

볼트접합 앵글을 사용한 PSRC 합성기둥의 편심 압축실험

김현진¹ · 황현종² · 박홍근^{3*} · 김동관⁴ · 양종민⁵

¹박사과정, 서울대학교, 건축학과, ²조교수, 후난대학교, 토목대학, ³교수, 서울대학교, 건축학과,
⁴조교수, 청주대학교 ⁵사원, (주)센벡스

Eccentric Axial Load Test of Prefabricated Composite Columns Using Bolt-connected Steel Angles

Kim, Hyeon Jin¹, Hwang, Hyeon Jong², Park, Hong Gun^{3*}, Kim, Dong Kwan⁴, Yang, Jong Min⁵

¹Ph.D. Student, Dept. of Architecture & Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul, 08826, Korea

²Assistant Professor, College of Civil Engineering, Hunan University, Hunan, 410082, China

³Professor, Dept. of Architecture & Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul, 08826, Korea

⁴Assistant Professor, Dept. of Architectural Engineering, Cheongju University, Cheongju, 28503, Korea

⁵Engineer, Sen Structural Engineers Co. Ltd, Seoul, 07226, Korea

Abstract - In order to investigate the structural performance of a novel prefabricated-SRC column using bolt-connected steel angles(PSRC column), eccentric axial loading tests were performed for six PSRC column specimens and two conventional SRC column specimens. The test parameters were the spacing and sectional configurations of lateral reinforcement, and eccentricity ratio of axial load. The test results showed that, due to high axial-stiffness of the angles located at the corners of the cross section, the compressive load-carrying capacity and deformation capacity of the PSRC specimens were greater than those of the SRC specimens in the large eccentricity ratio of axial load. Closely spaced lateral steel plates and Z-shaped lateral steel plates improved lateral confinement, which increased the load-carrying capacity of the PSRC specimens. The combined flexural and axial load-carrying capacity of the specimens by tests and nonlinear numerical analysis were greater than the predictions by current design codes. The numerical analysis agreed well with the test results including the initial stiffness, peak strength, and post-peak strength degradation.

Keywords - Eccentric axial load test, Composite column, Steel angle, Lateral steel plate, Bolt connection, Lateral confinement

1. 서론

압축부재의 구조성능 향상을 위하여 단면 중심에 강재를 매입한 강-콘크리트 기둥(이하 SRC 기둥)이 고층건물 및 대형건물에서 널리 사용되고 있다. 그러나 SRC 기둥은 현장에서 강재 설치 후 철근 배근 및 거푸집 설치의 이중 작업으로

인하여 시공성에 불리하며, 단면 중앙부에 위치한 강재는 휨 강도보다는 압축강도 향상에 초점을 두고 있다. 강재의 효율적 사용을 위해 고강도 강재를 기둥 단면의 코너에 배치하면, 압축 성능 뿐만 아니라 휨강도 성능도 향상시킬 수 있다^[1].

Hwang *et al.*^[1], Eom *et al.*^[2], Kim *et al.*^[3], Campione^[4], Montuori and Piluso^[5]는 강재 앵글을 기둥 단면의 코너에 배치한 합성기둥의 구조성능을 평가하였다. 특히 Hwang *et al.*^[1], Eom *et al.*^[2]은 합성기둥의 시공성 향상을 위하여 단면 코너의 앵글과 횡방향 철근을 공장에서 용접하여 선조립하는 PSRC 합성기둥(Prefabricated Steel Reinforced Concrete columns)을 제안하였다(Fig. 1(a)참조). 중심축 압축하중을 받는 경우, 앵글의 심부콘크리트 횡구속 효과는 기둥의 압축강도 및 변형능력을 향상시키며^[1], 순수 휨 모멘트가 작

Note.-Discussion open until December 31, 2017. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on February 2, 2017; revised May 25, 2017; approved on May 25, 2017.

Copyright © 2017 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-2-880-7055 Fax. +82-2-882-7053

E-mail. parkhg@snu.ac.kr

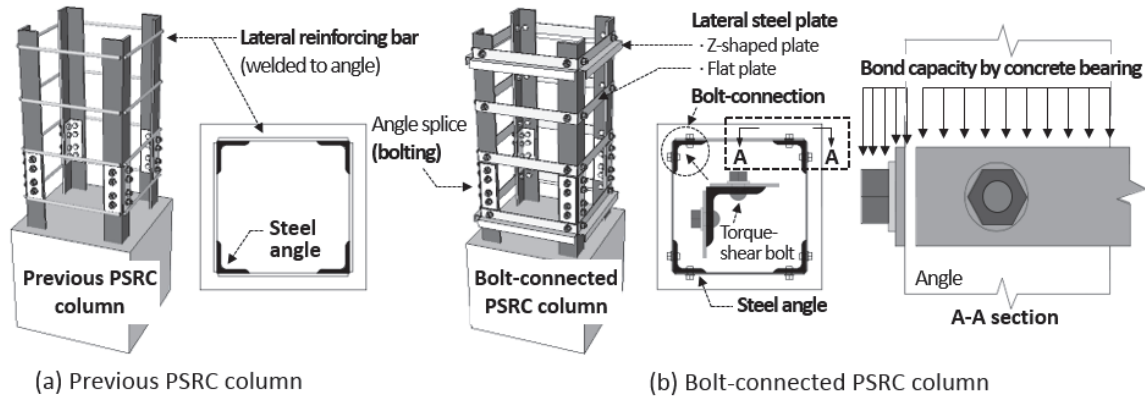


Fig. 1. Comparison of cross-sections between previous and newly developed prefabricated composite columns

용하는 PSRC 합성기둥은 단면 중심에 H형강을 매입한 기존 SRC 기둥에 비하여 8~36% 향상된 휨강도를 발휘하는 것으로 나타났다^[2]. 그러나 앵글과 횡방향 철근의 용접시 고열에 의하여 강재 앵글의 연성능력이 약화되었으며, 이로 인하여 앵글의 소성변형시 조기파단이 발생하였다. 또한 앵글 축방향에 대해 횡방향 철근의 지압 강도가 충분하지 않은 경우 앵글과 콘크리트 사이에서 부착파괴가 발생하였다.

이 논문에서는 PSRC 합성기둥의 제작성 향상, 앵글의 조기파단 방지, 앵글-콘크리트의 부착성능 향상을 위하여, 강재 앵글과 횡방향 강판을 볼트접합으로 선조립하는 상세를 적용하였다(Fig. 1(b) 참조). 시공적인 측면에서 볼트조립은 용접에 비하여 제작생산성 및 품질이 우수하며, Z형 단면의 횡방향 강판을 사용할 경우 거푸집과 앵글 사이의 지지대역할을 함으로써 거푸집 일체형 합성기둥 제작이 가능하다. 구조적인 측면에서, 용접 대신 볼트조립을 사용하므로 앵글의 취성파단을 방지하며 고강도 앵글 사용이 가능하다. 또한 앵글의 면외방향으로 돌출된 볼트와 횡방향 강판이 콘크리트와의 지압면적을 증가시켜 앵글-콘크리트의 부착강도를 향상시킬 수 있다(Fig. 1(b) 참조). 앵글과 볼트조립으로 일체화한 횡방향 강판은 앵글-콘크리트 간 부착력 제공 이외에 기둥 전단강도 및 앵글의 국부좌굴 방지, 콘크리트 횡구속력에 기여한다.

볼트접합 PSRC 합성기둥의 중심축 압축 성능에 대한 선행 연구결과^[6]를 바탕으로 이 논문에서는 PSRC 합성기둥의 휨·압축 성능을 평가하였다. 이를 위하여 2/3 크기의 SRC 기둥 실험체 2개와 볼트접합 PSRC 기둥 실험체 6개에 대하여 편심 압축실험을 수행하였다. 볼트접합 PSRC 합성기둥의 하중재하능력, 변형능력, 횡구속 능력 등을 평가하였으며, 현행 설계기준에 따른 예측강도 및 수치해석결과와 비교하였다.

2. 실험계획

2.1 실험체 설계

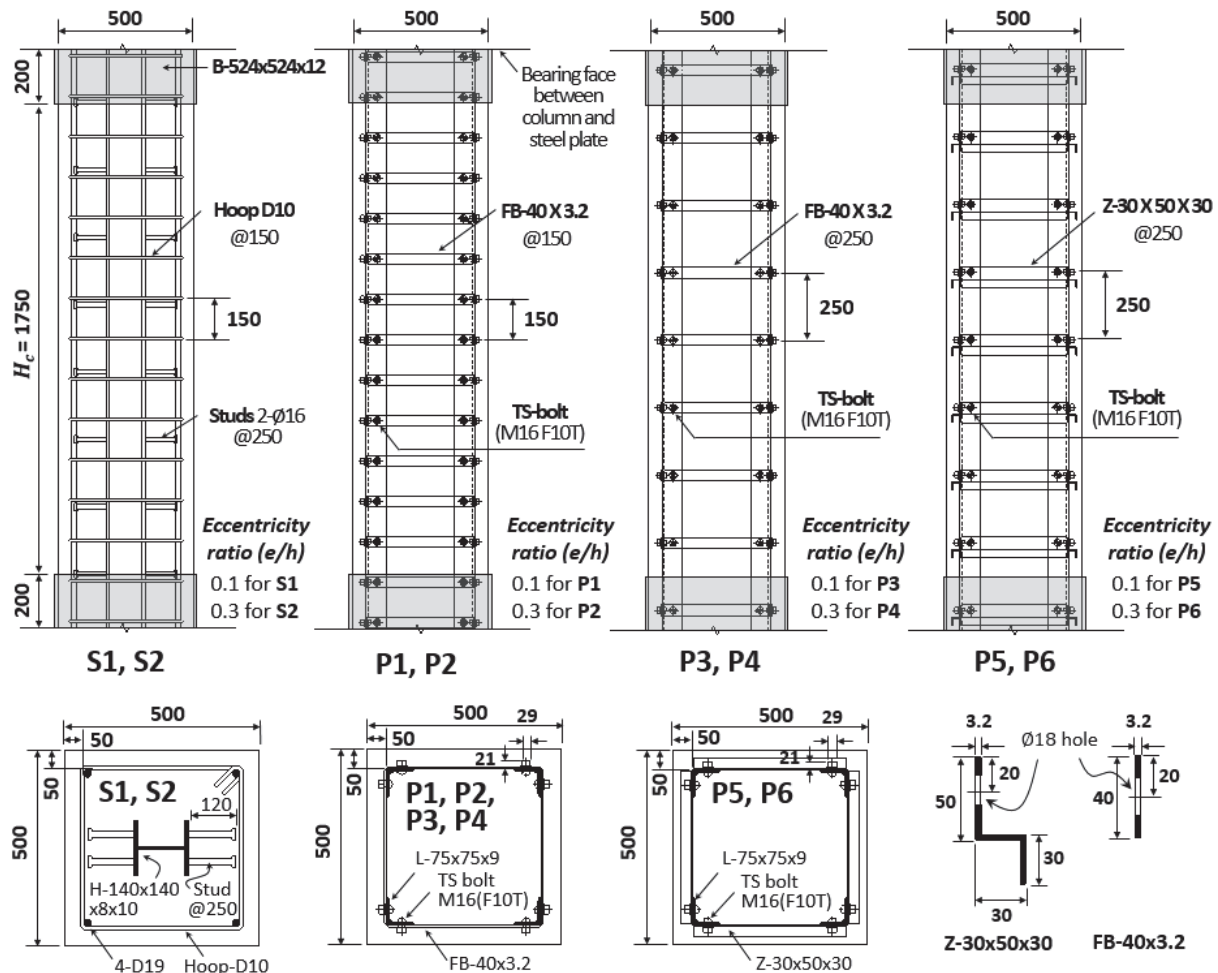
Table 1과 Fig. 2는 실험체의 주요 변수와 상세를 나타낸다. 실험체 주요 변수는 횡보강재(SRC: 횡방향 철근, PSRC: 횡방향 강판)의 수직간격(150mm 및 250mm), 횡방향 강판 단면의 형상(평판형 및 Z형), 압축하중의 편심율 e/h ($= 0.1$ 및 0.3 , e = 기둥 중심축과 하중 사이의 편심거리, h = 기둥 단면 치수, Fig. 3 참조)이다. 기둥 단면의 크기는 $500\text{mm} \times 500\text{mm}$, 기둥 보강부(Rigid end)를 제외한 기둥 실험체 높이 $H_c = 1750\text{mm}$ 이다. 기둥 지압면의 국부손상을 방지하기 위하여 기둥 상·하부 지압면에 두께 40mm의 강판(SS400)을 앵글 및 H형강과 용접하였으며, 기둥 상·하부 측면은 길이 200mm의 사각 강판($B-524 \times 524 \times 12$, SS400)으로 보강하였다. 원활한 하중전달을 위하여 상·하부 지압 강판과 측면 보강판 사이에는 두께 20mm의 삼각 스티프너(SS400)를 양 단부에 각각 4개씩 용접하였다(Fig. 3 참조).

S1과 S2는 일반 SRC 기둥 실험체로서 단면 중심에 H-140×140×8×10 형강(강재비 1.5%, $F_y = 502\text{MPa}$)을 매입하였다. 기둥 단면의 네 코너에는 종방향 철근(4-D19, 철근비 0.5%, $f_y = 554\text{MPa}$)을 배치하고 이를 횡방향 철근(D10@150mm, $f_y = 565\text{MPa}$)으로 촘촘히 감쌌다. 또한 H형강과 콘크리트 간 하중전달을 위하여 H형강 플랜지에 전단 연결재(4- $\phi 16$, $F_u = 400\text{MPa}$)를 250mm 간격으로 용접하였다. S1의 하중 편심거리 $e = 50\text{mm}$, 편심율 $e/h = 0.1$ 이며, S2의 $e = 150\text{mm}$, $e/h = 0.3$ 이다.

P1~P6은 앵글을 사용한 PSRC 합성기둥 실험체로서 기둥 단면의 코너에 위치한 4개의 L-75×75×9 앵글(강재비

Table 1. Test parameters of specimens

Specimens	S1	S2	P1	P2	P3	P4	P5	P6
Eccentric distance, e (mm) / Eccentricity ratio, e/h	50 / 0.1	150 / 0.3	50 / 0.1	150 / 0.3	50 / 0.1	150 / 0.3	50 / 0.1	150 / 0.3
Longitudinal steel section(mm)	H-140×140×8×10		4-L-75×75×9					
Area ratio of longitudinal steel / re-bars (%)	1.5 / 0.5		2.0 / 0					
Yield strength of longitudinal steel / elongation (MPa / %)	502 / 32 (SM490)		378 / 34 (SM490)					
Longitudinal re-bars	4-D19		-					
Yield strength of longitudinal re-bars / elongation (MPa / %)	554 / 19 (SD400)		-					
Lateral re-bars or steel plates @ vertical spacings (mm)	D10 @ 150		FB-40×3.2 @ 150		FB-40×3.2 @ 250		Z-30×50×30 @ 250	
Yield strength of lateral re-bars or steel plates / elongation (MPa / %)	565 / 8 (SD400)		353 / 40 (SS400)					
Connection of lateral reinforcements	135° hook		Torque-shear bolt (M16 – F10T)					


Fig. 2. Details of test specimens (unit: mm)

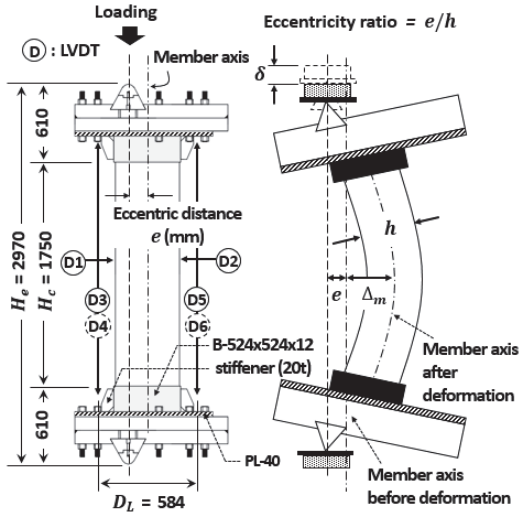


Fig. 3. Set-up for test and measurement(unit: mm)

2.0%, 판폭두께비= 8.3)과 이를 감싼 횡방향 강판으로 구성된다. 앵글은 국부좌굴을 방지하기 위하여 비세장 단면^{[7],[8]}으로 설계되었으며, TS볼트(Torque-Shear 볼트, M16, F10T)를 사용하여 횡방향 강판과 일체화하였다. 횡방향 강판의 수직간격 및 단면형상에 따른 횡구속 효과 및 기둥의 휨·압축 성능을 평가하기 위하여 P1과 P2는 평판형 강판(FB-40×3.2)을 150mm 간격(= 0.3h)으로 촘촘히 배치하였으며, P3과 P4는 동일한 평판형 강판을 250 mm 간격(= 0.5h)으로 배치하였다. P5와 P6은 횡방향의 Z형 강판(Z-30×50×30)을 P3 및 P4와 동일하게 250mm 간격으로 배치하였다. P1, P3, P5의 편심을 $e/h=0.1$ 이며, P2, P4, P6의 편심을 $e/h=0.3$ 이다. PSRC 합성기둥의 횡방향 강판은 콘크리트와의 지압을 통한 앵글의 부착력과 내부 콘크리트 횡구속력을 제공하기 위하여 충분한 인장성능이 요구된다^[6]. 인장력을 받는 횡방향 강판 및 볼트접합부는 KBC 2016^[7] 및 AISC 360-10^[8]에 따라 설계하였다^[6].

실험에 사용된 강재 및 철근에 대하여 재료실험을 수행하였으며, 항복강도 및 연신률은 Table 1에 정리하여 나타내었다. SD400-D10 철근의 항복강도 및 연신률은 565MPa 및 8%이며, SD400-D19 철근의 항복강도 및 연신률은 554MPa, 19%이다. SM490 L-75×75×9 앵글의 항복강도 및 연신률은 378MPa 및 34%이며, SM490 H-140×140×8×10 형강의 항복강도 및 연신률은 502MPa 및 32%이다. SS400 강재를 사용한 횡방향 강판(평판형, Z형)의 항복강도 및 연신률은 353MPa 및 40%이다. 실험 당일에 측정된 콘크리트(ϕ 100mm×200mm 실린더타입 공시체)의 평균 압축강도는

23MPa이다. 재료실험으로 측정한 강재, 철근, 콘크리트 강도는 각 실험체의 휨·압축 강도 계산시 고려하였다.

2.2 가력 방법 및 계측 계획

Fig. 3은 편심압축실험을 위한 가력방법 및 계측계획을 보여준다. 최대 가력하중 10000kN의 UTM을 사용하여 단조가력하였으며, 강재지그를 설치하여 기둥의 상·하 단부 가력점을 기둥 중심축으로부터 편심거리 e 만큼 이격하였다. 기둥 상·하 단부는 편접합으로 지지되었고, 가력점과 지점 사이의 유효 지지거리 $H_e = 2970\text{mm}$ 이다. 그림에 나타난 바와 같이 기둥 상·하 지압 강판의 네 코너에서 LVDT로 기둥의 축방향 변위 δ (D3~D6)을 측정하였으며, 기둥의 중간 높이에서 편심모멘트로 인한 수평방향 변위 Δ_m (D1, D2)를 계측하였다. 변형률 게이지를 사용하여 콘크리트 내부의 강재(H형강, 앵글, 횡방향 강판) 및 철근(중방향 철근, 횡방향 철근)의 축방향 변형률을 계측하였다.

3. 실험 결과

3.1 하중-변위 관계

Fig. 4는 각 실험체의 편심압축하중 P 와 기둥 축방향 변위 δ 의 관계를 보여준다. 기둥 축방향 변위는 가력점의 수직 처짐으로서 기둥 축방향 LVDT 변위계 D3~D6을 사용하여 다음과 같이 구하였다.

$$\delta = \frac{\delta_c + \delta_t}{2} + \frac{\delta_c - \delta_t}{D_L} e \quad (1)$$

여기서, δ_c =평균 압축 변위 (D3, D4), δ_t =평균 인장 변위 (D5, D6), D_L =기둥 축방향 변위계 사이의 거리(=584mm)이다(Fig. 3 참조).

각 실험체의 최대 편심압축하중 P_u , 공칭 압축강도 P_n , 최대하중시 기둥 축방향 변위 δ_0 , 탄성강성 K_e , 파괴변위 δ_{75u} 은 Table 2에 정리하였다. 공칭 압축강도 P_n 은 KBC 2016^[7] 및 AISC 360-10^[8]에 의한 휨·압축 상관도에서 $e/h=0.1$ 및 0.3에 대응하는 압축강도로 정의하였다(Fig. 10 참조). 탄성강성 K_e 은 원점과 최대하중 P_u 의 75% 점을 잇는 할선강성으로 정의하였다^[2]. 최대하중 이후 기둥의 연성거동을 평가하

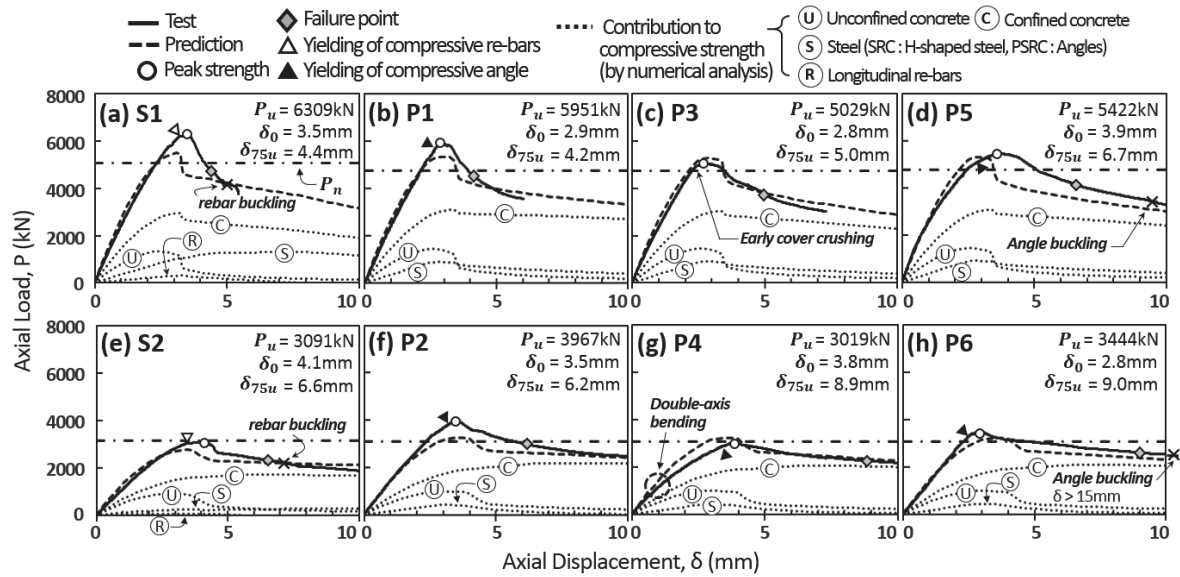


Fig. 4. Axial load - displacement relationships of test specimens

Table 2. Test results and strength predictions

Specimen	Test results				Predictions	
	P_u (kN)	K_c (kN/m ²)	δ_0 (mm)	δ_{75u} (mm)	P_n (kN)	P_u/P_n
S1	6309	2213	3.5	4.4	5060	1.25
S2	3091	1035	4.1	6.6	3143	0.98
P1	5951	2254	2.9	4.2	4800	1.24
P2	3967	1318	3.5	6.2	3079	1.29
P3	5029	2232	2.8	5.0	4800	1.05
P4	3019	960	3.8	8.9	3079	0.98
P5	5422	2107	3.9	6.7	4800	1.13
P6	3444	1359	2.8	9.0	3079	1.12

기 위하여, 파괴변위 δ_{75u} 는 하중재하능력이 최대하중의 75%로 저하된 시점의 변위로 정의하였다^[1].

횡방향 철근 간격이 150mm이고 편심율 $e/h=0.1$ 인 SRC 기둥 실험체 S1은 기둥 축방향 변위 $\delta_0=3.5$ mm에서 공칭강도 $P_n=5060$ kN보다 큰 최대하중 $P_u=6309$ kN을 발휘하였다. 최대강도 이후 피복 콘크리트의 취성파괴로 인하여 내력이 급격히 감소하여 파괴변위 $\delta_{75u}=4.4$ mm에서 하중재하능력이 $0.75P_u$ 에 도달하였다(Fig. 4(a) 참조). S1과 상재가 동일한 S2($P_n=3143$ kN)는 큰 편심율($e/h=0.3$)로 인하여 S1보다 작은 $P_u=3091$ kN($\delta_0=4.1$ mm)에서 최대강도를 발휘하였다. 이후 피복 콘크리트 압괴가 발생하면서 파괴변위 $\delta_{75u}=6.6$

mm에서 하중재하능력이 최대하중의 75%로 감소하였다(Fig. 4(e) 참조).

평판형 강판을 150mm 간격으로 보강한 P1($P_n=4800$ kN) 및 P2($P_n=3079$ kN)는 앵글의 압축항복 직후 공칭강도를 크게 상회하는 최대하중 $P_u=5951$ kN($\delta_0=2.9$ mm) 및 $P_u=3967$ kN($\delta_0=3.5$ mm)을 발휘하였다. 편심율 $e/h=0.1$ 인 P1은 횡보강 간격이 동일한 SRC 실험체 S1보다 최대강도가 다소 감소하였는데, 이는 앵글의 재료강도($F_y=378$ MPa)가 SRC 실험체에 사용된 H형강($F_y=502$ MPa) 및 주철근($F_y=554$ MPa)에 비해 크게 작았기 때문이다. 반면, 편심율 $e/h=0.3$ 으로 증가시킨 P2는 앵글의 강도가 작았음에도 불구하고 횡보강 간격이 동일한 S2보다 최대강도가 크게 향상되었다. 이는 큰 편심모멘트가 작용하는 기둥 단면 내에서 기둥 압축력에 저항하는 강재(앵글) 및 콘크리트의 면적이 S2와 비교하여 크게 증가하였기 때문이다(5장 비선형 수치해석 참조). 최대하중 이후 피복 콘크리트의 급격한 탈락으로 인하여 P1 및 P2의 최종적인 파괴변위 $\delta_{75u}=4.2$ mm 및 6.2 mm은 S1 및 S2보다 약간 작았다(Fig. 4(b), (f) 참조).

평판형 강판의 간격을 250mm로 넓게 배치한 P3($e/h=0.1$, $P_n=4800$ kN)은 앵글의 압축항복 직전에 기둥 상부 피복 콘크리트에서 수직균열이 발생하였다. 그 결과 최대하중 $P_u=5029$ kN($\delta_0=2.8$ mm)이 편심율이 동일한 다른 PSRC 실험체보다 크게 작았다. 그러나 피복 콘크리트 파괴로 인한 내력 저하가 조기에 발생함에 따라 최대강도 이후 하중은 서서히

감소하였다(Fig. 4(c) 참조). P3과 상세가 동일한 P4($e/h=0.3$, $P_n=3079\text{kN}$)는 실험체 결함으로 인하여 이축-편심모멘트가 발생하였다. 결과적으로 편심율이 동일한 실험체 중 가장 작은 $P_u=3019\text{kN}$ ($\delta_0=3.8\text{mm}$)을 발휘하였다. 최대하중 이후 동일 편심율을 갖는 기둥과 유사한 연성거동을 보였다(Fig. 4(g) 참조).

Z형 강판을 250mm 간격으로 배치한 실험체 P5($e/h=0.1$)는 앵글의 압축항복 이후에도 하중이 지속적으로 증가하여 축방향 변위 $\delta_0=3.9\text{mm}$ 에서 공칭강도 $P_n=4800\text{kN}$ 보다 큰 최대하중 $P_u=5422\text{kN}$ 을 발휘하였다. P5와 상세가 동일한 P6($e/h=0.3$)은 앵글의 압축항복 직후 공칭강도 $P_n=3079\text{kN}$ 보다 큰 최대하중 $P_u=3444\text{kN}$ ($\delta_0=2.8\text{mm}$)을 발휘하였다. 최대강도 이후 완만한 강도저하를 보이며 P5 및 P6의 파괴 변위 $\delta_{75u}=6.7\text{mm}$ 및 $\delta_{75u}=9.0\text{mm}$ 는 평판형 강판을 150mm 간격으로 좁게 배치한 P1 및 P2보다 크게 증가하였다(Fig. 4(d), (h) 참조).

3.2 최종 파괴양상

Fig. 5는 실험 종료 후 피복 콘크리트의 파괴양상과 압축측 기둥면의 철근, 앵글, 횡보강재, 볼트접합부의 최종변형을 보여준다. SRC 실험체는 피복 콘크리트 압괴 및 탈락이

압축측 기둥면에 균등하게 발생한 반면, PSRC 기둥 실험체는 앵글이 위치한 기둥 코너에서 수직균열 및 피복탈락이 집중적으로 발생하였다. 이는 앵글과 이를 둘러싼 피복 콘크리트의 경계면에서 부착파괴가 발생하였기 때문이며, 심부 콘크리트 팽창에 따른 앵글의 면외방향 변형이 이를 촉진시킨 것으로 판단된다(Fig. 6(a) 참조)^[6]. 특히, 평판형 강판을 250mm로 넓게 보강한 P3은 앵글변형으로 인한 피복 부착파괴가 조기에 발생하였다(Fig. 4(c) 참조). 평판형 강판을 사용한 P1~P4의 경우 유효 횡구속 면적이 심부 콘크리트에 국한됨에 따라 앵글-피복 콘크리트 간 부착파괴(최대 탈락 폭=100~120mm)는 앵글의 바깥 표면 전체에서 발생하였다. P5 및 P6의 경우 앵글의 면외방향으로 돌출한 Z형 강판이 심부 콘크리트 뿐 아니라 피복 콘크리트 일부를 구속하였으며, 궁극적으로 피복 콘크리트의 최대 탈락 폭(=60~80mm)이 감소하였다(Figs. 5, 6(b) 참조).

SRC 기둥 실험체의 경우 파괴점 이후 주철근에서 국부좌굴이 발생하였지만 변형은 크지 않았다(Fig. 5(a), (e) 참조). PSRC 기둥 실험체의 경우 심부콘크리트 팽창으로 인한 앵글의 면외방향 변형이 발생하였으나, 하중재하능력이 최대하중 이후 $0.75P_u$ 에 도달할 때까지 앵글의 국부좌굴은 발생하지 않았다. 단, 변형능력이 우수한 P5 및 P6은 파괴점 이후 기둥 중간 높이에서 앵글의 국부좌굴이 발생하였다. 횡

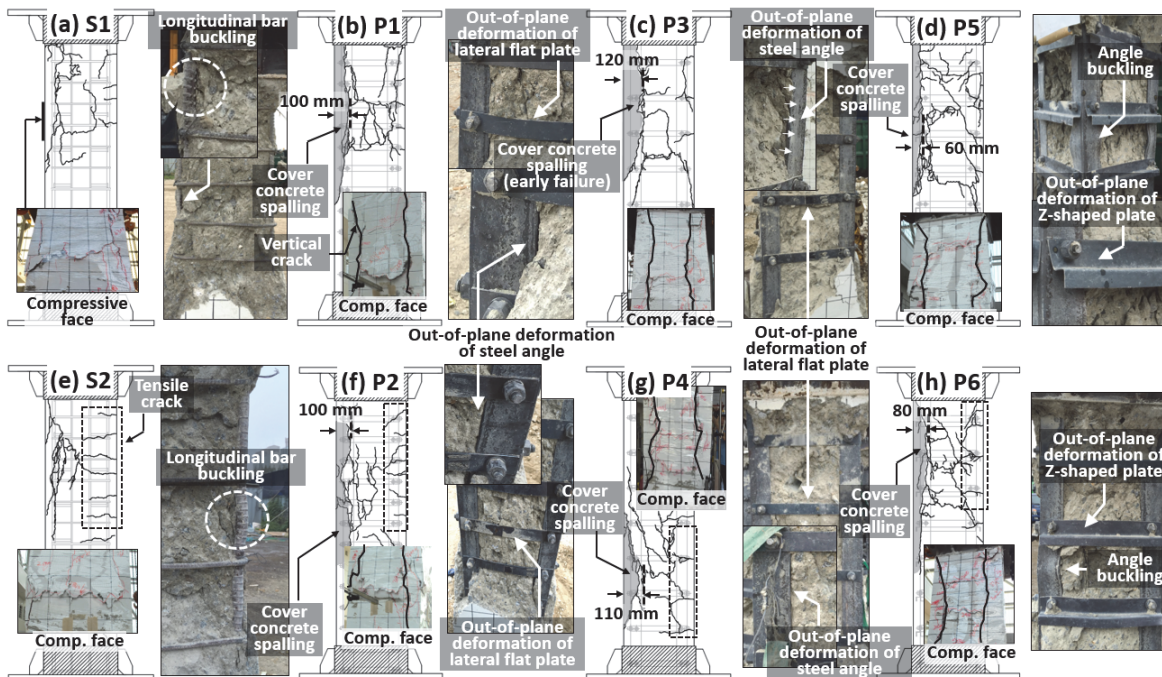


Fig. 5. Failure modes of specimens at the end of tests

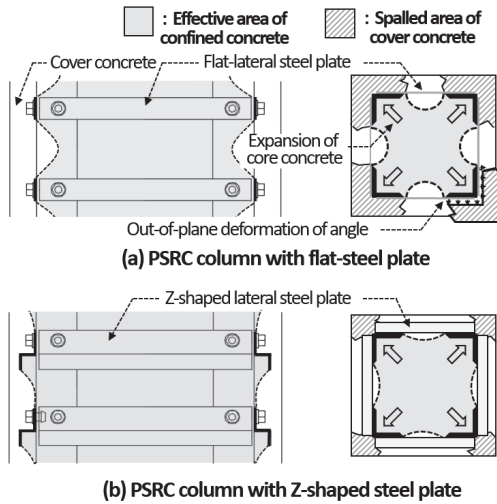


Fig. 6. Effective area of confined concrete - spalled area of cover concrete relationship for PSRC columns

방향 강판의 경우 심부 콘크리트 팽창에 의해 면외방향 휨변형이 발생하였으나 볼트접합부에서 파단은 발생하지 않았다.

3.3 기둥 단면의 변형률 분포 및 압축대 깊이

기둥 중간 높이에서 계측한 주철근, H형강, 앵글의 기둥 축방향 변형률을 선형보간하여 최대하중시 압축연단의 콘크리트 변형률 ϵ_{cu} , 기둥 단면의 압축대 깊이 c_{Pu} 를 구하였다. Fig. 7은 최대하중의 45% 시점(최대하중 이전)과 최대하중에서 각 기둥 실험체 단면의 변형률 분포 및 수치해석 결과(5장 비선형 수치해석 참조)를 나타낸다.

편심율 $e/h=0.1$ 인 실험체 S1, P1, P3, P5는 최대하중시

압축대 깊이 $c_{Pu}=531\sim598\text{mm}$ ($>d=500\text{mm}$)로 기둥 단면 전체에서 압축 변형이 발생하였다(Fig. 7(a)~(d) 참조). 편심율을 $e/h=0.3$ 으로 증가시킨 P2, P4, P6은 $c_{Pu}=334\sim352\text{mm}$ 가 S2($c_{Pu}=284\text{mm}$)에 비하여 21~28% 증가하였다(Fig. 7(e)~(h) 참조). 이는 철근에 비하여 축강성이 우수한 강재 앵글이 단면 코너에 위치함에 따라 앵글의 인장변형률이 S2의 주철근의 변형률보다 작음에도 불구하고 편심모멘트에 효과적으로 저항하기 때문이다.

Fig. 7에 나타난 바와 같이 실험에서 구한 기둥 실험체의 변형률 분포는 단면 완전합성 및 선형 변형률 분포를 가정한 해석결과와 비교적 잘 일치하였다. P3 및 P5를 제외한 기둥 실험체의 최대하중시 압축연단의 콘크리트 변형률 $\epsilon_{cu}=-0.0024\sim-0.0031$ 이며 각 실험체의 해석결과($-0.0025\sim-0.0029$)와 비슷하였다. P3은 앵글의 압축항복 이전에 발생한 피복 파괴로 인하여 $\epsilon_{cu}=-0.0018$ 이 해석결과($\epsilon_{cu}=-0.0025$)보다 작았다(Fig. 7(c) 참조). 반면 P5는 Z형 강판의 횡구속 효과로 인하여 최대하중시 기둥 축방향 변위가 크게 증가하여 $\epsilon_{cu}=-0.0035$ 가 해석결과($\epsilon_{cu}=-0.0024$)보다 크게 증가하였다(Fig. 7(d) 참조).

4. 구조성능 평가

4.1 심부 콘크리트 횡구속력 - 구조성능 관계

Fig. 8은 기둥 축방향 변위에 따른 심부 콘크리트 횡구속력을 보여준다. Paultre and Cusson^[9]에 의하면, 심부 콘크

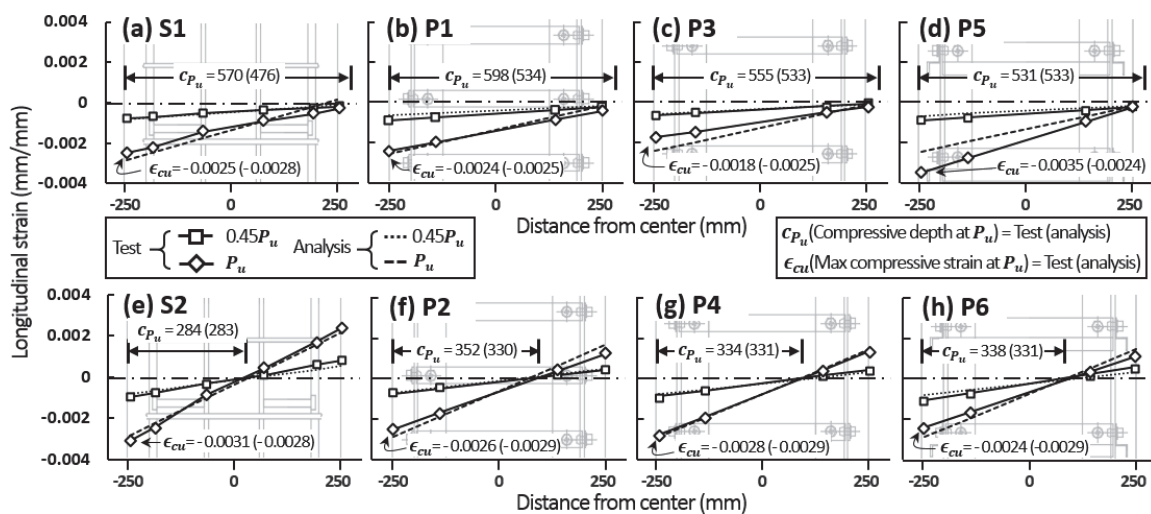


Fig. 7. Longitudinal strain of cover concrete, reinforcing bars, H-shaped steel, and steel angles

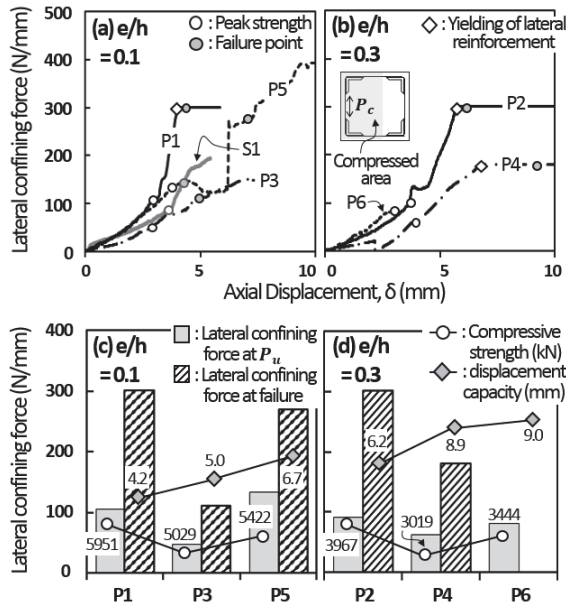


Fig. 8. Lateral confining force - (a), (b) axial strain and (c), (d) compressive strength & axial ductility relationships

리트 횡구속력 $P_c = f_s A_t / s$ 으로 정의할 수 있다. 여기서, f_s 및 A_t = 횡보강재의 인장응력 및 단면적, s = 횡보강재의 수직 간격이다. f_s 는 기둥 중간 높이에서 압축부에 위치한 횡보강재의 변형률로부터 탄소성 거동을 가정하여 계산하였다.

편심율 $e/h=0.1$ 인 실험체에서 평판형 강판을 150mm 간격으로 보강한 P1은 횡방향 철근을 동일한 간격으로 배근한 S1과 비교하여 전반적으로 큰 횡구속력을 나타내었다. 이는 단면 코너부 앵글로 인하여 심부콘크리트 횡구속 효과가 향상되었기 때문이다^[1]. 평판형 강판을 250mm 간격으로 넓게 배치한 P3은 유효 횡구속 면적이 감소함에 따라 P1보다 작은 횡구속력을 제공하였다. Z형 강판을 사용한 P5는 횡보강 간격을 250mm로 넓게 배치하였음에도 불구하고 최대하중 시 횡구속력이 횡보강 간격이 좁은 P1과 비슷하였다. 이는 평판형 강판($I_y=109\text{mm}^4$)에 비하여 휨강성이 우수한 Z형 강판($I_y=47472\text{mm}^4$)이 횡구속시 발생하는 면외방향 휨에 효과적으로 저항하였을 뿐 아니라 피복 콘크리트를 구속하여 유효 횡구속 면적이 증가하였기 때문이다(Figs. 6, 8(a) 참조)^[6].

편심율 $e/h=0.3$ 인 기둥 실험체의 횡구속력은 $e/h=0.1$ 인 실험체와 비슷한 분포를 나타내었다. P2(평판형 강판 @ 150mm)는 P4(평판형 강판 @ 250mm)보다 우수한 횡구속력을 제공하였으며, P6(Z형 강판 @ 250mm)과 비교하여 최대하중 시 횡구속력이 서로 비슷하였다. P6은 최대하중 이후 변형률

게이지의 부착탈락이 발생하였으며, S2의 경우 변형률 게이지의 손상으로 인하여 평가에서 제외하였다.

Fig. 8(c), (d)는 편심율 $e/h=0.1, 0.3$ 인 PSRC 실험체에서 최대하중 시 횡구속력-기둥 압축강도 관계 및 파괴하중 시 횡구속력-기둥 변형능력(δ_{75u}) 관계를 비교하여 보여준다. 편심율과 관계없이, PSRC 실험체에서 횡구속력이 증가할수록 최대하중도 증가하는 경향이 나타났다. 반면, PSRC 실험체의 변형능력은 파괴점에서의 횡구속력에 비례하지 않았다. 이는 피복 콘크리트의 단면적 비율이 상대적으로 큰 축소실험체의 경우 최대하중 이후 기둥의 내력감소가 앵글의 구속력을 받지 않는 피복 콘크리트의 파괴로 인하여 발생하였기 때문이다. Z형 강판을 사용한 P5, P6은 최대하중 이후 피복 콘크리트 탈락을 지연시킴으로써 기둥의 파괴변위가 크게 증가하였다.

4.2 설계기준과의 휨-압축 성능 비교

현행 설계기준(ACI 318-14^[10], Eurocode 4^[11], KBC 2016^[7], AISC 360-10^[8])에 의한 합성기둥의 휨-압축 상관도와 실험결과를 비교하였다.

ACI 318^[10]은 콘크리트의 극한변형률을 0.003mm/mm 으로 가정하며, 단면에 걸쳐 변형률이 선형으로 분포하는 변형률 적합법을 사용하여 합성단면의 강도를 구한다. 이때 강재 및 철근은 탄소성 거동을 가정하며 콘크리트는 등가응력 $0.85f_{ck}$ 을 사용한다. Eurocode 4^[11]에서는 일반적인 합성단면의 강도평가를 위하여 ACI 318^[10]과 동일하게 변형률 적합법을 사용하는 General method를 권장한다. 이때 강재의 응력-변형률 관계는 Eurocode 3^[12], 철근 및 콘크리트의 응력-변형률 관계는 Eurocode 2^[13]에 따라 구하였다.

KBC 2016 및 AISC 360의 Method 1과 2는 합성단면의 소성응력분포를 가정하며, 단면강도 평가시 부재 세장비를 고려할 수 있다. 휨-압축 상관도를 강재기둥과 동일하게 세 점으로 단순화하는 Method 1은 본 실험체처럼 강재 대비 콘크리트 단면이 큰 경우 기둥강도를 크게 과소평가한다^{[7],[8]}. 따라서 이 논문에서는 휨-압축 상관도를 4개의 성능점(A'~D')으로 결정하는 Method 2를 사용하였다(Fig. 9 참조). 여기서, 강재 및 철근은 항복응력 F_y 및 F_{yr} , 콘크리트는 $0.85f_{ck}$ 을 사용한다. 성능점 A 및 B는 순수압축강도 P_{no} 및 휨강도 M_n 을 나타내며, 성능점 C는 휨강도 M_n 발생시 압축력 P_{nc} 이다. 성능점 D는 $P_{nc}/2$ 일 때 최대모멘트를 나타낸

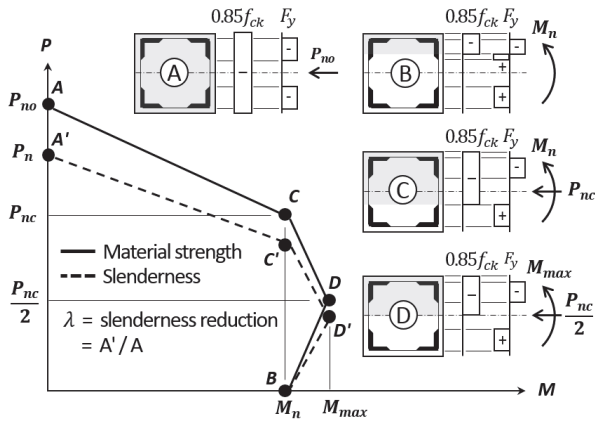


Fig. 9. P-M interaction diagram for PSRC columns in accordance with KBC 2016 & AISC 360(Method 2)

다. 성능점 A'는 압축부재의 세장비를 고려한 압축강도 $P_n^{[7],[8]}$ 이며 세장비감소계수 λ 는 성능점 A와 A'의 압축강도비율로 정의된다. 각 성능점 A~D 압축강도에 세장비감소계수 λ 를 곱하여 휨-압축 상관도를 구하였다.

Fig. 10은 기둥 중앙부 단면에 대한 휨-압축 거동을 설계 기준에 의한 휨-압축 상관도와 비교한 것이다. 기둥 중앙부에 작용하는 편심모멘트 M_m 은 압축력의 2차 효과를 고려하여 다음과 같이 구하였다(Fig. 3 참조).

$$M_m = P(e + \Delta_m) \quad (2)$$

SRC 실험체는 H형강이 기둥의 단면중심에 위치함에 따라 전단면의 소성응력분포를 가정한 휨-압축 상관도^{[7],[8]}는 변형률적합응력분포를 가정한 상관도^{[10],[11]}와 비교하여 Fig. 9의 B'~D' 구간에서 기둥의 휨 저항성능을 다소 과대평가하였다(Fig. 10(a) 참조). 반면 PSRC 실험체는 강재 앵글이 단면 코너에 위치함에 따라 각 설계기준에 의한 휨-압축 상관

도는 단면응력분포 가정에 관계없이 형상이 서로 유사하였다. 또한 PSRC 실험체의 최대모멘트 M_{max} (성능점 D')는 강재량 대비 강도가 우수한 SRC 실험체보다 크게 예측되었다. 즉, 사용하중 수준(0.2~0.6 P_u)의 기둥 압축력이 작용할 경우 PSRC 기둥은 동일 강재량의 일반 SRC 기둥과 비교하여 우수한 휨 저항성능을 발휘할 것으로 판단된다.

P3, P4를 제외한 모든 실험체의 휨-압축 성능은 각 설계기준에 의한 휨-압축 상관도를 모두 만족하였다. 조기피복과 피가 발생한 P3과 이축 편심이 작용한 P4는 KBC 2016 & AISC 360 및 ACI 318에 의한 휨-압축 상관도는 만족하였지만 Eurocode 4의 예측강도보다는 작게 평가되었다.

5. 비선형 수치해석

각 실험체의 편심축 압축거동을 분석하기 위하여 비선형 수치해석을 수행하였다. Fig. 11은 편심모멘트로 인한 기둥의 변형형상과 기둥 중앙부 단면에서 응력 및 변형률 분포를 보여준다. 기둥 단면의 완전 합성거동을 가정하였으며, 압축력의 2차 효과를 고려하기 위하여 기둥의 수평방향 변형 Δ 을 코사인 함수의 형상(식 (6) 참조)으로 가정하였다^[3]. 편심 압축하중 P - 기둥 축방향 변위 δ (=가력점의 수직처짐) 관계는 콘크리트 압축연단의 변형률 ϵ_c 을 증가시키면서 다음 Step 1~5에 따라 구할 수 있다.

Step 1) 주어진 ϵ_c 에서 기둥 중앙부 곡률 ϕ_m 을 가정하여 기둥 압축력 P 와 기둥 중앙부 편심모멘트 M_m 을 구한다.

$$P = \int_A \sigma(\epsilon) dA \approx \sum_i \sigma(\epsilon_i) \Delta A_i \quad (3)$$

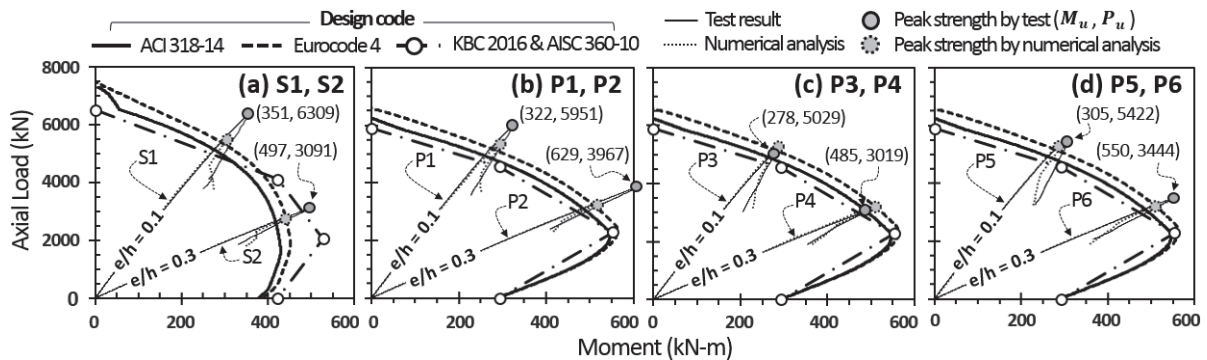


Fig. 10. Axial load - flexural moment relationship of specimens

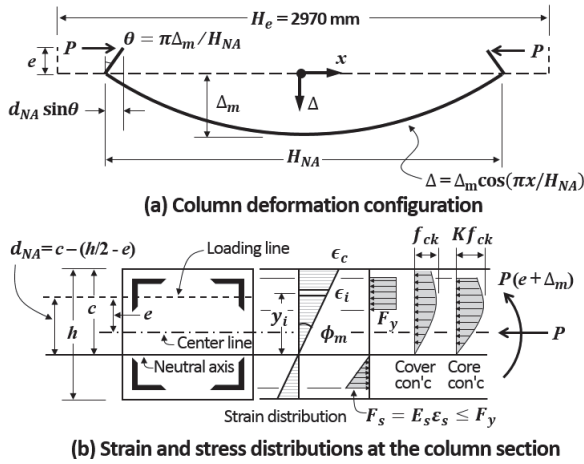


Fig. 11. Nonlinear numerical analysis model of columns under eccentric loading

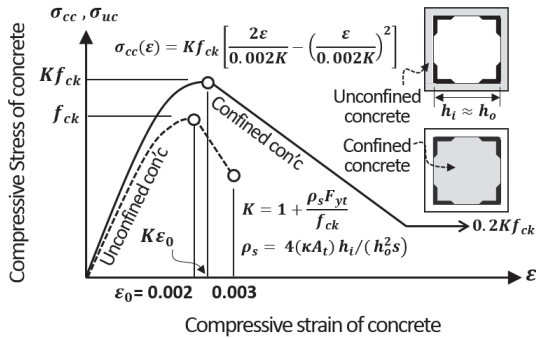


Fig. 12. Stress-strain relationships of confined and unconfined concrete

$$M_m = \int_A \sigma(\epsilon) y dA \approx \sum_i \sigma(\epsilon_i) y_i \Delta A_i \quad (4)$$

여기서, $\sigma(\epsilon_i)$ 및 $\Delta A_i = i^{\text{th}}$ 레이어에 위치한 구조요소(강재, 철근, 콘크리트)의 축응력 및 단면적, $y_i = i^{\text{th}}$ 레이어와 중립축 간 거리이며, 중립축 깊이 $c = \epsilon_c / \phi_m$ 이다. 보수적인 평가를 위하여 ΔA_i 산정시 볼트구멍에 의한 앵글의 단면결손을 고려하였다. 해석의 단순화를 위하여 강재(앵글 및 H형강) 및 철근의 응력-변형률 관계는 재료실험으로 구한 항복강도를 사용하여 탄소성 거동을 가정하였으며, 좌굴 및 변형경화는 고려하지 않았다(Fig. 11(b) 참조). 콘크리트의 횡구속 효과를 고려하기 위하여 선행 연구결과^[6]를 바탕으로 Scott *et al.*^[14]이 제안한 횡구속 모델을 사용하였다(Fig. 12 참조). 그림에 나타난 바와 같이, PSRC 실험체의 횡구속 콘크리트 면적은 SRC 실험체와 동일하게 횡보강재 내부의 심부콘크리트 면적으로 정의하였으며, 비횡구속 콘크리트 면적은 횡

보강재 외부의 피복 콘크리트 면적으로 정의하였다.

Step 2) 가정된 기둥 중앙부 곡률 ϕ_m 을 바탕으로 기둥의 변형적합조건을 만족하는 H_{NA} (=변형된 기둥의 양단 수직거리, Fig. 11(a) 참조) 및 Δ_m (=기둥 중앙부의 수평방향 변위)를 구한다. 먼저, 기둥 중앙부 단면에 대한 압축대 깊이 c 는 기둥 전체길이에 걸쳐 동일하다고 가정한다. 이때 단면 중립축에서의 축방향 변형률 $\epsilon = 0$ 이므로 변형된 기둥의 중립축을 따라 적분한 길이는 변형 전 기둥의 유효높이 H_e 와 동일하다(식 (5) 참조). 또한 Δ_m 은 식 (6)에 나타난 기둥 변형 $\Delta(x)$ 의 이차도함수($=d^2\Delta/dx^2(x=0)$)와 ϕ_m 의 관계를 통하여 식 (7)과 같이 정리할 수 있다. 식 (5)에 식 (6) 및 (7)을 대입하여 정리하면 ϕ_m 에 대한 H_{NA} 계산이 가능하며, 식 (7)을 통해 H_{NA} 에 대한 Δ_m 을 구할 수 있다.

$$H_e = \int_{-H_{NA}/2}^{H_{NA}/2} \sqrt{1 + \left(\frac{d\Delta(x)}{dx} \right)^2} dx \quad (5)$$

$$\Delta(x) = \Delta_m \cos(\pi x / H_{NA}) \quad (6)$$

$$\Delta_m = \phi_m / (\pi / H_{NA})^2 \quad (7)$$

Step 3) 반복계산을 통해 허용오차(기둥 중앙부 편심거리 $e + \Delta_e$ 의 0.5 %) 내에서 식 (3), (4)의 P 와 M_m 이 식(2)의 평형조건을 만족하는 기둥 중앙부 곡률 ϕ_m 을 계산한다.

$$\text{abs} \left[\frac{M_m}{P(e + \Delta_m)} - 1 \right] \leq \text{tolerance} (=0.005) \quad (8)$$

Step 4) 기둥 축방향 변위 δ 을 구한다(Fig. 11(a) 참조).

$$\delta = H_e - (H_{NA} - 2d_{NA} \sin \theta) \quad (9)$$

여기서, d_{NA} = 중립축과 편심축 사이의 거리($=c - [h/2 - e]$), θ =기둥 단부의 회전각($=d\Delta/dx(x = H_{NA}/2) = \pi \Delta_m / H_{NA}$)이다.

Step 5) 콘크리트 압축연단의 변형률 $\epsilon_c = \epsilon_c + \Delta \epsilon_c$ 으로 증가시킨 후 Step 1~4를 반복한다. 각 ϵ_c 에서 구한 기둥 중앙부 곡률 ϕ_m 을 사용하여 앵글, H형강, 종방향 철근의 변형률을 기록하였으며, 기둥 단면의 변형률 분포 및 압축대 분석에 사용하였다(3.3절 참조).

수치해석으로 구한 각 실험체의 $P-\delta$ 관계는 Fig. 4에 굵은 점선으로, 기둥 구조요소(콘크리트, 강재, 철근)의 압축 강도기여하중은 가는 점선으로 나타내었다. $P-\delta$ 해석결과 는 기둥의 초기강성 및 최대하중 이후 하중감소거동을 비교적 잘 예측하였다. 그러나 PSRC 기둥 실험체에서 P1과 P5 ($e/h=0.1$) 및 P2와 P6($e/h=0.3$)은 해석결과보다 2~22% 큰 최대하중 P_u 을 발휘하였다. 이는 기존 횡구속 모델이 횡 방향 강판의 간격 및 Z형 강판 사용에 따른 콘크리트 횡구속 효과를 보수적으로 예측함을 나타낸다. 특히, P5의 해석결과 는 Z형 강판의 피복 콘크리트 구속효과로 인하여 기둥의 하중감소거동을 크게 과소평가하였다. P3 및 P4는 각각 초기 피복 파괴 및 이축-편심모멘트로 인하여 최대하중이 해석결과보다 5~6% 작았다.

Fig. 7에 나타난 바와 같이 $e/h=0.3$ 인 S2는 최대하중에서 단면 중심에 근접한 중립축으로 인하여 주철근(점선 ㉔) 및 H형강(점선 ㉓)이 기둥 압축강도에 거의 기여하지 못하였다(Fig. 4(e) 참조). 그러나 동일한 편심율에서 PSRC 실험체는 단면 중심보다 깊게 형성된 압축대로 인하여 앵글 단면(점선 ㉓)이 기둥 압축강도에 다소 기여하였다. 또한 압축대 깊이에 비례하여 기둥 압축강도에 기여하는 심부 콘크리트(횡구속 콘크리트, 점선 ㉔)의 면적이 증가하였다(Fig. 4(f)~(h) 참조). 결과적으로, 앵글의 재료강도가 SRC 실험체에 사용된 주철근 및 H형강보다 크게 작음에도 불구하고 P4를 제외한 P2 및 P6의 하중재하능력, 탄성강성, 변형능력은 S2에 비하여 크게 향상되었다(Table 2 참조).

수치해석으로 구한 기둥의 $P-M_m$ 관계는 Fig. 10에 가는 점선으로 나타내었다. 해석에 의한 기둥의 휨·압축 강도(점선 원)는 각 설계기준에 의한 휨-압축 상관도를 상회하였으며, 해석시 강재 및 콘크리트의 응력^{[12],[13]}을 각각 적용한 Eurocode 4-예측강도와 가장 비슷한 것으로 나타났다.

6. 결 론

단면 코너부 앵글과 횡방향 강판을 볼트조립으로 일체화한 PSRC 합성기둥에 대한 편심축 압축실험을 수행하였다. 압축력의 편심율, 횡방향 강판의 횡보강 간격 및 단면형상에 따른 PSRC 합성기둥의 휨·압축 성능을 평가하였으며, 주요 연구결과는 다음과 같다.

(1) 본 기둥 실험체의 휨·압축 강도는 현행 설계기준(ACI

318-14^[10], KBC 2016^[7], AISC 360-10^[8], Eurocode 4^[11])에 의한 휨-압축 상관도를 만족하였다. 단, 초기피복파괴 및 이축-편심이 작용한 PSRC 실험체의 최대강도는 Eurocode 4에 의한 예측강도보다는 작았다.

- (2) PSRC 기둥 실험체에서 좁은 횡보강 간격($0.3h=150\text{mm}$) 및 Z형 강판은 심부 콘크리트 횡구속력을 증가시켰다. 그 결과, PSRC 기둥의 최대강도 P_u 은 공칭강도 P_n ^{[7],[8]} 대비 12~29% 향상되었다.
- (3) 평판형 강판을 250mm 간격($0.5h$)으로 넓게 보강하는 경우 앵글의 압축항복 이전에 앵글의 면외방향 변형으로 인한 앵글-피복 콘크리트 부착파괴가 발생하였다. 단, Z형 강판은 피복 콘크리트를 구속하여 피복탈락을 지연시켰으며, 궁극적으로 PSRC 합성기둥의 변형능력이 향상되었다.
- (4) 편심율($e/h=0.1$)이 작은 기둥 실험체의 압축거동은 서로 비슷하였다. 반면, $e/h=0.3$ 인 PSRC 실험체는 단면 코너 앵글로 인하여 압축대가 단면 중심보다 깊게 형성되어 기둥 압축력에 저항하는 앵글 및 콘크리트 면적이 증가하였다. 이로 인하여 PSRC 기둥 실험체의 최대강도, 강성, 변형능력은 편심율이 동일한 SRC 기둥 실험체보다 향상되었다.
- (5) 콘크리트 부재에 대한 기존 횡구속 모델과 기둥 압축력에 의한 2차 효과를 고려하여 비선형 수치해석을 수행하였다. 하중-변위($P-\delta$) 해석결과는 각 실험체의 최대강도, 하중감소거동을 안전측으로 예측하였다. 해석에 의한 PSRC 기둥 실험체의 최대강도는 설계기준^{[7],[8],[10],[11]}에 의한 휨-압축 상관도를 상회하였다.

감사의 글

본 연구는 중소기업청의 기술혁신개발사업(S2223237)의 연구비 지원에 의해 수행되었으며, 이에 감사드립니다.

참고문헌(References)

- [1] 황현중, 엄태성, 박홍근, 이창남, 김형섭(2012) 고강도 앵글을 적용한 선조립 합성기둥의 압축실험, 한국강구조학회 논문집, 한국강구조학회, 제24권, 제4호, pp.361-369.
Hwang, H.J., Eom, T.S., Park, H.G., Lee, C.N., and Kim,

- H.S. (2012) Compression Test for Prefabricated Composite Columns Using High-Strength Steel Angles, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.24, No.4, pp.361-369 (in Korean).
- [2] 임태성, 황현중, 박홍근, 이창남, 김형섭(2012) 앵글과 철근을 조립한 PSRC 합성기둥의 휨 실험, 한국강구조학회 논문집, 한국강구조학회, 제24권, 제5호, pp.535-547.
Eom, T.S., Hwang, H.J., Park, H.G., Lee, C.N., and Kim, H.S. (2012) Flexural Test for Prefabricated Composite Columns Using Steel Angle and Reinforcing Bar, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.24, No.5, pp.535-547 (in Korean).
- [3] 김창수, 박홍근, 최인락, 정경수, 김진호(2010) 800MPa 강재 및 100MPa 콘크리트를 적용한 매입형 합성기둥의 구조성능, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제22권, 제5호, pp.497-509.
Kim, C.S., Park, H.G., Choi, I.R., Chung, K.S., and Kim, J.H. (2010) Structural Performance of Concrete-Encased Steel Columns Using 800MPa Steel and 100MPa Concrete, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.22, No.5, pp.497-509 (in Korean).
- [4] Campione, G. (2012) Load Carrying Capacity of RC Compressed Columns Strengthened with Steel Angles and Strips, *Engineering Structures*, Elsevier, Vol.40, No.1, pp.457-465.
- [5] Montuori, R., and Piluso, V. (2009) Reinforced Concrete Columns Strengthened with Angles and Battens Subjected to Eccentric Load, *Engineering Structures*, Elsevier, Vol.31, No.2, pp.539-550.
- [6] 김현진, 황현중, 박홍근, 김동관, 양종민(2017) 볼트접합 앵글을 사용한 합성기둥의 중심축 압축실험, 한국강구조학회 논문집, 한국강구조학회, 제29권, 제2호, pp.147-158.
- Kim, H.J., Hwang, H.J., Park, H.G., Kim, D.K., and Yang, J.M. (2012) Axial Load Test of Prefabricated Composite Columns Using Bolt-Connected Steel Angles, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.29, No.2, pp.147-158 (in Korean).
- [7] 대한건축학회(2016) 건축구조기준 및 해설, 기문당.
Architectural Institute of Korea (2016) Korean Building Code and Commentary, KimoonDang, Korea (in Korean).
- [8] American Institute of Steel Construction (2010) *Specification for Structural Steel Buildings* (ANSI/AISC 360-10), USA.
- [9] Paultre, P., and Cusson, D. (1995) Stress-Strain Model for Confined High-Strength Concrete, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol.121, No.3, pp.468-477.
- [10] American Concrete Institute (2014) *Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary* (ACI 318-14), USA.
- [11] European Committee for Standardization (2004) *Eurocode 4: Design of Composite Steel and Concrete Structures, Part 1-1: General Rules and Rules for Building* (EN 1994-1-1: 2004), Belgium.
- [12] European Committee for Standardization (2005) *Eurocode 3: Design of Steel Structures, Part 1.1: General Rules and Rules for Buildings* (EN 1993-1-1: 2005), Belgium.
- [13] European Committee for Standardization (2004) *Eurocode 2: Design of Concrete Structures, Part 1-1: General Rules and Rules for Buildings* (EN 1992-1-1: 2004), Belgium.
- [14] Scott, B.D., Park, R., and Priestley, M.J.N. (1982) Stress-Strain Behavior of Concrete Confined by Overlapping Hoops at Low and High Strain Rates, *Journal of American Concrete Institute*, Vol.79, No.1, pp.13-27.

요 약 : 볼트접합 앵글을 사용한 선조립-SRC 합성기둥(이하 PSRC 합성기둥)의 구조성능을 평가하기 위하여 PSRC 기둥실험체 6개와 일반 SRC 기둥실험체 2개에 대하여 편심축 압축실험을 수행하였다. 횡보강재의 수직간격 및 단면형상과 축하중의 편심율을 실험변수로 고려하였다. 실험결과, 편심율이 큰 경우 PSRC 실험체는 단면 코너에 위치한 고강성 앵글로 인하여 압축하중 재하능력 및 변형능력이 기존 SRC 실험체보다 향상되었다. PSRC 기둥 실험체에서 횡방향 강판의 좁은 횡보강 간격과 Z형 단면의 횡방향 강판은 우수한 횡구속력을 제공하였으며, 하중재하능력을 향상시켰다. 실험 및 수치해석을 통한 합성기둥의 휨-압축 강도는 현행설계기준에 의한 휨-압축 상관도를 상회하였다. 수치해석결과는 각 실험체의 강성, 최대강도, 최대하중 이후 강도감소거동을 비교적 잘 예측하였다.

핵심용어 : 편심축 압축실험, 합성기둥, 강재 앵글, 횡방향 강판, 볼트접합, 횡구속