

볼트접합 앵글을 사용한 합성기둥의 중심축 압축실험

김현진¹ · 황현종² · 박홍근^{3*} · 김동관⁴ · 양종민⁵

¹박사과정, 서울대학교, 건축학과, ²조교수, 후난대학교, 토목대학,

³교수, 서울대학교, 건축학과, ⁴조교수, 청주대학교, 건축공학과, ⁵사원, (주)센벡스

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 - The present study focused on the structural performance of newly developed prefabricated composite columns (PSRC composite column) using bolt-connected steel angles. Concentric axial loading tests were performed for four 2/3 scaled PSRC column specimens and two conventional SRC column specimens. The test parameters were the spacing and sectional configurations of lateral reinforcement, and width-to-thickness ratio of steel angles. The test results showed that the axial load-carrying capacity and deformation capacity of the PSRC column specimens were comparable to those of the conventional SRC column specimens. Closely spaced steel plates and Z-shaped steel plates for lateral reinforcement increased the deformation capacity of the PSRC column specimens. The load-carrying capacity was greater than the prediction by current design codes. Numerical analysis was performed for the specimens. The results agreed well with the test results in terms of initial stiffness, load-carrying capacity, except for strength degradation due to cover concrete spalling.

Keywords - Axial loading test, Composite column, Steel angle, Lateral steel plate, Bolt connection, Lateral confinement

1. 서론

층건물 및 대공간구조, 대형기둥에서 철근콘크리트 및 철골 기둥의 하중재해능력을 향상시키기 위해서 철근콘크리트 부재 내부에 강재를 매입한 강-콘크리트 합성기둥(이하 SRC 기둥)이 널리 사용되고 있다. SRC 기둥은 기둥 단면 중앙부의 강재를 콘크리트가 둘러싸아서 압축강도 증가 및 강

재의 좌굴 방지, 내화성능에 효과적이다. 그러나 구조적인 측면에서 기둥 단면 중앙부에 위치한 강재는 기둥 휨강도 증가에는 효과적이지 않으며, 시공적인 측면에서 철근의 현장 배근으로 인하여 강구조와 철근콘크리트의 현장작업이 요구되어 시공성에 불리하다.

김형근 등^[1]은 기둥단면의 최외곽 코너에 강재 앵글을 배치하고 거푸집 및 콘크리트 구축을 위한 y형 강판을 앵글 외곽에 용접하는 yLRC 합성기둥을 제안하였다(Fig. 1(a) 참조). 이러한 단면은 휨 모멘트에 효과적으로 저항할 수 있고 거푸집 및 배근 공사가 필요하지 않으므로 시공성을 향상시킬 수 있다. 압축실험 결과, 앵글과 y형 강판에 의한 콘크리트 구축효과로 최대하중 및 최대하중변형률은 증가하였으나, 최대강도 이후 앵글의 좌굴로 인하여 강도가 급격히 감소하였다. Poon^[2], Montuori and Piluso^[3]은 기존 철근콘

Note.-Discussion open until October 31, 2017. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on October 13, 2016; revised December 5, 2016; approved on December 19, 2016.

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

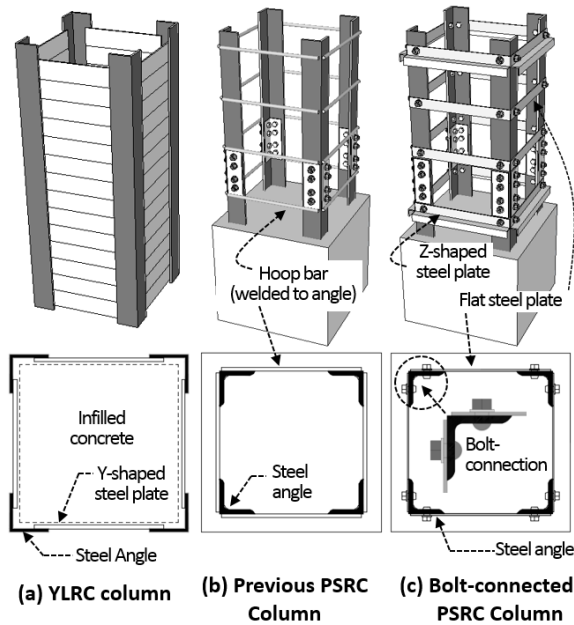


Fig. 1. Comparison of existing composite columns and proposed composite columns

크리트 기둥의 단면 외곽을 앵글 및 횡방향 강판으로 보강하여 중심 및 편심축 압축실험을 수행하였다. 실험결과, 앵글의 내부기둥 횡구속 효과로 인하여 기둥의 압축강도 및 강성이 각각 20% 및 31% 증가하였으며, 앵글 안쪽에 위치한 주철근의 좌굴내력이 크게 증가하는 것으로 나타났다. 그러나 김보람 등^[4]에 의하면, 외부로 노출된 앵글이 화재와 같은 고온에서 조기에 좌굴하면서 내화성능이 크게 저하되는 것으로 나타났다.

황현중 등^[5]은 피복콘크리트 내부 단면의 코너에 고강도 강재 앵글을 매입하고 횡방향 철근으로 용접하여 일체화한 선조립 합성기둥(PSRC 기둥)을 제안하였다(Fig. 1(b) 참조). 중심축 압축실험 결과 기존 SRC 기둥에 비해 변형능력이 향상되는 것으로 나타났다. 그러나 휨모멘트를 받는 PSRC 합성기둥의 경우 인장력을 받는 앵글의 소성변형이 발생할 때 앵글과 횡방향 철근의 용접부에서 앵글의 조기 파단이 발생하였다^[6]. 이는 횡방향 철근의 용접으로 인하여 고강도 강재의 연성능력이 약화되었기 때문이다. 이러한 용접 작업으로 인하여 1) 용접열에 의한 강재의 비틀림 발생에 따른 PSRC 합성기둥의 장기 구조안정성 결여, 2) 용접공의 기술 숙련도에 따른 시공품질 저하, 3) 용접 품질 및 용접봉 강도에 따른 고강도 재료의 적용 한계 등이 발생할 수 있다.

따라서 본 연구에서는 용접을 사용하지 않은 강재 앵글과

횡방향 강판을 볼트이음으로 선조립한 볼트접합 PSRC 합성기둥을 개발하였다(Fig. 1(c) 참조). 횡방향 철근을 앵글에 용접하는 대신에 횡방향 강판을 앵글에 볼트 접합하여 앵글 프레임을 일체화하였다. 이에 따라 앵글의 조기 파단을 방지할 수 있고 앵글의 면외 방향으로 돌출된 볼트형상은 지압에 의해 콘크리트-앵글의 부착강도를 증가시킬 수 있다. 또한, 선조립 기둥 제작시 높은 제작품질을 유지할 수 있으며, 고강도 볼트 적용시 고강도 앵글 및 횡방향 강판을 사용할 수 있다.

본 연구에서는 볼트접합 PSRC 합성기둥 부재의 구조성능 검증을 위한 기초적 연구로서, 볼트접합 PSRC 합성기둥의 압축성능을 평가하였다. 이를 위하여 2/3 크기의 SRC 기둥 실험체 2개와 볼트접합 PSRC 기둥 실험체 4개에 중심축 압축실험을 수행하였다. 볼트접합 PSRC 합성기둥의 하중재하 능력, 항복강성, 변형능력 등을 평가하고 현행 설계기준 예측강도 및 단면해석결과와 비교하였다.

2. 실험계획

2.1 실험체 설계

Table 1과 Fig. 2는 실험체의 주요 변수와 상세를 나타낸다. 실험체 주요 변수는 횡방향 강판 및 횡방향 철근의 수직 간격, 횡방향 강판 단면의 형상(평판형 및 Z형), 앵글 단면의 형상(L-75×75×9 및 L-90×90×7)이다. 기둥 단면의 크기는 500mm×500mm이고, 상하부 지압판을 포함한 기둥 실험체 높이 $H_c = 2200\text{mm}$ 이다. 하중가력시 기둥 지압면의 국부손상을 방지하기 위하여 기둥 상하부 지압면에 두께 25mm의 강판(SS400)을 앵글 및 H형강과 용접하였으며, 기둥 측면에는 두께 12mm의 박스형 각관(B-524×524×12, SS400)을 보강하였다.

실험체 SRC 1과 SRC 2는 일반 SRC 기둥을 나타낸다. SRC 실험체는 단면 중심에 위치한 H-형강(H-140×140×8×10, $F_y = 502\text{MPa}$), 네 코너에 배치한 종방향 철근(D19, $f_y = 554\text{MPa}$)과 이를 둘러싼 횡방향 철근(D10, $f_y = 565\text{MPa}$)으로 구성된다. H-형강과 종방향 철근의 강재비 $\rho_s = (A_s + A_r)/A_g = 2.0\%$ 이며, PSRC 실험체의 앵글 강재비 A_a/A_g 와 동일하다. 여기서, $A_s = \text{H형강 단면적}(= 3760\text{mm}^2)$, $A_r = \text{종방향 철근 단면적}(= 1136\text{mm}^2)$, $A_g = \text{기둥 단면적}(= 250000\text{mm}^2)$, $A_a = \text{앵글 단면적}(= 5076\text{mm}^2)$ 이다. H형강의 경우 KBC

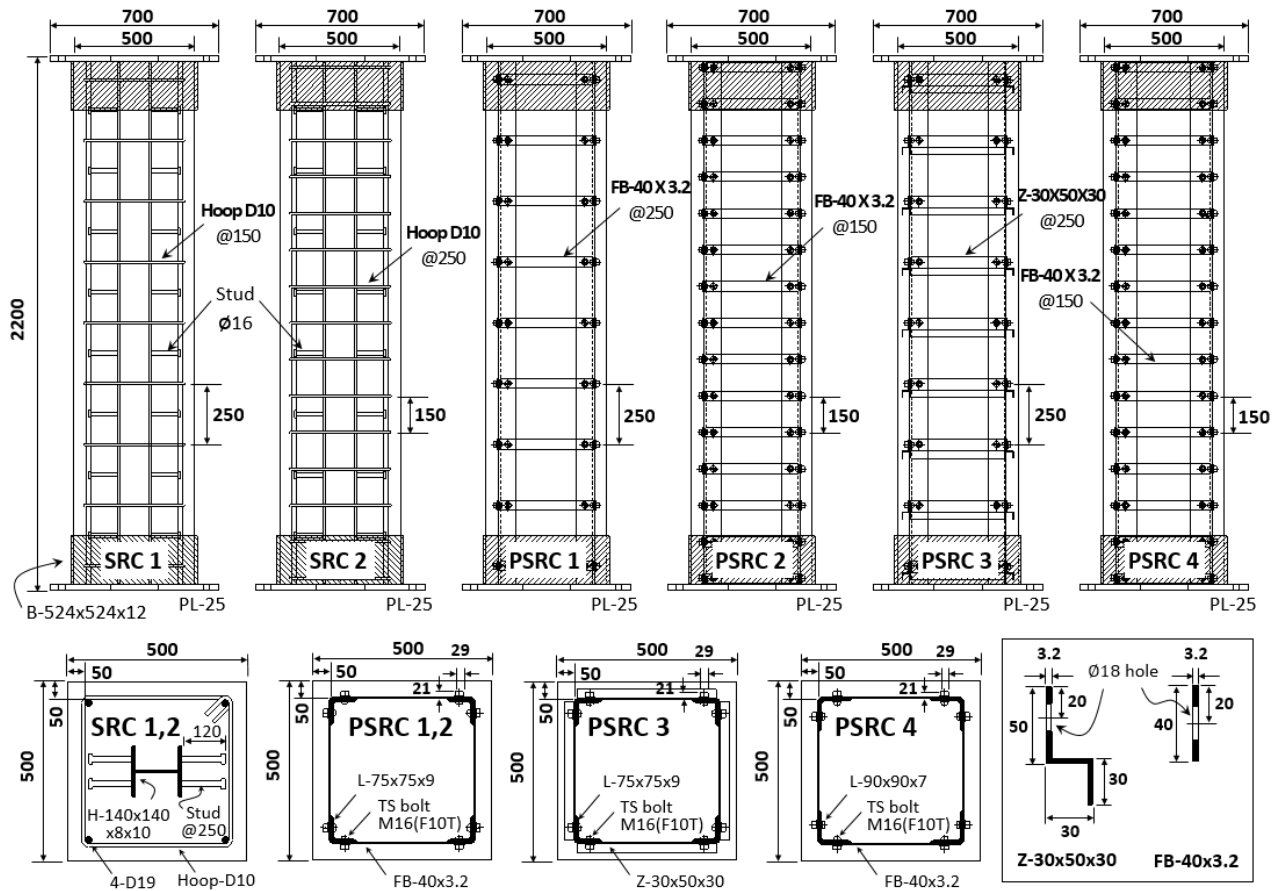


Fig. 2. Details of test specimens (unit: mm)

Table 1. Test parameters of specimens

| Specimens | SRC 1 | SRC 2 | PSRC 1 | PSRC 2 | PSRC 3 | PSRC 4 |
|--|----------------|----------------|-----------|-----------|------------|-----------|
| Dimensions (mm×mm) | 500 × 500 | 500 × 500 | 500 × 500 | 500 × 500 | 500 × 500 | 500 × 500 |
| Concrete strength (MPa) | 23 | 23 | 23 | 23 | 23 | 23 |
| Vertical steel section (mm) | H-140×140×8×10 | H-140×140×8×10 | L-75×75×9 | L-75×75×9 | L-75×75×9 | L-90×90×7 |
| Yield strength of vertical steel / elongation (MPa/%) | 502 / 32 | 502 / 32 | 378 / 34 | 378 / 34 | 378 / 34 | 378 / 34 |
| Longitudinal re-bar (D19) | 4-D19 | 4-D19 | - | - | - | - |
| Yield strength of longitudinal re-bars / elongation (MPa/%) | 554 / 19 | 554 / 19 | - | - | - | - |
| Lateral re-bars or steel plates | D10 | D10 | FB-40×3.2 | FB-40×3.2 | Z-30×50×30 | FB-40×3.2 |
| Yield strength of lateral re-bars or steel plates / elongation (MPa/%) | 565 / 8 | 565 / 8 | 353 / 40 | 353 / 40 | 353 / 40 | 353 / 40 |
| Vertical spacings of lateral reinforcements (mm) | 250 | 150 | 250 | 150 | 250 | 150 |

2016^[7] 및 AISC 360-10^[8]에 따라 비세장 단면으로 설계하였으며, 콘크리트와 강재간의 하중전달을 위하여 4-φ16 전 단연결재(단면적= 201.1mm², $F_u = 400\text{MPa}$)를 H형강 플랜지에 250mm 간격으로 용접하였다. 횡방향 철근의 경우 SRC 1은 250mm, SRC 2는 150mm 간격으로 배치하였다.

실험체 PSRC 1~4는 볼트접합을 적용한 PSRC 기둥으로 단면 코너의 4개의 앵글과 횡방향 강판을 F10T M16 TS고장력볼트(Torque-Shear 볼트, 나사부 단면적 = 201.1mm², 인장강도 $F_{ub} = 1000\text{MPa}$)로 일체화하였다. 실험체 PSRC 1, 2, 3은 비세장 단면인 L-75×75×9 (강재비 2.0%, 판폭두께비 = 8.3)의 강재 앵글을 사용하였다^{[7],[8]}. 횡방향 강판의 수직간격에 따른 횡구속 효과 및 기둥의 연성능력을 평가하기 위하여 PSRC 1, PSRC 2의 평판형 강판(FB-40×3.2)을 각각 250mm 및 100mm 간격으로 배치하였다. PSRC 3은 횡방향 강판의 형상에 따른 횡구속 효과를 평가하기 위하여 Z형 강판(Z-30×50×30)을 250mm 간격으로 배치하였다. 특히, Z형 강판은 콘크리트 타설시 거푸집 고정을 위한 지지대로 사용할 수 있어서 시공성이 우수한 거푸집 일체형 PSRC 기둥 제작이 가능하다. 또한, 평판과 비교하여 축강성, 휨강성 등 단면성능이 우수하고 콘크리트와의 지압면적이 증가하기 때문에 콘크리트 횡구속력 및 앵글-콘크리트의 부착력을 향상시킬 수 있다. 실험체 PSRC 4는 세장 단면인 L-90×90×7(강재비 2.0%, 판폭두께비 = 12.9)의 강재 앵글을 사용하였으며, FB-40×3.2의 횡방향 강판을 150mm 간격으로 배치하였다^{[7],[8]}. 세장단면 앵글인 L-90×90×7은 국부좌굴에 취약할 뿐만 아니라 L-75×75×9 강재 앵글보다 큰 표면적으로 인하여 심부 콘크리트와 피복 콘크리트의 일체화 면적이 감소한다. 이로 인하여 심부 및 피복 콘크리트 사이의 일체화 거동이 약화되고 피복 콘크리트의 조기 탈락이 발생할 수 있다.

2.2 볼트 접합부

PSRC 합성기둥의 횡방향 강판은 강판의 지압력을 통해 강재 앵글의 부착력뿐만 아니라 내부 콘크리트에 횡구속력을 제공한다. 이를 위해서는 횡방향 강판이 항복할 때까지 횡방향 강판과 앵글의 볼트접합부 파단을 방지하여야 한다. KBC 2016^[7] 및 AISC 360-10^[8]에 의하면, 인장재 및 볼트접합부 설계 시 A) 총단면 항복, B) 유효순단면 파단, C) 블록전단파단, D) 구멍지압파괴 E) 고력볼트의 전단파괴에 대해 식 (1)~(5)을 통해 검토해야 한다(Fig. 3 참조).

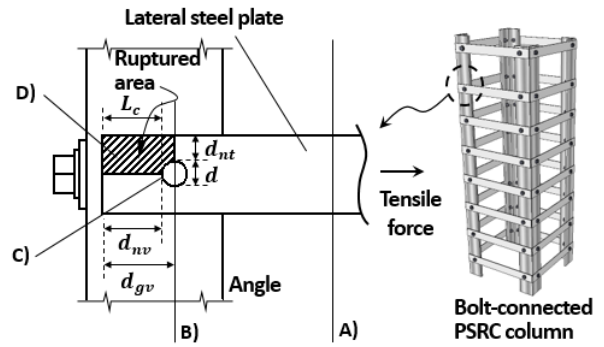


Fig. 3. Failure modes of bolt-connection between the steel angles and lateral steel plates : A) Yielding of the gross section, B) Tensile rupture of the effective net section, C) Bearing failure at the bolt-hole, D) Block shear rupture

A) 인장 항복강도

$$R_0 = F_{yt} A_t \quad (1)$$

B) 인장 파단강도

$$R_e = F_{ut} A_e \quad (2)$$

C) 구멍파괴 지압강도

$$R_{bh} = 1.5 L_c t_r F_{ut} \leq 3.0 d t_r F_{ut} \quad (3)$$

D) 블록전단 파단강도

$$R_{br} = 0.6 F_{ut} A_{nv} + U_{bs} F_{ut} A_{nt} \leq 0.6 F_{yt} A_{gv} + U_{bs} F_{ut} A_{nt} \quad (4)$$

E) 고력볼트전단강도

$$R_{bs} = 0.5 F_{ub} A_b N_s \quad (5)$$

횡방향 강판의 설계 인장능력

$$R_n = \min(R_0, R_e, R_{br}, R_{bh}, R_{bs}) \quad (6)$$

여기서, F_{yt} = 인장재 항복강도(철근의 경우 565MPa, 강판의 경우 353MPa), A_t = 인장재 단면적(철근의 경우 71mm², 평판형 강판의 경우 128mm², Z형 강판의 경우 332mm²), F_{ut} = 인장재 인장강도(철근의 경우 686MPa, 강판의 경우 489MPa), A_e = 인장재 유효순단면적(평판형 강판의 경우 70.4mm², Z형 강판의 경우 94.3mm²), $A_e = A_n (\leq 0.85$

Table 2. Bolt-connection strength of test specimens

| Lateral reinforcement | D10 | FB-40×3.2 | Z-30×50×30 |
|-----------------------|---------|------------|------------|
| Specimens | SRC 1,2 | PSRC 1,2,4 | PSRC 3 |
| F_{yt} (MPa) | 565 | 353 | |
| F_{ut} (MPa) | 686 | 489 | |
| (1) R_0 (kN) | 40.1 | 45.2 | 117.0 |
| (2) R_e (kN) | - | 34.4 | 133.9 |
| (3) R_{bh} (kN) | - | 61.0 | |
| (4) R_{br} (kN) | - | 40.9 | |
| (5) R_{bs} (kN) | - | 100.5 | |
| R_n (kN) | 40.1 | 34.4 | 40.9 |

A_g), $A_n = A_t - ndt_r$, $n =$ 파단 선상의 구멍 수(= 1), $d =$ 인장재 구멍의 직경(= 18mm), $t_r =$ 인장재 두께(= 3.2mm), $L_c =$ 구멍의 끝으로부터 피접합재의 끝 또는 인접구멍의 끝까지의 거리(= 26mm), $A_{gv} =$ 전단저항 총단면적(= $d_{gv} \times t_r = 35 \times 3.2 = 112\text{mm}^2$), $A_{nv} =$ 전단저항 순단면적(= $d_{nv} \times t_r = 26 \times 3.2 = 83.2\text{mm}^2$), $A_{nt} =$ 인장저항 순단면적(= $d_{nt} \times t_r = 35.2\text{mm}^2$), $U_{bs} =$ 블록전단 감소계수(= 1.0), $F_{ub} =$ 고장력볼트 인장강도(= 1000MPa), $A_b =$ 고장력볼트 단면적(= 201.1mm²), $N_s =$ 전단면의 수(= 1)이다.

Table 2는 파괴모드에 따른 볼트접합부의 요구강도를 나타낸다. 평판형 강판 FB-40×3.2을 사용한 실험체 PSRC 1, 2, 4의 경우 34.4kN의 하중에서 강판의 유효순단면 파단이 발생하며, Z형 강판을 사용한 실험체 PSRC 3의 경우 40.9kN 하중에서 블록전단 파단이 발생하는 것으로 예측되었다. 따라서 PSRC 실험체의 횡방향 강판의 설계 인장능력은 실험체 SRC 1, 2에서 사용한 D10 횡방향 철근의 항복강도 40.1kN과 비슷하게 설계되었다. 거푸집 일체형 PSRC 합성 기둥을 고려하기 위해 Z형 강판의 단면을 의도적으로 과대 설계한 결과, 식 (3)~(5)에서 제시한 Z형 강판의 볼트 접합부 파괴강도는 인장 항복강도 및 파단강도에 크게 미치지 못하는 것으로 나타났다.

2.3 변위 및 변형률 계측계획

Fig. 4에 나타난 바와 같이, 기둥 수직변위는 기둥 단면 모서리 부에 위치한 4개의 LVDT(Linear Variable Differential Transformer, D1~D4)로 계측한 변위를 평균하였다. 내부콘크리트 횡구속 능력을 평가하기 위하여 기둥 중간 높이에서 변형률 게이지로 횡방향 강판 및 철근의 변형률을 계측하였다.

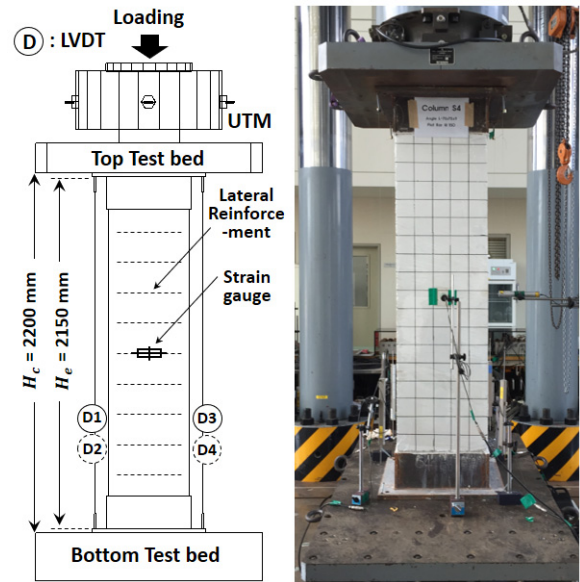


Fig. 4. Test set-up

3. 실험 결과

3.1 재료 강도

KS B 0802^[9]에 따라 재료 인장실험을 수행하였으며 강재 및 철근의 응력-변형률 관계는 Fig. 5에, 항복강도 및 연신률은 Table 1에 나타내었다. 철근 D10의 항복강도는 565MPa, 연신률은 8%이며 D19의 항복강도는 554MPa, 연신률은 19%이다. SM490 강재를 사용한 L-75×75×9와 L-90×90×7 앵글의 항복강도는 378MPa, 연신률은 34%이다. SM490 강재를 사용한 H-형강 H-140×140×8×10의 항복강도는 502MPa, 연신률은 32%이다. SS400 강재를 사용한 횡방향 강판(평판형, Z형)의 항복강도는 353MPa, 연신률은 40%이다. KS F 2405^[10]에 따라 실험 당일에 측정된 콘크리트 평균 압축강도는 23 MPa이다($\phi 100 \text{ mm} \times 200 \text{ mm}$ 실린더타입

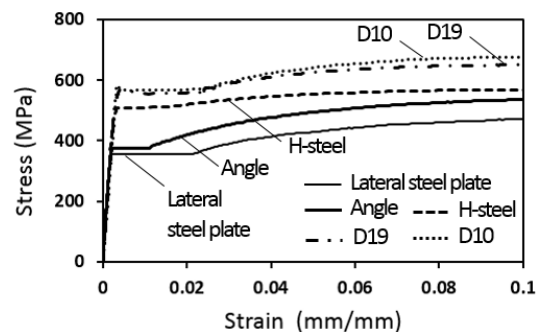


Fig. 5. Stress-strain relationships of steel

공시체). 재료실험으로 계측한 강재, 철근, 콘크리트 강도는 실험체 공칭강도 및 단면해석 산정에 사용되었다.

3.2 하중-변위 관계

Fig. 6은 각 실험체의 압축하중과 축방향 변형률의 관계를 보여준다. 축방향 변형률은 계측한 기둥 수직변위를 기둥 실험체 상하부 지압판의 두께를 제외한 순높이($H_c = H_c - 50\text{mm}$)로 나누어 계산하였다. Fig. 7에 나타낸 바와 같이, 하중-변위 곡선으로부터 초기 축강성 K_i 는 최대하중 P_u 의 45% 점과 원점을 잇는 할선강성으로 정의하였고, 파괴변형률 ϵ_{75u} 은 최대하중 P_u 의 75%까지 하중재하능력이 저하되는 시점의 변형률로 정의하였다^[5]. 최대하중 이후 축강성 K_p 은 최대하중점(ϵ_0, P_u)과 파괴점($\epsilon_{75u}, 0.75P_u$)을 연결하는 할선강성으로 정의하였다^[5]. 각 실험체의 최대하중 P_u , 최대하중시 압

축변형률 ϵ_0 , 파괴변형률 ϵ_{75u} , 초기 축강성 K_i , 최대하중 이후 축강성 K_p 은 Table 3에 나타내었다.

횡방향 철근을 250mm의 간격으로 배근한 실험체 SRC 1은 압축변형률 $\epsilon_0 = 0.0022$ 에서 공칭강도 $P_n = 7191\text{ kN}$ 보다 큰 최대하중 $P_u = 8660\text{ kN}$ 을 발휘하였다. 최대하중 이후 피

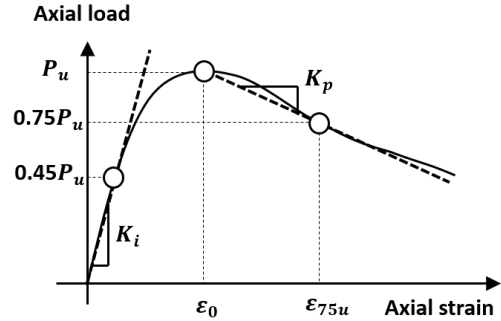


Fig. 7. Definition of strength, deformation, and secant stiffness

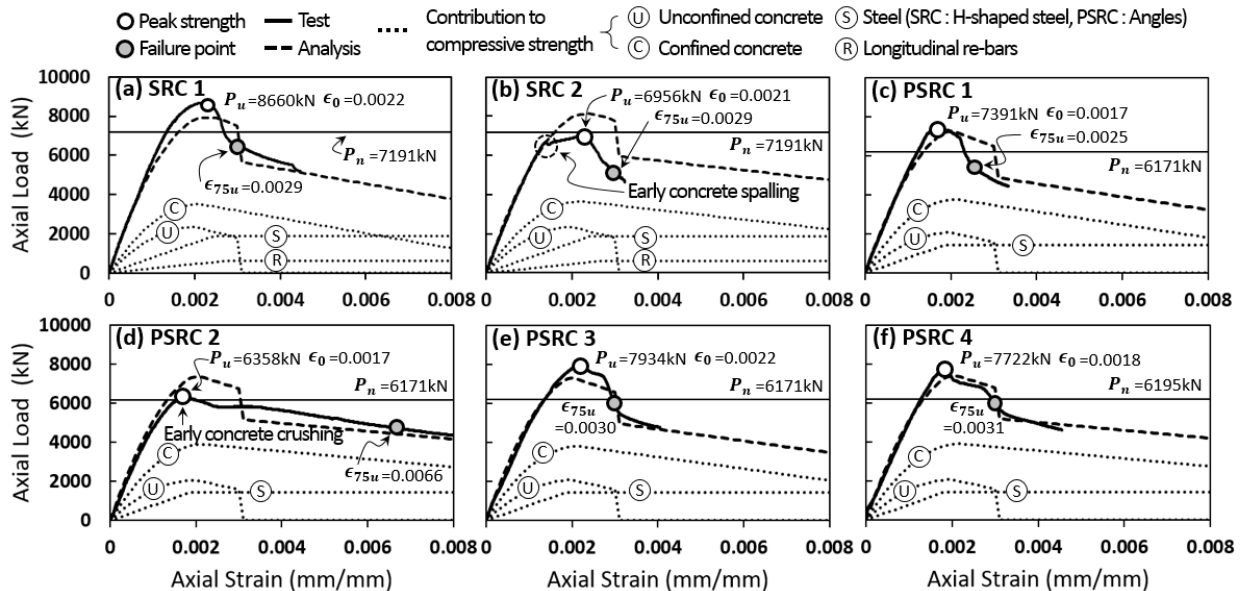


Fig. 6. Axial load - strain relationships of test specimens

Table 3. Test results and strength predictions

| Specimen | Test results | | | | | Predictions | |
|----------|--------------|----------------------|--------------------------|---------------|---------------|-------------|-----------|
| | P_u , kN | ϵ_0 , mm/mm | ϵ_{75u} , mm/mm | K_i , kN/mm | K_p , kN/mm | P_n , kN | P_u/P_n |
| SRC 1 | 8660 | 0.0022 | 0.0029 | 2736 | -1478 | 7191 | 1.20 |
| SRC 2 | 6956 | 0.0021 | 0.0029 | 2650 | -983 | 7191 | 0.97 |
| PSRC 1 | 7391 | 0.0017 | 0.0025 | 2538 | -1024 | 6171 | 1.20 |
| PSRC 2 | 6358 | 0.0017 | 0.0066 | 2404 | -151 | 6171 | 1.03 |
| PSRC 3 | 7934 | 0.0022 | 0.0030 | 2345 | -1134 | 6171 | 1.29 |
| PSRC 4 | 7722 | 0.0018 | 0.0031 | 2407 | -708 | 6195 | 1.25 |

복 콘크리트의 취성파괴로 인하여 내력이 급격히 감소하여 파괴변형률 $\epsilon_{75u} = 0.0029$ 에서 하중재하능력이 최대하중의 75%로 감소하였다(Fig. 6(a) 참조). 횡방향 철근의 간격을 150mm로 촘촘히 배근한 실험체 SRC 2($P_n = 7191$ kN)는 제작오차 및 하중가력시 편심효과로 인하여 축력 6700 kN에서 실험체 한쪽면의 피복 콘크리트가 조기 탈락하면서 강성이 크게 감소하였다. 이후 H형강 및 주근이 항복할 때까지 하중이 다소 증가하였지만, 최대하중 $P_u = 6956$ kN($\epsilon_0 = 0.0021$)이 SRC 1보다 작았다. 최대하중 이후 하중재하능력이 급격히 감소하며 SRC 1과 같은 $\epsilon_{75u} = 0.0029$ 에서 파괴강도도 $0.75P_u$ 에 도달하였다(Fig. 6(b) 참조).

평판형 강판을 250mm 간격으로 보강한 실험체 PSRC 1($P_n = 6171$ kN)은 최대하중 $P_u = 7391$ kN($\epsilon_0 = 0.0017$)를 발휘하였다. 최대강도 이후 피복 콘크리트가 탈락하면서 강도가 급격히 감소하였으며, 최종적으로 하중재하능력은 $\epsilon_{75u} = 0.0025$ 에서 최대하중의 75%로 감소하였다(Fig. 6(c) 참조). PSRC 1과 비교하여 평판형 강판을 150mm 간격으로 조립한 PSRC 2($P_n = 6171$ kN)는 재하 초기에는 PSRC 1과 거의 동일한 축강성을 발휘하였으나 실험체 결함으로 인하여 한쪽면의 피복 콘크리트가 조기 파괴되면서 PSRC 1의 최대하중보다 작은 $P_u = 6358$ kN($\epsilon_0 = 0.0017$)에서 최대강도를 발휘하였다. 그러나 앵글 및 횡방향 강판의 횡구속 효과로 인하여 하중재하능력은 파괴변형률 $\epsilon_{75u} = 0.0066$ 까지 서서히 감소하였다(Fig. 6(d) 참조).

Z형 횡방향 강판을 250mm 간격으로 배치한 PSRC 3($P_n = 6171$ kN)은 최대하중 $P_u = 7934$ kN, 최대하중 변형률 $\epsilon_0 =$

0.0022, 파괴변형률 $\epsilon_{75u} = 0.0030$ 을 발휘하여 평판형 강판을 동일 간격으로 배치한 PSRC 1보다 우수한 것으로 나타났다(Fig. 6(e) 참조). 세장단면의 앵글(L-90×90×7)과 150mm 간격의 평판형 강판으로 조립된 PSRC 4($P_n = 6195$ kN)는 동일한 횡보강 간격을 갖는 PSRC 2와 달리, 피복 콘크리트에 조기균열이 발생하지 않았으며, 최대하중 $P_u = 7722$ kN($\epsilon_0 = 0.0018$)이 증가하였다. 이후 완만한 강도 저하를 보이며 파괴변형률 $\epsilon_{75u} = 0.0031$ 에서 하중재하능력이 파괴강도에도 달하였다(Fig. 6(f) 참조).

3.3 실험체 파괴 양상

Fig. 8은 실험 종료 후 각 실험체의 균열양상을 보여준다. SRC 실험체는 균열이 기둥면에서 고르게 분포하였으나 PSRC 실험체는 기둥 상부 높이의 단면 코너부에서 수직균열이 집중적으로 발생하였다. 이는 PSRC 실험체가 최대강도에 도달한 이후, 비탄성 변형이 증가하면서 매끄러운 표면의 앵글과 피복 콘크리트 경계면에서 부착파괴가 발생하였기 때문이다. 그러나 Z형 강판을 사용한 PSRC 3은 실험체 표면 방향으로 돌출된 Z형 상세가 피복 콘크리트를 구속함에 따라 앵글면이 아닌 Z형 강판의 돌출면 부근에서 수직균열이 발생하기 시작하였다(Figs. 8(a), (b) 참조). 이후, 내부 콘크리트 팽창에 의해 앵글 및 횡방향 강판이 면외방향으로 밀려나면서 결국 앵글-피복 콘크리트 경계면에서 피복탈락이 발생하였다.

Fig. 9는 실험 종료 후 종방향 철근, 앵글, 횡방향 부재의 변형 및 파괴양상을 보여준다. SRC 1, 2에서는 피복 콘크리

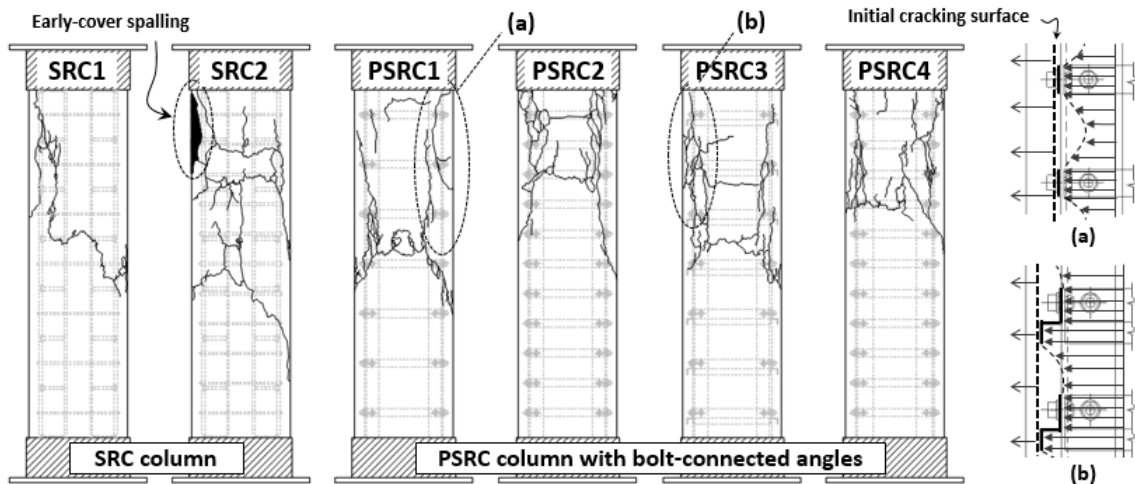


Fig. 8. Crack distribution at the end of tests

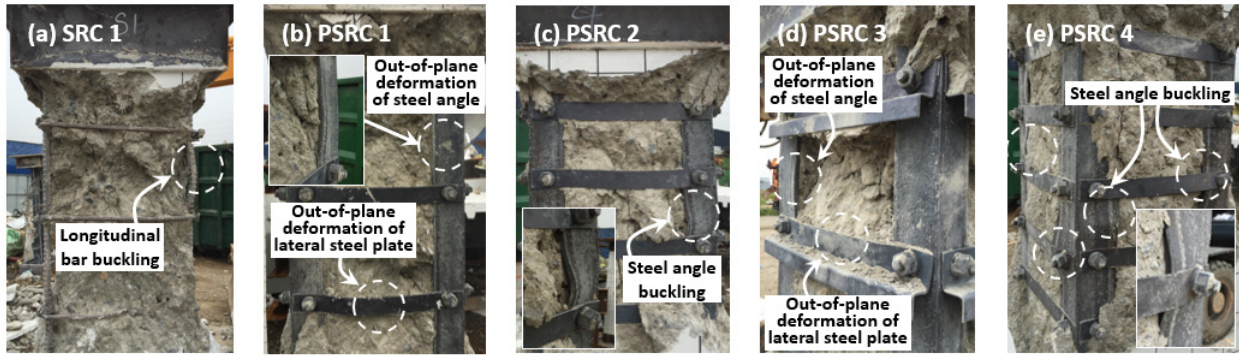


Fig. 9. Failure modes of longitudinal steel angles, longitudinal bars, and lateral steel plates

트 탈락 후 종방향 철근의 국부좌굴이 발생하였다(Fig. 9(a) 참조). 비세장 단면의 앵글을 사용한 PSRC 1과 3에서는 앵글이 내부콘크리트를 구속함에 따라 면외방향으로 휨변형이 발생하였다(Figs. 9(b), (d) 참조). 동일 앵글을 사용한 PSRC 2는 큰 변형능력으로 인하여 앵글에서 국부좌굴이 크게 발생하였다(Fig. 9(c) 참조). 세장단면 앵글을 사용한 PSRC 4는 최대 압축강도에 도달할 때까지 앵글좌굴이 발생하지 않았다. 그러나 횡방향 강판을 150mm로 배치하였음에도 불구하고 피복 콘크리트가 탈락한 이후 앵글의 여러 위치에서 국부좌굴이 발생하였다. 특히, 앵글과 횡방향 강판의 연결부에서 면외방향 국부좌굴이 발생하여 앵글에 의한 횡구속력이 감소하였다(Figs. 9(e), 10 참조). 횡방향 강판의 경우 내부콘크리트 팽창에 의해 모든 PSRC 실험체에서 면외방향 휨변형이 발생하였으며, 볼트접합부에서 파단은 발생하지 않았다.

4. 구조성능 평가

4.1 압축강도 및 변형능력

KBC 2016^[7], AISC 360-10^[8]에서 본 연구에서 수행한 매입형 합성기둥의 공칭 압축강도 P_n 은 다음과 같이 정의한다.

$$P_o/P_e \leq 2.25 \text{인 경우}$$

$$P_n = P_o \cdot 0.658^{(P_o/P_e)} \quad (7)$$

여기서, P_o = 합성기둥 단면 각 요소의 극한강도의 합(= $0.85A_c f_{ck} + A_s F_y + A_{sr} f_y$, f_{ck} = 콘크리트 압축강도, A_c = 콘크리트 단면적, F_y = 강재 항복강도, A_s = 강재 단면적, f_y = 종방

향 철근 항복강도 A_{sr} = 종방향 철근 단면적, P_e = 합성단면의 탄성좌굴강도(= $\pi^2(EI_{eff})/(KL)^2$, EI_{eff} = 합성단면의 유효 휨강성(= $E_s I_s + 0.5E_{sr} I_{sr} + C_1 E_c I_c$, E_s = 강재 탄성계수, I_s = 강재의 단면 2차 모멘트, E_{sr} = 철근 탄성계수, I_{sr} = 종방향 철근의 단면 2차 모멘트, E_c = 콘크리트 탄성계수(= $8500 \sqrt{f_{ck}}$), I_c = 콘크리트의 단면 2차 모멘트), $C_1 = 0.1 + 2A_s/(A_c + A_s) \leq 0.3$, K = 유효좌굴길이계수(= 양단 고정단의 경우 0.5), L = 기둥 순높이(= $H_e = 2150\text{mm}$)이다. 볼트조립 PSRC 합성기둥의 경우, 앵글에 볼트삽입을 위한 구멍을 제작해야 하며, 이로 인하여 앵글의 단면결손이 발생한다. 본 연구에서는 PSRC 합성기둥의 압축강도를 안전측으로 평가하기 위하여 공칭 압축강도 P_n 계산시 앵글의 유효단면 감소를 고려하였다. 그 결과 PSRC 합성기둥의 압축강도는 앵글의 전단면을 고려한 공칭강도보다 5.6~7.1% 감소하였다. 추가적으로, 설계 재료강도에 비하여 높은 강도를 나타낸 H-형강 및 종방향 철근으로 인하여 PSRC 합성기둥과 SRC 기둥의 공칭압축강도는 약 1000 kN의 차이가 발생하였다(Table 3 참조). 그러나 실제 크기의 기둥에서는 볼트구멍에 의한 단면손실률이 크지 않다.

조기 피복 콘크리트 파괴가 발생한 PSRC 2를 포함하여, PSRC 합성기둥은 공칭 압축강도 P_n 의 103~129%의 압축하중 재하능력을 나타내었다(Table 3, Fig. 6 참조). 실험체 SRC 1의 최대강도는 공칭강도 P_n 의 120%를 발휘하였으나, SRC 2는 피복 콘크리트의 조기탈락으로 인하여 공칭강도의 97%를 나타내었다.

Table 3에 정리한 바와 같이, SRC 기둥과 PSRC 2를 제외한 PSRC 합성기둥의 변형능력($\epsilon_{75u} = 0.0025 \sim 0.0031$)은 비슷하였다. 평판형 강판의 수직간격이 150mm로 촘촘한 PSRC 2는 조기 피복 콘크리트 파괴로 인하여 최대하중이 감소하였지만 내부 콘크리트 횡구속 효과가 증진되어 결과적으

로 변형능력($\epsilon_{75u} = 0.0066$)이 크게 향상되었다. Z형 강판을 사용한 PSRC 3은 동일 수직간격에 대해 평판형 강판을 사용한 PSRC 1보다 최대하중 및 변형능력이 증가하였다. 이는 Z형 강판이 평판형 강판보다 내부콘크리트 구속 및 수직균열 제어에 더욱 효과적임을 나타낸다. 세장단면의 앵글(L-90×90×7)을 사용한 PSRC 4는 비세장 단면의 앵글(L-75×75×9)을 사용한 PSRC 2와 비교하여, 조기 피복탈락은 발생하지 않았지만 최대하중 이후 앵글의 국부좌굴과 함께 내력이 저하되어 궁극적으로 최종 압축변형은 감소하였다.

4.2 내부콘크리트 횡구속 능력-압축강도 관계

내부콘크리트 횡구속 능력을 평가하기 위해 기둥 중간 높에서 횡방향 부재의 변형률을 계측하였다. 기둥의 내부콘크리트 횡구속력은 단위길이당 횡방향 부재에 발생하는 인장력에 비례한다.^[11] 따라서 횡구속력 $P_c = f_s A_t / s$ 으로 정의할 수 있다. 여기서, f_s = 횡방향 부재의 인장응력, A_t = 횡방향 부재의 단면적, s = 횡방향 부재의 수직간격이다. f_s 는 횡방향 부재의 변형률로부터 계산하였다.

Fig. 10(a)는 기둥 압축변형률에 따른 내부콘크리트 횡구속력을 나타낸다. PSRC 합성기둥의 횡구속력은 기둥 최대하중 도달전까지 증가하였으나, 최대하중 이후 전반적으로 일정하였다. 이는 PSRC 합성기둥의 압축파괴가 기둥 상부에서 주로 발생하여 기둥 중앙부에 부착한 횡방향 강판의 변형률이 기둥의 최대하중 이후에 거의 증가하지 않았기 때문이다. 기둥의 최대하중시(압축변형률 $\epsilon_0 = 0.0017 \sim 0.0022$) 횡구속력 P_c (N/mm)은 PSRC 3 (99.8) > SRC 2 (86.1) > PSRC 4 (68.6) > PSRC 2 (60.4) > SRC 1 (51.1) > PSRC 1 (35.1) 순으로 나타났다. Fig. 10(b)는 기둥의 최대 압축하중시 횡구속력과 압축강도비율(공칭강도 대비 압축강도, P_u/P_n)을 나타낸다. 조기 피복 콘크리트 파괴가 발생한 SRC 2와 PSRC 2를 제외한 기둥 실험체에서 횡구속력이 증가할수록 기둥의 압축강도비율 P_u/P_n 이 증가하는 것으로 나타났다.

횡보강 간격이 150mm인 SRC 2, PSRC 2, PSRC 4는 횡보강 간격이 250mm인 SRC 1, PSRC 1보다 큰 횡구속력을 제공하였다. 단, Z형 강판을 사용한 PSRC 3은 횡보강 간격이 250mm임에도 불구하고 가장 큰 횡구속력을 나타내었다. 이는 횡방향 철근 및 평판형 강판에 비해 휨강성이 우수한 Z형 강판(철근의 경우 면외방향 단면이차모멘트 $I_y = 400\text{mm}^4$, 평판형 강판의 경우 $I_y = 109\text{mm}^4$, Z형 강판의 경우 $I_y = 47472\text{mm}^4$)

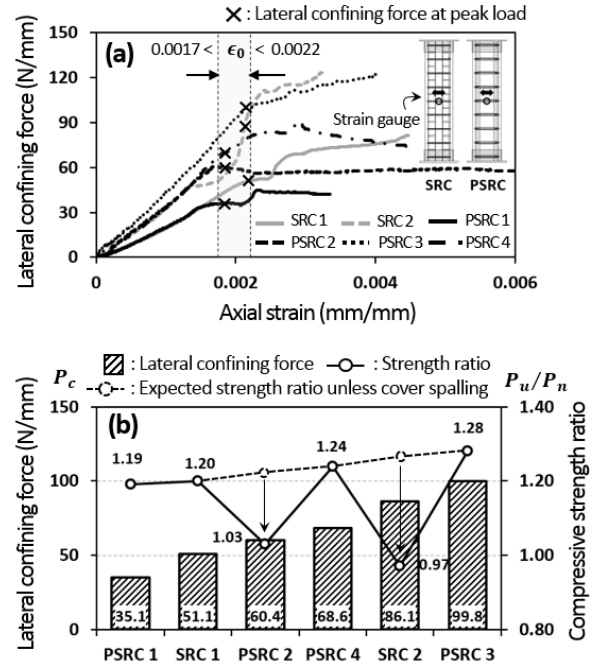


Fig. 10. Lateral confining force - (a) column axial strain and (b) compressive strength ratio relationships

이 횡구속시 발생하는 면외방향 휨에 효과적으로 저항하였고, 피복 콘크리트를 구속하는 Z형 상세로 인하여 유효 횡구속 면적이 증가하였기 때문이다(Fig. 8(b) 참조).

동일한 횡보강 간격에 대해서는 횡방향 철근을 사용한 SRC 2(150mm) 및 SRC 1(250mm)이 평판형 강판을 사용한 PSRC 2, 4(150mm) 및 PSRC 1(250mm)보다 큰 횡구속력을 발휘하였다. 이는 평방향 강판 및 볼트접합부 인장능력이 SRC 기둥실험체의 횡방향 철근에 비하여 작았기 때문이다 (Table 2 참조). L-75×75×9 앵글과 비교하여 20% 넓은 표면적의 앵글 L-90×90×7을 사용한 PSRC 4는 횡보강 간격이 동일한 PSRC 2보다 14% 향상된 횡구속력을 나타내었다. 이는 단면 코너부 앵글에 의해 구속되는 내부콘크리트 유효 면적이 증가하였기 때문으로 판단된다.^[5]

5. 비선형 단면 해석

각 실험체의 중심축 압축거동을 분석하기 위해 단면해석을 수행하였다. 해석시 기둥 단면의 완전 합성거동을 가정하였으며, 철근, 강재, 콘크리트의 응력-변형률 관계를 사용하여 합성단면의 전체 압축저항력 $P(\epsilon)$ 을 산정하였다.

$$P(\epsilon) = \sigma_{uc}(\epsilon)A_{uc} + \sigma_{cc}(\epsilon)A_{cc} + \sigma_s(\epsilon)A_s + \sigma_{sr}(\epsilon)A_{sr} \quad (8)$$

여기서, ϵ = 합성기둥의 압축변형률, $\sigma_{uc}(\epsilon)$ 및 A_{uc} = 비횡구속 콘크리트의 압축응력 및 단면적, $\sigma_{cc}(\epsilon)$ 및 A_{cc} = 횡구속 콘크리트의 압축응력 및 단면적, $\sigma_s(\epsilon)$ 및 A_s = 강재(H형강 및 앵글)의 압축응력 및 단면적, $\sigma_{sr}(\epsilon)$ 및 A_{sr} = 철근의 압축응력 및 단면적이다. 강재의 응력-변형률 관계는 다음과 같다.

$$\sigma_s(\epsilon) = E_s \epsilon \leq F_y \quad (9)$$

$$\sigma_{sr}(\epsilon) = E_{sr} \epsilon \leq F_{yr} \quad (10)$$

여기서, E_s = 강재 탄성계수(= 205GPa), E_{sr} = 철근 탄성계수(= 200GPa)이며, 강재 및 철근의 항복강도 F_y 및 F_{yr} 은 Table 1의 재료실험으로 구한 강도를 사용하였다. 해석의 단순화를 위해 강재와 철근의 좌굴은 고려하지 않았으며, 기둥 실험체의 최대 압축변형률($\epsilon_{75u} = 0.0025 \sim 0.0066$)이 재료 실험에서 얻은 변형경화의 시점($\epsilon = 0.011 \sim 0.025$)보다 작으므로 변형경화에 의한 응력증가는 고려하지 않았다(Figs. 5, 6 참조). 공칭 압축강도 계산과 동일하게 앵글 단면적 A_s 은 볼트구멍에 의한 단면결손을 고려하였다.

Fig. 11은 Modified Kent & Park^[12]의 횡구속 및 비횡구속 콘크리트의 응력-변형률 관계를 나타낸다. 횡구속 콘크리트의 응력-변형률 관계는 다음과 같이 정의된다.

$\epsilon_c \leq 0.002K$ 인 경우,

$$\sigma_{cc}(\epsilon) = Kf_{ck} \left[\frac{2\epsilon}{0.002K} - \left(\frac{\epsilon}{0.002K} \right)^2 \right] \quad (11)$$

$\epsilon_c > 0.002K$ 인 경우,

$$\sigma_{cc}(\epsilon) = Kf_{ck} [1 - Z_m(\epsilon - 0.002K)] \geq 0.2Kf_{ck} \quad (12)$$

여기서, $K = 1 + \frac{\rho_s F_{yt}}{f_{ck}} \quad (13)$

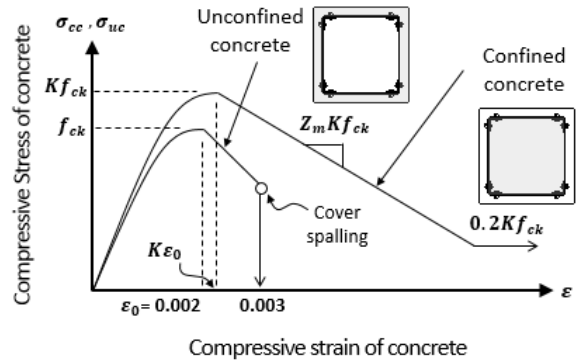


Fig. 11. Stress-strain relationships of confined and unconfined concrete

$$Z_m = \frac{0.5}{\frac{3 + 0.29f_{ck}}{145f_{ck} - 1000} + \frac{3}{4}\rho_s \sqrt{\frac{h_o}{s}} - 0.002K} \quad (14)$$

ρ_s = 횡보강재의 체적비(= $4(\kappa A_t)h_i/(h_o^2 s)$), A_t = 횡보강재의 단면적(철근의 경우 71mm^2 , 평판형 강판의 경우 128mm^2 , Z형 강판의 경우 332mm^2), κ = 횡방향 강판의 인장 항복강도 대비 설계인장능력(= 철근의 경우 1.0, 평판형 강판의 경우 0.76, Z형 강판의 경우 0.35), h_i = 횡보강재의 단면중심선을 기준으로 내부기둥을 감싸는 사각형 한 변의 길이(SRC 1과 SRC 2의 경우 410mm, PSRC 1~4의 경우 403.2mm), h_o = 횡보강재 외측 면을 기준으로 내부기둥을 감싸는 사각형 한 변의 길이(SRC 1, 2의 경우 420mm, PSRC 1~4의 경우 406.4mm), s = 횡보강재의 수직간격(SRC 1, PSRC 1, 3의 경우 250mm, SRC 2, PSRC 2, 4의 경우 150mm), F_{yt} = 횡보강재 항복강도이다. 단, 횡보강재로 Z형 강판을 사용할 경우 횡구속 면적을 앵글과 Z형 강판의 접촉면 내부로 가정하여 h_i 및 h_o 를 평판형 강판과 동일하도록 산정하였다.

비횡구속 콘크리트의 응력(σ_{uc})-변형률 관계는 식 (11), (12)에 $\rho_s = 0$ ($K = 1$)을 대입하여 구하였다. Scott 등^[12]에 의하면 비횡구속 콘크리트는 $\sigma_{uc} = 0$ 이 될 때까지 선형으로 감소한다. 그러나 본 실험의 기둥 실험체 대부분이 피복 콘크리트의 압괴($\epsilon \approx 0.003$) 이후 피복 콘크리트 탈락에 의한 단면손실로 인하여 급격한 내력저하가 발생하였다. 따라서 본 연구에서는 비횡구속 콘크리트의 응력-변형률 관계를 압괴 변형률 $\epsilon_u = 0.003$ 까지만 정의하였다(Fig. 11 참조). 황현중 등^[5]에 의하면, PSRC 합성기둥은 코너부 앵글이 내부콘크리트 팽창에 저항하여 기존 SRC 기둥에 비해 횡구속 콘크리트

트 유효면적이 증가한다. 그러나 보수적인 평가를 위하여 PSRC 합성기둥의 횡구속 콘크리트 면적 A_{cc} 은 기존 SRC 기둥과 동일하게 횡방향 철근 및 강판 내의 심부콘크리트 면적으로 정의하였다.

단면해석으로 구한 기둥 실험체의 하중-변형률 관계는 Fig. 6에 굵은 점선으로, 콘크리트 및 강재(앵글, 철근)의 압축저항기여하중은 가는 점선으로 나타내었다. 단면해석결과는 기둥의 초기강성 K_i , 최대하중 P_u , 최대하중시 압축변형률 ϵ_0 을 비교적 정확하게 예측하였으나, SRC 2와 PSRC 2는 조기 피복 콘크리트 탈락으로 인하여 해석결과보다 작은 압축강도를 나타내었다. 반면, PSRC 3은 Z형 강판의 우수한 횡구속 능력으로 인하여 해석결과보다 큰 압축강도를 발휘하였다.

평판형 강판을 250mm 간격으로 넓게 배치한 PSRC 1 및 세장 단면 앵글을 사용한 PSRC 4에서는 앵글의 면외방향 변형이 조기에 발생하였다(Fig. 9 참조). 이는 피복 콘크리트의 탈락을 촉진하였으며 결과적으로 해석결과보다 이른 시점($\epsilon = \epsilon_0 = 0.0017 \sim 0.0018$)부터 하중재하능력이 감소하였다.

최대강도 이후 파괴 변형률까지의 기둥 내력손실(= 0.25 P_u)은 단면해석에서 피복 콘크리트(비횡구속 콘크리트, 점선 ㉠)의 탈락 시점 및 강도 감소량과 거의 동일하였다. 피복 콘크리트 탈락 이후($\epsilon = 0.003$ 이후)에 기둥단면의 하중재하능력은 횡구속 콘크리트(점선 ㉡) 단면의 강도 감소에 의해 줄어들었다. 그러나 단면해석결과보다 실험체의 하중재하능력이 더 급격히 감소하였다. 이는 해석과정에서 철근과 앵글의 좌굴로 인한 내력손실 및 PSRC 합성기둥의 앵글 면외방향 변형 및 좌굴에 따른 점진적인 유효 횡구속력 감소를 고려하지 않았기 때문이다.

6. 결론

횡방향 강판과 앵글의 볼트조립을 사용한 선조립 합성기둥(PSRC 합성기둥)의 압축 저항성능을 검증하기 위하여 중심축 압축실험을 수행하였다. 횡보강재의 수직간격, 단면형상, 앵글 단면형상에 따른 PSRC 합성기둥의 중심축 압축 저항성능을 평가하고 재료비선형 및 구속효과를 고려한 기둥의 압축거동 예측모델과 비교하였다. 주요 연구결과는 다음과 같다.

(1) 본 실험체의 공칭 압축강도는 KBC 2016^[7] 및 AISC

360-10^[8]에 따라 계산하였으며 PSRC 합성기둥은 볼트 구멍에 의한 앵글단면감소를 고려하였다. 횡구속 효과로 인하여 SRC 기둥은 공칭 압축강도의 97~120%, PSRC 합성기둥은 103~129%의 압축하중 재하능력을 발휘하였다.

- (2) PSRC 합성기둥은 최대하중 이후 앵글의 면외방향 변형으로 인하여 피복 콘크리트가 급격히 탈락하였다. 그러나 앵글 및 횡방향 강판에 의한 내부콘크리트 구속에 의하여 PSRC 합성기둥의 변형능력($\epsilon_{75u} = 0.0025 \sim 0.0066$)은 일반 SRC 합성기둥의 변형능력($\epsilon_{75u} = 0.0029$)과 비슷하였다.
- (3) PSRC 합성기둥에서 횡방향 강판을 좁게 배치하거나 단면성능이 우수한 Z형 강판을 사용할 경우, 내부 콘크리트 횡구속력이 증진되어 결과적으로 기둥의 압축하중 재하능력 및 변형능력이 향상되었다. 단, 세장한 단면^{[7],[8]}의 앵글은 최대하중 이후 국부좌굴이 발생하여 PSRC 합성기둥의 하중재하능력이 감소하였다.
- (4) 기존 횡구속 콘크리트의 응력-변형률 모델을 적용한 비선형 해석결과는 PSRC 합성기둥의 최대하중 이전까지의 압축거동은 비교적 잘 예측하였다. 그러나 최대하중 이후의 압축거동을 정확히 예측하기 위해서는 1) 피복 콘크리트 탈락과 앵글 국부좌굴의 상호관계 및 이에 따른 기둥 압축저항능력 감소, 2) 단면 코너부 앵글과 횡방향 강판에 의한 횡구속 콘크리트의 유효면적 증가 및 앵글 국부좌굴 이후 횡구속력 감소 효과를 고려한 새로운 예측모델이 필요하다.

감사의 글

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

참고문헌(References)

- [1] 김형근, 김명환, 조남규, 김상섭, 김상대(2009) yLRC 합성기둥의 압축강도에 관한 실험 연구, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제21권, 제5호, pp.545-552.
Kim, H.G., Kim, M.H., Jo, N.K., Kim, S.S., and Kim, S.D. (2009) Experimental Study on the Compressive Strength

- of yLRC Composite Columns, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.21, No.5, pp.222-232 (in Korean).
- [2] Poon, E.D. (1999) *Effect of column retrofitting on the seismic response of concrete frames*, Dept. of Civil Engineering and Applied Mechanics, McGill Univ., USA.
- [3] 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.
- [4] 김보람, 강성덕, 김형근, 김명환, 김상대(2008) 강제 영구 거푸집을 사용한 yLRC 합성기둥의 내화성능 연구, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제20권, 제3호, pp.365-375. Kim, B.R., Kang, S.D., Kim, H.G., Kim, M.G., and Kim, S.D. (2011) A Study On The Fire Resistance of yLRC Composite Columns with Steel Sheet Forms and Angles, *Journal of ϵ_{75u} Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.20, No.3, pp.365-375 (in Korean).
- [5] 황현종, 엄태성, 박홍근, 이창남, 김형섭(2012) 고강도 앵글을 적용한 선조립 합성기둥의 압축실험, 한국강구조학회논문집, 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).
- [6] 엄태성, 황현종, 박홍근, 이창남, 김형섭(2012) 앵글과 철근을 조립한 PSRC 합성기둥의 휨 실험, 한국강구조학회논문집, 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).
- [7] 대한건축학회(2016) 건축구조설계기준 및 해설(KBC 2016), 기문당. AIK (2016) *Korean building code and commentrary - structural*, Architectural Institute of Korea (in Korean).
- [8] AISC 360 (2010) *Specification for Structural Steel Building (ANSI/AISC 360-10)*, American Institute of Steel Construction, USA.
- [9] 한국산업표준(2013), 금속 재료 인장 시험 방법(KS B 0802), 국가기술표준원. Korean Standard (2013) *Method of Tensile Test for Metallic Materials*, Korean Agency for technology and Standards (in Korean).
- [10] 한국산업표준(2010), 콘크리트의 압축 강도 시험 방법(KS F 2405), 국가기술표준원. Korean Standard (2010) *Standard Test Method for Compressive Strength of Concrete*, Korean Agency for technology and Standards (in Korean).
- [11] Cusson, D. and Paultre, P. (1995) Stress-Strain Model for Confined High-Strength Concrete, *Journal of Structural Engineering*, Vol.121, No.3, pp.468-477.
- [12] 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, *J. American Concrete Institute*, Vol.79, No.1, pp.13-27.

요 약 : 본 연구에서는 볼트조립 앵글을 적용한 선조립 합성기둥(이하 PSRC 합성기둥)의 압축성능을 연구하였다. 2/3 축소비율의 PSRC 기둥실험체 4개와 기존 SRC 기둥실험체 2개에 대하여 중심축 압축실험을 수행하였다. 횡보강재의 수직간격 및 단면형상과 앵글의 단면형상을 실험변수로 고려하였다. 실험결과, PSRC 기둥실험체는 기존 SRC 기둥실험체와 비교하여 비슷한 압축하중 재하능력 및 변형능력을 발휘하였다. PSRC 합성기둥의 경우, 횡방향 강판의 좁은 횡보강 간격과 Z형 단면의 강판이 압축강도 및 변형능력 향상에 효과적인 것으로 나타났다. 또한 PSRC 합성기둥은 현행설계기준에 의한 공칭 압축강도보다 큰 압축하중 재하능력을 나타내었다. 실험체들에 대한 수치해석결과 는 피복 콘크리트 탈락으로 인한 하중감소를 제외하고 초기강성 및 하중재하능력을 비교적 잘 예측하였다.

핵심용어 : 압축력 재하실험, 합성기둥, 강제 앵글, 횡방향 강판, 볼트접합, 횡구속
