

# 고강도 앵글을 적용한 선조립 합성기둥의 압축 실험

■ 자료제공 : 황 현 종 (서울대학교 건축학과 박사과정)  
 엄 대 성 (대구기술대학교 건축학부 조교수)  
 박 흥 근 (교신저자, 서울대학교 건축학과 교수)  
 이 창 남 ((주)센구조연구소 대표이사)  
 김 형 섭 ((주)센구조연구소 차장)

본 연구에서는 고강도 앵글을 사용한 선조립 합성기둥(PSRC 합성기둥)을 연구하였다. 2/3 측모델의 PSRC 실험체 및 단면 중앙부에 H형강을 매입한 일반 SRC 실험체를 제작하여 중심압축실험을 수행하였다. 강재비와 횡철근 간격을 실험 변수로 고려하였다. 실험 결과 단면 코너부 앵글에 의한 콘크리트 구속효과로 인하여 PSRC 합성기둥 실험체는 일반 SRC 합성기둥과 비교하여 하중 재하능력 및 변형능력이 우수한 것으로 나타났다. 또한 KBC 2009 설계기준에 의한 공칭압축강도보다 높은 하중저항능력을 나타냈다. 기존의 횡보강 콘크리트 재료모델을 적용하여 단면해석을 수행한 결과, 초기강성, 최대강도, 최대강도 이후의 강도 및 강성 저하 등에서 실험 및 해석결과가 비교적 잘 일치하는 것으로 나타났다.



## 1. 서 론

건물의 대형화 및 초고층화로 인하여 효율적인 구조 방식으로 강-철근콘크리트 합성구조(SRC 구조)의 적용이 확대되고 있다. 그림 1(a)는 현재 널리 사용되고 있는 대표적인 SRC 합성기둥의 단면을 보여준다. 이러한 기존 SRC 기둥은 단면 중심에 강재를 집중 배치하여 압축력에 대한 저항강도가 높일 수 있고, 강재를 둘러싸는 콘크리트는 화재와 좌굴에 대한 강재의 저항성을 높일 수 있으므로 효율적이다.

또한 그림 1(a)에 나타난 바와 같이 단면의 둘레를 종방향 주근 및 횡방향 후프근을 사용하여 콘크리트를 적절하게 횡보강할 경우 큰 압축력에 대해서도 우수한 연성거동을 확보할 수 있다. 그러나 강재의 대부분이 단면 중심에만 배치되어 기둥 단면의 휨모멘트에 대한 저항 효율이 좋지 않으므로, 지진하중과 같은 큰 횡력을 저항하는 경우 강재량이 오히려 증가할 수 있다. 또한 콘크리트 횡보강을 위하여 설치하는 주근 및 후프근을 현장에서 설치하여야 하므로 배근공사가 복잡하다.

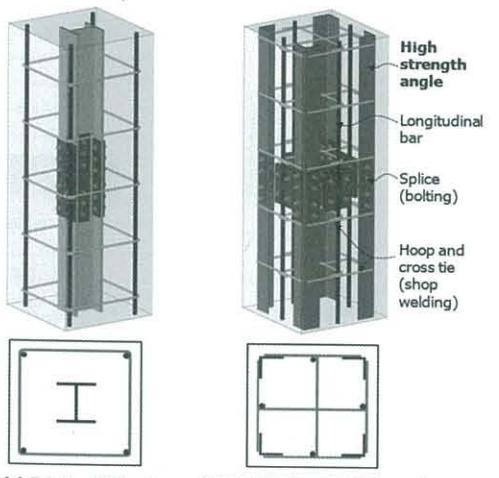
SRC 기둥의 휨모멘트 저항성을 높이기 위해서는 철근콘크리트 기둥의 철근과 마찬가지로 강재를 최대한 단면 둘레를 따라 배치하는 것이 효과적이다. 특히, 이방향 휨모멘트를 고려하여 강재를 단면의 4개 코너에 배치하는 것이 효과적이다. 김형근 등(2009)은 단면성능을 향상시키고 거푸집 공사와 배근공사를 생략 할 수 있도록, 앵글을 단면의 4개 코너에 배치하고 y형 강판으로 앵글 사이를 용접하여 기둥을 구속하는 yLRC 합성기둥을 제안하였다. 압축실험 결과 앵글과 y형 강판에 의한 콘크리트 구속효과로 최대하중 변형률이 증가하였으나 최대강도 이후 앵글의 좌굴에 의한 급격한 강도감소를 보였으며, 김보람 등(2008)에 의하면 강재가 외부에 노출되어 내화피복이 추가되어야 하는 한계가 있었다.

그림 1(b)는 휨모멘트 성능을 극대화하기 위하여 H형강 대신 고강도 앵글을 조립하여 제작하는 앵글조립 합성기둥(이하 PSRC 합성기둥, Pre-fabricated Steel-Reinforced Concrete column)의 단면을 보여준다. PSRC 합성기둥은 고강도 앵글을 직사각형 단면의 네 모서리에 배치하고 각 앵글에 횡방향의 철

근 또는 강판을 용접접합으로 조립하여 자립이 가능한 구조로 제작한다. 필요할 경우 단면에 종방향의 고강도 철근을 추가로 배치함으로서, 기둥 단면의 휨-압축 성능을 높일 수 있다. 또한 코너 앵글에 의한 코어 콘크리트의 횡구속이 증가하므로 내진성능이 향상될 수 있다.

시공적인 측면에서 PSRC 기둥 부재는 철구공장에서 철근을 용접하여 제작되어 현장에서 설치되므로 공사 현장에서는 복잡한 배근공사가 불필요하다. 콘크리트 타설 이전의 PSRC 기둥 부재는 앵글의 강성으로 인하여 현장 세우기공사에 필요한 수준의 강성을 제공한다. 또한 단면의 중앙에 충분한 콘크리트 주입 공간이 확보되므로, 기존 SRC 기둥에 비하여 밀실하고 고른 콘크리트 공사품질 확보에 유리하다.

구조적인 측면에서 앵글 및 종방향 철근은 콘크리트와 함께 압축력 및 휨모멘트에 대한 저항성능을 발휘 한다. 반면 앵글에 용접되는 횡방향 후프근 및 띠근은 기둥에 작용하는 전단력에 대한 저항, 앵글과 콘크리트 사이의 부착력 확보, 피복콘크리트 탈락 시 앵글 및 종방향 철근 좌굴 저항, 내진설계 시 콘크리트 구속을 통한 변형능력 증진 등 중요한 역할을 한다. 본 연구는 앵글 조립 PSRC 합성기둥 부재의 구조성능 검증을 위한 기초적인 연구로서, 중심축 압축실험을 통하여 PSRC 합성기둥의 압축성능을 평가하였다. 이를 위하여 2/3 측모델 PSRC 기둥 실험체 5개와 기존 SRC 기둥



(a) Existing SRC column (b) Prefabricated SRC (PSRC) column

그림 1. SRC 및 PSRC 합성기둥 비교

실험체 1개를 제작하여 중심축 압축실험을 수행하고, 강도, 강성, 변형 능력을 분석하였다.

## 2. 실험 계획

표 1과 그림 2는 각각 SRC 및 PSRC 합성기둥 실험체의 실험변수와 제작도면을 보여준다. 실험변수는 강재 단면 형상(H형강 및 앵글), 강재비(기둥 단면 크

기), 띠철근 간격이다. S1, S2, S3, S4 실험체의 기둥 단면 크기는  $500\text{mm} \times 500\text{mm}$ 이고, S5 및 S6 실험체의 기둥 단면 크기는  $400\text{mm} \times 400\text{mm}$ 이다. 모든 기둥 실험체의 높이는  $H_c=1500\text{mm}$ 로 제작되었다. 기둥 실험체의 상부와 하부에는 가력 시 발생할 수 있는 콘크리트 국부손상을 방지하기 위하여, 지압면은 25mm 두께의 강판(SS400)으로 보강하였고, 측면은 150mm 높이에 걸쳐 두께 12mm의 각관(B-400  $\times$  400  $\times$  12, SS400)으로 횡보강하였다.

표 1. 중심축 압축 기둥 실험체의 재료 및 단면 특성

실험체	S1	S2	S3	S4	S5	S6
기둥 단면 ( $\text{mm} \times \text{mm}$ )	$500 \times 500$	$500 \times 500$	$500 \times 500$	$500 \times 500$	$400 \times 400$	$400 \times 400$
콘크리트 강도 (MPa)	23.5	23.5	23.5	23.5	23.5	23.5
강재 단면 (mm)	H-155 $\times$ 150 $\times$ 10 $\times$ 12	L-90 $\times$ 90 $\times$ 7				
강재 항복강도/연신률(MPa, %)	383 / 27	444 / 17	444 / 17	444 / 17	444 / 17	444 / 17
강재비 (%)	2.0	2.0	2.0	2.0	3.1	3.1
주철근 (철근비 %)	4-D19 (0.5)	4-D19 (0.5)	-	-	-	-
주철근 항복강도/연신률(MPa, %)	523 / 18	523 / 18	523 / 18	523 / 18	523 / 18	523 / 18
띠철근 간격	D10@200	D10@200	D10@100	D10@200	D10@100	D10@200
띠철근 항복강도/연신률(MPa, %)	522 / 20	522 / 20	522 / 20	522 / 20	522 / 20	522 / 20

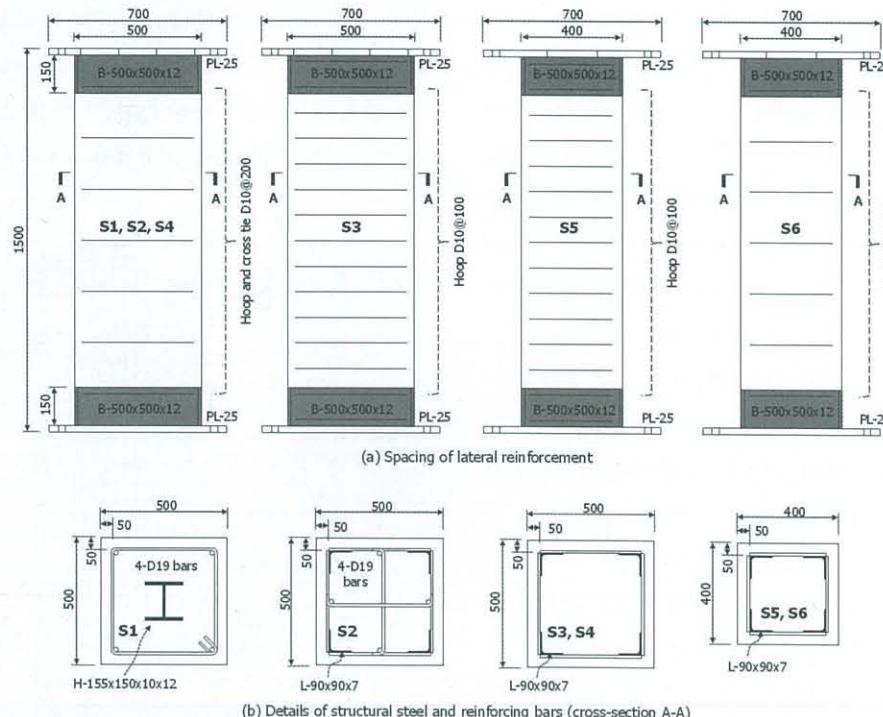
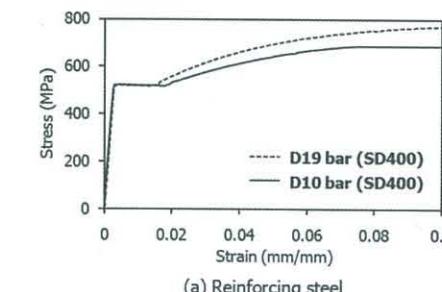
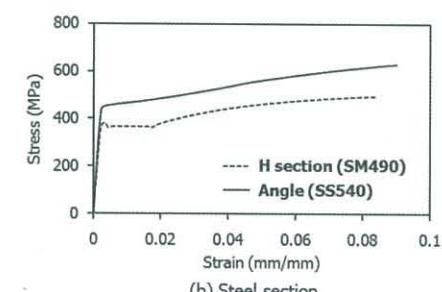


그림 2. 실험체 도면 및 배근 상세



(a) Reinforcing steel



(b) Steel section

그림 3. 응력-변형률 관계

S1은 일반적인 SRC 합성기둥 실험체로서 단면의 중앙에 SM490 H-155  $\times$  150  $\times$  10  $\times$  12 형강(강재비 2.0%)이 사용되었다. 콘크리트 횡보강을 위하여 KBC2009 기준에 맞추어 SD400 철근 4-D19를 단면의 모서리에 종방향으로 배치하고(철근비 0.5%), 횡방향 후프근으로 SD400 D10 철근을 수직 간격 200mm( $\leq 0.5b$ ,  $b$ =기둥 단면의 최소 치수)로 배치하였다.

S2는 PSRC 합성기둥 기준 실험체로서 SS540 앵글 L-90  $\times$  90  $\times$  74개(강재비 2.0%)를 단면의 모서리에 배치하였다. 또한 S1과 동등한 성능 비교를 위하여 종방향 철근 4-D19를 앵글 사이에 배치하였다. 횡방향 보강근으로서 D10 철근 4개(길이 390mm)를 앵글의 바깥쪽 표면에 용접하여 앵글을 후프형으로 감싸고, 종방향 철근을 잇는 2개의 횡방향 띠근을 십자형으로 설치하였다. 횡방향 철근의 수직 간격은 200mm로 S1과 동일하다.

S3 및 S4는 S2와 동일하게 SS540 재질의 앵글 L-90  $\times$  90  $\times$  74개(강재비 2.0%)를 단면의 모서리에 배치하였다. 다만, 앵글만 배치한 단면의 성능을 평가하기 위하여 종방향 철근을 사용하지 않았다. 횡방향 보강근으로 D10 철근 4개(길이 390mm)를 용접하여 앵글을 후프형으로 감쌌다. 횡방향 보강근의 간격에 따른 콘크리트 횡구속 효과 및 연성능력을 비교하기 위하여, S3와 S4 실험체의 횡방향 보강근 수직 간격을 각각 100mm 및 200mm로 사용하였다.

S5 및 S6은 기둥 단면 크기를  $400\text{mm} \times 400\text{mm}$ 로 줄여 강재비를 증가시킨 PSRC 합성기둥 실험체로서, SS540 앵글 L-90  $\times$  90  $\times$  74개(강재비 3.1%)를 단면의 모서리에 배치하였다. 횡방향 보강근으로 D10 철근 4개(길이 290mm)를 용접하여 앵글을 후프형으로

감쌌다. S5은 S6 실험체의 횡방향 보강근 수직 간격은 각각 100mm 및 200mm이다.

그림 3은 재료실험으로 구한 SM490 H형강, SS540 앵글, SD400 철근의 응력-변형률 관계를 보여주는데, 실험에 사용된 H형강, 앵글, 철근으로부터 직접 시료를 구하여 재료실험을 수행하였다. SM490 강재의 항복강도와 연신률은 각각 383MPa 및 27%이고, SS540 강재의 항복강도 및 연신률은 각각 523MPa 및 18%이고, D10의 항복강도 및 연신률은 각각 522MPa 및 20%로 나타났다. 재료시험에 의한 항복강도와 연신률은 표 1에 정리하여 나타냈다. 콘크리트 압축강도는 23.5 MPa이다.

그림 4는 앵글과 횡방향 보강근 사이의 용접 상세를 보여주는데, ANSI/AWS D1.4-98에 제시된 Flare-

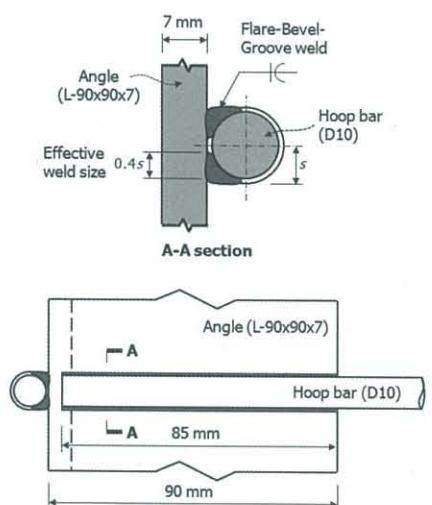


그림 4. 앵글-횡철근 용접 상세 (Flare-Bevel-Groove Weld)

Bevel-Groove 용접 이음을 사용하였다. 용접재료는 사르피노치인성(86joule@0°C) 값을 만족하는 FCAW 용접재 YFW-C50DR( $F_{EXX}=584\text{MPa}$ )를 사용하였다. PSRC 합성 기둥 실험체에 사용한 SS540 강재는 탄소당량이 높은 비용절용 강재이므로 원칙적으로 주요 구조재로 사용하는 경우 용접을 할 수 없고, 용접을 하더라도 SS540 강재의 높은 용접감수성지수( $P_{cm}=0.36\%$ , Hydrogen Control Method)를 고려하여 60~160°C의 예열이 필요하다(ANSI/AWS, 2010).

그러나 본 연구에서는 단순 중심축 압축실험으로서 용접부에 요구되는 인장강도 및 인성이 크지 않으므로, 실험체 제작 시 별도의 예열작업 없이 겨울철 작업장 상온(0°C)에서의 용접작업을 통하여 실험체를 제작하였다. 본 연구에서는 SM재 앵글 L-90×90×7 수급이 어려워 불가피하게 SS540 앵글을 사용하였으나, 실제 건축구조용 PSRC 합성기둥에는 용접성이 확보된 SM 및 SN 강재를 사용하는 것이 바람직하다.

그림 5는 기둥 실험체 압축실험 셋팅을 보여준다. 최대 가력하중 10000kN의 UTM을 사용하여 가력하였다. 그림에 나타난 바와 같이 기둥 상·하부는 핀접합으로 지지되었고, 가력 시 편심이 없도록 지그를 제작하였다. 기둥 실험체의 높이는  $H_c=1500\text{mm}$ 이었지만 지그로 인하여 실제 가력점과 지지점 사이의 유효높이는  $H_e=1820\text{mm}$ 이다. 기둥 상·하강판의 네 모서리에 LVDT 변위계를 설치하여 실험체의 축방향 수

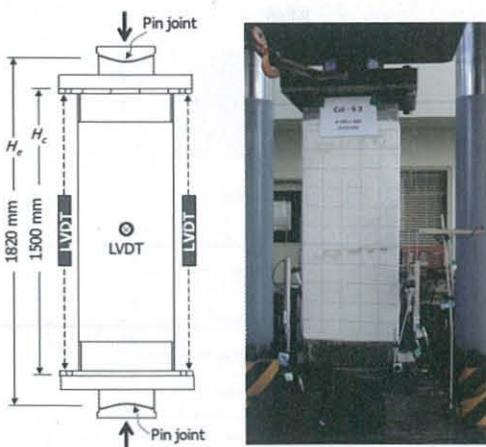


그림 5. 실험 셋팅 및 LVDT 계측

직 변위를 계측하였고, 중간 높이에서 피복콘크리트 탈락에 의한 면외방향 변위(수평 변위)를 계측하였다. 또한 변형률 계이지를 통하여 콘크리트 내부의 횡방향 철근의 변형률을 계측하였다.

### 3. 실험 결과

#### 3.1 하중-변위 관계 및 최종 파괴 양상

그림 6은 기둥 실험체의 압축력-변형률 관계를 보여준다. 기둥의 압축력은 UTM 가력하중을 나타내고, 압축 변형률은 4개의 종방향 LVDT 변위계로 계측한 압축변형의 평균값을 기둥 순높이( $H_c=50\text{mm}$ )로 나누어 구하였다(그림 5 참조).

표 2에 각 실험체의 최대하중  $P_u$ , 최대 하중점에서의 압축변형률  $\varepsilon_o$ , 파괴변형률  $\varepsilon_u$ , 초기 축강성  $K_i$ , 최대하중 이후 축강성(post-peak axial stiffness) 등을 나타냈다.

그림 7에 나타낸 바와 같이 파괴변형률  $\varepsilon_u$ 은 최대 하중  $P_u$ 의 75%까지 하중재하능력이 저하된 시점의 변형으로 구하였다. 초기강성  $K_i$ 는 최대강도  $P_u$ 의 45% 점과 원점을 잇는 할선강성으로 정의하였고, 최대강도 이후의 하강곡선의 강성  $K_p$ 는 최대하중점( $\varepsilon_o$ ,  $P_u$ )과 파괴점( $\varepsilon_u$ ,  $0.75P_u$ )을 잇는 직선의 기울기로 구하였다.

H형강과 SD400 철근을 사용한 기존 SRC 합성기둥 실험체 S1은 압축변형률  $\varepsilon_o=0.0025$ 에서 최대하중  $P_u=7612\text{kN}$ 을 발휘하였고,  $\varepsilon_u=0.0041$ 의 압축변형률에서 최대하중의 75%로 하중재하능력이 저하되어 파괴되었다(그림 6(a) 참조). 고강도 앵글과 SD400철근을 사용한 PSRC 합성기둥 실험체 S2는 3000 kN의 압축력에서 상단부 콘크리트 피복(보강 각관 바로 아래의 콘크리트 피복)에서 국부적인 균열 및 피복파괴가 발생하여 강성이 감소하였지만 최대하중은  $P_u=8081\text{kN}$ ( $\varepsilon_o=0.0030$ )으로 S1 실험체보다 증가하였고, 궁극적으로  $\varepsilon_u=0.0055$ 에서 하중재하능력이  $0.75P_u$ 로 감소하며 파괴되었다(그림 6(b) 참조).

고강도 앵글만 사용한 PSRC 합성기둥 실험체 S3은  $P_u=7684\text{kN}$ ( $\varepsilon_o=0.0029$ )으로, 앵글과 SD400 철근이

표 2. 실험 결과

Specimen	Test results					Predictions	
	$P_u$ , kN	$\varepsilon_o$ , mm/mm	$\varepsilon_u$ , mm/mm	$K_i$ , kN/mm	$K_p$ , kN/mm	$P_n$ , kN	$P_u/P_n$
S1	7612	0.0025	0.0041	3412	-793	7209	1.06
S2	8081	0.0030	0.0055	3031	-545	7488	1.08
S3	7684	0.0029	0.0081	4091	-244	6834	1.12
S4	6719	0.0021	0.0070	4123	-229	6934	0.97
S5	5842	0.0033	0.0075	2387	-231	5123	1.14
S6	5680	0.0030	0.0050	1976	-463	5123	1.11

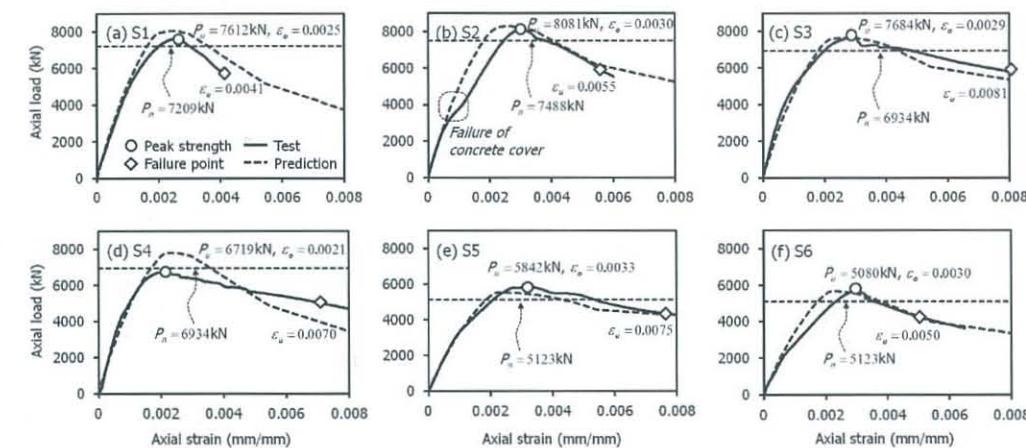


그림 6. 압축하중-변형률 관계

함께 사용된 S2에 비하여 작은 하중재하능력을 보였다. 하지만 횡방향 철근을 100mm 간격으로 설치한 결과 S2 대비 변형능력이 크게 증가하여 최대하중 이후에 완만한 강도저하를 보이다가 궁극적으로  $\varepsilon_u=0.0081$ 에서 파괴되었다(그림 6(c) 참조). 횡방향 철근을 200mm 간격으로 설치한 S4는 콘크리트 횡보강 효과가 크지 않으므로, 최대하중  $P_u=6719\text{kN}$ 과 그 때의 압축변형률  $\varepsilon_o=0.0021$ , 파괴변형률  $\varepsilon_u=0.0070$  등이 S3에 비하여 작았다(그림 6(d) 참조).

단면크기가 작아지고(400mm×400mm) 횡방향 철근 간격을 100mm로 설치한 PSRC 실험체 S5는  $\varepsilon_o=0.0033$ 에서 최대하중  $P_u=5842\text{kN}$ 을 발휘하였으며, 최대하중 이후의 강도저하는 완만한 기울기로 발생하였다(그림 6(e) 참조). 또한 콘크리트 횡보강 효과로 인하여  $\varepsilon_u=0.0075$ 의 큰 변형능력을 보였다. 반면 S5와 동일한 강재비 3.1%를 갖는 S6은 횡방향 철근을 200mm 간격으로 늘려 배치한 결과, 최대하중  $P_u=5680$

kN과 그 때의 압축변형률  $\varepsilon_o=0.0030$ , 파괴변형률  $\varepsilon_{us}=0.0050$  등이 S5에 비하여 작았다(그림 6(f) 참조).

그림 8은 실험 종료 후 실험체 표면의 균열 양상을 나타낸다. 모든 실험체에서 수직방향 압축력과 그 직각방향의 콘크리트 팽창에 의한 수직균열이 발생하였다. 그러나 S2를 제외한 모든 SRC 및 PSRC 기둥 실험체에서는 최대강도에 도달하기 이전에 피복콘크리트의 박리로 진전되지는 않았다. 또한 기존 SRC 및 앵글을 사용한 PSRC 합성기둥 사이의 콘크리트 균열 양상에는 큰 차이가 나타나지 않았고, 강재비, 횡방향 철근의 간격 등에 따른 파괴양상의 차이도 관찰되지 않았다.

이러한 결과는 본 실험에서 사용한 PSRC 합성기둥의 앵글 경계면에서 피복 콘크리트의 분리가 조기에 발생하지 않았음을 가리킨다. 그러나 보다 큰 사이즈의 앵글과 기둥이 사용되는 경우에는 앵글면에서의 피복콘크리트의 조기박리가 검증되어야 한다.

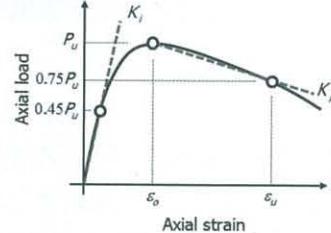


그림 7. 최대강도, 최대변형, 강성의 정의

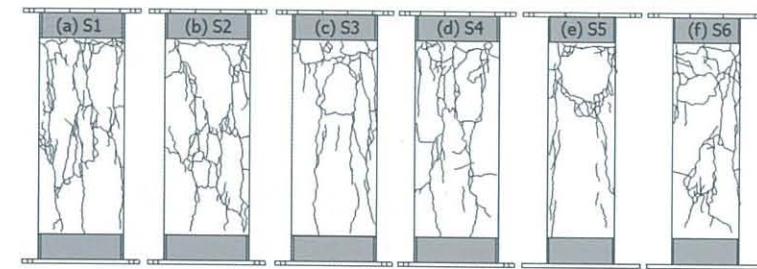


그림 8. 실험 종료 후 기둥실험체 표면의 콘크리트 균열 및 피복 파괴 양상

### 3.2 강도, 강성, 변형능력

설계기준(KBC 2009, AISC 360-10)에 따라 구한 공칭 압축강도  $P_n$ 을 표 2에 나타냈다. 공칭 압축강도  $P_n$ 은 다음과 같이 구하였다.

$$P_n = P_0 \cdot 0.658^{(P_0/P_n)} \quad (1)$$

$P_o$ =KBC2009에 의한 합성기둥 단면의 최대압축강도( $=0.85f_{ck}(A_g - A_s - A_r) + F_y A_s + F_{yr} A_r$ ),  $f_{ck}$ =콘크리트 압축강도,  $F_y$  및  $A_s$ =단면에 배치된 강재의 항복응력 및 단면적,  $F_{yr}$  및  $A_r$ =단면의 중방향 철근의 항복응력 및 단면적,  $P_e$ =중심축 압축력에 의한 철근콘크리트 기둥의 탄성좌굴하중( $=\pi^2(EI_{eff})/(KL)^2$ ),  $EI_{eff}$ =합성기둥의 유효 휨강성( $=E_s I_s + 0.5 E_s I_{sr} + C_1 E_c J_c$ ),  $E_s$ =강재 탄성계수,  $I_s$ =강재단면의 단면2차 모멘트,  $I_{sr}$ =철근단면의 단면2차 모멘트,  $E_c$ =콘크리트 초기 탄성계수( $=8500\sqrt[3]{f_{ck}}$ ),  $I_c$ =콘크리트단면의 단면2차 모멘트,  $C_1=0.1+2A_s/(A_c+A_s)\leq 0.3$ ,  $A_c$ =콘크리트 단면적,  $KL$ =유효 좌굴길이( $=H_e=1820\text{mm}$ )이다. 식(1) 계산 시 콘크리트, 강재, 철근의 재료강도는 실험체의 재료실험에 의한 실제 강도를 적용하였다.

실험체 S4를 제외한 모든 실험체에서 실험에 의한 최대하중  $P_u$ 이 식 (1)로부터 계산되는 공칭 압축강도  $P_n$ 보다 크게 나타났다(표 2, 그림 6 참조). 반면, 실험체 S4의 최대하중  $P_u$ 는 공칭 압축강도  $P_n$ 의 97%로 다소 작았으나 공칭 압축강도에 근접한 하중을 발휘하였다.

표 2에 나타난 바와 같이, 전체적으로 고강도 앵글

을 적용한 PSRC 합성기둥 실험체에서는 기존 SRC 실험체보다 향상된 변형능력( $\epsilon_u$ )을 보였다. 그림 2에 나타난 바와 같이 기둥 단면의 중앙에 H형강을 배치하는 기존 SRC 부재와 달리, PSRC 부재는 앵글의 단면의 네 모서리에 배치하고 횡방향 철근을 용접하여 결속시키므로 앵글이 단면 중심부의 콘크리트 횡보강에 기여할 수 있고, 따라서 PSRC 기둥부재의 변형능력이 보다 향상된 것으로 판단된다. 또한 횡방향 철근의 간격을 200 mm에서 100 mm로 춤출히 배근한 경우에 최대하중( $P_u$ )과 변형능력( $\epsilon_u$ )이 더욱 증가하는 경향을 나타냈다. 본 실험에서 언급된 앵글의 횡구속 효과는 강재비=2.0~3.1%, 표면에 대한 앵글의 표면적비=45~60%, 횡철근비=0.17~0.35%에 대한 실험결과이며, 앵글에 대한 설계변수가 달라지는 경우에는 실험이나 해석에 의한 추가적인 검증이 필요하다.

### 3.3 변형 계측 결과 분석

그림 9는 기둥 실험체 중간 높이에서 계측한 피복 콘크리트의 면외방향 수평변위를 나타낸다. 가로축에는 면외방향의 수평변위를, 세로축에는 기둥 부재의 축방향 압축변형률을 나타낸다. SRC 합성기둥 실험체 S1은 초기부터 콘크리트 면외방향 변형이 크게 증가하는 경향을 보인 반면, 고강도 앵글을 사용한 PSRC 실험체 S2~S6의 면외방향 수평변위는 최대하중( $P_u$ )이 재하되는 압축변형률  $\epsilon_o=0.0021-0.0033$  이후에 급격히 증가하는 경향을 보였다. 이는 앵글에 의한 콘크리트 횡구속으로 인하여 단면 중심부 콘크리트의 조기 팽창이 억제되었기 때문으로 판단된다. 이러

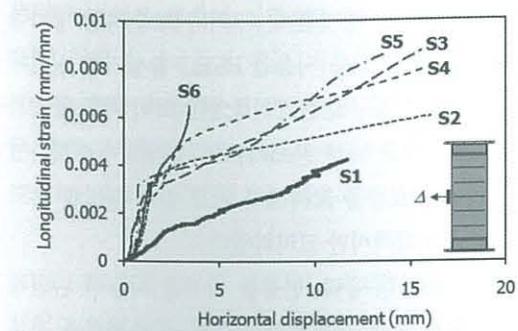


그림 9. 면외방향 수평변위

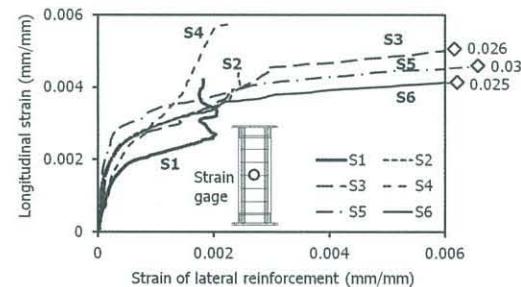


그림 10. 횡방향 철근의 변형률 계측 결과

한 계측 결과는 고강도 앵글을 사용한 PSRC 합성기둥 실험체의 변형능력( $\epsilon_u$ )이 기존 SRC 실험체에 비하여 증가된 실험결과와 일치된다(표 2 참조).

그림 10은 변형률 계이지로 계측한 횡방향 철근의 변형률을 보여준다. 세로축은 기둥 부재의 축방향 압축변형률을, 가로축은 횡방향 철근 변형률을 나타낸다. 그림에 나타난 바와 같이 횡방향 철근의 변형률은 기둥 실험체의 중간 높이에서 계측하였다. 그림 10에 나타난 바와 같이, PSRC 실험체에서 횡방향 철근의 변형률은 고강도 앵글( $F_y=444\text{MPa}$ )이 항복하여 최대하중이 발생되는 압축변형률  $\epsilon_o=0.0021-0.0033$  이후 급격히 증가하여 항복변형률보다 큰 소성변형률이 발생되었다. 기존 SRC 실험체 S1의 경우에도 H형강( $F_y=383\text{MPa}$ )이 항복하는 압축변형률  $\epsilon=0.00192$ 에서 횡방향 철근의 변형률이 급격히 증가하였지만, 고강도 앵글을 사용한 PSRC 실험체의 횡방향 철근 소성변형률과 비교하여 더 작은 소성변형률이 발생하였다. 이는 PSRC 기둥의 경우 코너 앵글을 사용함에 따라서 횡구속 효과가 더 큼을 가리킨다.

### 4. 단면해석

앵글을 적용한 단면의 압축 강도 발현 및 최대하중 이후 피복콘크리트의 탈락에 의한 강도저하 거동을 분석하기 위하여, 재료의 비선형 응력-변형률 관계를 사용하여 SRC 및 PSRC 합성기둥 실험체의 단면해석을 수행하였다. 중심축 압축하중을 받는 합성기둥의 단면 압축저항  $P(\epsilon)$ 은 강재, 철근, 콘크리트의 압축저항을 합하여 계산할 수 있다.

$$P(\epsilon) = \sigma_{uc}(\epsilon)A_{uc} + \sigma_{cc}(\epsilon)A_{cc} + \sigma_s(\epsilon)A_s + \sigma_r(\epsilon)A_r \quad (2)$$

여기서,  $\epsilon$ =기둥 단면의 압축변형률,  $\sigma_{uc}(\epsilon)$  및  $\sigma_{cc}(\epsilon)$ =압축변형률에 따른 비횡구속 및 횡구속 콘크리트의 압축응력,  $A_{uc}$  및  $A_{cc}$ =비횡구속 및 횡구속 콘크리트의 단면적,  $\sigma_s(\epsilon)$  및  $\sigma_r(\epsilon)$ =강재 및 철근의 압축응력,  $A_s$  및  $A_r$ =강재(H형강 및 앵글) 및 철근의 단면적이다. 식(2)에서 강재 및 철근의 응력-변형률 관계는 다음과 같다.

$$\sigma_s(\epsilon) = E_s \epsilon \leq F_y \quad (3)$$

$$\sigma_r(\epsilon) = E_r \epsilon \leq F_{yr} \quad (4)$$

여기서,  $E_s$ =강재 및 철근의 탄성계수( $=205\text{GPa}$ ),  $F_y$  및  $F_{yr}$ =강재 및 철근의 항복응력이다. 그림 3과 6에 나타난 바와 같이, 기둥 실험체의 단면 압축변형률은 대체로 강재와 철근의 변형경화거동이 시작되기 이전이거나 또는 변형경화거동이 미미한 수준이다. 따라서 식 (3)과 (4)에서 강재 및 철근의 항복 이후 변형경화에 의한 응력증가는 고려하지 않았다.

그림 11은 횡구속 및 비횡구속 콘크리트의 압축응력-변형률 관계를 보여준다. Kent and Park 1971, Mander et al. 1988, Saatchioglu and Razvi 1992, Hoshikuma et al. 1997 등에 의하여 횡철근으로 구속된 콘크리트를 위한 다양한 재료모델이 개발되었다. 본 연구에서는 간편하면서도 본 실험결과와 잘 일치되는 결과를 보인 Hoshikuma et al(1997)의 횡구속 모

델을 사용하여 단면해석을 수행하였다. Hoshikuma 등에 의하면, 횡구속 콘크리트의 압축응력-변형률 관계는 다음과 같이 정의된다.

$$\sigma_{cc}(\epsilon) = \begin{cases} E_c \epsilon \left[ 1 - \frac{1}{n} \left( \frac{\epsilon}{\epsilon_{cc}} \right)^{n-1} \right] & \text{for } 0 \leq \epsilon \leq \epsilon_{cc} \\ f_{cc} - E_{des} (\epsilon - \epsilon_{cc}) & \text{for } \epsilon_{cc} \leq \epsilon \leq \epsilon_{cu} \end{cases} \quad (5)$$

여기서,

$$n = \frac{E_c \epsilon_{cc}}{E_c \epsilon_{cc} - f_{cc}} \quad (6)$$

$$f_{cc} = f_{ck} + 0.76 \rho_s f_{yh} \quad (7)$$

$$\epsilon_{cc} = 0.002 + 0.0132 \left( \frac{\rho_s f_{yh}}{f_{ck}} \right) \quad (8)$$

$$\epsilon_{cu} = \epsilon_{cc} + \left( \frac{f_{cc}}{2E_{des}} \right) \quad (9)$$

$$E_{des} = 11.2 \left( \frac{f_{ck}^2}{\rho_s f_{yh}} \right) \quad (10)$$

$\rho_s$  = 횡방향 후프 및 피철근의 체적비,  $f_{yh}$  = 횡방향 철근의 항복강도이다. 비횡구속 콘크리트의 응력( $\sigma_{uc}$ )-변형률 관계는 비횡구속 콘크리트의 거동을 모사할 수 있도록 식(6)-(10)에  $\rho_s=0$  및  $E_{des}=0.3E_c$ 를 적용하였다.

그림 12에서 보듯이 PSRC 합성기둥은 코너의 앵글에 의해 유효 횡구속 콘크리트 면적이 일반적인 SRC

합성기둥에 비해 증가한다. 그러나 보수적인 평가를 위하여 식(2)와 (5)를 사용한 PSRC 합성기둥 실험체의 단면해석은 횡구속 콘크리트 단면적이 기존 방법과 동일하게 후프근 내부 콘크리트로 정의하여 수행하였고,  $\rho_s$ 는 앵글효과를 고려하지 않고 순수 횡방향 후프 및 피철근의 체적비만 고려하였다.

재료의 비선형 응력-변형률 관계를 사용한 단면해석으로 구한 기둥 실험체의 압축력-압축변형률 관계는 그림 6에 점선으로 나타냈다(그림 6의 Prediction 참조). 그림에 나타난 바와 같이 식(3)과 횡보강 콘크리트의 재료특성에 근거한 비선형해석은 초기강성  $K_i$ , 최대하중  $P_u$ , 최대하중에 도달하는 기둥의 압축변형률  $\epsilon_{co}$ , 최대하중 이후의 강도저하거동 등 전반적인 PSRC 합성기둥의 압축하중-변형률 관계를 을 비교적 정확하게 예측하는 것으로 나타났다. 그러나 기존의 횡보강 모델은 철근콘크리트 압축부재에 근거하고 있어서 PSRC 합성기둥의 횡구속 콘크리트 면적 증가는 고려하지 못한다. 이로 인하여 PSRC 합성기둥에 대해서는 연성능력을 다소 과소평가하기 때문에 PSRC 합성기둥에서 횡구속 콘크리트 면적 증가를 고려할 수 있는 예측방법에 대한 추가적인 연구가 필요하다.

## 5. 결 론

앵글을 이용한 선조립 합성기둥(PSRC 합성기둥)의 구조성능을 검증하기 위한 기초 연구로서, 본 연구에서는 PSRC 합성기둥 부재에 대한 중심축 압축실험을 수행하였다. PSRC 합성기둥은 종방향의 앵글 및 철근과 횡방향 철근을 공장용접하여 시공 중 자립이 가능한 조립기둥 부재를 제작한 다음, 거푸집 설치 및 콘

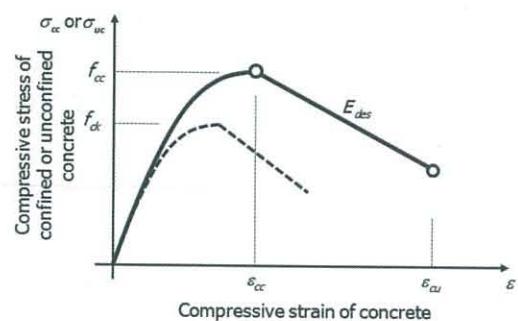


그림 11. 횡구속 및 비횡구속 콘크리트의 응력-변형률 관계

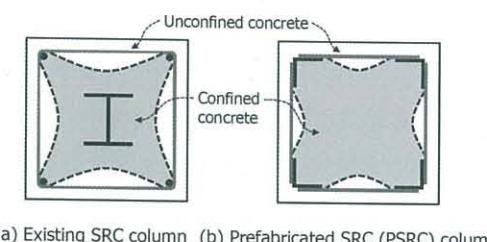


그림 12. 횡구속 및 비횡구속 콘크리트 분포

크리트 타설을 통하여 실험체를 제작하였다. 기존 H형강 적용 합성기둥과 앵글 적용 PSRC 합성기둥의 중심축 압축 저항성능을 비교하고, 횡방향 철근의 수직 간격이 기둥의 압축저항성능에 미치는 영향을 평가하였다. 주요한 실험 결과는 다음과 같다.

(1) PSRC 합성기둥 실험체는 대체로 KBC 2009의 합성구조 설계기준에 제시된 공칭 압축강도를 상회하는 하중재하능력을 보였다.

(2) PSRC 합성기둥의 경우 앵글이 피복 콘크리트의 면외방향 변위를 억제하므로, 큰 압축력 하에서 피복 콘크리트의 수직균열 제어에 효과적인 것으로 나타났다. 또한 앵글에 의한 추가적인 콘크리트 횡구속으로 인하여, H형강을 사용한 기존 SRC 합성기둥에 비하여 최대강도 이후의 강도저하가 완만히 진행되었고,

궁극적으로 압축부재의 변형능력이 향상되었다.

(3) 기존 철근콘크리트 압축재에 대하여 제안된 횡보강 콘크리트의 비선형 응력-변형률 관계를 사용한 단면해석 결과는 실험결과와 비교적 잘 일치하는 것으로 나타났다.

본 연구에서 개발한 앵글 적용 선조립 합성기둥이 KBC 2009에 의한 압축 성능 이상을 발휘하고 기존 H형강 적용 합성기둥과 비교하여 압축 강도 및 최대강도 이후 변형능력이 우수한 것으로 나타났다. 향후 PSRC 합성기둥을 현장에 적용하기 위해서는, 휨 또는 휨-압축을 받는 PSRC 합성기둥의 구조성능에 대한 추가 연구가 필요할 것으로 판단된다. 특히, 전단력을 받는 경우 앵글과 콘크리트, 피철근 사이의 하중 전달이 연구되어야 한다.

- 참 고 문 헌
- ① 김보람, 강성덕, 김형근, 김명한, 김상대(2008) 강재 영구거푸집을 사용한 yLRC 합성기둥의 내화성능 연구, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제20권, 제3호, pp. 365-375.
  - ② 김형근, 김명한, 조남규, 김상섭, 김상대(2009) yLRC 합성기둥의 압축강도에 관한 실험 연구, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제21권, 제5호, pp. 545-552.
  - ③ 대한건축학회(2010) 건축구조기준 및 해석 (KBC 2009), 기문당.
  - ④ AISC 360 (2010) Specification for Structural Steel Building (ANSI/AISC 360-10), Chicago.
  - ⑤ AWS D1 Committee (2010) Structural Welding Code Steel, American Welding Society.
  - ⑥ Hoshikuma, J., Kawashima, K., Nagaya, K., and Taylor, A. W. (1997) Stress-Strain Model for Confined Reinforced Concrete in Bridge Piers, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 123, No. 5, pp. 624-633.
  - ⑦ Kent, D.C. and Park, R. (1971) Flexural Members with Confined Concrete, Journal of Structural Division, ASCE, Vol. 97, ST7, pp. 1969-1990.
  - ⑧ Mander, J.B., Priestley M.J.N., and Park, R. (1988) Theoretical Stress-Strain Model for Confined Concrete, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 114, No. 8, pp. 1804-1826.
  - ⑨ Morino, S. (1997) Recent Developments in Hybrid Structures in Japan—Research, Design and Construction Engineering Structures, Elsevier, Vol. 20, No. 4, pp. 336-346.
  - ⑩ Saatcioglu, M. and Razvi, S.R. (1992) Strength and Ductility of Confined Concrete, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 118, No. 6, pp. 1590-1607.

\* 본 연구는 국토해양부가 출연하고 한국건설교통기술평가원에서 위탁 시행한 R&D정책인프라사업(11기술표준화09-01)에 의한 성능기반 강-콘크리트 합성구조 설계기준개발 및 중소기업청에서 지원하는 2011년도 산학연협력 기업부설연구소 지원사업 (No.00045821)의 연구비 지원의 의해 수행되었으며, 2012년 8월, 한국강구조학회 논문집 제24권 4호(통권 119호)에 소개된 내용입니다.