



콘크리트 충전 팔각 강관합성기둥의 압축강도평가

임종진¹ · 엄태성^{2*}

¹과장, (주)센벡스, ²부교수, 단국대학교 건축공학과

Evaluation of Compression Strengths of Octagonal Concrete-Filled Tube Columns

Lim, Jong Jin¹, Eom, Tae Sung^{2*}

¹Director, Research Institute, Senvex Co. Ltd., Beodeunaru-ro 19-gil, Yeongdeungpo-gu, Seoul, 07226, Korea

²Associate Professor, Dept. of Architectural Engineering, Dankook University, Yongin, 16890, Korea

Abstract - In this study, the axial compression behavior of concrete-filled octagonal tube columns (OCFT columns) was experimentally investigated. Eight OCFT column specimens designed as the slender and noncompact sections using thin-walled tubes were prepared for the compression test. The wall thickness, fabrication detail, and section shape of the thin-walled tubes were considered as the test parameters. The test results showed that the buckling mode of the tubes and the compressive strength of the columns were affected by the test parameters. By using the thick tube wall and section geometry close to a circle, the local buckling of the tube wall was delayed and thus the column strengths were increased. The theoretical strengths of the OCFT columns computed in accordance with the provisions for filled composite columns specified in KBC 2016 and AISC 360-16 were compared with the test strengths.

Keywords - Composite column, Square tube, Circular tube, Thin-walled tube, Compression test, Compression strength, Tube buckling

1. 서론

충전형 강관합성기둥은 휨에 의해 큰 인장응력이 발생하는 단면 외곽에 강재가 배치되고 강관은 심부 콘크리트를 횡구속하므로 우수한 휨압축 저항성능을 보인다. 강관합성기둥의 구조성능은 강관 두께(t) 또는 폭두께비(b/t)에 의해 영향을 크게 받는다. 특히, 최근에는 강관합성기둥에서 강관 두께를 감소시킨 고강도 박판절곡강관(thin-walled tube)의 사용이 늘고 있는데, 이 경우 b/t 가 증가하여 강관벽의 탄성국부좌굴이 일찍 발생할 수 있으므로 주의가 필요하다.

강관벽의 폭두께비와 단면 형상에 따른 강관합성기둥의

압축성능에 대하여 다수의 연구가 수행되었다. Knowles and Park^[1]과 Schneider^[2]는 다양한 폭두께비($15 < D/t$ 또는 $b/t < 60$)를 갖는 각형 및 원형 강관합성기둥에 대하여 압축거동을 조사하였다. 세장한 강관벽에서는 탄성국부좌굴이 콘크리트 압축강도 발휘 이전에 발생되었다. 원형 기둥에서는 강관 국부좌굴 이후에도 압축강도가 증가하는 연성거동을 보였지만, 각형 기둥에서는 강관에 의한 심부 콘크리트의 횡구속 효과가 제한적이어서 압축강도 및 변형능력이 상대적으로 작았다. Tomii *et al.*^[3]은 원형, 팔각형, 사각형 강관기둥에 대하여 폭두께비에 따른 압축성능을 평가하였다. 사각형 강관기둥 대비 원형 및 팔각형 강관기둥에서는 강관 항복 이후 강도 및 연성이 증가하는 거동을 보였다. Uy^[4]는 판폭두께비가 $40 < b/t < 100$ 인 각형 강관기둥에 대하여 압축실험을 수행하였다. 실험 결과, 세장단면으로 분류된 기둥에는 강관벽의 탄성국부좌굴이 일찍 발생하였고, 특히 폭두께비가 클 경우 강관 국부좌굴 이후 급격한 강도 저하에 의해 연성능력이 감소하였다. Uy는 유효폭 개념을 도입하여 강관벽의 탄성국부좌굴에 의한 강도 감소를 평가하고,

Note.-Discussion open until April 30, 2020. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on April 09, 2019; revised September 22, 2019; approved on September 22, 2019.

Copyright © 2019 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-31-8005-3730 Fax. +82-31-8021-7225

E-mail. tseom@dankook.ac.kr

실험 및 해석 결과와 비교하였다.

세장단면으로 분류된 강관합성기둥의 경우, 보강재를 사용하여 강관벽의 유효 폭두께비를 줄이고 국부좌굴에 대한 저항성을 증가시킴으로써 압축성능을 향상시킬 수 있다. Ge and Usami^[5]와 Tao *et al.*^[6]는 세장한 강관벽을 수직 스티프너로 보강한 강관합성기둥의 압축거동을 조사하였다. 스티프너 보강으로 인해 강관벽의 좌굴모드가 바뀌었고 기둥의 강도 및 연성이 향상되었다. Huang *et al.*^[7]은 각형강관의 네 모서리에 타이바(tie bar)를 설치하여 보강한 각형강관 합성기둥의 압축성능을 평가하였다. 실험 결과, 좁은 간격으로 설치된 타이바는 강관벽의 탄성국부좌굴을 지연시켜 기둥의 강도와 연성을 향상시켰다. Cai and He^[8]은 관통 구속철근(through binding bar)으로 강관벽을 보강한 각형강관기둥에 대한 압축거동을 조사하였다. 관통 구속철근은 강관벽의 좌굴모드를 바꾸고 국부좌굴을 지연시킴으로써 기둥의 강도 및 변형능력을 증가시켰다.

국내에서는 단면 형상, 강관벽의 판폭두께비(원형 D/t 및 각형 b/t), 강재 항복강도(F_y) 등에 의해 영향을 받는 강관합성기둥의 압축성능에 대한 연구가 주로 수행되었다. Lee *et al.*^[9]과 Kim *et al.*^[10]은 4개의 L형 절곡강관을 용접하여 강관벽 중앙에 수직 리브를 형성시킨 각형강관 합성기둥의 압축거동을 연구하였다. 콘크리트에 매입된 리브는 좌굴에 대한 횡지지 역할을 하므로 강관벽의 국부좌굴저항이 증가하였고, 그로 인해 결국 기둥의 압축강도 및 변형능력이 증가하였다. 기둥 실험강도는 리브에 의한 횡지지를 고려한 유효 폭두께비를 사용하여 구한 공칭강도보다 더 컸다. Park and Yoo^[11]는 강관벽($60 \leq b/t \leq 100$) 외부에 탄소섬유시트를 붙인 각형강관 단주에 대한 압축실험을 수행하였다. 실험 결과, 탄소섬유시트를 붙인 강관벽에서는 국부좌굴이 지연되었고 따라서 기둥의 압축강도가 증가하였다. Lee *et al.*^[12]은 조밀단면으로 분류되는 고강도 각형강관($b/t = 13$) 및 원형강관($D/t = 35.7$) 합성기둥에 대한 압축실험을 수행하였다. 실험결과, 고강도 강재($F_y = 471 \text{ MPa}$ 또는 $F_y = 728 \text{ MPa}$)가 일반강도 콘크리트($f_{ck} = 27 \text{ MPa}$)와 사용된 각형 및 원형강관기둥은 설계기준^{[13],[14]}에 따른 공칭강도보다 큰 실험강도와 우수한 연성능력을 보였다. Lee *et al.*^[15]은 세장단면으로 분류되는 고강도 각형강관($F_y = 746 \text{ MPa}$ 및 $b/t = 58$) 합성기둥에 대한 압축거동을 조사하였다. 고강도 강관벽의 탄성국부좌굴로 인하여 기둥은 취성적인 거동을 보였다. 하지만 강관 내부에 스티프너를 설치해 강관벽의 유효 폭두께비

를 감소시킨 실험체는 국부좌굴이 지연되어 강도 및 연성이 증가하는 거동을 보였다.

살펴본 바와 같이, 세장한 강관벽을 갖는 충전형 합성기둥에서 압축강도 및 변형능력을 증가시키기 위해서는, 강관벽의 유효 폭두께비를 줄이거나 또는 원형에 가까운 기둥단면을 사용하는 것이 좋다. 이 연구에서는 박판절곡강관을 사용한 팔각 강관합성기둥(octagonal concrete-filled tube column, 이하 OCFT기둥, Fig. 1 참조)의 압축거동을 조사하였다. 강관벽의 폭두께비와 단면 형상이 다른 8개의 OCFT기둥 실험체에 대하여 중심축 압축실험을 수행하였다. 유효 폭두께비에 따른 강관벽의 탄성국부좌굴 및 최대강도를 분석하고, OCFT기둥에 대한 현행 설계기준의 적용성을 평가하였다.

2. 팔각 각형강관기둥

Fig. 1은 OCFT기둥을 위한 팔각형의 Q형 및 T형 강관 단면상세를 보여준다. Q형 강관의 경우 C형 절곡강관 4개를 길이방향으로 용접하여 제작한다. T형 강관의 경우 C형 절곡강관 2개와 평판 2개를 용접하여 제작한다. Q형 및 T형 강관 모두 심부 콘크리트에 매입되는 모서리에 위치한 리브강판이 강관벽을 횡지지하므로 강관벽의 유효 폭두께비가 감소한다. 따라서 강관벽의 국부좌굴강도 및 좌굴 이후 콘크리트 횡구속 효과가 향상될 수 있다. 또한 OCFT기둥의 단면 형상은 원형에 가까우므로 사각형 강관기둥 대비 심부 콘크리트의 횡구속에 의한 우수한 압축성능을 기대할 수 있다.

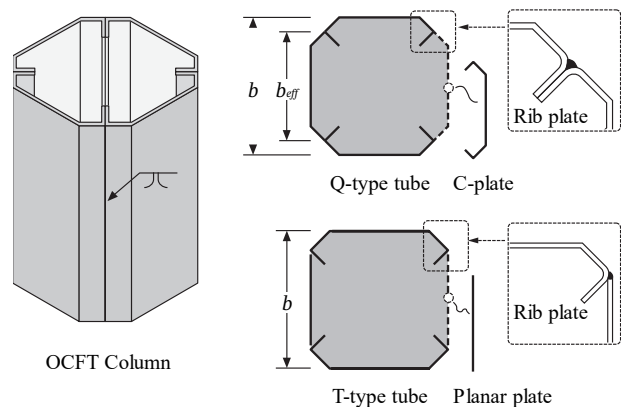


Fig. 1. Thin-walled tube sections for OCFT columns

현행 설계기준인 KBC 2016^[13] 및 AISC 360-16^[14]에 의하면, 충전형 합성기둥의 공칭압축강도 P_n 은 다음과 같이 산정할 수 있다.

$$P_n = P_{no} \cdot \left[0.658 \frac{P_{no}}{P_e} \right] \leq 0.877P_e \quad (1)$$

여기서, P_{no} = 길이효과가 고려되지 않은 합성단면의 공칭 압축강도, P_e = 합성기둥의 탄성좌굴하중이다. 조밀, 비조밀, 세장 단면으로 분류된 합성단면의 압축강도 P_{no} 는 다음과 같이 구한다.

$$P_{no} = \begin{cases} P_p & \text{for compact section} \\ P_p - \frac{P_p - P_y}{(\lambda_r - \lambda_p)^2} (\lambda - \lambda_p)^2 & \\ P_{cr} & \text{for noncompact section} \\ & \text{for slender section} \end{cases} \quad (2)$$

여기서,

$$P_p = F_y A_s + C_2 A_c f_{ck} \quad (3)$$

$$P_y = F_y A_s + 0.7 f_{ck} A_c \quad (4)$$

$$P_{cr} = F_{cr} A_s + 0.7 f_{ck} A_c \quad (5)$$

여기서, A_s = 강관 면적, A_c = 콘크리트만의 면적, F_y = 강관 항복강도, f_{ck} = 콘크리트 압축강도, C_2 = 사각형 단면에 대하여 0.85이고 원형 단면에 대하여 $0.85(1 + 1.56t/[D - 2t] \times [F_y/F_{ck}])^{1)}$, F_{cr} = 강관벽의 탄성국부좌굴강도로서 사각형 및 원형 단면에 대하여 다음 값을 사용한다.

$$F_{cr} = \frac{9E_s}{(b/t)^2} \quad \text{for square sections} \quad (6)$$

$$F_{cr} = \frac{0.72F_y}{[(D/t)(F_y/E_s)]^{0.2}} \quad \text{for circular sections} \quad (7)$$

식 (2)에서 λ_p 와 λ_r 은 조밀, 비조밀, 세장 단면을 구분하는 강관벽의 폭두께비(b/t 또는 D/t) 제한값으로 Table 1과 같이 정의된다.

1) AISC 360-16에서는 원형 단면에 대하여 $C_2 = 0.95$ 를 사용한다.

Table 1. Limits of width-thickness ratio of tube walls under compression (KBC 2016 Sec. 0709)

Type	λ	λ_p	λ_r	λ_{max}
Rectangular	b/t	$2.26\sqrt{\frac{E}{F_y}}$	$3.00\sqrt{\frac{E}{F_y}}$	$5.00\sqrt{\frac{E}{F_y}}$
Circular	D/t	$0.15\frac{E}{F_y}$	$0.19\frac{E}{F_y}$	$0.31\frac{E}{F_y}$

식 (6)-(7) 및 Table 1에서 보듯이, 설계기준에 제시된 강관벽의 국부좌굴강도 F_{cr} 와 폭두께비 λ 는 사각형 및 원형 강관합성기둥에 대한 것이다. 따라서 KBC 2016에 따라 팔각형 OCFT기둥의 압축설계를 수행하기 위해서는 실험을 통해 Table 1 및 식 (1)-(7)의 적용성을 평가해야 한다. 이 연구에서는 세장단면 OCFT기둥에 대하여, 중심축 압축실험을 통해 강관벽의 탄성좌굴강도 및 좌굴모드를 평가하였다.

3. 실험 계획

3.1 실험변수 및 단면상세

Fig. 2와 Table 2에서 나타낸 8개의 OCFT기둥 실험체에 대하여 중심축 압축실험을 수행하였다. 기둥 길이는 $L = 1,200$ mm이고 전체적인 기둥 단면 크기는 400 mm \times 400 mm이다(Fig. 3(a) 참조). 실험변수는 단면 형상, 강관벽 두께, 횡구속용 나선철근 사용 여부이다.

Q-4.5 및 Q-6.0은 각각 두께 $t = 4.5$ mm 및 6.0 mm인 Q형 강관을 사용하였다. 사각형 네 모서리에서 85 mm 크기로 모접기를 한 단면 형상이며, 수직 리브강관이 심부 콘크리트 내부로 깊이 50 mm만큼 매입되었다. 이와 달리 T-4.5 및 T-6.0은 각각 두께 $t = 4.5$ mm 및 6.0 mm인 T형 강관을 사용하였다. 모접기의 크기를 42 mm로 줄여 기둥 전체 단면적을 증가시켰고, 모서리에서 수직 리브강관이 깊이 45 mm로 매입되었다.

T-6.0-S75 및 T-6.0-S150은 두께 $t = 6.0$ mm인 T형 강관을 사용하였다. 심부 콘크리트의 횡구속을 위하여 $D10(d_b = 9.5$ mm) 철근으로 제작한 직경 $D_s = 300$ mm의 나선철근을 강관 내부에 추가로 설치하였다. 나선철근의 수직간격은 T-6.0-S75 및 T-6.0-S150에 대하여 각각 $s = 75$ mm 및 $s = 150$ mm이었다. 횡구속된 콘크리트와 나선철근 부피간 비

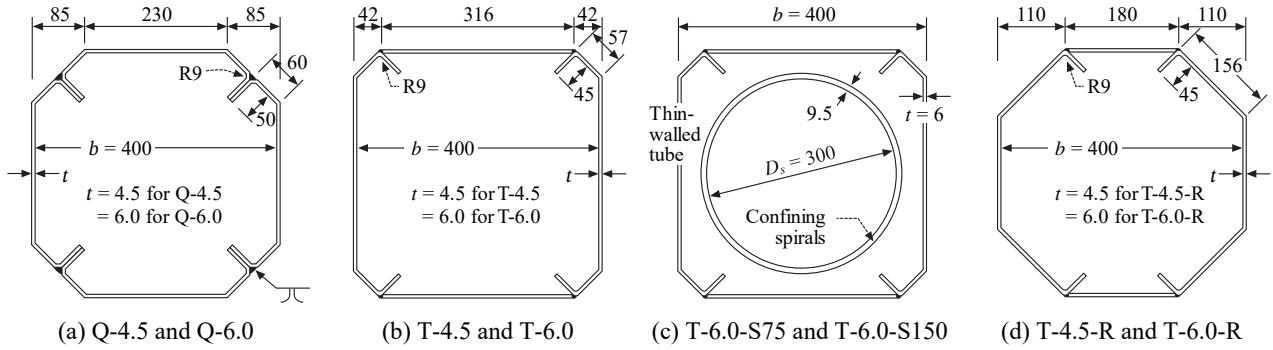


Fig. 2. Section details of OCFT column specimens

Table 2. Test parameters of OCFT column specimens

Specimens	b (mm)	t (mm)	$\lambda (= b/t)$	Section class**	Contributions of steel and concrete to axial capacity****			
					A_s (mm ²)	A_c (mm ²)	Steel ratio ρ (%)	Strength contribution ratio δ (%)
Q-4.5	400	4.5	88.8	SL	7,790	138,000	5.35	49.6
Q-6.0	400	6.0	66.6	NC	10,400	135,000	7.15	52.8
T-4.5	400	4.5	88.8	SL	7,380	149,000	4.71	46.3
T-6.0	400	6.0	66.6	NC	9,820	146,000	6.28	49.3
T-4.5-S75*	400	6.0	66.6	NC	9,820	146,000	6.28	49.3
T-4.5-S150*	400	6.0	66.6	NC	9,820	146,000	6.28	49.3
T-4.5-R	400	4.5	88.8	SL (SL)***	6,710	129,000	4.94	47.5
T-6.0-R	400	6.0	66.6	NC (CP)***	8,950	127,000	6.45	50.0

*: Confining Spirals (D10) were used inside the core concrete: $\rho_s = 1.26\%$ for C5 and 0.63% for C6.

** : SL, NC, and CP indicate slender, noncompact, and compact sections, respectively, classified based on the b/t limits of square sections.

***: SL and CP inside the brackets were section classification based on the b/t limits of circular sections (see Table 1).

****: $F_y = 489$ and 407 MPa for $t = 4.5$ and 6.0 mm, respectively; $f_{ck} = 33$ MPa; and $\delta = F_y A_s / [F_y A_s + 0.85 f_{ck} A_c]$

로 정의되는 나선철근비 $\rho_s (= 4A_s / [sD_s])$ 는 C5 및 C6에 대하여 각각 1.26% 및 0.63% 이었다.

T-4.5-R 및 T-6.0-R은 각각 두께 $t = 4.5$ mm 및 6.0 mm인 T형 강관을 사용하였고, 모서리에서 모접기 크기를 110 mm로 증가시켜 단면 형상을 정팔각형에 가깝게 조정하였다.

사각형 단면에 대한 강관벽 폭두께비 규정을 적용할 경우, 두께 $t = 4.5$ mm인 강관이 사용된 Q-4.5, T-4.5, T-4.5-R은 $b/t (= 88.8)$ 가 $\lambda_r (= 3\sqrt{[E/F_y]} = 62.2)$ 보다 커 세장단면으로 분류되었다(Table 1 참조). 두께 $t = 6.0$ mm인 강관이 사용된 Q-6.0, T-6.0, T-6.0-S75, T-6.0-S150, T-6.0-R은 $b/t (= 66.6)$ 가 $\lambda_p (= 2.26\sqrt{[E/F_y]} = 51.3)$ 과 $\lambda_r (= 3\sqrt{[E/F_y]} = 68.1)$ 사잇값으로 비조밀단면으로 분류되었다(Table 1 참조). 다만, 정팔각형에 가까운 단면을 사용한 T-4.5-R 및 T-6.0-R에 대하여 원형 단면에 대한 강관벽 폭두께비 규정을 적용할

경우에는, T-4.5-R은 $b/t (= 88.8)$ 가 $\lambda_r (= 0.19E/F_y = 81.6)$ 보다 커 세장단면으로 분류되었고 T-6.0-R은 $b/t (= 66.6)$ 가 $\lambda_p (= 0.15E/F_y = 77.4)$ 보다 작아 조밀단면으로 분류되었다.

Table 2는 실험체별 강관 면적(A_s), 콘크리트 면적(A_c), 강재비(steel ratio $\rho = A_s / [A_s + A_c]$), 강재의 강도기여율(strength contribution ratio $\delta = F_y A_s / [F_y A_s + 0.85 f_{ck} A_c]$)을 보여준다. 강재비는 $4.71\% \leq \rho \leq 7.15\%$ 수준으로 크지 않았지만, 강도기여율은 $46.3\% \leq \delta \leq 52.8\%$ 로서 상대적으로 큰 값을 보였다.

3.2 재료 강도

기둥 강관으로 사용된 SM490급 판재에 대하여 재료인장 시험을 수행하였다. $t = 4.5$ mm 강관의 경우 항복강도 및 인

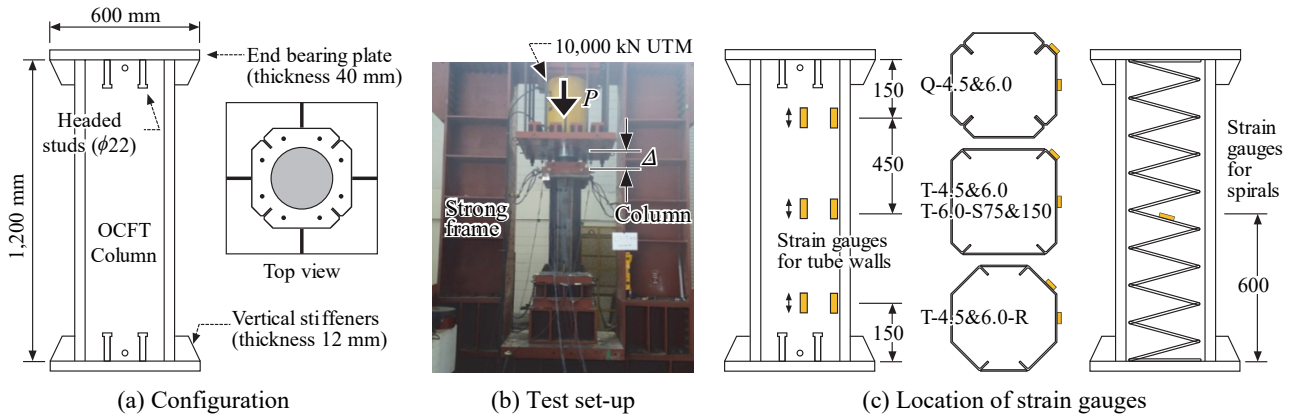


Fig. 3. Test set-up and strain measurement

장강도가 각각 $F_y = 489 \text{ MPa}$ 및 $F_u = 527 \text{ MPa}$ 이었고, $t = 6.0 \text{ mm}$ 강판의 경우 $F_y = 407 \text{ MPa}$ 및 $F_u = 557 \text{ MPa}$ 이었다. 강판을 절곡할 경우, 소성변형에 의한 경화와 용접열에 의한 취성파단이 발생할 수 있다. 하지만 다수의 박판절곡 강관합성기둥에 대한 실험결과^{[6]-[8]}를 살펴보면, 용접부 파단보다는 강관의 국부좌굴이 지배적인 거동을 보인다. 용접부 파단은 최대강도 이후 심부 콘크리트가 압괴되는 큰 소성변형상태에서 발생한다. 특히 이 연구에서는 4.5 mm 및 6.0 mm의 얇은 강판을 사용하므로 절곡에 의한 취성파단의 위험이 크지 않다. 따라서 절곡부에 대한 별도의 재료인장시험을 수행하지 않았다.

심부 콘크리트의 황구속용으로 나선철근으로 사용된 D10 철근의 항복 및 인장강도는 각각 $f_y = 486 \text{ MPa}$ 및 $f_u = 563 \text{ MPa}$ 이었다. 강관제작을 위한 용접재료로는 솔리드 와이어 SM-70(항복강도 430 MPa 및 인장강도 530 MPa)을 사용하였다.

심부 콘크리트에 대해서는 직경 100 mm 및 높이 200 mm 인 원주형 공시체를 실험체별로 3개씩 제작하여 실험 당일 재료시험을 수행하였다. 전체 공시체에 대한 평균 압축강도 $f_{ck} = 33 \text{ MPa}$ 이었다.

3.3 제작

Q형 및 T형 강관은 모두 공장에서 평판을 절단/절곡한 다음 용접하여 조립하는 방식으로 제작되었다. 두 절곡강관의 접합에는 플레어용접(flare welding)을 사용하였고, 이때 최소 용접두께가 강판 두께(t) 이상 확보되도록 하였다. Fig. 4는 강관 제작 사진을 보여준다. 제작 중 용접열에 의한 얇은 강판의 초기변형은 육안으로 관찰되지 않았다. 기둥 강관의

상부와 하부에는 두께 40 mm 크기 600 mm × 600 mm의 단부강판을 설치하였다(Fig. 3(a) 참조). 콘크리트 충전은 제작된 기둥 강관을 수직으로 세운 다음 상부 단부강판의 중앙에 뚫어 놓은 직경 250 mm의 타설 구멍을 통해 수행하였다.

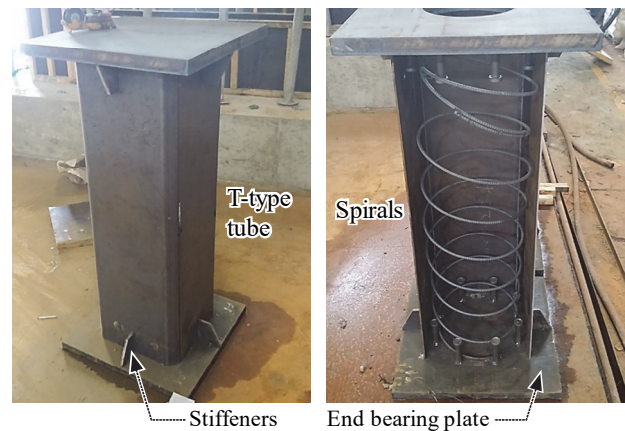


Fig. 4. Fabrication of octagonal thin-walled tube columns

3.4 실험방법

Fig. 3(a)와 Fig. 3(b)는 중심축 압축실험을 위한 실험 셋팅을 보여준다. 가력부 및 지점부를 보강하기 위하여, 기둥 강관의 상단과 하단에 각각 두께 40 mm의 단부강판을 용접하여 설치하였고, 강관과 단부강판의 사이에는 두께 12 mm의 수직 스티프너를 네 변의 중앙에 설치하여 보강하였다. 압축실험은 기둥 상부에 대형 강구조 프레임을 설치하고 그 아래에 10,000 kN 용량의 유압잭을 설치하여 가력하였다. 가력방법은 변위제어로 하였으며 가력속도는 0.003 mm/sec 이었다. 실험은 유압잭의 최대 변위 40 mm까지 가력하였다.

Fig. 3(c)는 강관벽의 축방향 변형률 측정을 위한 변형률 게이지의 설치 위치를 보여준다. 변형률게이지는 기둥 중간, 상부 및 하부 150 mm 위치 등 세 높이에 부착하였다. C5 및 C6 실험체는 심부 콘크리트 횡구속용 나선철근의 표면에 변형률 게이지를 추가로 설치하였다.

4. 실험결과

4.1 수직 하중-변위 관계

Fig. 5는 실험체별 수직방향의 하중-변위($P-\Delta$) 관계를 보여준다. Fig. 3(b)에 나타낸 바와 같이, P 는 유압잭의 하중이고 Δ 는 유압잭과 기둥 상부의 가력용 단부강관 사이의 수직 변위이다. Δ 에는 압축에 의한 기둥의 축소변형뿐만 아니라 가력용 대형 프레임의 변형 또한 포함된다.

Fig. 5(a)에서 보듯이 Q형 강관을 사용한 Q-4.5 및 Q-6.0 은 $6\text{ mm} \leq \Delta \leq 7\text{ mm}$ 에서 강관벽의 국부좌굴이 발생하며 강성이 급격히 감소하였다. $12\text{ mm} \leq \Delta \leq 13\text{ mm}$ 에서 최대하

중 $P_u = 7,197\text{ kN}$ 및 $8,714\text{ kN}$ 에 도달하였고, 이후에도 강도 저하 없이 변형이 증가하는 연성거동을 보였다. 세장단면으로 설계된 Q-4.5이 상대적으로 낮은 압축강도를 보였지만, Q-4.5과 Q-6.0의 $P-\Delta$ 관계는 b/t 의 크기에 관계없이 대체로 유사하였다.

T형 강관을 사용한 T-4.5 및 T-6.0의 경우, Fig. 5(b)에서 보듯이 양호한 초기 탄성거동을 보였다. 하지만 Q-4.5 및 Q-6.0과 비교하여, 약 7% 큰 단면적에도 불구하고 최대하중 $P_u (= 6,225\text{ kN}$ 및 $7,820\text{ kN})$ 는 오히려 더 작았다. 비록 최대강도 이후 점진적인 강도저하가 관찰되었지만, 전체적인 압축거동은 매우 연성적인 특성을 보였다.

횡보강용 나선철근을 배치한 T-6.0-S75 및 T-6.0-S150의 경우, 강관벽의 두께($t = 6\text{ mm}$)가 동일하므로 Fig. 5(c)에서 보듯이 강관벽의 국부좌굴 및 이후 최대하중까지 $P-\Delta$ 곡선이 거의 같았다. 나선철근의 횡구속 효과로 인하여 강관 국부좌굴 이후 변형경화거동을 보였고, 최대하중 $P_u (= 8,213\text{ kN}$ 및 $7,969\text{ kN})$ 는 T-6.0의 최대하중보다 5% 및 2% 더 컸다. 나선철근의 수직간격이 작았던 T-6.0-S75($s = 75\text{ mm}$ 및

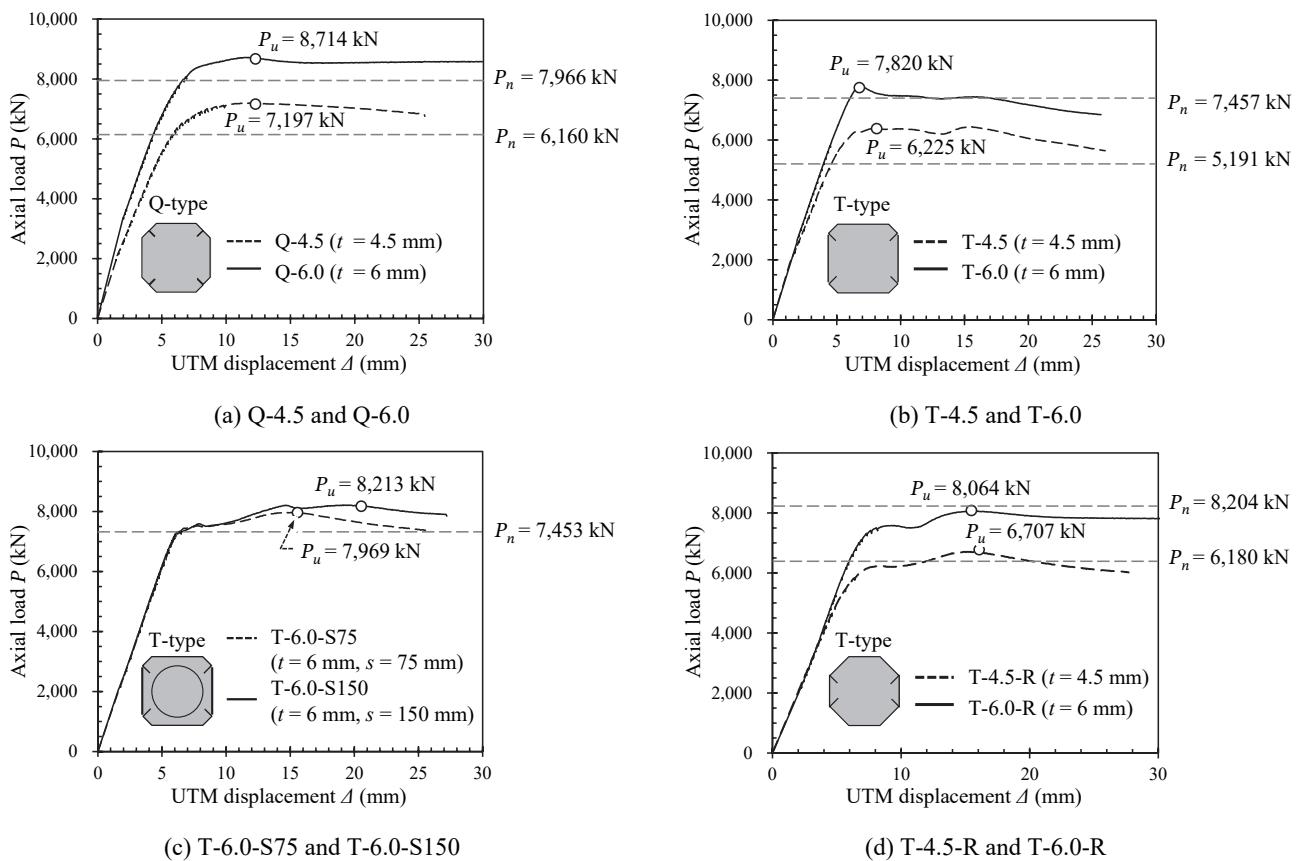


Fig. 5. Vertical load-displacement relationships of the OCFT column specimens

$\rho_s = 1.26\%$)에서 최대하중이 조금 더 컸고 이후 강도저하는 더 완만했다.

정팔각형에 가까운 T형 강관단면을 사용한 T-4.5-R 및 T-6.0-R은 Fig. 5(d)에서 보듯이 T-4.5 및 T-6.0과 전혀 다른 압축거동을 보였다. 기둥 단면적은 약 13% 작았지만 최대하중 $P_u (= 6,707 \text{ kN}$ 및 $8,064 \text{ kN})$ 은 오히려 7.7% 및 3.1% 더 컸다. 또한 강관벽의 국부좌굴 이후 변형경화거동을 보였고, 이후에도 안정적인 연성거동을 나타냈다. T-4.5-R 및 T-6.0-R의 전체적인 $P-\Delta$ 관계는 나선철근을 사용한 T-6.0-S75 및 T-6.0-S150과 비슷하였다.

4.2 강관벽의 국부좌굴

Fig. 6은 실험체별 강관의 국부좌굴 형상을 보여준다. Q형 강관을 사용한 Q-4.5와 Q-6.0의 경우 Fig. 6(a)와 6(b)에서 보듯이 강관벽의 국부좌굴이 각 면마다 독립적으로 발생하였다. 모접기 부분에서는 강관벽의 국부좌굴이 관찰되지 않았는데, 심부 콘크리트에 매입된 모서리의 리브가 강관벽의 비지지폭(unsupported width)을 줄였고 결과적으로 국부좌굴에 대한 저항성능을 향상시켰음을 의미한다. Q-4.5와 Q-6.0의 좌굴모드를 비교하면, 두꺼운 강관을 사용한 Q-6.0의 국부좌굴 개소가 약 절반으로 감소하였다.

Fig. 6(c)와 6(d)에서 보듯이, T-4.5 및 T-6.0에서는 폭두께비에 관계없이 이웃한 두 면에 발생된 강관벽의 국부좌굴이 모서리에서 상호 연결되었다. 이는 T형 강관의 모접기 부

분에 설치된 리브가 강관벽의 국부좌굴에 대하여 충분한 횡지 지지 성능을 제공하지 못하였음을 의미한다. 동일한 형태의 좌굴모드가 T형 강관을 사용한 T-6.0-S75 및 T-6.0-S150에서도 관찰되었다.

정팔각형에 가까운 T형 강관을 사용한 T-4.5-R 및 T-6.0-R의 경우, Fig. 6(e)와 6(f)에서 보듯이 8개 면의 강관벽 국부좌굴은 동일 높이에서 발생하여 상호 연결되었다. 이러한 좌굴모드는 원형 강관합성기둥에서 관찰되는 것과 유사하였다.

Fig. 6에 나타난 강관벽의 좌굴모드는 OCFT기둥에서 국부좌굴에 대한 강관벽의 저항성능을 나타내는 폭두께비(λ)가 강관의 제작방법 및 단면형태에 따라 다음과 같이 달라진다는 것을 보여준다.

- Q형 강관의 경우 모접기 부분에 설치된 리브의 횡지 효과를 고려하여 폭두께비 산정시 전체 단면치수 (b)가 아닌 유효폭(b_{eff})을 사용할 수 있다.
- T형 강관의 경우 각형강관과 동일하게 전체 단면치수 (b)를 사용하여 폭두께비를 산정해야 한다. 만약 T형 강관의 형상이 정팔각형에 가깝다면, 원형강관의 국부좌굴에 관한 폭두께비 규정이 더 적합할 수 있다.

4.3 강관벽의 변형률

Fig. 7은 기둥 압축하중(P)과 강관벽의 축방향 변형률(ϵ)

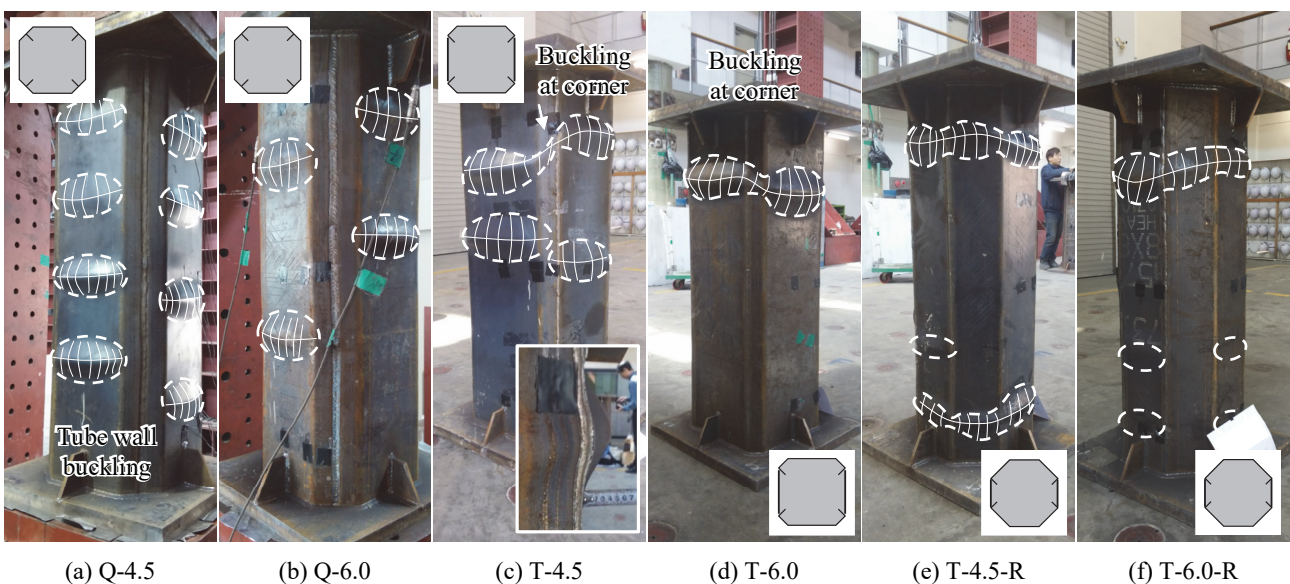


Fig. 6. Local buckling modes of tube walls

의 관계를 보여준다. Fig. 3(c)에 변형률 계측 위치를 나타냈는데, 강관벽의 변형률은 총 세 높이에서 계측하였고, 각 높이에서는 면의 중심과 가장자리에서 계측한 변형률의 평균으로 표시하였다. 세 높이에서 계측된 변형률 중 하나 또는 두 변형률이 상이한 거동을 보인다면, 이는 해당 위치에서 강관벽에 국부좌굴이 발생된 것으로 볼 수 있다. 이러한 강관벽 국부좌굴 시점을 Fig. 8에 점선으로 된 원으로 표시하였다.

강관벽의 두께가 4.5 mm로서 세장단면으로 분류된 Q-4.5 및 T-4.5은 Fig. 7(a) 및 7(c)에서 보듯이 강관벽의 국부좌굴은 항복변형률 $\epsilon_y (= F_y/E_s = 489/210000 = 0.00232)$ 보다 작은 탄성상태에서 시작되었다. 강관벽의 두께가 6.0 mm로서 비조밀단면으로 분류된 Q-6.0, T-6.0, T-6.0-S75 및 T-6.0-S150의 경우 Fig. 7(b), 7(d), 7(e), 7(f)에서 보듯이 강관벽의 좌굴은 항복변형률 $\epsilon_y (= 407/210000 = 0.00194)$ 에 도달하는 시점에 발생하였다. 이와 달리, 정팔각형에 가까운 강관을 사용한 T-4.5-R 및 T-6.0-R의 경우, Fig. 7(g) 및 7(h)에서 보듯이 항복변형률에 도달한 이후에 강관벽의 국부좌굴이 뚜렷해졌다. T-4.5-R은 세장단면으로 분류됨에도 불구하고, 탄성상태에서 강관벽의 국부좌굴 발생 여부는 뚜렷하지 않았다.

Fig. 7의 변형률 계측 결과는 Fig. 6의 좌굴모드와 함께 OCFT기둥에서 강관벽의 국부좌굴과 관련하여 다음과 같은 사항을 뒷받침한다.

- 정사각형에 가까운 단면형사의 Q형 및 T형 강관을 사용한 OCFT기둥의 경우에는, 강관벽의 국부좌굴 거동은 각형강관에 대한 폭두께비 제한값(λ_r)에 부합한다.
- 정팔각형에 가까운 단면 형상을 갖는 OCFT기둥(즉, T-4.5-R 및 T-6.0-R)의 경우, 강관벽 국부좌굴은 각형강관보다는 원형강관에 대한 폭두께비 제한값에 더 부합한다.

4.4 나선철근의 변형률

Fig. 8은 T-4.5-S75와 T-4.5-S150에 사용된 황구속용 나선철근($f_y = 486 \text{ MPa}$)의 인장변형률 ϵ_t 를 보여준다. 그래프의 가로축은 기둥의 수직변위이다. 또한 비교를 위하여 주변 강관벽의 수직방향 압축변형률을 나선철근의 인장변형률 ϵ_t 와 동일평면에 나타냈다.

Fig. 8에서 보듯이, 두 시험체 모두 강관벽과 나선철근이 항복변형률에 도달하는 시점이 달랐다. 점선으로 나타난 강관벽이 먼저 $\Delta \approx 6 \text{ mm}$ 에서 항복변형률에 도달하였고, 이후 실선으로 나타난 나선철근이 $\Delta \approx 19 \text{ mm}$ 및 $\Delta \approx 11 \text{ mm}$ 에서 항복변형률 $\epsilon_{yt} (= 0.00243)$ 에 도달하였다. 이러한 결과는 강관의 항복 및 국부좌굴이 먼저 발생하였고 이후 나선철근에 의한 심부 콘크리트의 황구속 효과가 두드러졌음을 가리킨다. 즉, Fig. 5(c)의 $P-\Delta$ 관계와 비교해 보았을 때,

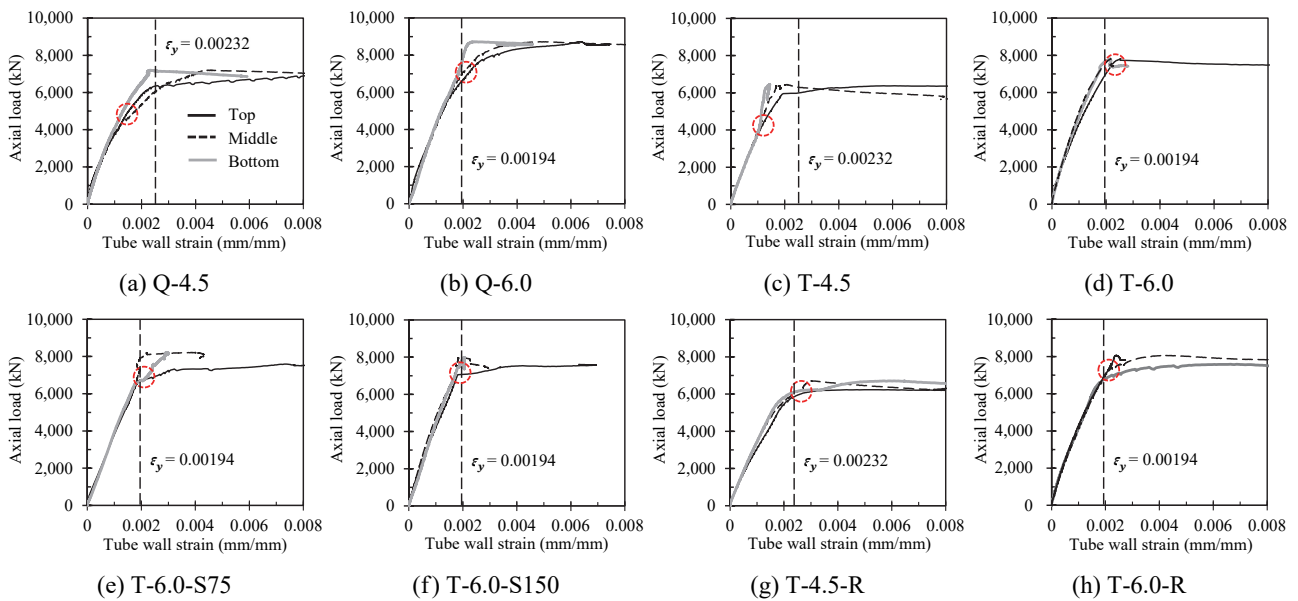
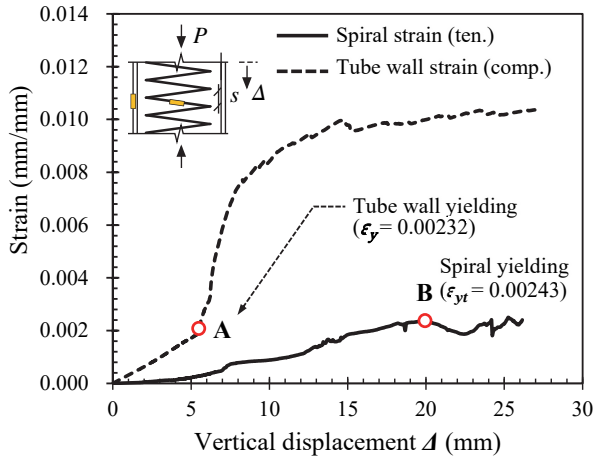
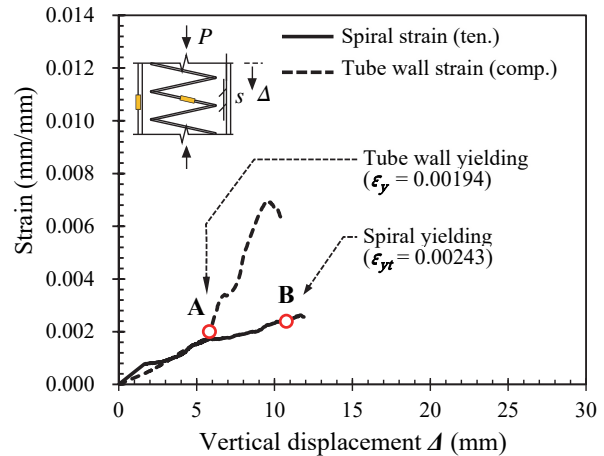


Fig. 7. Axial load - tube wall strain relationships



(a) T-6.0-S75



(b) T-6.0-S150

Fig. 8. Spiral bar strain - vertical displacement relationships

강관벽의 항복시점은 기둥의 압축항복 시점과 일치하였고, 나선철근의 항복시점은 강관 항복 및 국부좌굴 이후 변형경화거동에 의하여 기둥이 최대강도에 도달한 시점과 거의 동일하였다.

Fig. 8에서 좁은 간격으로 배근한 T-6.0-S75는 넓은 간격으로 배근한 T-6.0-S150과 비교하여 나선철근의 변형률 발현과 항복시점이 지연되었다. 그 결과 Fig. 5(c)에서 T-6.0-S75의 변형경화거동이 T-6.0-S150에 비하여 더 큰 변형까지 지속되었다. 하지만, 두 실험체 사이에서 나선철근의 간격에 따른 압축강도의 차이는 크지 않았다.

5. 압축강도 평가

KBC 2016^[13]의 설계식(즉, 식 (1)-(7))을 사용하여 이 연구에서 실험된 OCFT기둥 실험체의 압축강도를 평가하였다. 식 (1)-(7)은 원형 및 각형 강관합성기둥에 대한 설계식이므로, Q형, T형 등 상이한 단면특성을 갖는 OCFT기둥에 적용시 주의가 필요하다. 이 연구에서는 실험으로부터 관찰된 강관벽의 국부좌굴 양상과 후좌굴거동을 감안하여 실험체별로 다음과 같이 설계식을 적용하였다.

- (1) Q형 강관합성기둥 Q-4.5 및 Q-6.0: 정사각형에 가까운 단면형상을 갖는 Q형 강관기둥의 경우, 각형강관에 대한 규정에 따라 압축강도를 평가하였다. 즉, 식 (3)에서 횡구속에 의한 콘크리트 횡보강 효과를 고려

하지 않았으며($C_2 = 0.85$) 강관벽의 탄성좌굴강도는 식 (6)을 사용하여 산정하였다. 다만, Fig. 6(a)와 6(b)에서 관찰된 강관벽의 좌굴모드를 근거로 폭두께비는 강관의 전체폭($b = 400$ mm) 대신 식 (1)에 정의된 유효폭 $b_{eff} (= 315$ mm)을 사용하여 산정하였다.

- (2) T형 강관합성기둥 T-4.5, T-6.0, T-6.0-S75 및 T-6.0-S150: 정사각형에 가까운 단면형상을 갖는 T형 강관기둥의 경우에도 각형강관에 대한 규정에 따라 압축강도를 평가하였다. 다만, Fig. 6(c)와 6(d)에서 보듯이 모접기 부분의 리브가 강관벽의 국부좌굴 저항에 효과적이지 못하므로, Q형 강관과 달리 강관 전체폭 (b)을 사용하여 강관벽의 폭두께비를 산정하였다.
- (3) T형 강관합성기둥 T-4.5-R 및 T-6.0-R: 정팔각형에 가까운 단면 형상을 갖는 T형 강관기둥의 경우, Fig. 6(e) 및 6(f)에서 관찰된 강관벽의 좌굴모드와 Fig. 5(d)에 나타난 좌굴이후 변형경화거동을 감안하여 원형강관에 대한 규정에 따라 압축강도를 평가하였다. ($D = b$ 적용) 즉, 식 (3)에서 횡구속에 의한 콘크리트 횡보강 효과를 고려하였고($C_2 = 0.85(1 + 1.56t/[D - 2t] \times [F_y/f_{ck}]$), 강관벽의 탄성좌굴강도는 식 (7)을 사용하여 산정하였다. 폭두께비(b/t) 또한 Table 1에 나타난 원형강관에 대한 제한값을 적용하였다.

실험체별로 상세한 이론 압축강도 P_{no} 및 P_n 의 계산과정

Table 3. Comparison of theoretical and test strengths

Specimens	$\lambda (= b/t)$	λ_p	λ_r	Section class**	Theoretical strengths (kN)					Test strengths (kN)	
					P_p	P_y	P_{cr}	P_{no}	P_n	P_u	P_u/P_n
Q-4.5	70.0*	46.8	62.2	SL	7,675	6,993	6,189	6,189	6,156	7,197	1.17
Q-6.0	52.5*	51.3	68.1	NC	8,019	7,351	-***	8,016	7,966	8,714	1.09
T-4.5	88.8	46.8	62.2	SL	7,798	7,059	5,219	5,219	5,200	6,225	1.20
T-6.0	66.6	51.3	68.1	NC	8,104	7,379	-***	7,503	7,467	7,820	1.05
T-4.5-S75	66.6	51.3	68.1	NC	8,104	7,379	-***	7,503	7,463	8,213	1.10
T-4.5-S150	66.6	51.3	68.1	NC	8,104	7,379	-***	7,503	7,463	7,969	1.07
T-4.5-R	88.8	64.4	81.6	SL	7,866	6,263	6,220	6,220	6,182	6,707	1.08
T-6.0-R	66.6	77.4	98.0	CP	8,369 (7,713)****	6,642	-***	8,360 (7,713)****	8,306 (7,660)****	8,064	0.97 (1.05)****

* $\lambda = b_{eff}/t$ where $b_{eff} = 315$ mm.

** SL, NC, and CP indicate slender, noncompact, and compact sections, respectively.

*** F_{cr} was greater than F_y and thus P_{cr} was not computed.

**** The bracket strengths were computed using $C_2 = 0.95$ in Eq. (3) in accordance with AISC 360-16.

과 이론강도 대비 실험강도의 비(= P_u/P_n)를 Table 3에 나타냈다. T-6.0-R을 제외한 모든 실험체에서 P_u/P_n 가 1.0을 초과하였다. 이는 현행 KBC 2016의 충전형 합성기준 설계식을 사용하여 OCFT기둥의 압축강도를 비교적 정확히 예측할 수 있음을 보여준다. 강관벽 두께가 4.5 mm인 경우 대체로 P_u/P_n 가 높는데, 이는 국부좌굴이 발생하는 세장판요소에서 이론강도가 대체로 안전측으로 제안되기 때문으로 판단된다.^[15] 원형강관의 폭두께비 규정에 의하여 조밀단면으로 분류된 T-6.0-R의 경우 이론강도가 실험강도보다 더 컸다. 그 이유는 팔각형 단면의 OCFT기둥에서 심부 콘크리트의 횡구속 효과가 과하게 평가되었기 때문이다. AISC 360-16^[14]에 따라 식 (3)에서 C_2 를 0.95로 변경하여 재산정한 T-6.0-R의 압축강도를 Table 3에 괄호 안에 나타냈다. 이 경우 재산정된 이론강도가 $P_n = 7,660$ kN으로 감소하므로 실험강도 $P_u = 8,064$ kN 보다 작다.

6. 결론

이 연구에서는 박판절곡강관을 사용한 콘크리트 충전 팔각강관기둥(OCFT기둥)을 제안하고, 중심축압축실험을 통해 OCFT기둥의 압축성능을 조사하였다. 주요 연구결과는 다음과 같다.

- (1) 세장단면 및 비조밀단면으로 분류되는 OCFT기둥

은 강관벽의 국부좌굴 이후에도 변형경화거동 또는 제한된 강도저하를 갖는 연성거동을 보였다. 각형단면에 가까운 Q-4.5, Q-6.0, T-4.5 및 T-6.0에서는 최대강도가 강관 국부좌굴 직후에 발생하였고, 횡구속용 나선철근을 배치한 T-4.5-S75 및 T-6.0-S150과 정팔각형 단면을 사용한 T-4.5-R 및 T-6.0-R에서는 최대강도가 강관좌굴 이후의 변형경화거동 동안 발생하였다.

- (2) 강관 상세 및 단면형태에 따라 강관벽의 좌굴모드가 달랐다. Q형 강관에서는 모접기 부분의 횡지지로 인하여 강관벽마다 국부좌굴이 독립적으로 일어난 반면, T형 강관에서는 모든 강관벽의 국부좌굴이 상호 연결되었다. 정팔각형에 가까운 T형 강관은 원형 강관과 유사한 좌굴모드를 보였다.
- (3) 정사각형에 가까운 T형 강관에서 관찰된 강관벽의 국부좌굴거동은 KBC 2016에 제시된 각형강관의 폭두께비 및 그에 따른 단면분류에 부합하였다. Q형 강관의 경우 모접기 부분의 횡지지 효과를 고려한 유효 폭두께비와 잘 일치하였다. 정팔각형에 가까운 T형 강관의 국부좌굴거동은 원형강관에 대한 폭두께비 및 단면분류에 부합하였다.
- (4) KBC 2016 및 AISC 360-16에 제시된 충전형 합성기둥의 압축강도 산정식을 준용하여, 팔각형 단면을 갖는 OCFT기둥의 압축강도를 평가하였다. 현행 설계기준의 이론강도는 사각형 또는 원형 강관기둥에 대

한 것임에도 불구하고 OCFT기둥의 실험강도와 잘 일치하였다.

감사의 글

이 연구는 한국연구재단의 대학중점연구소지원사업(NRF-2018R1A6A1A07025819)과 국토교통과학기술진흥원의 도시건축연구사업(19AUDP-B106327-05)에 의한 연구비 지원으로 수행되었습니다.

참고문헌(References)

- [1] Knowles, R.B., and Park, R. (1969) Strength of Concrete Filled Steel Tubular Columns, *Journal of the Structural Division*, American Society of Civil Engineers, Vol.95, No.12, pp.2565-2588.
- [2] Schneider, S.P. (1998) Axially Loaded Concrete-Filled Steel Tubes, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol.124, No.10, pp. 1125-1138.
- [3] Tomii, M., Yoshimura, K., and Morishita, Y. (1977) Experimental Studies on Concrete-Filled Steel Tubular Stub Columns Under Concentric Loading, *Proceedings of the International Colloquium on Stability of Structures Under Static and Dynamic Loads*, Structural Stability Research Council & American Society of Civil Engineers, USA, pp.718-741.
- [4] Uy, B. (1998) Local and Post-Local Buckling of Concrete Filled Steel Welded Box Columns, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol.47, No.1, pp. 47-72.
- [5] Ge, H., and Usami, T. (1992) Strength of Concrete-Filled Thin-Walled Steel Box Columns: Experiment, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol.118, No.11, pp.3036-3054.
- [6] Tao, Z., Han, L.-H., and Wang, Z.-B. (2005) Experimental Behaviour of Stiffened Concrete-Filled Thin-Walled Hollow Structural Steel (HSS) Stub Columns, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol.61, No. 7, pp.962-983.
- [7] Huang, C.S., Yeh, Y.-K., Liu, G.-Y., Hu, H.-T., Tsai, K.C., Weng, Y.T., Wang, S.H., and Wu, M.-H. (2002) Axial Load Behavior of Stiffened Concrete-Filled Steel Columns, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol.128, No.9, pp.1222-1230.
- [8] Cai, J., and He, Z.-Q. (2006). Axial Load Behavior of Square CFT Stub Column with Binding Bars, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol.62, No.5, pp.472-483.
- [9] Lee, S.H., Choi, Y.H., Yom, K.S., Kim, J.H., and Choi, S.M. (2008) An Experimental Study on Structural Performance of Welded Built-up Square CFT Stub Columns, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.20, No.5, pp.645-653 (in Korean).
- [10] Kim, S.H., Yom, K.S., and Choi, S.M. (2013) A Study on the Load Carrying Capacity and Deformation Capacity of the Internal Anchors Welded Cold Formed Concrete Filled Columns, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.25, No.4, pp.347-357 (in Korean).
- [11] Park, J.W., and Yoo, J.H. (2014), Axial Loading Behaviors of Square Concrete-Filled Tubular Columns with Large Width-to-Thickness Ratio Retrofitted Using Carbon Fiber Reinforced Polymer Sheets (CFRP Sheets), *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.26, No.3, pp.169-176 (in Korean).
- [12] Lee, M.J., Kim, C.H, and Kim, H.D. (2014) The Evaluation of the Axial Strength of Composite Column with HSA800 Grade Steel, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.26, No.5, pp.473-483 (in Korean).
- [13] Architectural Institute of Korea (2016) *Korean Building Code (KBC 2016) and Commentary*, Kimundang, Korea (in Korean).
- [14] American Institute of Steel Construction (2010) *Specification for Structural Steel Buildings (ANSI/AISC 360-10)*, USA.
- [15] Lee, H.J., Park, H.G., and Choi, I.R. (2015) Axial Load Test on Rectangular CFT Columns Using High-Strength Steel and Slender Section, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.27, No.2, pp.219-229 (in Korean).

요 약 : 이 연구에서는 콘크리트 충전 팔각강관기둥(OCFT기둥)의 압축거동에 대하여 실험연구를 수행하였다. 박판절곡단면을 사용하여 세장단면 및 비조밀단면으로 설계된 8개의 OCFT기둥에 대하여 압축실험을 수행하였다. 실험변수로는 강관 제작상세, 강관벽 두께 및 단면 형상을 고려하였다. 실험결과, 강관벽의 좌굴모드와 기둥의 압축강도는 실험변수에 의하여 크게 영향을 받았다. 두꺼운 강관벽과 원형에 가까운 단면형상을 사용함으로써, OCFT기둥에서 강관벽의 국부좌굴은 지연되고 압축강도는 증가하였다. KBC 2016 및 AISC 360-16에 제시된 충전형 각형강관 및 원형강관 합성기둥 설계규정에 따라 OCFT기둥의 이론 압축강도를 계산하고, 이를 실험강도와 비교하였다.

핵심용어 : 합성기둥, 각형강관, 원형강관, 박판절곡강관, 압축실험, 압축강도, 강관좌굴
