



고강도 강재를 사용한 앵글매입형 합성기둥의 축방향 압축거동

엄태성¹ · 김진원^{2*} · 양종민³

¹부교수, 단국대학교 건축공학과, ²책임연구원, 포스코 글로벌R&D센터, ³과장, (주)센구조

Axial Compression Behavior of Concrete-Encased Steel Angle Columns Using High-Strength Steel

Eom, Tae Sung¹, Kim, Jin Won^{2*}, Yang, Jong Min³

¹Associate Professor, Dept. of Architectural Engineering, Dankook University, Yongin, 16890, Korea

²Senior Researcher, POSCO Global R&D Center, Incheon, 21985, Korea

³Manager, SEN Engineering Group Co. Ltd, Seoul, 07226, Korea

Abstract - In this study, the compression behavior of encased composite columns with high-strength angle was experimentally investigated. Cold-formed angles of a yield strength 718 MPa were used as the longitudinal reinforcement of the composite columns. The axial compression tests of six column specimens with different reinforcement details were performed. Test results showed that the failure mode of the columns was local buckling of the angles and crushing failure of the confined concrete. The column performance such as the peak strength and post-peak strength degradation, were significantly affected by the classification of angle sections and details of lateral confinement. The test strengths were compared with the theoretical strengths computed in accordance with KBC 2016 and AISC 360-16. In addition, effects of the composite action of high strength angles and normal strength concrete on the strength and ductility of the columns were investigated through nonlinear section analysis.

Keywords - Encased composite column, High-strength steel, Compression strength, Steel angle, Cold-formed section, Composite structure

1. 서론

두께가 얇은 고강도 강재는 국부좌굴에 취약할 수 있으므로, 경제성을 위해서는 강관합성기둥, SRC기둥 등 충전형 또는 매입형 합성부재로 사용하는 것이 유리하다. 강관합성기둥의 경우 휨에 대하여 큰 단면효율을 기대할 수 있지만, 외부로 노출된 강관벽의 폭두께비가 증가할 경우 강관 국부좌굴에 취약할 수 있다^{[1]-[5]}. 이와 달리 고강도 강판을 콘크리트 내부에 매입하여 사용할 경우, 휨에 대한 단면효율은 감소하지만 콘크리트에 의한 횡지지된 압축 강재요

소가 모두 조밀요소로 분류되므로 압축저항에 유리하다. 특히 철근을 강재 앵글(steel angle)로 대체한 매입형 합성기둥(prefabricated steel-reinforced concrete column, 이하 PSRC 기둥)^{[6]-[12]}의 경우(Fig. 1 참조), 앵글을 기둥 단면의 바깥쪽에 분산시킴으로써 휨 저항성능을 강관합성부재와 경쟁할 수 있는 수준으로 향상시킬 수 있다. 또한 PSRC기둥은 대부분 철근콘크리트 기둥처럼 세장비가 작아 길이효과(length effect)에 의한 압축강도의 감소가 거의 없고, 횡보강재가 심부 콘크리트를 횡구속하므로 최대강도 이후 안정적인 연성 거동을 확보할 수 있다^{[13],[14]}.

이 연구에서는 설계기준항복강도 $F_y = 550$ MPa인 고강도 강재가 사용된 매입형 합성기둥의 압축저항성능을 연구하였다. 알려진 바와 같이, 고강도 강재가 사용된 합성기둥에서는 강재항복 이전에 콘크리트 압괴가 선행할 수 있다. 따라서 KBC 2016^[13] 및 AISC 360-16^[14]에서는 각각 강재의 설계기준항복강도 F_y 가 650 MPa 및 525 MPa를 초과하지 않도록 제한한다. 또한 KBC 2016 0709.2.1.2에서는 F_y 가

Note.-Discussion open until June 30, 2020. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on April 27, 2019; revised October 16, 2019; approved on October 16, 2019.

Copyright © 2019 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-32-200-2540

E-mail. jwkim10@posco.com

450 MPa를 초과하는 강재가 사용된 매입형 합성기둥에 대하여 압축강도 산정 시 횡보강된 유효면적을 사용하도록 규정한다. KBC 2016 및 AISC 360-16에 규정된 매입형 합성기둥의 압축강도 설계식은 재료별 소성저항을 중첩하는 형태이며, 기본적으로 극한한계상태에서 모든 압축저항요소가 동시에 소성응력을 발휘한다는 가정에 근거하고 있다. 이러한 가정은 적절한 횡구속 상세를 통해 심부 콘크리트의 연성이 확보된 경우에만 유효하므로 적용 시 주의가 필요하다.



Fig. 1. Encased composite column with steel angles

고강도 강재가 사용된 매입형 합성기둥의 압축저항거동에 대하여 많은 연구가 수행되었다. Lee *et al.*^[15]은 SM460 H형강($F_y = 556$ MPa)을 일반강도 콘크리트($f_{ck} = 14$ MPa 및 $f_{ck} = 28$ MPa)에 매입한 합성기둥의 압축강도를 평가하였다. 매입된 H형강은 비조밀 또는 세장판 요소이었으며, 기둥 단면치수의 절반에 해당하는 200 mm 간격의 D10 후프에 의해 횡보강되었다. 모든 기둥에서 재료별 소성응력을 중첩하여 구한 이론강도보다 큰 압축강도가 발휘되었다. Kim *et al.*^{[16],[17]}은 $F_y = 913$ MPa인 H형강과 $F_y = 812$ MPa인 γ 형강을 압축강도 100 MPa급 콘크리트에 매입한 합성기둥에 대하여 편심압축실험을 수행하였다. 실험을 통해 휨압축강도를 평가한 결과, 소성응력을 중첩하여 구한 기둥의 이론강도는 실험강도보다 컸다. 반면 재료별 응력-변형률 관계를 사용한 변형률적합해석은 비교적 정확한 강도 예측이 가능하였다. Lee *et al.*^[18]은 중공 PC기둥 내부에 각형강관($F_y = 409$ MPa)을 삽입하고 그 내부를 현장타설 콘크리트로 채운 매입형 합성기둥에 대한 편심압축거동을 조사하였다. PC 피복이 파괴된 이후 강관 국부좌굴로 인해 강도가 급격히 저하되는 거동이 관찰되었다. KBC 2016에 의한 이론강도는 실험강도를 저평가하였지만, 재료별 응력-변형률 관계에 근거한 변형률적합해석으로 구한 이론강도는 실험강도와 잘 일치하였다. Lee *et al.*^[19]은 고강도 H형강($F_y =$

728 MPa 및 471 MPa)을 매입한 합성기둥의 압축성능을 평가하였다. 횡철근 간격을 기둥 단면치수의 50 %로 하였음에도 불구하고, 실험강도는 재료별 소성응력에 기반한 이론강도보다 작았다. 이러한 실험결과는 고강도 강재가 사용된 매입형 합성기둥에 대하여 횡철근 간격을 단면 최소치수의 25%로 줄이고 압축강도 산정 시 콘크리트 유효면적을 사용하는 KBC 2016 0709.2.1.2 규정을 뒷받침한다.

이 연구에서는 SS550 고강도 강재(설계기준항복강도 550 MPa)가 사용된 앵글매입형 PSRC 합성기둥의 압축저항성능을 조사하였다. 다양한 치수 및 횡보강 상세를 갖는 6개의 PSRC기둥에 대하여 압축실험을 수행하였다. 결과 분석을 통해 기둥의 파괴모드, 강도, 연성 등을 조사하고 횡보강 상세가 기둥 압축거동에 미치는 영향을 평가하였다. 또한 비선형단면해석을 통해 매입형 합성단면에서 고강도 강재와 일반강도 콘크리트의 압축저항 기여를 정량적으로 평가하였다.

2. 기둥 압축실험 계획

2.1 실험체 상세

보강상세가 다른 6개의 PSRC기둥 실험체 P1 - P6에 대하여 중심축 압축실험을 수행하였다. Fig. 2(a)는 P1 - P6의 형상, 치수 및 앵글 보강상세를 보여준다. 기둥 단면의 크기는 400 mm × 400 mm이고, 순길이는 $l_c = 1,200$ mm이다. 가력부와 지점부에는 700 mm × 700 mm 크기의 지압강판(두께 25 mm)을 설치하였고, 그 주변에서 지압에 의한 국부적인 콘크리트 균열 및 파괴를 방지하기 위하여 내측 치수가 400 mm × 400 mm인 정사각형 각형강관(두께 10 mm)을 사용하여 높이 200 mm 구간에 자켓팅(steel jacketing)으로 보강하였다.

Table 1과 Fig. 2에서 보듯이 주보강재로 사용된 수직 앵글의 단면치수와 심부 콘크리트를 구속하는 횡보강 상세를 실험변수로 고려하였다. Fig. 2(a)와 2(b)에서, P1과 P2에는 각각 앵글 L-120×120×6 및 L-90×90×6 4개가 사용되었다. 두 실험체 모두 앵글 바깥 표면으로부터 콘크리트 표면까지의 거리로 정의되는 순피복두께는 50 mm이었다. P1과 P2에서 앵글 다리 끝단 사이의 폭은 각각 60 mm 및 120 mm이며, 따라서 심부 콘크리트는 표면의 약 20% (P1) 또는 40% (P2)만이 피복 콘크리트와 일체로 타설되었다. 수직 앵글은 두께 3.2 mm, 너비 40 mm의 수평 띠판(flat bar)을 사용하여

Table 1. Section properties of PSRC column specimens

Specimen	Angles (mm and mm ²)			Column section properties (mm ²)			
	Size $b \times t$	Area A_a	$\lambda (= b/t)$	Section classification*	Total area A_s	Steel ratio A_s/A_g	Strength ratio ρ^{**}
P1	120 × 6	1,386	20.0	Slender	5,544	3.46 %	50.0%
P2	90 × 6	1,026	15.0	Non-compact	4,104	2.56 %	42.3%
P3	120 × 6	1,386	20.0	Slender	5,544	3.46 %	50.0%
P4	90 × 6	1,026	15.0	Non-compact	4,104	2.56 %	42.3%
P5	55 × 6	606	9.17	Compact	4,848	3.03 %	46.6%
P6	55 × 6	606	9.17	Compact	4,848	3.03 %	46.6%

* Compact for $\lambda \leq \lambda_p$, non-compact for $\lambda_p < \lambda \leq \lambda_r$, and slender for $\lambda_r < \lambda$, where $\lambda_p = 9.24$ and $\lambda_r = 15.6$ (KBC 2016).

** $\rho = A_s F_y / [A_s F_y + A_c 0.85 f_{ck}]$

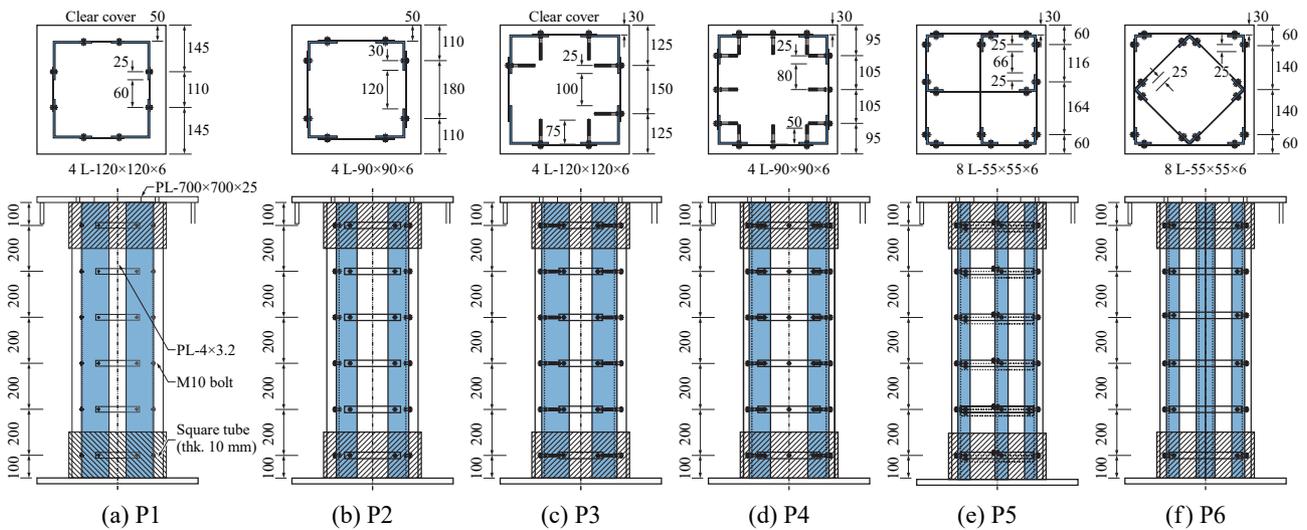


Fig. 2. Reinforcement details of PSRC column specimens with longitudinal angles and transverse flat bars

200 mm 간격으로 연결하였다. 앵글과 띠판은 F10T M10 볼트 1개를 마찰접합(slip-critical connection)으로 연결하였다.

Fig. 2(c)와 2(d)에서, P3, P4는 각각 P1, P2와 동일한 수직 앵글 및 수평 띠판 상세를 갖는다. 다만 콘크리트 순피복 두께를 30 mm로 줄여서 더 넓은 면적의 심부 콘크리트를 확보하였고, 앵글과 띠판을 연결하는 M10 볼트를 장볼트(long bolt)로 변경하였다. P4의 경우 띠판의 중앙에도 장볼트를 매입하여 횡구속 효과를 높이고자 하였다. P3과 P4에서 매입된 장볼트의 길이는 각각 75 mm와 50 mm이었고, 매입 부분에는 나사산이 있어 콘크리트와의 부착 성능을 높였다.

Fig. 2(e)와 2(f)에서 보듯이 P5와 P6에는 L-55×55×6 앵글 8개가 사용되었다. P5는 단면 둘레를 따라 배치된 8개의 앵글을 4개의 띠판(PL-40×3.2)으로 연결하여 횡방강외 외곽후프(perimeter hoop)를 만들었다. 또한 횡구속 효과를 증

진시키기 위해, 심부 콘크리트를 가로지르는 띠판을 추가하여 각 변의 중앙에 배치된 중간 앵글을 상호 연결하였다. P6에서 단면의 네 모서리에 배치된 수직 앵글과 이를 연결하는 외곽후프는 P5와 동일하다. 중간 앵글의 경우, 두 다리가 모두 45°가 되도록 회전시켜 배치한 후 마름모 모양의 후프를 추가하였다. 앵글과 띠판의 접합부에는 모두 F10T M10 볼트에 의한 마찰접합을 적용하였다.

KBC 2016 0709.2.1에서는 매입 강재의 설계기준항복강도가 450 MPa를 초과하는 경우 횡방향 철근의 수직간격이 단면 최소치수의 0.25배(= 100 mm) 이하로 제한한다. 이러한 수직간격 제한을 적용할 경우 인접한 띠판 사이의 순간격이 60 mm에 불과해 볼트 조임이 불가능하다. 따라서 P1-P6 실험체는 모두 띠판 간격을 단면 최소치수의 0.5배인 200 mm로 증가시켜 적용하였다.

2.2 재료 및 단면 특성

기둥 실험체에 사용된 앵글은 6 mm 두께의 SS550 고강도 강판을 상온에서 절곡하여 제작하였다. Fig. 3은 KS B 0801에 따라 제작한 5호 시험편(절곡 이전 평판) 3개에 대한 인장시험 결과를 보여준다. 평균 항복강도와 인장강도는 각각 $F_y = 718 \text{ MPa}$ 와 $F_u = 795 \text{ MPa}$ 로 조사되었다. 실험에 사용된 고강도 앵글은 절곡부와 평판부의 재료특성이 상이하다. 절곡부는 소성변형으로 인하여 항복 및 인장강도가 증가한다. 다만, 전체 앵글면적 대비 절곡부의 면적이 제한적이므로, 이 연구에서는 절곡 이전의 평판에 대한 재료특성을 바탕으로 압축강도 등 압축거동을 분석하였다.

수평 띠판으로 사용된 3.2 mm 두께의 SM275 강재의 경우, 시험편 2개에 대한 평균 항복강도와 인장강도는 각각 $F_y = 347 \text{ MPa}$ 와 $F_u = 436 \text{ MPa}$ 이었다. 직경 100 mm, 높이 200 mm인 원주형 콘크리트 공시체 3개에 대한 압축시험 결과, PSRC기둥 실험체에 사용된 콘크리트의 평균 압축강도는 $f_{ck} = 30.3 \text{ MPa}$ 이었다. 앵글과 띠판의 볼트접합에는 F10T M10볼트를 사용하였다. 볼트의 설계기준인장강도는 $F_u = 1,000 \text{ MPa}$ ^[13]이다. 볼트에 대해서는 재료인장시험을 별도로 수행하지는 않았다.

PSRC기둥 실험체에 사용된 절곡앵글 단면은 L-120×120×6, L-90×90×6 및 L-55×55×6 세 종류이다. Fig. 4에서

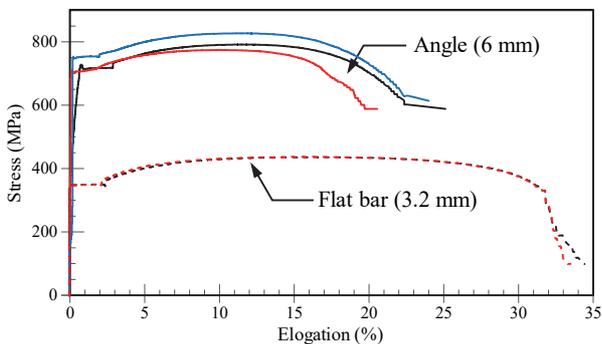


Fig. 3. Stress-strain relationships of steel

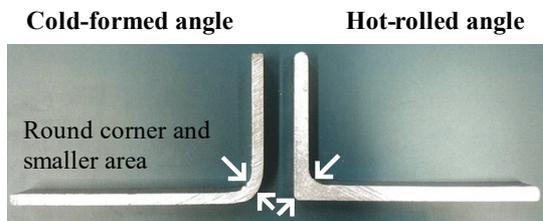


Fig. 4. Cold-formed high strength angles

보듯이 냉간성형된 앵글은 열간성형된 기성 제품보다 단면적이 작다. 이처럼 감소된 앵글 단면적 A_a 는 절곡 이전 평판 치수로부터 다음과 같이 산정하였다.

$$A_a = 2[l_a - (R + t_a)]t_a + (2R + t_a)\frac{\pi}{4}t_a \quad (1)$$

여기서, l_a 및 t_a 는 각각 앵글 다리의 단면 길이 및 두께이고, R 은 절곡 날의 반경(= 4 mm)이다. 식 (1)로부터 산정된 각 앵글의 단면적은 Table 1에 정리하였다.

Table 1은 앵글 및 기둥의 단면 특성을 보여준다. KBC 2016 0702에 따라 국부좌굴에 대해 앵글 단면을 분류할 경우, P1과 P3에 사용된 앵글 L-120×120×6은 세장판 요소로, P2와 P4에 사용된 앵글 L-90×90×6은 비조밀 요소로, 그리고 P5와 P6에 사용된 앵글 L-55×55×6은 조밀 요소로 분류되었다. 기둥 총단면적(A_g)에 대한 앵글의 전체 보강면적(A_s)의 비로 정의되는 강재비(steel ratio)는 $2.56 \% \leq A_s/A_g \leq 3.46 \%$ 로 크지 않았지만, 재료강도를 고려한 강도비(strength ratio)는 $42.6 \% \leq \rho \leq 50.0 \%$ 수준이었다.

3. 압축실험 결과

3.1 하중-변위 관계 및 파괴모드

Fig. 5는 실험체별 압축 하중-변형($P-\Delta$) 관계를 보여준다. 순길이 $l_c = 1,200 \text{ mm}$ 구간에서 발생된 기둥의 압축변형 Δ 는 상부 지압강판의 네 모서리에 설치한 변위계를 사용하여 계측한 값의 평균이다. 실험 종료 후 촬영한 피복 콘크리트의 균열 및 앵글 국부좌굴은 Fig. 6에 나타났다.

Fig. 5(a)와 5(b)에서 보듯이 콘크리트 피복두께가 50 mm 인 P1과 P2에는 약 $\Delta = 3 \text{ mm}$ (또는 압축변형률 $\epsilon = \Delta/l_c = 0.0025 \text{ mm/mm}$)에서 최대강도 $P_u = 6,142 \text{ kN}$ 과 $P_u = 5,362 \text{ kN}$ 에 도달하였고, 이후 Fig. 6(a)와 6(b)에서 보듯이 피복 콘크리트가 파열되면서 강도가 급격히 감소하였다. 세장판요소로 분류되는 앵글(L-120×120×6)을 사용한 P1은 약 $\Delta = 5 \text{ mm}$ ($\epsilon = 0.0042 \text{ mm/mm}$)에서 국부좌굴이 발생하며 강도가 추가로 저하되었다. 반면 비조밀 요소로 분류되는 앵글(L-90×90×6)을 사용한 P2는 앵글 국부좌굴 없이 약 $\Delta = 7.5 \text{ mm}$ ($\epsilon = 0.0063 \text{ mm/mm}$)까지 최대강도 80% 수준을 유지하는 연성거동을 보였다.

Fig. 5(c)와 5(d)에서 보듯이 콘크리트 피복을 30 mm로 줄인 P3과 P4의 압축거동은 각각 P1과 P2의 압축거동과

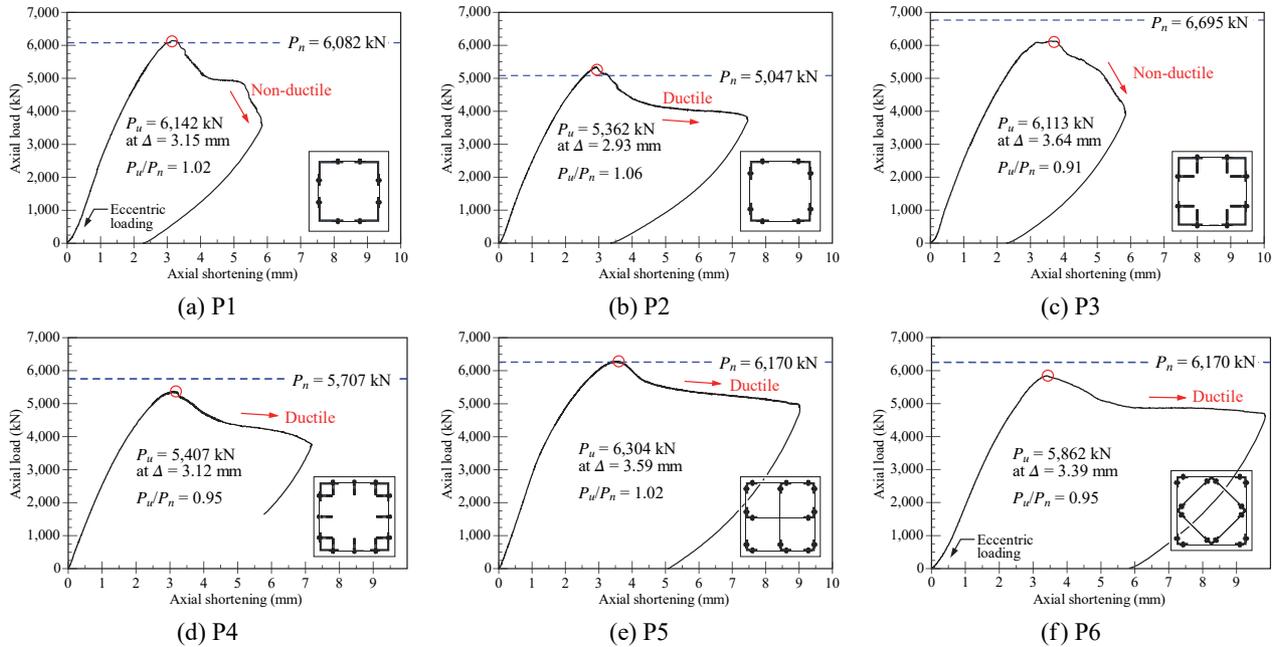


Fig. 5. Axial load-deformation relationships of PSRC column specimens

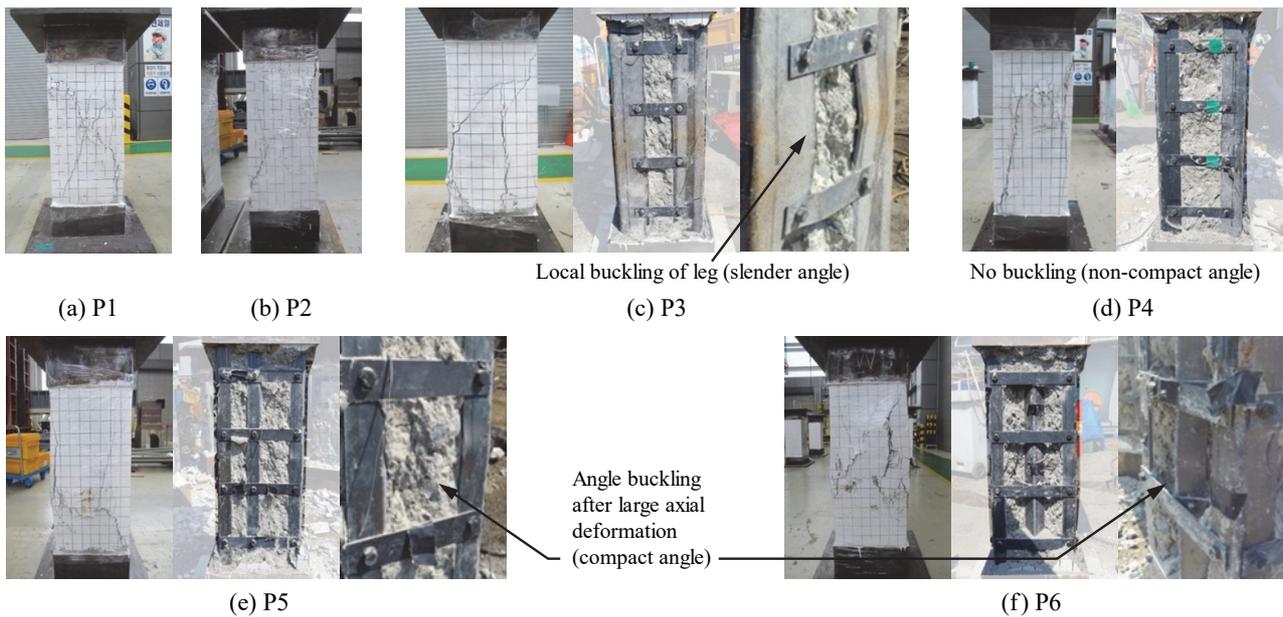


Fig. 6. Failure mode of PSRC column specimens

거의 같았다. 최대강도는 $P_u = 6,113$ kN과 $P_u = 5,407$ kN으로서 횡구속된 심부 콘크리트 면적의 증가에도 불구하고 큰 차이가 없었고, 콘크리트 피복 파열에 의한 최대강도 이후 강도저하 또한 거의 동일했다. P3에서는 세장판 요소인 앵글의 국부좌굴에 의한 취성거동을 보인 반면, 비조밀 앵글을 사용한 P4는 앵글 국부좌굴 없이 잔류강도가 유지되었다(Fig. 6(c)와 6(d) 참조).

Fig. 5(e)와 5(f)에서 보듯이 조밀 요소로 분류된 앵글(L-55×55×6)을 사용한 P5와 P6는, 최대강도 $P_u = 6,304$ kN과 $P_u = 5,862$ kN은 약 $\Delta = 3.5$ mm ($\epsilon = 0.0029$ mm/mm)에서 발생하였다. 콘크리트 피복 파열 이후에는 최대강도의 약 85% 수준을 유지하는 연성거동을 보이며 $\Delta = 10$ mm ($\epsilon = 0.0083$ mm/mm)에서도 파괴되지 않았다. Fig. 6(e)와 6(f)에 보듯이 조밀 요소 앵글에는 최대강도 이후 비탄성 국부좌굴이 발생하였다.

30 %에 미치지 못하였고, Fig. 8(c)에서 보듯이 P5에서는 0.0008 mm/mm으로 항복변형률의 50 % 수준이었다.

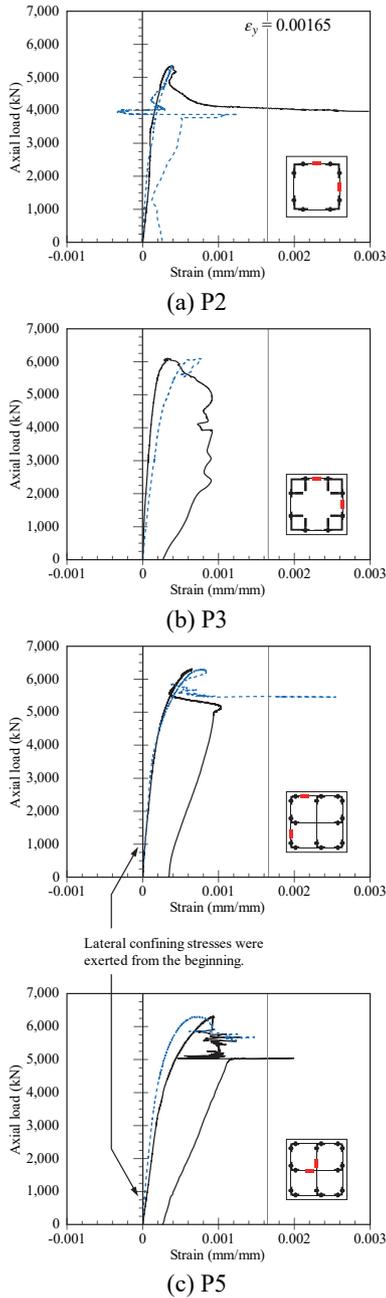


Fig. 8. Strains of transverse flat bars varying with axial load

Fig. 9는 P3에서 횡구속 효과 증진을 위해 사용된 장볼트의 축변형률을 보여준다. 재하 초기에는 장볼트의 변형률이 거의 선형으로 증가하였는데, 이는 장볼트가 심부 콘크리트 횡구속에 어느 정도 기여하였음을 보여준다. 그러나 피복 콘크리트가 파열된 최대강도 이후에는 주변 콘크리트 손상으로 인해 장볼트에 의한 횡구속 효과가 감소한 것으로 판단된다.

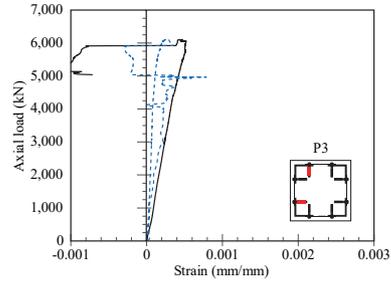


Fig. 9. Strains of long bolts varying with axial load

4. KBC 2016에 의한 압축강도 평가

PSRC기둥의 실험 압축강도 P_u 를 KBC 2016 0709.2.1.에 규정된 매입형 합성기둥의 공칭 압축강도 P_n 과 비교하였다. KBC 2016에서는 매입강재의 설계기준항복강도가 450 MPa를 초과하는 경우 합성기둥 전단면(A_g) 대신 횡보강재로 구속된 심부 콘크리트의 유효면적 A_{ce} 를 사용하여 P_n 을 다음과 같이 산정한다.

$$P_n = P_{no} \cdot 0.658 \left[\frac{P_{no}}{P_c} \right] \quad (2)$$

$$P_{no} = F_y A_s + 0.85 f_{ck} A_{ce} \quad (3)$$

여기서, P_e 는 합성기둥의 탄성좌굴강도($= \pi^2 EI_{eff} / l_c^2$), EI_{eff} 는 합성단면의 유효강성^[13], A_s 는 전체 앵글의 단면적이다. 식 (2)는 합성단면의 소성압축강도 P_{no} 가 기둥 탄성좌굴강도 P_e 의 2.25배 이하인 단주에서 길이효과(length effect)를 고려하는 식이다.

Table 2는 실험체별 실험강도 P_u 와 공칭 이론강도 P_n 을 비교하여 보여준다. P_n 는 실제 재료강도인 $F_y = 718$ MPa 및 $f_{ck} = 30.3$ MPa를 적용하여 계산하였다. 두꺼운 피복(=50 mm)을 사용한 P1, P2와 피복(30 mm)은 얇지만 크로스 타이 띠판을 설치한 P5는 실험강도가 공칭강도보다 2% - 6% 더 컸다. (즉, $P_u / P_n > 1.0$) 그러나 피복두께가 30 mm인 P3, P4와 편심하중이 작용된 P6은 P_u / P_n 가 1.0보다 작았다. 실험강도와 공칭 이론강도의 비교 결과는 고강도 앵글($F_y = 718$ MPa)을 사용한 매입형 합성기둥인 PSRC기둥의 압축성능과 관련하여 다음과 같은 시사점을 준다.

- 순피복두께 50 mm를 적용한 P1과 P2는 KBC 2016에서 요구하는 횡보강재의 최대간격(= 단면치수의 0.25배)의 2배를 적용했음에도 불구하고 공칭강도를 초과하는 압축강도를 발휘했다. 특히, P1과 P2는

각각 세장판 및 비조밀 요소로 분류되는 앵글이 사용되었음에도 불구하고 최대강도 시점까지 국부좌굴로 인한 피복 파열이 발생하지 않았다. 또한 피복두께가 30 mm로 감소하였지만 크로스타이 띠판을 추가로 설치한 P5 또한 공칭강도 이상의 압축강도를 발휘하였다.

- P1, P2 및 P5에서 공칭강도 이상의 압축강도가 발휘되었지만, 압축 파괴모드는 KBC 2016에 제시된 매입형 합성부재의 극한한계상태와 다르다. 즉, KBC 2016에서는 고강도 강재는 항복응력을 발휘하고 횡구속된 심부 콘크리트가 연성거동을 보이며 $0.85f_{ck}$ 의 소성응력을 발휘하는 것으로 가정한다. 이와 달리,

Fig. 9에서 보듯이 PSRC기둥에서는 고강도 앵글이 항복하기 이전인 약 $0.002 \text{ mm/mm} - 0.0025 \text{ mm/mm}$ 의 압축변형률에서 최대강도에 도달하였다.

5. 변형률적합해석에 의한 압축거동 분석

고강도 앵글이 사용된 PSRC기둥의 압축저항 특성을 분석하기 위하여 앵글 및 콘크리트의 유효 응력-변형률 관계를 사용한 변형률적합해석을 수행하였다. Fig. 10(a)에서 보듯이 PSRC기둥 단면은 앵글(A_s), 피복 콘크리트(A_{uc}), 심부 콘크리트(A_{cc})로 구분할 수 있다. 따라서 어느 한 압축변형률 ϵ 에 대하여 합성단면의 압축저항 $P(\epsilon)$ 은 다음과 같다.

Table 2. Comparison of nominal and test strengths

Specimen	P_u (kN)	c^* (mm)	A_{cc} (mm ²)	P_{no} (kN)	P_n (kN)	P_u / P_n
P1	6,142	50	84,500	6,140	6,030	1.02
P2	5,362	50	85,900	5,141	5,047	1.06
P3	6,113	30	110,000	6,792	6,695	0.91
P4	5,407	30	111,000	5,794	5,707	0.95
P5	6,304	30	111,000	6,310	6,170	1.02
P6	5,862	30	111,000	6,310	6,170	0.95

* Clear cover thickness

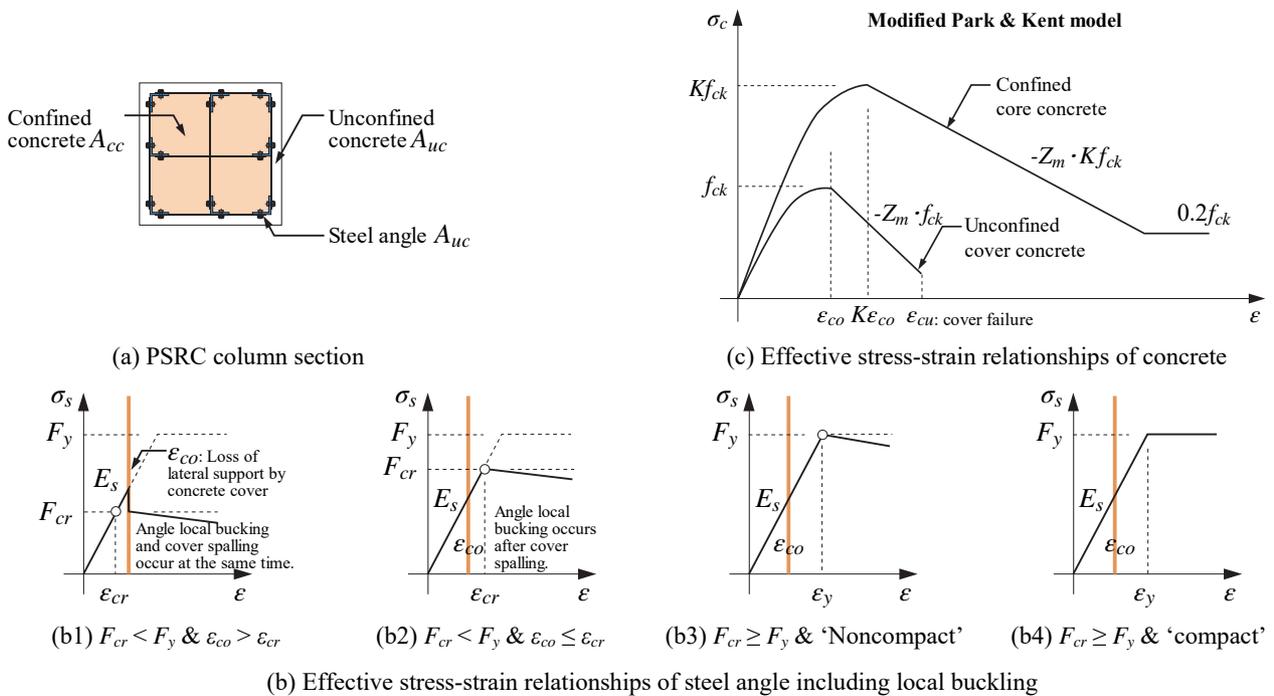


Fig. 10. Effective stress-strain relationships of steel angle and concrete

$$P(\varepsilon) = \sigma_s(\varepsilon) + \sigma_{uc}(\varepsilon) + \sigma_{cc}(\varepsilon) \quad (4)$$

여기서 σ_s , σ_{uc} 및 σ_{cc} 는 각각 앵글, 피복 콘크리트, 심부 콘크리트의 응력으로서, 다음에 정의되는 유효 응력-변형률 관계로부터 결정된다.

매입된 앵글은 콘크리트에 의해 횡지지되므로 국부좌굴이 발생하지 않는다. 그러나 콘크리트 피복이 파괴될 경우, 횡지지 효과가 없어지므로 앵글 국부좌굴이 발생할 수 있다. 이러한 앵글의 국부좌굴은 Fig. 6(c)의 P1과 P3에서 보듯이 세장판 요소 앵글을 사용하는 경우에 두드러진다. 이처럼 매입된 앵글의 응력-변형률 관계는 콘크리트 피복 파괴와 앵글의 국부좌굴에 의한 영향을 고려해야 한다. 정교한 해석방법^[20]을 사용하여 앵글의 국부좌굴 거동을 고려할 수도 있지만, 이 연구에서는 설계 적용을 위하여 아래와 같이 유효 응력-변형률 관계에 근거한 근사적인 해석방법을 제안한다(Fig. 10(b) 참조).

5.1 앵글의 국부좌굴 및 유효 응력-변형률 관계

균일한 압축응력을 받는 앵글의 탄성좌굴응력 F_{cr} 은 다음과 같다.^[21]

$$F_{cr} = \frac{k\pi^2 E_s}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2 \quad (5)$$

여기서, E_s 및 ν 는 각각 강재의 탄성계수(= 210 GPa)와 포아송비(= 0.3)이고, b/t 는 앵글 다리의 폭두께비(또는 $1/\lambda$, Table 1 참조)이다. k 는 횡지지 조건을 고려하는 판좌굴계수로서, 앵글 단면 폭(b)과 비지지길이(L)를 사용하여 다음과 같이 정의된다^[21].

$$k = 0.425 + \left(\frac{b}{L}\right)^2 \quad (6)$$

식 (5)의 국부좌굴강도 F_{cr} 을 바탕으로 앵글의 유효 응력-변형률 관계를 다음과 같이 정의한다.

- (1) $F_{cr} < F_y$ 인 경우 (탄성좌굴): F_{cr} 이 F_y 보다 작으면 앵글 다리에서 탄성좌굴이 발생하지만, PSRC기동에서는 주변 콘크리트가 좌굴을 방지하므로 피복이 파괴된 이후에 좌굴거동이 발생된다. 따라서 앵글의 좌굴변형률 $\varepsilon_{cr}(= F_{cr} / E_s)$ 과 콘크리트 피복의 파괴변형률 $\varepsilon_{co}(\approx 0.002 \text{ mm/mm})$ 을 비교하여, 앵글의 응력-변형률 관계를 다음과 같이 정의한다.

① $\varepsilon_{cr} < \varepsilon_{co}$ 인 경우, Fig. 10(b1)에서 보듯이 $\varepsilon < \varepsilon_{co}$ 에서는 국부좌굴 없이 E_s 를 따르는 탄성거동을 보인다. $\varepsilon = \varepsilon_{co}$ 에서 콘크리트 피복 파괴와 앵글 국부좌굴이 동시에 발생하여 앵글응력이 $E_s \varepsilon_{co}$ 로부터 F_{cr} 으로 수직으로 감소한다. 이후 $\varepsilon > \varepsilon_{co}$ 에서 앵글 응력이 선형으로 감소하는 후좌굴거동(post-buckling stiffness E_{spb})을 보인다.

② $\varepsilon_{cr} \geq \varepsilon_{co}$ 인 경우, Fig. 10(b2)에서 보듯이 $\varepsilon \leq \varepsilon_{cr}$ 에서는 E_s 를 따르는 탄성거동을 보이고, 이후 $\varepsilon > \varepsilon_{cr}$ 에서는 후좌굴거동에 의해 앵글 응력이 선형으로 감소한다.

- (2) $F_{cr} \geq F_y$ 인 경우 (비탄성좌굴): 비조밀 및 조밀 요소로 분류되는 앵글에서 F_{cr} 이 F_y 보다 크거나 같은 경우 다음 응력-변형률 관계를 적용한다.

③ 비조밀요소의 경우, Fig. 10(b3)에서 보듯이 앵글 응력이 F_y 에 도달하는 시점에 국부좌굴이 시작되며, 이후 후좌굴거동에 의한 앵글 응력이 감소한다.

④ 조밀요소의 경우 Fig. 10(b4)에 나타난 바와 같이 항복 이후 국부좌굴이 없고 $\sigma_s(\varepsilon)$ 는 F_y 를 유지한다.

5.2 콘크리트의 횡구속 및 유효 응력-변형률 관계

횡구속되지 않은 피복 콘크리트와 횡구속된 심부 콘크리트의 응력 변형률 관계는 수정 Park & Kent 모델^{[6],[7],[10],[11],[22]}을 사용하여 다음과 같이 정의하였다(Fig. 10(c) 참조).

$$\sigma_c(\varepsilon) = \begin{cases} K(\beta f_{ck}) \left[2 \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{co} K} \right) - \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{co} K} \right)^2 \right] & \text{for } \varepsilon \leq \varepsilon_{co} K \\ K(\beta f_{ck}) [1 - Z_m(\varepsilon - \varepsilon_{co} K)] & \text{for } \varepsilon > \varepsilon_{co} K \end{cases} \quad (7)$$

$$K = 1 + \rho_s \frac{F_{yt}}{\beta f_{ck}} \quad (8)$$

$$Z_m = \frac{0.5}{\frac{3 + 0.29\beta f_{ck}}{145\beta f_{ck} - 1000} + \frac{3}{4}\rho_s \sqrt{\frac{h_{cc}}{s} - \varepsilon_{co} K}} \quad (9)$$

여기서, ε_{co} = 비횡구속 콘크리트에서 최대압축응력 f_{ck} 에 대응하는 변형률, ρ_s = 횡구속 띠판의 체적비(= $A_t p_t / [A_c s]$),

A_t = 띠판의 단면적, p_t = 수직 간격 s 내에 배치된 띠판의 총 연장길이, A_{cc} = 띠판으로 둘러싸인 횡구속 콘크리트의 면적, h_{cc} = 횡구속된 직사각형 또는 정사각형 심부 콘크리트 단면 치수 중 작은 값이다. 띠판 바깥에 위치하여 횡구속되지 않은 피복 콘크리트(A_{uc})의 경우, 변형률 ϵ_{co} 에서 압축강도 f_{ck} 에 도달하여 파괴가 발생하는 것으로 가정하며, 따라서 $\rho_s = 0$ 을 대입하여 계산한 응력-변형률 관계를 사용한다.

El-Tawil and Deierlein^[23]은 (a) 기둥 실험체의 형상, 강재 보강, 하중 적용 방식이 원주형 콘크리트 공시체와 다르고 또한 (b) 기둥 실험체 제작과정에서 길이에 따른 다짐, 물시멘트비, 양생조건 등이 변화하므로, 매입형 합성기둥에 사용된 콘크리트의 실제 압축강도가 원주형 공시체에 대한 콘크리트 압축강도 f_{ck} 보다 작아질 수 있음을 지적하였다. 이들은 기둥 콘크리트의 유효압축강도로 $0.85f_{ck}$ 와 f_{ck} 를 사용할 경우 실험결과에 대해 만족스러운 예측 범위를 얻을 수 있다고 보고하였다. 이처럼 공시체 대비 감소된 기둥의 콘크리트 유효압축강도를 고려하기 위하여, 식 (7) - 식 (9)에서는 f_{ck} 대신 유효압축강도계수 β 를 곱한 βf_{ck} 를 사용하여 콘크리트의 응력-변형률 관계를 정의하였다.

5.3 해석 및 실험 결과 비교

Fig. 11은 P1, P2 및 P3에 대하여 앵글 국부좌굴과 콘크리트의 피복파괴를 고려한 변형률적합 단면해석 결과를 보여준다. 해석결과는 길이효과가 포함되지 않은 P_{no} 에 해당된다. 단면해석을 수행할 때 수직 앵글에는 Fig. 10(b)에 제시된 국부좌굴을 고려하는 유효 응력-변형률 관계를 적용하였다. 앵글의 후좌굴강성 E_{sp} 은 탄성강성의 10%를 사용하였다. 콘크리트의 유효압축강도계수는 $\beta = 1.0$ 과 $\beta = 0.85$ 을 고려하였다. 횡구속되지 않은 피복 콘크리트의 유효 응력-변형률 관계는 식 (7) - 식 (9)에서 $\rho_s = 0$ 및 $K = 1$ 을 사용

하여 정의하였다. 피복 콘크리트가 최대응력에 도달하는 변형률 ϵ_{co} 는 0.002 mm/mm로 가정하였고, 극한변형률 ϵ_{cu} 은 0.004 mm/mm를 사용하였다. (Fig. 10(c) 참조) 띠판으로 횡구속된 심부 콘크리트는 실험체별 띠판의 체적비 ρ_s 를 바탕으로 K 및 Z_m 을 계산하여 응력-변형률 관계를 구성하였고, 압축응력 $\sigma_c(\epsilon)$ 의 잔류응력값으로는 $0.2K\beta f_{ck}$ 를 적용하였다.

Fig. 11에서 보는 바와 같이 재료별 유효 응력-변형률 관계에 기초한 변형률적합해석은 PSRC기둥 합성단면의 초기거동과 최대강도 및 그 이후의 강도저하 거동을 합리적으로 예측하였다. 다만, 공시체 강도 f_{ck} 에 대한 해석결과($\beta = 1.0$, 점선)는 전체적으로 실험보다 과대평가하였고, 유효압축강도 $0.85f_{ck}$ 에 대한 해석결과(실선)는 실험결과와 대체로 일치하였다.

Fig. 11은 각 변형 단계에서 앵글, 피복 콘크리트, 심부 콘크리트의 기여도 변화를 보여주는데(회색 실선 및 점선), 이들 분석 데이터는 콘크리트 유효압축강도 $0.85f_{ck}$ 에 대한 해석 결과이다. Fig. 11에서 최대강도가 발생하는 시점과 그때 구성요소별 기여도는 앵글의 단면등급에 따라 다르다. 즉, 세장판 및 비조밀 요소로 분류되는 앵글을 사용한 P1과 P2에서는 Fig. 11(a)에서 보듯이 피복콘크리트 파괴시점에서 최대강도에 도달하였고 앵글, 피복 콘크리트, 심부 콘크리트가 기둥 압축강도에 기여하는 정도가 거의 균등하다. 반면, 조밀요소 앵글을 사용한 P5에서는 최대강도가 앵글이 항복하는 시점에 발생되었고, 이때에는 앵글 및 심부 콘크리트가 강도에 주로 기여하고 피복 콘크리트의 기여는 제한적이다.

Fig. 11에 나타난 해석과 실험에 의한 전반적인 압축거동이 유사하지만, 해석결과는 PSRC기둥의 압축저항을 다소 과대평가하는 경향을 보였다. 이와 관련하여 다음과 같은 사항이 PSRC기둥의 압축강도에 영향을 미쳤을 것으로 판단된다. 첫째, El-Tawil and Deierlein^[23]이 언급하였듯이 매입형

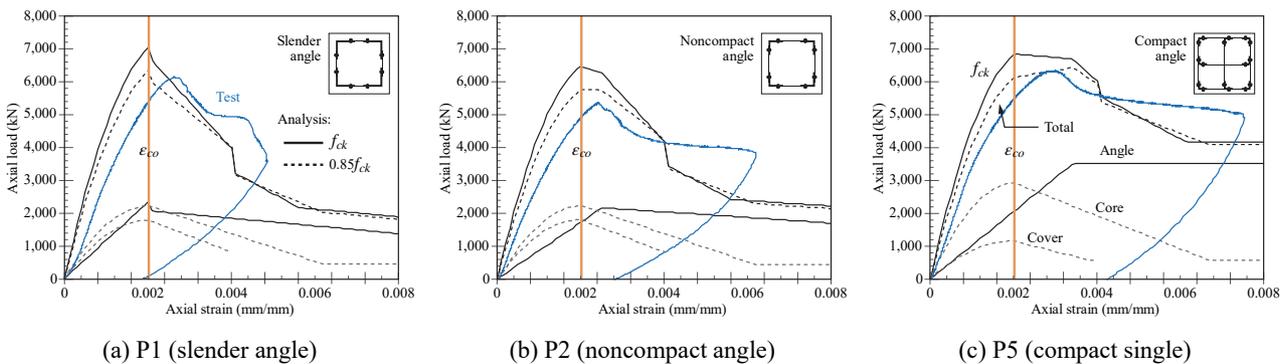


Fig. 11. Results of strain-compatibility section analysis

합성기둥에서는 공시체 대비 실제 기둥의 콘크리트 강도가 더 낮았을 수 있다. 둘째, 고강도 앵글의 강도($F_y = 718 \text{ MPa}$)와 비교하여 콘크리트의 압축강도($f_{ck} = 30.3 \text{ MPa}$)가 현저히 작았던 점도 영향을 미쳤을 수 있다. 즉, PSRC기둥에서는 마디와 리브가 있는 철근과 달리, 앵글과 락판 사이 볼트접합부에서 국부적인 지압작용에 의한 힘전달이 일어난다.^[7] 이때 볼트머리 및 너트 주변으로 국부적인 응력 집중이 발생할 경우 기둥의 압축저항이 저하될 수 있다. 고강도 앵글을 사용한 PSRC기둥의 압축저항성과 관련해서는, 향후 상기 요인을 고려한 추가 연구가 필요할 것으로 판단된다.

6. 결론

이 연구에서는 SS550 고강도 강판(실제 항복강도 $F_y = 718 \text{ MPa}$)을 성형한 고강도 앵글의 제작성 및 재료특성을 평가하고, 이를 적용한 매입형 PSRC 합성기둥의 단주압축 성능을 평가하였다. 주요 연구 결과는 다음과 같다.

- (1) 세장판, 비조밀, 조밀 요소로 분류되는 고강도 절곡 앵글을 사용한 PSRC기둥은 모두 최대강도에 도달할 때까지 앵글의 탄성국부좌굴 없이 우수한 압축저항성을 보였다. 다만, 피복 파괴가 발생한 이후에는 앵글의 국부좌굴이 관찰되었고, 앵글의 폭두께비에 따라 최대강도 이후의 기둥거동이 차이를 보였다.
- (2) 피복 두께 50 mm를 적용한 P1과 P2는 KBC 2016에서 요구하는 횡보강재의 최대간격(= 단면치수의 0.25 배)의 2배를 적용했음에도 불구하고 공칭강도보다 큰 실험강도를 발휘했다. 또한 피복 두께가 30 mm로 감소하였지만 크로스타이 락판을 추가로 설치한 P5 또한 공칭강도보다 큰 압축강도를 발휘하였다. 피복 두께가 30 mm인 P3과 P4는 실험강도가 공칭강도보다 9% 및 5% 더 작았다.
- (3) 고강도 앵글을 사용한 PSRC기둥의 압축 파괴모드는 KBC 2016에 제시된 매입형 합성부재의 극한한계상태와 달랐다. KBC 2016에서는 고강도 강재와 횡구속된 심부 콘크리트각 각각 F_y 와 $0.85 f_{ck}$ 를 발휘하는 것으로 가정한다. 그러나 실험에서는 고강도 앵글이 항복하기 이전인 약 0.002 mm/mm - 0.0025 mm/mm의 압축변형률에서 최대강도에 도달하였다.
- (4) 세장판 및 비조밀 앵글에 대하여 국부좌굴을 고려한 유효 응력-변형률 관계를 제시하고, 이를 적용한 변

형률적합해석을 수행하였다. 해석으로 구한 PSRC 기둥의 하중-변위 거동(초기거동 및 후좌굴거동 등)은 실험결과와 대체로 일치하였다. 다만, 해석에 의한 압축강도가 실험강도보다 크게 평가되었다. 이는 공시체와 기둥 콘크리트의 압축강도 차이, 고강도 앵글의 볼트접합부 주변에서 발생하는 국부적인 콘크리트 지압파괴 등에 의한 영향으로 판단되며, 향후 이에 대한 추가 연구가 필요하다.

감사의 글

본 연구는 한국연구재단의 대학중점연구소지원사업(NRF-2018R1A6A1A07025819), 국토교통과학기술진흥원의 도시건축연구사업(19AUDP-B106327-05) 및 국립재난안전연구원(2019-MOIS32-017-01010000-2019)의 지원을 받아 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] 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.
- [4] 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).
- [5] 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).
- [6] 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).
- [7] 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).
- [8] Hwang, H.J., Eom, T.S., Park, H.G., Lee, C.N., and Kim, H.S. (2013) Cyclic Loading Tests for Prefabricated Composite Columns Using Steel Angle and Reinforcing Bar, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.25, No.6, pp.635-647 (in Korean).
- [9] Hwang, H.J., Eom, T.S., Park, H.G., Lee, C.N., and Kim, H.S. (2013) Cyclic Loading Test for TSC Beam – PSRC Column Connections, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.25, No.6, pp.601-612 (in Korean).
- [10] Kim, H.J., Hwang, H.J., Park, H.G., Kim, D.K., and Yang, J.M. (2017) 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).
- [11] Kim, H.J., Hwang, H.J., Park, H.G., Kim, D.K., and Yang, J.M. (2017) Eccentric Axial Load Test of Prefabricated Composite Columns Using Bolt-Connected Steel Angles, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.29, No.3, pp.249-260 (in Korean).
- [12] Eom, T.S., Yang, J.M., Kim, D.K., and Lee, S.H. (2018) Behavior and Performance Evaluation of Bolted End-Plate Splice of Angles Used in Encased Composite Columns, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.30, No.4, pp.225-236 (in Korean).
- [13] Architectural Institute of Korea (2016) *Korean Building Code-Structural* (KBC 2016), Korea (in Korean).
- [14] American Institute of Steel Construction (2016) *Specification for Structural Steel Buildings* (ANSI/AISC 360-16), USA.
- [15] Lee, M.J., Oh, Y.S., and Lee, E.T. (2008) The Specified Minimum Yield Stress of SM570TMC in Composite Columns, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.20, No.1, pp.195-203 (in Korean).
- [16] 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 800 MPa Steel and 100 MPa Concrete, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.22, No.5, pp.497-509 (in Korean).
- [17] Kim, C.S., Park, H.G., Lee, H.J., and Choi, I.R. (2013) Eccentric Axial Loading Test for Concrete-Encased L-Section Columns Using 800 MPa Steel and 100 MPa Concrete, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.25, No.2, pp.209-222 (in Korean).
- [18] Lee, H.J., Park, H.G., Kim, S.B., and Park, S.S. (2014) Eccentric Axial Load Test for Concrete-Filled Tubular Columns Encased with Precast Concrete, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.26, No.1, pp.31-42 (in Korean).
- [19] 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).
- [20] Thai, H.-T., Uy, B., and Khan, M. (2015) A Modified Stress-Strain Model Accounting for the Local Buckling of Thin-Walled Stub Columns Under Axial Compression, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol.111, pp.57-69.
- [21] Trahair, N.S., Bradford, M.A., Nethercot, D.A., and Gardner, L. (2008) *The Behaviour and Design of Steel Structures to EC3* (4th Ed.). Taylor & Francis, USA.
- [22] 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*, ACI, Vol.79, No.1, pp.13-27.
- [23] El-Tawil, S., and Deierlein, G.G. (1999) Strength and Ductility of Concrete Encased Composite Columns, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol.125, No.9, pp.1009-1011.

요약: 이 연구에서는 고강도 절곡앵글을 사용한 매입형 합성기둥의 압축거동을 실험을 통해 조사하였다. 항복강도 718 MPa인 냉간성형 절곡앵글을 합성기둥의 축방향 보강재로 사용하였다. 보강상세가 다른 6개의 매입형 합성기둥 실험체에 대한 압축실험을 수행하였다. 실험결과, 기둥 실험체는 앵글의 국부좌굴과 횡구속된 심부 콘크리트 압괴에 의하여 파괴되었다. 최대강도, 그 이후의 강도저하 등 기둥의 압축성능은 앵글의 단면등급과 횡보강 상세에 의하여 크게 영향을 받았다. AISC 360-16에 따라 합성기둥의 이론 압축강도를 산정하고, 이를 실험강도와 비교하였다. 또한 비선형단면해석을 통해 고강도 절곡앵글과 일반강도 콘크리트의 합성효과가 매입형 합성기둥의 강도와 강성에 미치는 영향을 평가하였다.

핵심용어: 매입형 합성기둥, 고강도 강재, 압축강도, 강재 앵글, 냉간성형, 합성구조