P <sub>buckling</sub> /P <sub>u</sub>
col(1)	col(2)	col(3)	col(4)	col(5)
(1)	C24/400-T3.2B35R	4,809	3,721	0.77
(2)	C24/400-T3.2B35	4,232	3,777	0.89
(3)	CP24/400-T6.0B35	7,051	5,227	0.74
(4)	CP24/490-T6.0B35	8,069	5,118	0.63
(5)	평균치	-	-	0.64
(6)	표준편차	-	-	0.20

표 5와 그림 5는 실험체의 강판좌굴시 압축강도와 최대압축강도 및 강판좌굴형상을 나타내고 있다. 여기서, 각 실험체의 파괴양상은 육안관찰과 스트레인 게이지값을 통하여 파악하였다.

C24/400-T3.2B35R실험체의 강판좌굴은 스티드의 3열과 4열 사이에서 최대압축강도의 77%정도인 3,721kN에서 발생하였다. C24/400-T3.2B35 실험체는 약 3,700kN에서 콘크리트 균열이 관찰되었고 최대압축강도의 89%정도인 3,777kN에서 강판좌굴이 스티드의 1열과 2열 사이에서 발생하였다.

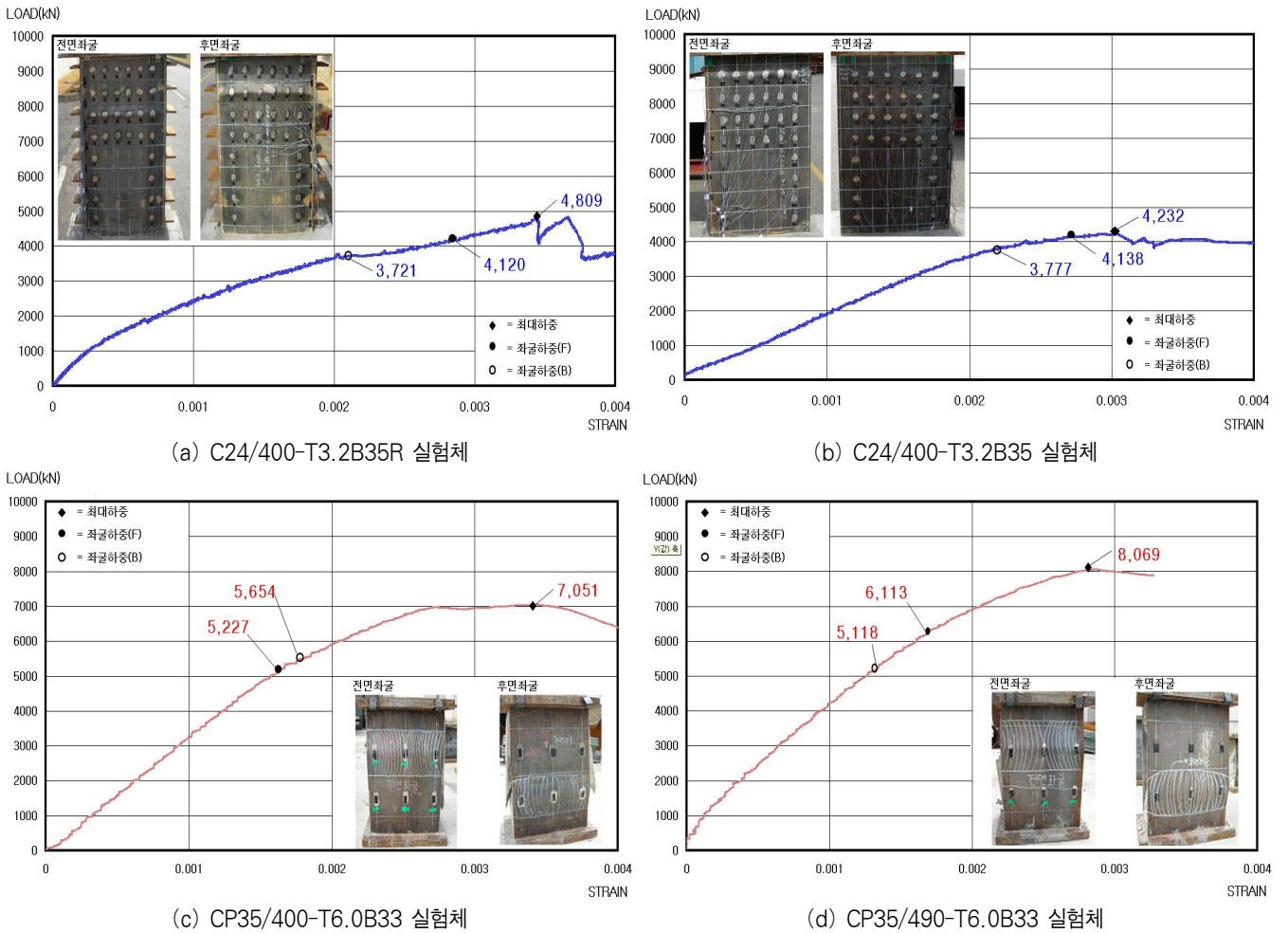


그림 5. 각 실험체별 하중-변형률 곡선

C24/400-T3.2B35R 실험체는 다른 실험체와 비교하여 최대압축강도 부근에서 다른 파괴양상을 보이고 있다. 이것은 그림 5(a)와 같이 C24/400-T3.2B35R 실험체가 다른 실험체와 달리 측면강판보강에 의해 콘크리트의 취성파괴를 방지하면서 실험체가 연성적 거동을 취하고 있다.

CP35/400-T6.0B33 실험체에서 강판좌굴은 최대압축강도의 74%인 5,227kN에서 발생하였고 콘크리트는 약 5,500kN에서 균열이 관찰되며 최대압축강도가 7,051kN에 도달한 이후 측면 콘크리트가 박리하면서 실험이 종료되었다. CP35/490-T6.0B33 실험체에서 강판좌굴은 최대압축강도의 63%인 5,118kN에서 발생하였고 콘크리트는 약 6,200kN에서 균열이 관찰되며 최대압축강도가 8,069kN에 도달한 직후 측면 콘크리트가 박리하면서 실험이 종료되었다.

각 실험체에 대하여 콘크리트의 균열 및 박리현상을 살펴보면 C24/400-T3.2B35 실험체는 일부 구간에서 상대적으로 폭이 작은 균열이 나타났다. 또한 CP35/400-T6.0B33와 CP35/490-T6.0B33 실험체는 양 측면에서 상대적으로 폭이 큰 균열 및 박리현상이 나타났다.

이와 같이 폭두게비 ( $W/T$ )가 큰 실험체(C24/400-T3.2B35)는 강판에 의한 콘크리트의 구속력이 작아 측면 콘크리트의 균열 및 박리가 작지만 폭두게비 ( $W/T$ )가 작은 실험체(CP35/400-T6.0B33와 CP35/490-T6.0B33)는 강판에 의한 콘크리트의 구속력이 커서 측면 콘크리트의 균열 및 박리가 크게 나타난 것으로 판단된다.

#### 4.2 하중 및 축변형률

표 1과 같이 C24/400-T3.2B35R와 C24/400-T3.2B35 실험체의 높이는 1,000mm이지만 CP35/400-T6.0B33과 CP35/490-T6.0B33 실험체의 높이는 600mm로 서로 다르다. 이와 같은 이유로 각 실험체별 압축하중에 의한 축변위를 서로 비교·분석할 수 없어 축변위를 실험체의 높이로 나누어 무차원화 된 축변형률로 만들어 그림 5와 그림 6과 같이 각 실험체별 하중-축변형률 곡선으로 나타내었다.

표 6. 실험체별 최대압축강도의 비교 (kN)

No.	시 험 체 명	실험값	이론식값			비 고 (%)		
			AISC 2005 Eq(1)	ACI 318-05 Eq(8)	KBC 2005 Eq(9)	col(3)/col(4)	col(3)/col(5)	col(3)/col(6)
col(1)	col(2)	col(3)	col(4)	col(5)	col(6)	col(7)	col(8)	col(9)
(1)	C24/400-T3.2B35R	4,809	5,231	4,185	4,250	92	115	113
(2)	C24/400-T3.2B35	4,232	4,831	3,865	3,850	88	109	110
(3)	CP24/400-T6.0B35	7,051	6,416	5,133	4,971	110	137	142
(4)	CP24/490-T6.0B35	8,069	7,235	5,788	5,783	112	139	140
(5)	평 균	-	-	-	-	100	125	126
(6)	표 준 편 차	-	-	-	-	12	15	17

그림 6에서 각 실험체의 최대압축강도는 축변형률이 거의 0.003일 때 최대압축강도에 도달하는 것으로 나타났다. 또한 축변형률이 거의 0.002까지는 하중-축변형률 곡선이 선형이지만 0.002부터는 하중-축변형률 곡선이 비선형으로 나타났다. 이것은 강판과 콘크리트의 변형률의 합성효과에 의해 발생한 것으로 판단된다. 즉, 강판의 변형률이 항복변형률( $\epsilon_y$ )을 넘어 소성영역에서 하중은 증가하지 않고 변형률은 계속 증가한다. 그러나 콘크리트의 변형률은 임계하중까지는 변형률이 선형에 가깝지만 임계하중이후에는 변형률이 비선형이 된다. 이와 같이 강판의 변형률이 소성영역상태와 콘크리트의 변형률이 비선형거동에 의한 합성효과는 실험체의 축변형률이 0.002정도에서 발생한 것으로 판단된다.

작게 나타났다. 이것은 강제량(강판의 단면적/실험체의 총단면적)이 3.9%에서 2.8%로 감소하면서 실험체의 초기강성이 감소한 것으로 판단된다. 또한 C24/400-T3.2B35R실험체의 초기강성이 C24/400-T3.2B35실험체의 초기강성보다 큰 이유는 실험체의 측면에 강판이 보강되어 총 강제량이 증가하여 초기강성이 증가하는 것으로 판단된다.

### 4.3 최대압축강도

압축 구조부재 설계시 가장 중요한 요소는 압축 구조부재의 최대압축강도를 파악하는 일이다.

표 6은 실험에 의한 실험값과 2장의 이론적 고찰에서 국외 및 국내의 설계기준의 공칭압축강도( $P_n$ )값을 나타내고 있다.

표 6에서 확인할 수 있듯이, AISC 2005에 의한 이론식값과 실험값을 비교한 결과에서 “실험값/AISC 2005[col(7)]”의 비는 92%~112%이고 평균은 100%이고 표준편차는 12이다. 또한 ACI 318-05에 의한 이론식값과 실험값을 비교한 결과에서 “실험값/ACI 318-05[col(8)]”의 비는 109%~139%이고 평균은 125%이고 표준편차는 15이다. 그리고 KBC 2005에 의한 이론식값과 실험값을 비교한 결과에서 “실험값/KBC 2005[col(9)]”의 비는 110%~142%이고 평균은 126%이고 표준편차는 17이다.

AISC 2005에 이론식값이 ACI 318-05와 KBC 2005에 의한 이론값보다 상대적으로 실험값과 더 가깝고 표준편차도 상대적으로 작다. 그러나 AISC 2005와 ACI 318-05, KBC2005에 의한 이론값과 실험값에 관한 “실험값/이론값”의 표준편차는 12이상이다. 이와 같이 표준편차가 큰 이유는 폭두께비( $W/T$ )가 3.56인 실험체(C24/400-T3.2B35R과 C24/400-T3.2B35)와 1.60인 실험체(CP35/400-T6.0B33과 CP35/490-T6.0B33)의 “실험값/이론값”의 비가 서로 큰 차이를 보이기 때문이다.

표 6의 비교에 있는 평균과 표준편차는 폭두께비( $W/T$ )에

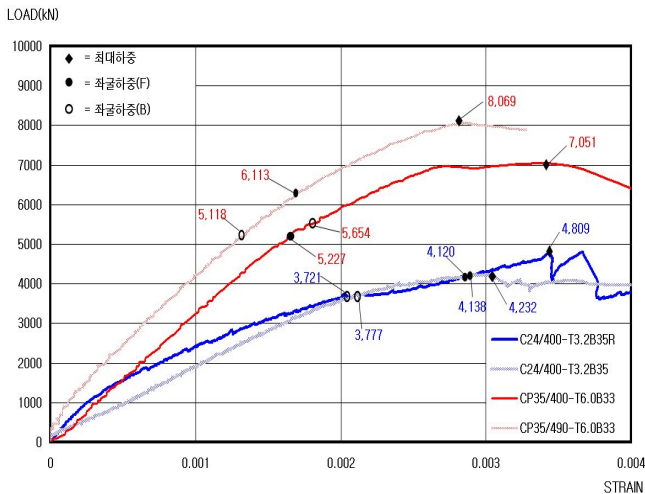


그림 6. 전체 실험체의 하중-변형률 곡선

그림 6에서 CP35/490-T6.0B35실험체의 초기강성이 가장 크게 나타나지만 CP35/400-T6.0B35실험체가 기계적 밀착이 된 후에는 CP35/490-T6.0B35실험체의 초기강성과 거의 같은 기울기를 보이고 있다. 그러나 C24/400-T3.2B35실험체의 초기강성은 CP35/490-T6.0B35실험체의 초기강성보다

관한 “실험값/이론값”의 평균과 표준편차로 재정리하면 표 7과 같다.

표 7. 폭두께비(W/T)에 의한 “실험값/이론값”의 평균과 표준편차

구 분		실험값		
		AISC 2005	ACI 318-05	KBC 2005
W/T=3.56	평균(%)	90	112	112
	표준편차(%)	3	4	2
W/T=1.60	평균(%)	111	138	141
	표준편차(%)	1	1	2

표 7에서 확인할 수 있듯이, 폭두께비(W/T)가 3.56인 실험체에 관한 “실험값/이론값”의 평균은 AISC 2005의 설계기준식에 의한 값이 ACI 318-05와 KBC 2005의 설계기준식에 의한 값보다 약 20%정도 작게 나타났다. 또한 폭두께비(W/T)가 1.60인 실험체에 관한 “실험값/이론값”의 평균은 AISC 2005의 설계기준식에 의한 값이 ACI 318-05와 KBC 2005의 설계기준식에 의한 값보다 약 30%정도 작게 나타났다.

표 7에서 폭두께비(W/T)가 3.56에서 1.60으로 감소하면 “실험값/이론값”의 평균값은 약 25%정도 증가하는 것으로 나타났다. 이것은 폭두께비(W/T)에 의한 실험체의 최대압축강도에 어느 정도 영향을 미치는 것으로 판단된다.

식 (15)는 실험체의 최대압축강도( $P_u$ )에서 강재의 항복압축강도를 빼 후 콘크리트의 압축강도로 나눈 값으로 콘크리트 강도지수(Strength Index of Concrete ; 이하 SI)이다.

실험체의 단면적 중 96%이상인 콘크리트 단면은 실험체의 최대압축강도에 큰 부분을 분담한다. 따라서 콘크리트를 둘러싸고 있는 강판에 의한 콘크리트의 구속효과에 의해 각 콘크리트의 압축강도( $f_{ck}$ )보다 어느 정도 증가하게 되어 각 실험체의 최대압축강도도 증가하게 된다.

폭두께비(W/T)에 따른 실험체의 강판에 의한 콘크리트의 구속효과를 알아보기 위해 식 (15)을 사용하여 분석하였다.

$$SI = \frac{P_u - f_y A_s}{0.85 f_{ck} A_c} \quad (15)$$

기존 연구 결과에 의하면 폭두께비(W/T)가 증가할수록 콘크리트의 구속효과는 감소하여 콘크리트의 압축강도는 작아지는 것으로 나타났다. 또한 합성기둥에서 폭두께비(W/T)가 2.0을 초과하지 않도록 추천하고 있다(Liu, 2005).

본 연구의 실험체는 폭두께비(W/T)가 2.0을 초과하는 실험체를 제작하여 폭두께비(W/T)가 2.0이하인 실험체의 콘크리트의 구속효과와 비교하였다.

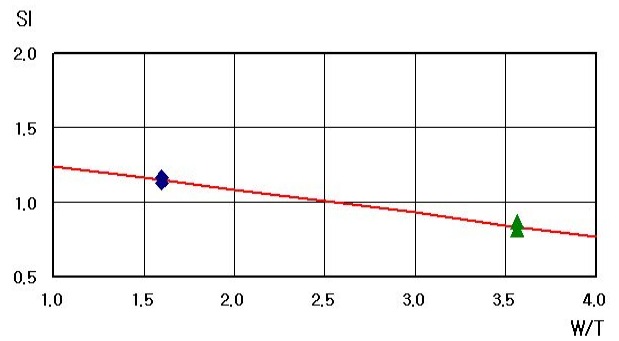


그림 7. 콘크리트 강도지수(SI)상의 폭두께비(W/T)효과

식 (15)에 따른 각 실험체별 콘크리트 강도지수(SI)는 그림 7과 같다. 그림 7에서 폭두께비(W/T)가 증가할수록 콘크리트 강도지수(SI)는 감소하는 것으로 나타났다. 즉, 폭두께비(W/T)가 증가할수록 콘크리트의 구속효과는 감소하는 것으로 판단된다. 이것은 기존 연구결과와 동일하다(Liu, 2005).

기존 연구결과에서는 폭두께비(W/T)가 2.0이하이면 콘크리트 강도지수(SI)가 1.0이상이었다(Liu, 2005). 그러나 본 실험에서는 폭두께비(W/T)가 3.56일 때 콘크리트 강도지수(SI)는 0.84로 1.0이하로 나타났다. 이것은 폭두께비(W/T)가 3.5을 초과하면 0.85배한 콘크리트의 압축강도( $f_{ck}$ )인  $0.85f_{ck}$ 보다 작은 압축강도를 갖는 것이 타당할 것으로 판단된다.

## 5. 결 론

본 연구에서는 폭두께비(W/T)에 따른 강판콘크리트(SC)구조의 압축강도 특성을 실험적으로 조사하였다. SC구조의 파괴양상, 최대압축강도 및 콘크리트 강도지수(SI) 등을 비교·분석하였다. 그 결과는 다음과 같다.

- (1) SC구조 실험체의 파괴양상은 최대압축강도에 도달하기 전에 스택트와 스택트 사이에 있는 강판이 국부좌굴하고 콘크리트는 일부 균열 및 박리현상이 나타난 후 최대압축강도에 도달하였다.
- (2) SC구조 실험체의 최대압축강도는 기존 설계기준식(AISC 2005, ACI 318-05 및 KBC 2005)에 의한 압축강도보다 크게 나타났다. 그중에서 AISC 2005에 의한 압축강도와 SC구조 실험체의 최대압축강도와 차이가 거의 10%로 가장 작게 나타났다.
- (3) SC구조 실험체의 최대압축강도와 기존 설계기준식에 의한 압축강도의 비에 의한 표준편차는 크게 나타났다. 이것은 폭두께비(W/T)에 따라 SC구조 실험체의 최

대압축강도와 기존 설계기준식에 의한 압축강도가 큰 차이를 보이기 때문이다.

- (4) 폭두께비( $W/T$ )가 증가할수록 콘크리트 강도지수( $SI$ )는 감소하는 것으로 나타났다. 이것은 폭두께비( $W/T$ )가 증가할수록 강관에 의한 콘크리트의 구속효과가 감소하는 것으로 판단된다.

### 감사의 글

본 연구는 2008년도 전력산업연구개발사업 “원전구조물 모듈화 공법(SC구조) 기술개발”의 지원으로 연구가 수행되었고 이에 감사를 드립니다.

### 참 고 문 헌

대한건축학회(2005) 건설교통부 고시 건축구조설계기준.

서정환, 양영성(2001) Data Base에 의한 CFT 기둥의 내력에 관한 연구, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제13권, 제1호, pp.71-78.

이명재(2008) SM570TMC강을 이용한 콘크리트충전강관 합성 기둥의 설계기준 항복강도, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제20권, 제1호, pp.205-213.

이승조, 박정민, 김화중(2002) 중심압축을 받는 고강도콘크리트 충전각형강관 기둥의 내력특성, 대한건축학회논문집 구조계, 대한건축학회, 제18권, 제7호, pp.11-18.

최병정, 한홍수, 한권규, 이승준(2009) 리브 보강 유무에 따른 강관-콘크리트 구조의 압축거동, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제21권, 제5호, pp.471-481.

최병정, 한홍수, 김원기, 이승준, 김우범(2008) 스테드 간격과 강관두께의 비를 변수로 한 비보강 강관-콘크리트 구조의

압축실험, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제20권, 제4호, pp.561-570.

한국강구조학회(2006) 강구조의 설계, 구미서관.

황원섭, 김동조(2002) 콘크리트 구속효과를 고려한 정사각형 CFT단주의 강도, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제14권, 제6호, pp.813-822.

神地 正紀, 北野 剛人, 菅原 良次, 平川 啓司(1996), 鋼板コンクリート構造に関する實驗的研究 その2 壓縮特性實驗(1), 日本建築學會學術講演梗概集, 日本建築學會, pp.1071-1072.

宮內 靖昌, 尾崎 昌彦, 東端 泰夫, 荻原 みき, 宇佐美 徹(1996), 鋼板コンクリート構造に関する實驗的研究 その3 壓縮特性實驗(2), 日本建築學會學術講演梗概集, 日本建築學會, pp.1073-1074.

ACI (2005) *Building Code Requirements for Structural Concrete(ACI 318-05) and Commentary(ACI 318R-05)*.

AISC (2005) *Specification for Structural Steel Buildings*.

Corus (2003) *Bi-Steel: Design & Construction Guide*.

Liu, D. (2005) Tests on high-strength rectangular concrete-filled steel hollow section stub columns, *Journal of Constructional Steel Research*, pp.902-911.

Lue, D.M., Liu, J.L., and Yen, T. (2007) Experimental study on rectangular CFT columns with high-strength concrete, *Journal of Constructional Steel Research*, pp.37-44.

Tao, Z., Han, L.H., and Wang, D.Y. (2008) Strength and ductility of stiffened thin-walled hollow steel structural stub columns filled with concrete, *Thin-Walled Structures*, pp.1113-1128.

(접수일자 : 2010. 10. 27 / 심사일 2010. 11. 8 / 심사완료일 2011. 4. 5)