

TSC 합성보 - PSRC 합성기둥 접합부에 대한 주기하중 실험

황 현 중¹⁾ · 엄 태 성^{2)*} · 박 흥 근³⁾ · 이 창 남⁴⁾ · 김 형 섭⁵⁾

¹⁾ 박사과정, 서울대학교, 건축학과 ²⁾ 조교수, 단국대학교, 건축공학과 ³⁾ 교수, 서울대학교, 건축학과
⁴⁾ 대표이사, (주)센구조연구소 ⁵⁾ 소장, (주)센구조연구소

Cyclic Loading Test for TSC Beam - PSRC Column Connections

Hwang, Hyeon Jong¹⁾ Eom, Tae Sung^{2)*} Park, Hong Gun³⁾
Lee, Chang Nam⁴⁾ Kim, Hyoung Seop⁵⁾

- ¹⁾ Ph.D., Candidate, Dept. of Architecture & Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul, 151-744, Korea
²⁾ Assistant Professor, Dept. of Architectural Engineering, Dankook University, Kyeonggi, 448-701, Korea
³⁾ Professor, Dept. of Architecture & Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul, 151-744, Korea
⁴⁾ CEO, Sen Structural Engineers Co. Ltd, Seoul, 150-808, Korea
⁵⁾ Engineer, Sen Structural Engineers Co. Ltd, Seoul, 150-808, Korea

ABSTRACT : In the present study, details of the TSC beam-to-PSRC column connection for low and middle seismic zones were developed. For ease construction, the top and bottom flanges of the steel section of the TSC beam were discontinuous at the joint face on purpose, while the web passes through the joint. Thus, tensile resistance of the top and bottom flanges is not considered in the calculation of nominal strength of the connection. Cyclic loading tests on two interior connections and an exterior connection were performed to verify the seismic performance. The test parameter for two interior connections was the depth of the TSC beams: 600 and 700 mm including the slab depth. The test results showed that the nominal strength of the connections predicted by KBC 2009 correlated well with the test results. The connection specimens exhibited relatively good deformation and energy dissipation capacities, greater than the requirements for the ordinary and intermediate moment frames. Ultimately, the connection specimens were failed at the story drift ratios of 3.0 to 4.0 % due to local buckling and tensile fracture of the web of the TSC beam passing through the joint. By modifying the existing provisions of ASCE, the joint shear strength of the TSC beam-PSRC column connection was evaluated.

KEYWORDS : PSRC composite column, TSC composite beam, Angle, Prefabrication, Seismic performance test

1. 서 론

재료의 효율적이고 경제적인 사용을 위하여 강재와 콘크리트를 이용한 합성구조가 많이 적용되고 있다. 전통적으로 철

근콘크리트 기둥 또는 보의 단면 중심에 H형강을 배치한 SRC 합성구조가 널리 사용되어 왔지만, 최근 들어 단면성능을 향상시키기 위하여 다양한 형태의 합성부재가 개발되고 있다^{[1],[2],[3],[4],[5],[6],[7],[8],[9],[10]}. 합성부재 단면의 휨저항 성능을 높이기 위해서는 강재를 최대한 단면 모서리에 배치하는 것이 효과적이다^[11]. 대표적으로 김형근 등^[1], 김보람 등^[2], Campione^[3], Montuori 등^[4], 황현중 등^[5], 엄태성 등^[6]은 앵글을 직사각형 단면의 모서리에 배치하여 휨-압축 단면성능을 높인 PSRC 합성기둥을 제안하였다. 또한, U형 강재 단면을 적용하여 단면 성능 및 시공성을 개선한 TSC 합성보^{[7],[8],[9],[10]}는 기존 SRC 합성보를 대체하는 새로운

Note.-Discussion open until June 30, 2014. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on July 5, 2013; revised September 23, 2013; approved on October 1, 2013.
© KSSC 2013

* Corresponding author

Tel. +82-31-8005-3748 Fax. +82-031-8021-7225
E-mail: tseom@dankook.ac.kr

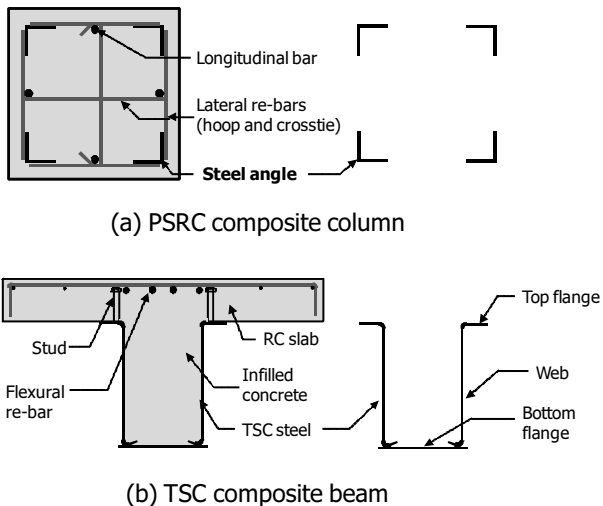


Fig. 1 PSRC Composite columns and TSC composite beams

합성구조로 적용이 확대되고 있다.

Fig. 1(a)는 PSRC 합성기둥의 단면을 보여준다. PSRC 합성기둥은 앵글을 단면 모서리에 배치하므로, H형강을 단면 중심에 배치하는 기존 SRC 합성기둥에 비해서 PSRC 합성기둥의 휨저항 성능이 우수하다. 특히, 주근 역할을 하는 앵글과 직각방향의 철근을 공장에서 용접하여 자립가능한 합성기둥을 제작하므로, 현장에서는 복잡한 배근 공사가 불필요하다. Fig. 1(b)는 TSC 합성보의 단면을 보여준다. TSC 합성보는 냉간성형된 얇은 강관을 조립하여 제작한 U형 강재단면과 속채움 콘크리트 및 상부슬래브로 구성된다. U형 강재단면은 휨 및 전단에 저항할 뿐만 아니라 거푸집 역할을 동시에 수행하므로 H형강을 사용하는 기존 SRC 합성보에 비하여 시공성이 뛰어나다. 내부 채움 콘크리트는 보의 강성 증진 및 강관의 좌굴을 억제하며, 화재시 온도싱크 역할을 하므로 내화성능의 증진에 기여한다.

TSC 합성보와 기존의 강재, SRC, RC 기둥 사이의 내진 접합부 상세에 대한 연구는 여러 연구자들에 의하여 수행되었다. 김성배 등⁽⁷⁾은 U형 합성보와 SRC 합성기둥에 대한 내진성능을 연구하였고, 황현중 등⁽⁸⁾은 TSC 합성보와 RC 기둥의 내부 접합부 상세를 제안하고 반복가력 실험을 수행하였다. 박홍근 등⁽⁹⁾과 박창희 등⁽¹⁰⁾은 TSC 합성보와 강재 기둥의 다양한 접합상세와 구조성능을 연구하였다. 이들 연구에 따르면 TSC 합성보와 기존 SRC, RC, 강재 기둥 사이의 접합부는 특수모멘트골조를 만족하는 우수한 내진성능을 보였다. 이와 달리 단면성능을 극대화한 PSRC 합성기둥과 TSC 합성보 사이의 효율적인 접합상세와 그 구조성능에 대한 연구는 없다. 본 연구에서는 시공성이 우수한 실용적인 PSRC 합성기둥과 TSC 합성보의 접합상세를 개발하고, 실물크기로 제작된 보-기둥 접합부에 대한 반복가력실험을 통

하여 내진성능을 검증하였다.

2. 접합부 상세

Fig. 2는 TSC 합성보와 PSRC 합성기둥을 사용한 내·외부 접합부 상세를 보여준다. 보와 기둥이 교차하는 조인트에서 콘크리트 타설 및 기둥 주철근의 배근이 용이하도록 TSC 합성보의 상·하 플랜지(Fig. 2의 TSC top and bottom flange 참조)는 조인트 영역을 관통하지 않고 웹만 연속시킨다. 따라서 지진, 바람 등 횡력에 의하여 조인트 경계에 요구되는 TSC 합성보 단면의 정·부방향 휨강도를 평가하는 경우, 상·하 플랜지는 원칙적으로 인장저항을 무시하고 압축에만 저항하는 것으로 간주하고, 조인트를 관통하는 웹은 인장 및 압축 모두에 저항하는 것으로 평가한다. 슬래브 철근은 원칙적으로 조인트 경계의 정·부방향 휨강도에 모두 기여한다. TSC 합성보의 경간 중앙에서 중력하중에 의하여 요구되는 정방향 휨모멘트에 대하여 설계하는 경우에는, U형 강재단면의 상·하 플랜지 모두 합성보의 휨강도에 기여한다.

조인트 영역의 상·하에는 패널존강판(panel zone plate, Fig. 2 참조)을 후프형으로 용접하여 기둥 모서리에 배치된 네 앵글을 단단하게 고정한다. 패널존강판은 시공 중에 TSC 합성보를 거치하기 위한 받침대로 사용되고, 콘크리트 타설 이후 조인트 내부의 콘크리트를 횡보강한다. 시공 중에는 TSC 합성보의 U형 강재단면을 하부 패널존강판 위에 용접 없이 단순 거치하여, 조인트 경계에 작용하는 보 정모멘트에 의한 인발작용으로 발생될 수 있는 기둥 피복 콘크리트 파괴를 줄인다(Fig. 2(a) 참조). 반면, U형 강재단면의 상부 플랜지는 시공 중 안정성을 높이기 위하여 패널존강판에 직접 용접한다(Fig. 2(a) 참조). TSC 합성보의 전단력을 기둥으로 전달하기 위하여, U형 강재단면의 웹과 기둥 단면 모서리의 앵글에 웹강판(web plate, Fig. 2 참조)을 수직으로 용접하여 직접 접합한다.

Fig. 2(b)에 나타난 외부접합부 상세는 기본적으로 Fig. 2(a)의 내부접합부 상세와 동일하다. 다만, 보가 연결되지 않는 조인트 경계면에는 상·하 패널존강판의 치수를 증가시키고 횡철근을 추가로 배치하여 조인트 영역에서 전단저항 및 콘크리트 구속효과를 높인다(Fig. 2(b)의 greater panel zone plate 및 Additional lateral bars 참조).

3. 실험 계획

Table 1과 Fig. 3은 실험에 사용된 TSC 보-PSRC 기둥

접합부 실험체의 실험변수와 상세 도면을 보여준다. 십자형 내부접합부 I450 및 I550과 T자형 외부접합부 E550 등 3개의 실험체를 제작하였다. I와 E는 각각 내부 및 외부 접합부를, 450 및 550은 슬래브의 두께를 제외한 TSC 합성보의 단면 깊이를 가리킨다. TSC 합성보 및 PSRC 합성기둥은 모두 KBC 2009^[12] 강구조 설계기준 및 AISC 360^[13]에 따라 설계하였다. 강기둥-약보 설계 개념을 적용하여 조인트 경계에서 기둥 휨강도 합이 좌·우 보 휨강도 합이 1.84~3.47배가 되도록 하였다(Table 1 참조).

Fig. 3(a)는 내부접합부 I550의 상세 도면을 보여준다. B-B 단면에 나타낸 바와 같이, I550에 사용한 PSRC 합성기둥의 단면 크기는 800mm×800mm이다. 단면의 모서리에 SM490 L-130×130×12 앵글 4개(항복강도 $F_y = 394\text{MPa}$, 인장강도 $F_u = 552\text{MPa}$, 연신률 26.0%)를 배치하였고, 길이방향 주근으로 4-D32(항복강도 $f_y = 550\text{MPa}$, 인장강도 $f_u = 650\text{MPa}$, 연신률 25.3%)를 앵글 사이에 배치하였다. 여기서, 철근 및 강재는 강도는 1축 인장 실험으로 구한 실

Table 1. Properties of test specimens and materials

Specimens	I450	I550	E550
Slab re-bars	4-D25 + 4-D10		
TSC Beam and slab			
	Depth of U-section (mm)	450	550
Slab width and depth (mm)	1200 × 150		
Stud shear connector (mm)	2-φ 16@150		
Positive and negative moment capacities (M_p^+ and M_p^- , kN·m) ¹⁾	852 / 743	1151 / 1012	1144 / 1006
PSRC Column	Longitudinal re-bars	4-D32	
	Steel angles (mm)	L-130×130×12	
	Flexural capacity ¹⁾ (M_{pc} , kN·m)	1986	1988
Column to Beam moment ratio ²⁾	2.49	1.84	3.47

¹⁾ Flexural capacities were calculated using actual material strengths.

²⁾ $(2M_{pc}) / (M_p^+ + M_p^-)$ for I450 and I550 and $(2M_{pc}) / M_p^+$ for E550

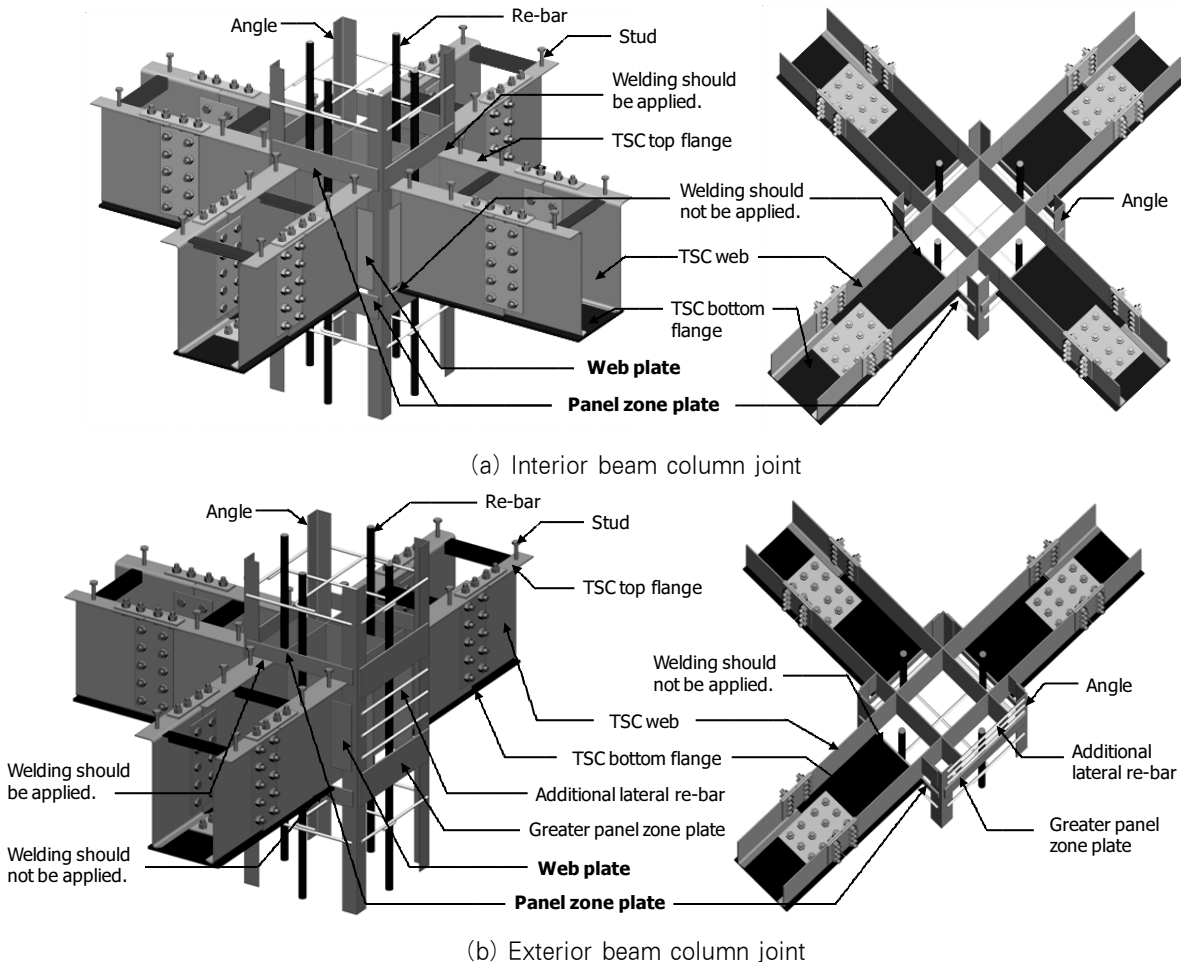
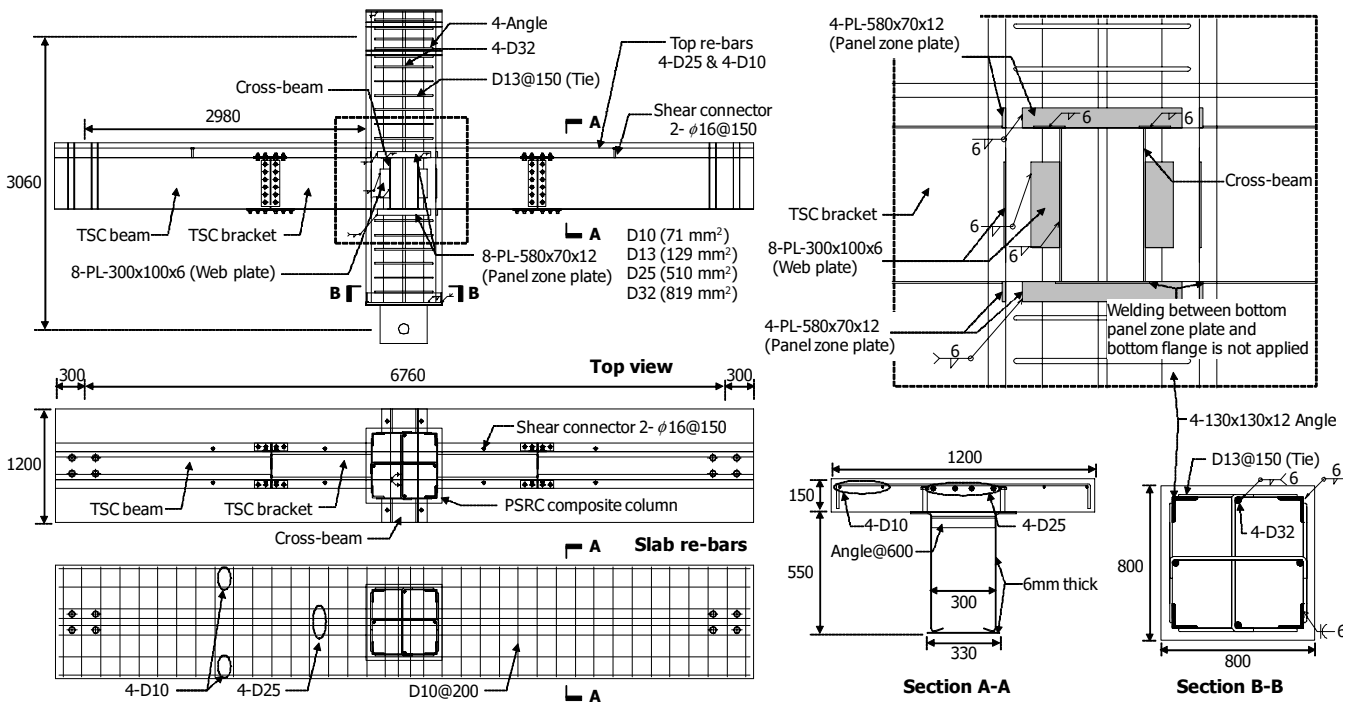


Fig. 2 Details of interior and exterior TSC composite beam-to-PSRC composite column connections

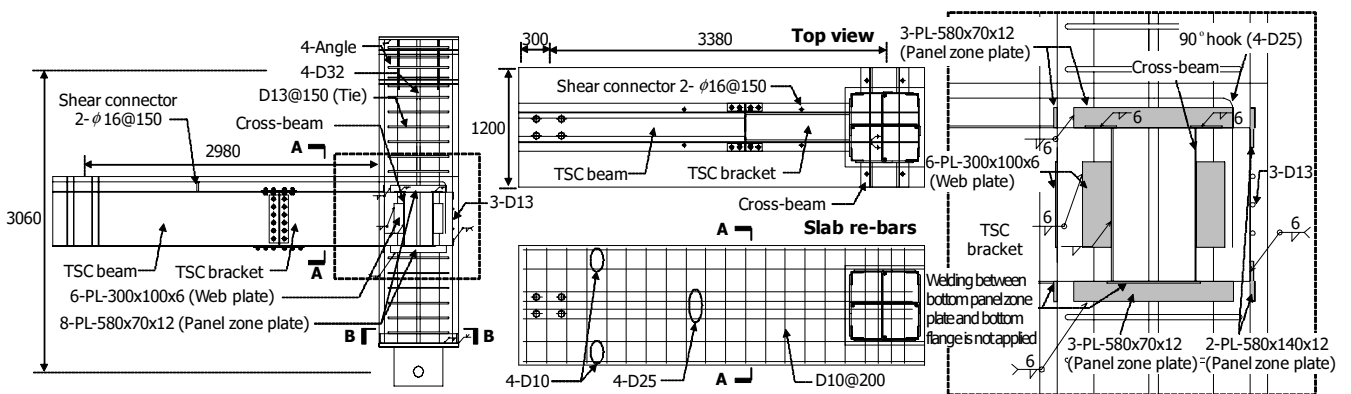
제 항복강도 및 인장강도를 나타낸다. 전단 및 부착을 위한 횡방향 철근으로 길이 600mm의 D13 타이근 4개(항복강도 $f_y = 519\text{MPa}$, 인장강도 $f_u = 623\text{MPa}$, 연신률 20.0%)를 앵글에 직접 용접하여 앵글을 둘러싸는 후프를 제작하였고, 내부에는 길이방향 주근 4-D32를 구속하는 D13 교차띠근(crosstie)을 십자형으로 배치하여 주근에 용접하였다. PSRC 기둥에서 횡방향 후프근 및 교차띠근의 간격은 이전 연구⁽⁶⁾를 바탕으로 앵글과 콘크리트 사이의 부착 성능을 확보하도록 150mm 간격으로 배치하였다.

TSC 합성보의 경우 조인트 경계로부터 보 단부의 지점까지의 순경간은 2,980mm이다. Fig. 3(a)의 A-A 단면에 나타난 바와 같이 I550 실험체에 사용한 TSC 합성보는 웹

의 너비와 깊이가 각각 $b_f = 300\text{mm}$ 및 $d_f = 544\text{mm}$ 인 U형 강재단면(두께 6mm의 SM490 강판, 항복강도 $F_y = 450\text{MPa}$, 인장강도 $F_u = 515\text{MPa}$, 연신률 17.2%)에 콘크리트를 채우고 그 상부에 너비 1,200mm 및 두께 150mm의 콘크리트 슬래브를 추가하여 제작하였다. U형 강재단면과 콘크리트 슬래브의 완전합성을 위하여, 상부 플랜지에 직경 16mm의 스티드 전단연결재를 150mm 간격으로 배치하였다. 슬래브의 장변방향 주근으로 4-D25(항복강도 $f_y = 460\text{MPa}$, 인장강도 $f_u = 613\text{MPa}$, 연신률 25.3%) 및 4-D10(항복강도 $f_y = 524\text{MPa}$, 인장강도 $f_u = 650\text{MPa}$, 연신률 18.7%) 철근을 배치하였고, 이 중에 4-D25는 기둥을 관통하도록 조



(a) Interior beam-column joint (I550)



(b) Exterior beam-column joint (E550)

Fig. 3 Dimensions and details of specimens

인트 영역에 집중 배치하였다(Fig. 3(a)의 slab re-bars 참조). 단변방향 주근으로 D10 철근을 200mm 간격으로 배치하였다.

보와 기둥이 교차하는 조인트의 접합 상세는 Fig. 2(a)에 나타난 바와 같이 8개의 수평방향 상·하 패널존강판 PL-580x70x12과 8개의 수직방향 웨브강판 PL-300x100x6을 사용하여 제작하였다(Fig. 3(a)의 panel zone plate 및 web plate 참조). 실제 시공 상세와 동일하도록 TSC 합성보는 조인트 경계면으로부터 1,000mm 떨어진 위치에서 볼트접합부(F10T, M22)를 갖는 브래킷으로 제작되었다. 직각방향 보에 의한 조인트 영역의 4면 구속효과를 고려하기 위하여, 슬래브 단변방향으로도 슬래브 너비만큼 TSC 합성보를 연장하였다.

I450은 I550과 동일한 기둥 단면 크기 800mm×800mm와 접합부 상세를 적용하였다. 다만, TSC 합성보의 단면 깊이에 따른 접합부 내진성능의 차이를 비교하기 위하여, TSC 합성보의 웨브 깊이를 450mm로 감소시켰다. 그 이외의 실험변수와 상세는 Fig. 3(a)에 나타난 I550과 동일하다.

실험체 E550은 T형의 외부접합부이다. PSRC 기둥과 TSC 합성보(슬래브 포함)의 단면 크기는 I550과 동일하다.

조인트 영역에 집중 배치되어 기둥을 관통하는 길이방향 슬래브 주근 4-D25는 90° 갈고리를 사용하여 조인트 내부의 콘크리트에 정착하였고, 기둥을 관통하지 않는 길이방향 슬래브 주근 4-D10는 슬래브 끝까지 직선으로 배치하였다(Fig. 3(b)의 slab re-bars 참조).

I450, I550, E550 실험체의 콘크리트 압축강도는 각각 $f_{ck} = 30.8, 31.1, 30.1$ MPa이었다. 앵글과 강재, 앵글과 철근의 용접은 사르피노치인성 86J@0°C을 만족하는 규격 YFW-C50DR 용접봉($F_{EXX} = 584$ MPa)를 사용하여 앵글-강재 또는 앵글-철근이 맞닿는 전체 길이에서 Flare-Bevel-Groove 용접으로 양면 용접하였다.

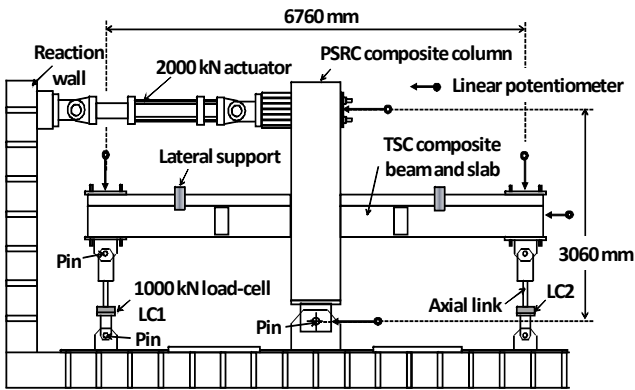
Fig. 4(a)와 (b)는 각각 십자형 실험체 I550 및 I450과 T형 실험체 E550의 반복가력을 위한 실험 셋팅을 보여준다. 기둥 상부에 최대 용량 2,000kN, 최대 스트로크 ±250mm인 액츄에이터를 사용하였다. 층간변위비 ±0.375%, ±0.5%, ±0.75%에서 각각 6회 반복가력하였고, ±1.0%에서 4회 반복가력하였으며, 이후 ±1.5%, ±2.0%, ±3.0%, ±4.0%, ±5.0%에서 각각 2회 반복가력하였다. Fig. 4(a)에 나타난 바와 같이 내부접합부에서 보 양단 지점 사이의 길이는 6,760mm이다. 외부접합부의 경우 기둥 중심으로부터 보 단부 지점까지의 길이는 3,380mm이다(Fig. 4(b) 참조). 실험체 기둥의 유효 높이는 $H_e = 3,060$ mm이다.

기둥 하부는 회전단이고, 보 양단부 지점은 좌·우 횡변위가 발생할 수 있도록 이동단으로 제작하였다. 양단부의 보 지점에는 1,000kN 로드셀을 설치하여 반복하중이 가력되는 동안 보 단부에 작용하는 반력을 계측하였다. 실험 중 슬래브는 면외방향 변위에 대하여 횡지지되었다. 변위계를 이용하여 기둥 상·하단의 횡변위를 계측하였고, 변형률 게이지를 사용하여 TSC 합성보 강재단면의 변형률, 슬래브 주근 변형률, PSRC 합성기둥의 앵글 및 횡철근 변형률 등을 계측하였다.

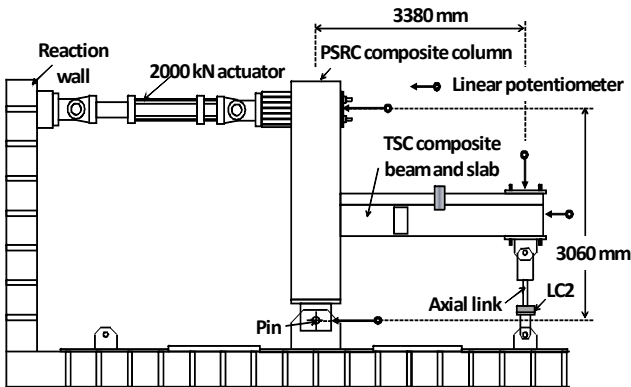
4. 실험 결과

4.1 하중-변위 관계

Fig. 5는 접합부 실험체의 횡하중(P)과 층간변위비(δ , story drift ratio) 관계를 보여준다. 층간변위비는 기둥 상부의 횡변위를 유효 높이($H_e = 3,060$ mm)로 나누어 정의하였다. 분석을 위하여 접합부의 하중재하능력 예측값인 P_n^+ 및 P_n^- 을 Fig. 5에 수평 점선으로 나타냈다. P_n^+ 및 P_n^- 은 액츄에이터의 횡하중으로서, 먼저 위험단면(즉, 조인트 경계면)에서 계산한 TSC 합성보의 정·부방향 소성휨강도 M_p^+



(a) Interior connections (I450, I550)



(b) Exterior connection (E550)

Fig. 4 Test Set-up for cyclic loading and measurement

및 M_p^- (Table 1 참조)를 사용하여 보 지점의 수직반력을 계산하고, 그 다음 보와 기둥의 각 지점에 작용하는 수직·수평 반력의 평형조건을 고려하여 계산하였다. 여기서, M_p^+ 및 M_p^- 는 재료시험으로 구한 콘크리트, 강재, 철근의 실제 재료강도를 사용하여 평가하였고, Fig. 2에 설명된 시공 상세 특성을 반영하여 TSC 합성보에 사용된 U형 강재단면 상·하 플랜지의 인장저항을 고려하지 않았다.

Fig. 5에 나타난 바와 같이 모든 접합부 실험체는 최대강도 P_u 에 도달한 이후 층간변위비가 증가함에 따라 하중재하능력이 점진적으로 감소하였다. 본 연구에서는 최대강도 이후 각 변위비의 첫 번째 가력에서 하중재하능력이 공칭강도의 80%로 저하된 시점의 층간변위비를 접합부의 변형능력 δ_u 로 정의하였다^{[12],[14]}. 내부접합부 실험체 I450과 I550의 경우, 2.0% 층간변위비에서 공칭강도보다 약 10% 큰 최대강도에 도달한 이후 강도감소가 시작되었고, 최종 파괴시의 변형능력은 4.0%로서 특수모멘트합성골조에서 요구하는 허용기준을 만족하였다^{[12],[14]}. 외부접합부 실험체 E550의 경우 정·부 방향의 변형능력이 각각 3.0% 및 4.0%로서 중간모멘트합성골조에서 요구하는 허용기준을 만족하였다^{[12],[14]}. 세 실험체 모두 최대강도 이후의 반복가력에 의한 점진적인 강도저하가 나타났고, 주기거동 동안 핀칭이 크게 발생하여 에너지소산이 그다지 크지는 않았다. 그 이유는 부모멘트에

저항하는 U형 강재단면의 웹 하부에서 인장항복이 발생하여 부착손상으로 인한 미끄러짐 변형이 발생하였고, 그 결과 조인트 경계에서 하부 플랜지와 패널존강판 사이의 간격이 점차 확대되어 TSC 합성보의 휨강도 발현이 지연되고 주기 곡선 상의 핀칭을 증가하였기 때문이다.

Fig. 6은 보 지점에 설치한 로드셀(Fig. 4의 LC1 및 LC2 참조)을 사용하여 측정한 보의 휨모멘트 변화를 보여준다. 로드셀은 TSC 합성보의 정·부 방향 단면 성능을 평가하기 위하여 설치한 것으로, 로드셀로부터 측정한 보 지점의 수직 반력에 보 순경간 2,980mm(즉, 보 지지점으로부터 조인트 경계까지의 길이)를 곱하여 구한 TSC 합성보의 휨모멘트를 Fig. 6에 나타냈다. 비교를 위하여, TSC 합성보의 공칭 소성휨강도 M_n^+ 및 M_n^- 또한 Fig. 6에 수평 점선으로 나타냈다. 모든 실험체에서 TSC 합성보의 정방향 공칭강도 M_n^+ 은 로드셀에 의한 측정값과 거의 일치하였다. 반면 부방향 공칭강도 M_n^- 의 경우, 로드셀에 의한 측정값보다 크게 평가되었는데, 이는 TSC 합성보 단면의 공칭휨강도 평가 시 상부 플랜지의 인장저항을 무시하였기 때문이다. Fig. 2에 보는 바와 같이, 조인트 좌우에 있는 U형 강재단면의 상부 플랜지는 비록 중심축이 크게 어긋나 있지만 조인트 영역의 패널존강판에 의하여 연결되므로 어느 정도는 TSC 합성보의 휨강도에 기여하는 것으로 판단된다.

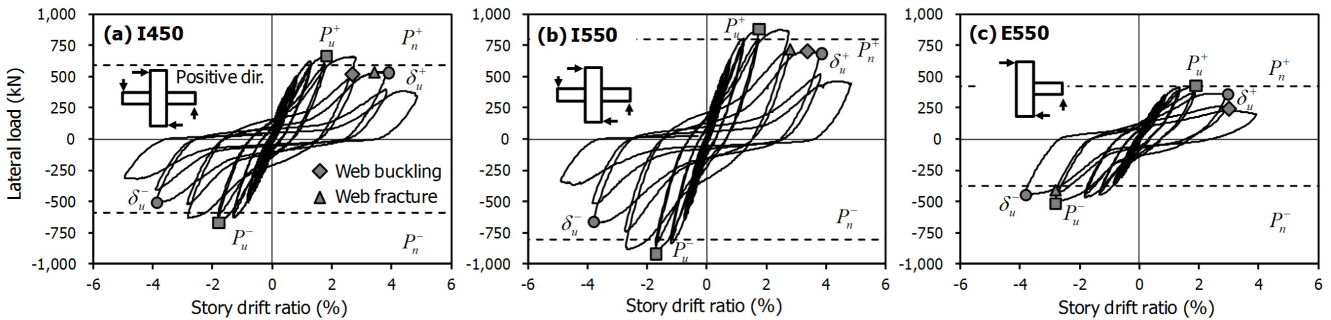


Fig. 5 Lateral load-story drift relationships

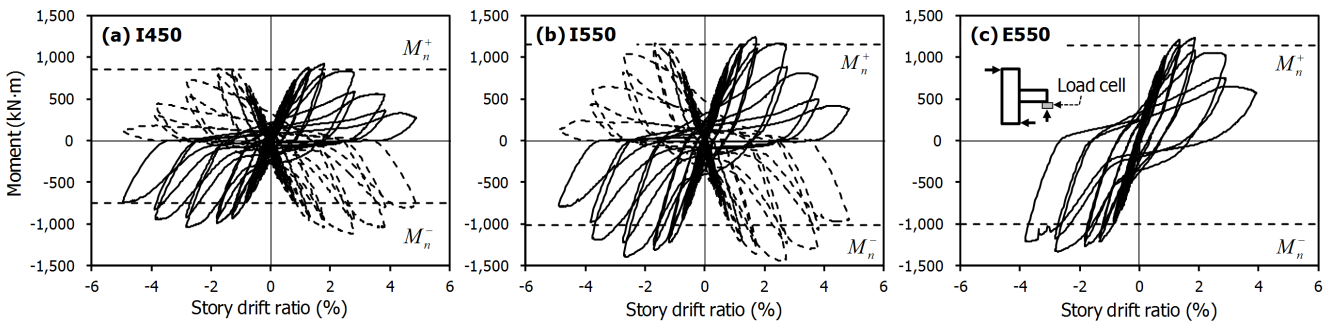


Fig. 6 Flexural capacity of beams measured by load-cells

4.2 최종 파괴 양상

Fig. 7은 실험 종료 후 보와 기둥이 교차하는 조인트 영역에 발생된 균열과 및 피복 콘크리트 파괴 양상을 보여준다. I450의 경우, 1.5% 층간변위비에서 피복 콘크리트 균열이 발생하기 시작하여 결국 3.0% 층간변위비에서 피복 콘크리트와 완전히 파괴되었다(Fig. 7(a) 참조). 또한 U형 강재단면의 웨브는 3.0% 층간변위비의 두 번째 반복가력 중에 하부에서 국부 좌굴이 크게 관찰되었고, 중국적으로 4.0% 층간변위비에서 하단부로부터 중간 높이까지 인장 파단이 발생하였다. 이러한 웨브의 인장파단은 하부 플랜지가 절단되어 응력집중이 발생하는 조인트 경계에서 시작되었다. 패널존강판에 직접 용접하지 않은 U형 강재단면의 하부 플랜지에는 국부 좌굴 및 인장 파단이 전혀 발생하지 않았다.

I550은 TSC 합성보 웨브의 춤을 550mm로 증가시켜 조인트 영역에 작용하는 소요 전단력이 증가하였다. 그 결과, I450에 대비 조인트 영역에서 피복 콘크리트 균열폭이 증가하였으나 균열의 개수는 거의 증가하지 않았다(Fig. 7(b) 참조). TSC 합성보 웨브는 I450과 동일하게 3.0% 층간변위비의 두 번째 반복가력 중에 조인트 경계에서 국부 좌굴이 발생하였고, 결국 4.0% 층간변위비에서 웨브의 하부에서 인장파단이 발생하며 실험체의 하중재하능력이 급격히 감소하였다.

외부접합부 실험체 E550은 조인트 영역에 작용하는 소요 전단력이 절반으로 감소함에 따라 I550 대비 조인트 영역의 균열이 크게 감소하였다. 3.0% 층간변위비에서 TSC 합성보 아래쪽에서 기둥의 피복 콘크리트 파괴가 시작되었고, 4.0% 층간변위비에서는 보의 측면까지 기둥의 피복 콘크리트가 확대되면서 기둥의 앵글이 노출되었다. 그러나 기둥에 압축력을 가하지 않아 앵글의 압축응력이 작으므로 앵글의 국부 좌굴

이 발생하지는 않았다. 3.0% 층간변위비의 첫 번째 가력에서 TSC 합성보의 웨브에서 강판 국부 좌굴이 최초로 관찰되었고, 결국 두 번째 반복가력 동안 웨브 하부에서 인장파단이 발생하며 정방향 휨모멘트 강도가 급격히 저하되었다(Fig. 6(c) 참조).

Fig. 6에 보는 바와 같이 최대강도 이후의 강도저하는 TSC 합성보의 정모멘트에서 상대적으로 크게 관찰된다. 이러한 정모멘트의 급격한 강도저하는 TSC 합성보 웨브의 국부 좌굴 및 인장 파단에 의하여 발생된 것으로, Fig. 5에서 관찰되는 접합부의 강도저하 또한 합성보 웨브의 국부 좌굴 및 인장 파단이 주요 원인이다.

4.3 변형률

Fig. 8은 내부접합부 실험체 I550에 대하여 TSC 합성보 U형 강재단면의 웨브와 플랜지, 기둥 앵글 등에서 측정한 변형률을 보여준다. 세로축 및 가로축은 각각 강재 변형률과 층간변위비를 나타낸다. Fig. 8(a)에 나타난 바와 같이, 웨브의 경우 조인트 경계(Gauge 1)에서 측정한 웨브의 수평방향 변형률(또는 휨에 의한 변형률)은 다소 불규칙하지만 항복변형률(=0.0022)보다 큰 소성변형률을 보였고 층간변위비 2.0% 이후 웨브의 국부 좌굴이 시작되면서 변형률이 급감하였다. 반면, 조인트 경계면으로부터 225mm 떨어진 위치(Gauge 2)에서 측정한 웨브의 수평 방향 변형률은 항복변형률보다 작지만 비교적 안정적이고 규칙적인 형태를 보였다. Fig. 8(b)는 하부 플랜지의 수평 방향 변형률(또는 휨에 의한 변형률)을 보여준다. 조인트를 관통하는 웨브와 달리, 하부 플랜지는 조인트 경계면에서 단절되므로 압축이 지배적인 변형률 분포를 보였다. Fig. 8(c)는 기둥 단면의 모서리에 배치한 앵글의 축방향 변형률을 나타낸다. 본 연구에서는 기

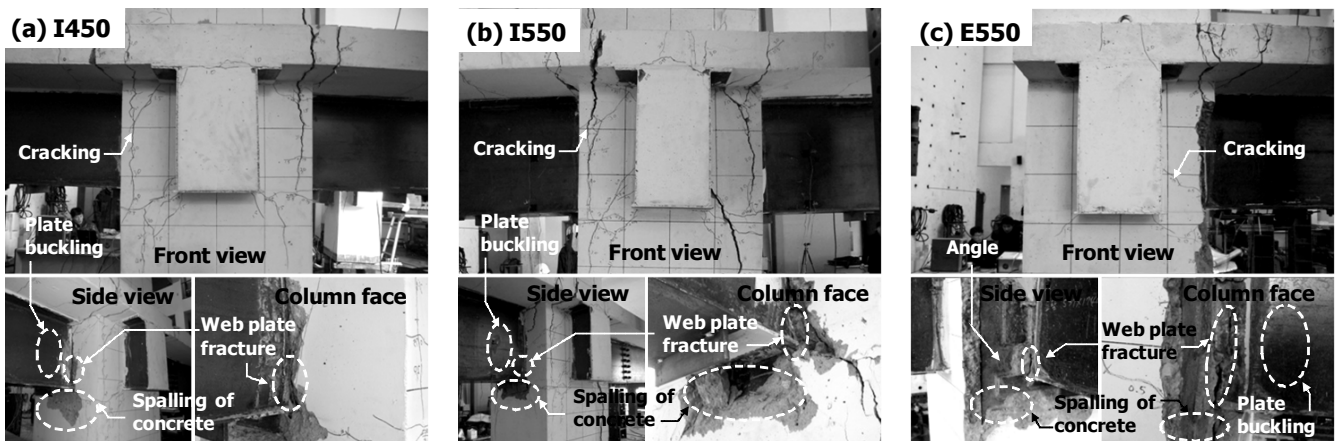


Fig. 7 Failure modes at beam-column joints

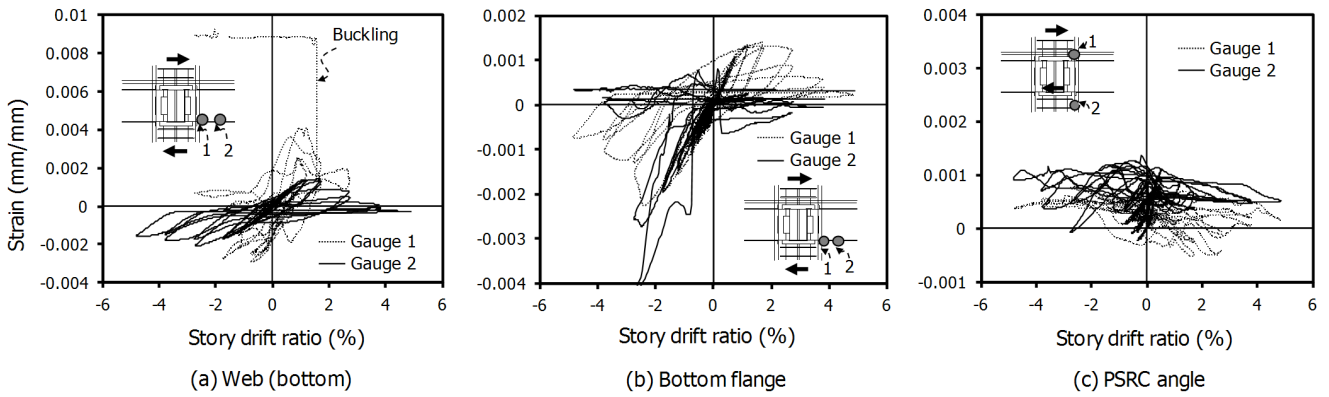


Fig. 8 Steel strains of I550

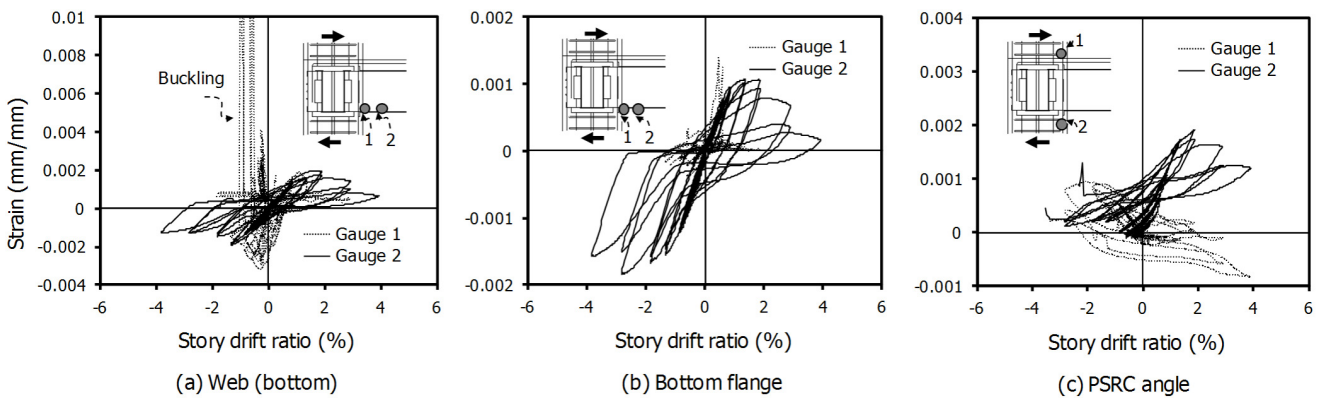


Fig. 9 Steel strains of E550

등에 별도의 압축력을 가하지 않았고 또한 강기둥-약보로 설계하여 주기거동 동안 휨항복이 발생하지 않았다. 그 결과 기둥 앵글의 변형률은 항복변형률에 크게 미치지 못하고 탄성영역에 머물렀다.

Fig. 9는 외부접합부 실험체 E550의 변형률 계측 결과를 보여준다. 조인트 경계에서 TSC 합성보의 웨브에 좌굴 및 인장과단이 발생한 결과, Fig. 9(a)에 보는 바와 같이 조인트 경계의 웨브에서 계측된 수평 방향 변형률(Gauge 1)은 불규칙한 분포를 보였다. 반면, 조인트 경계면으로부터 225mm 떨어진 위치(Gauge 2)에서 계측된 변형률은 항복변형률보다 작지만 안정적이고 균일한 형태의 변형률이 계측되었다. Fig. 9(b)의 하부 플랜지는 조인트 경계에서 갑자기 단절된 결과 주로 압축이 지배적인 변형률 분포를 보였고, 최대 변형률 또한 항복변형률(=-0.0022)보다 작았다. Fig. 9(c)의 기둥 앵글의 변형률은 0.002 이하로 주기거동 동안 탄성영역에서 거동하였다.

4.4 에너지 소산능력

Fig. 10은 각 접합부 실험체의 층간변위비에 따른 주기

당 에너지소산량을 보여준다. 주기 당 에너지소산량은 Fig. 5의 하중-변위 응답에서 한 주기에 해당하는 폐곡선으로 둘러싸인 면적으로 정의하였다. 에너지소산량은 동일한 층간변위비에서 반복되는 두 번째 주기거동에 대하여 계산하였다. 에너지소산은 조인트 영역보다는 Fig. 7에 나타난 바와 같이 소성변형이 집중되는 TSC 합성보에서 발생하기 때문에, 보 굵이 크고 강재량이 많은 I550이 I450보다 더 많은 에너지를 소산하였고, 보가 한쪽에만 연결된 외부접합부 E550의

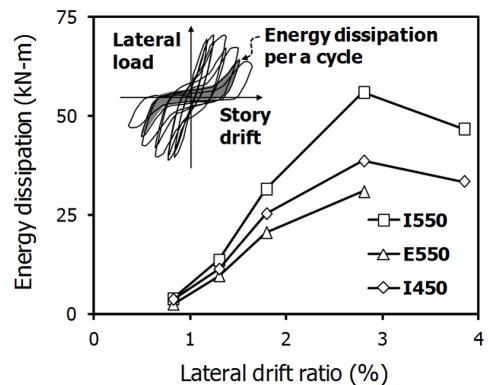


Fig. 10 Energy dissipation per a cycle

경우 I550의 절반에 해당하는 에너지를 소산하였다. 초기에는 에너지소산량이 접합부의 변형에 비례하여 증가하였지만, 3.0% 층간변위비 이후 강도저하로 인하여 에너지소산량이 감소하였다.

5. 조인트 전단설계

철근콘크리트 기둥-H형강보 접합부 설계를 위한 ASCE의 지침서^[15]와 황현종 등^[8]이 제안한 TSC 합성보-철근콘크리트 기둥 접합부의 조인트 전단강도 평가방법을 수정하여, 본

연구에서 실험한 TSC 보-PSRC 기둥 접합부의 조인트 전단강도를 평가하였다. Fig. 11(a)~(c)는 조인트 전단설계 시 고려하는 세 가지 전단 저항 메커니즘을 보여준다. 그림에 나타난 바와 같이, 합성보가 사용된 조인트의 전단강도는 조인트를 관통하는 U형 강재단면의 웨브 전단강도(V_s , Fig. 11(a) 참조), TSC 합성보의 속채움 콘크리트에 의한 전단강도(V_{cs} , Fig. 11(b) 참조), TSC 합성보 바깥 영역의 콘크리트와 패널존강판에 의한 전단강도(V_{cf} , Fig. 11(c) 참조)로 구성된다.

먼저 TSC 합성보 U형 강재단면의 웨브 전단강도(V_s)는 다음과 같다(Fig. 11(a) 참조).

$$V_s = 0.6F_{yw}t_w h_s \tag{1}$$

여기서 F_{yw} 는 U형 강재단면의 웨브 항복강도이며, t_w 는 전단에 기여하는 웨브의 총 두께, h_s 는 전단저항 유효폭이다. Fig. 2(a)에 보는 바와 같이 TSC보의 웨브와 PSRC 기둥의 앵글에 용접된 좌·우 웨브강판이 U형 강재단면 웨브의 수직 스티프너 역할을 하므로, h_s 는 기둥 단면에 배치된 앵글 바깥면 사이의 거리로 정의한다(Fig. 11(d) 참조).

형구속된 TSC 합성보 내부 콘크리트의 직접 스트럿 작용에 의한 전단강도(V_{cs})는 다음과 같다(Fig. 11(b) 참조)^[15].

$$V_{cs} = 1.7\sqrt{f_{ck}}b_p h \leq 0.5f_{ck}b_p d_w \tag{2}$$

여기서 f_{ck} 는 콘크리트 강도, b_p 는 대각 스트럿의 폭으로 TSC 합성보 내부채움 콘크리트 폭, h 는 기둥축, d_w 는 TSC 합성보 웨브 축과 슬래브 축의 합이다.

TSC 합성보 바깥의 콘크리트와 패널존강판에 의한 스트럿-타이 메커니즘에 의한 전단강도(V_{cf})는 다음과 같다(Fig. 11(c) 참조).

$$V_{cf} = V'_c + V'_s \leq 1.7\sqrt{f_{ck}}b_o h_s \tag{3a}$$

$$V'_c = 0.4\sqrt{f_{ck}}b_o h_s \tag{3b}$$

$$V'_s = A_{sh}f_{ysh} \tag{3c}$$

여기서 V'_c 와 V'_s 는 외부 콘크리트와 기둥 타이철근에 의한 전단강도이다. A_{sh} 는 조인트 영역의 횡방향 철근 단면적, f_{ysh} 는 횡방향 철근 항복강도이다. Fig. 2에 나타난 바와 같이 조인트 영역에서 TSC 합성보 웨브와 기둥 앵글을 직접

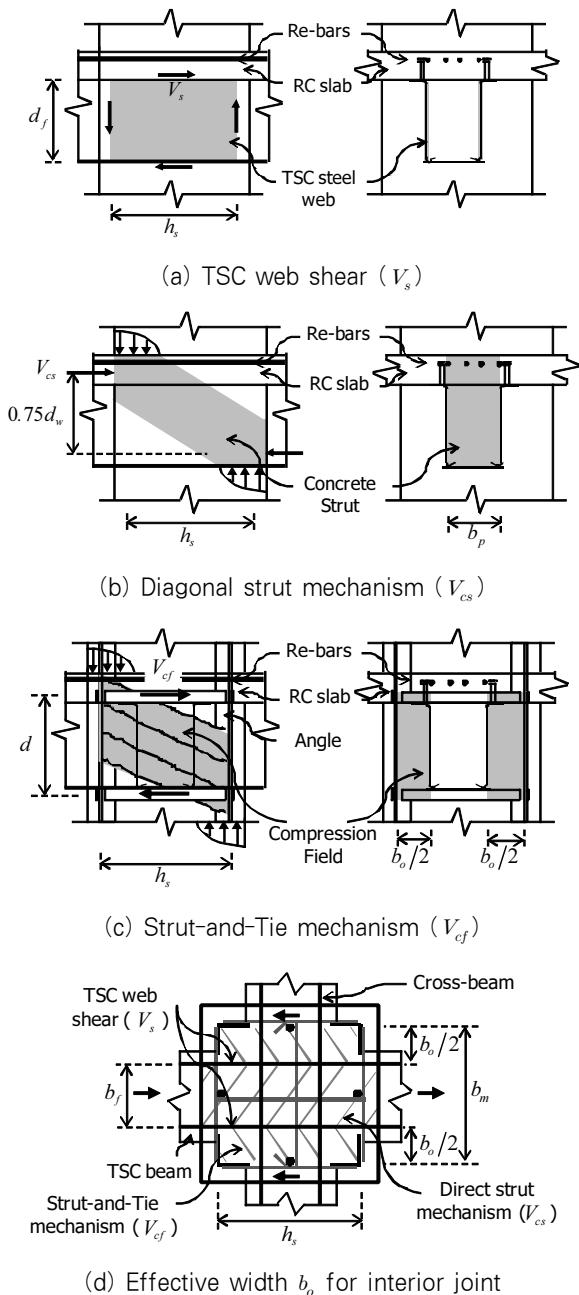


Fig. 11 Joint shear strength

연결하는 웨브강판이 대각방향의 콘크리트 압축스트럿을 형성시켜 전단강도를 발휘하므로, 식 (3b)의 스트럿 압축에 의한 수평 방향 전단강도는 기둥 단면에 배치된 앵글 바깥면 사이의 거리로 정의되는 h_s 를 사용하여 계산한다. 또한 Fig. 11(d)에 나타낸 바와 같이 피복 콘크리트를 제외한 앵글로 둘러싸인 기둥 단면을 바탕으로 콘크리트 유효폭 b_o 를 정의한다.

$$b_o = b_m - b_f \quad (4)$$

여기서 b_m 은 기둥 단면에 배치된 앵글 안쪽면 사이의 거리, b_f 는 Fig. 11(b)에 나타낸 TSC 합성보 웨브의 콘크리트 폭 b_p 와 강판 웨브의 총 두께 $2t_w$ 의 합과 같다.

본 연구에서 제안한 TSC 합성보-PSRC 합성기둥 내·외부 접합부는 조인트 영역에 횡방향 철근은 사용하지 않았으므로(Fig. 3의 상세 도면 참조), 식 (3a)에서 기둥 타이철근에 의한 전단강도 $V_s' = 0$ 이다. 대신 Fig. 11(c)에 나타낸 바와 같이, 콘크리트 스트럿의 압축력과 조인트 영역의 상·하에 설치된 패널존강판의 인장력이 평형을 이루는 스트럿-타이 메커니즘을 통하여 조인트에 작용하는 전단력이 전달된다. 따라서 상·하 패널존 강판의 최소 요구단면적은 다음과 같다.

$$A_p = \frac{V_{cf}}{F_{yp}} \quad (5)$$

여기서 A_p 는 패널존강판의 소요단면적, F_{yp} 는 패널존 강판의 항복강도이다.

식 (1)~(5)로부터 조인트의 전단강도는 다음과 같이 조인트 영역의 기둥 휨모멘트로 치환하여 평가한다¹⁵⁾.

$$M_{uc} \leq \phi M_{nc} \quad (6a)$$

$$M_{uc} = \sum M_p + V_b \left(\frac{h}{2} \right) - V_c d - V_b h_s \quad (6b)$$

$$M_{nc} = V_s d_f + V_{cs} (0.75d_w) + V_{cf} d \quad (6c)$$

여기서 M_{uc} 는 접합부 요구하중, M_{nc} 는 접합부 강도, ϕ 는 조인트 전단에 대한 강도저감계수이다. M_p 는 보 소성모멘트, V_b 는 좌·우 보 전단력 합, V_c 는 기둥 전단력, d 는 상하 패널존강판 중심거리, d_f 는 슬래브 두께를 제외한 TSC 합성보의 웨브 깊이, $0.75d_w$ 는 근사적으로 TSC 합성보 단면의 내부모멘트 팔길이다.

Fig. 11은 내부접합부에 대한 것으로, 외부접합부의 경우에도 동일한 방법을 사용하여 조인트의 전단강도를 평가할 수 있다.

제안된 방법을 사용하여 본 연구에서 실험한 내·외부 접합부 실험체 I450, I550, E550의 조인트 전단강도를 계산하였으며, Table 2에서 조인트 영역에서의 전단 요구와 성능을 비교하였다. 식 (6a)로부터 결정된 조인트의 요구전단력에 대응하는 요구휨모멘트 M_{uc} 는 Table 2의 첫 번째 행에 나타났다. 식 (6c)에 나타낸 조인트의 전단강도에 대응하는 휨모멘트 강도 M_{nc} 와 각 성분값($V_s d_f$, $V_{cs} (0.75d_w)$, $V_{cf} d$) 또한 Table 2에 나타났다. Table 2에 나타낸 바와 같이 접합부 전단강도는 주로 TSC 합성보 웨브강판(즉, $V_s d_f$)과 내부 콘크리트의 대각 스트럿(즉, $V_{cs} (0.75d_w)$)에 의해 발휘되었다. 접합부 강도/요구 휨모멘트의 비율은 $M_{nc}/M_{uc} = 1.59-2.98$ 으로 접합부 전단강도가 요구하중보다 큰 것으로 나타났다. TSC보가 조인트의 한쪽면에만 연결된 외부 접합부는 조인트 전단요구강도(또는 M_{uc})가 절반으

Table 2. Joint shear strength

Specimens	I450	I550	E550
Shear moment demand M_{uc} (kN·m) ¹⁾	1327	1719	909
Shear moment capacity by web steel $V_s d_f$ (kN·m) (ratio) ²⁾	978 (43.0)	1199 (43.9)	1199 (44.3)
Shear moment capacity by diagonal strut $V_{cs} (0.75d_w)$ (kN·m) (ratio) ³⁾	978 (42.9)	1147 (42.0)	1128 (41.7)
Shear moment capacity by compression field $V_{cf} d$ (kN·m) (ratio) ⁴⁾	321 (14.1)	386 (14.1)	380 (14.0)
Shear moment capacity M_{nc} (kN·m)	2278	2732	2707
Shear capacity-to-demand ratio (M_{nc}/M_{uc})	1.72	1.59	2.98

¹⁾ $\sum M_p = 1595, 2163, \text{ and } 1144$ kN·m for I450, I550, and E550, respectively; $V_b = 535, 726, 384$ kN(I450, I550, E550); and $V_c = 591, 802, 424$ (I450, I550, E550)

²⁾ $F_{yw} = 450$ MPa; $t_w = 2 \times 6$ mm; $h_s = 680$ mm; and $d_f = 444, 544, 544$ mm(I450, I550, E550)

³⁾ $f_{ck} = 30.8, 31.1, 30.1$ MPa(I450, I550, E550); $b_p = 288$ mm; $h = 800$ mm; and $d_w = 594, 694, 694$ mm(I450, I550, E550)

⁴⁾ $A_{sh} = 0$; $b_m = 656$ mm; $b_f = 300$ mm; and $d = 508, 608$ mm(I450, I550, E550)

로 감소하므로, Table 2에 나타난 바와 같이 E550의 M_{nc}/M_{uc} 비가 I550보다 약 2배 커졌다. 또한, 식 (5)에서 $F_{yp}=487\text{MPa}$ 이므로 패널존강판의 최소 요구단면적 $A_p=1,298\sim 1,305\text{mm}^2$ 로, 수평방향의 패널존강판 2-PL-580x70x12의 제공면적 ($=1,680\text{mm}^2$)보다 작아 최소 요구단면적을 만족하였다.

6. 결 론

본 연구에서는 TSC 합성보 - PSRC 합성기둥 접합부의 실용적인 조인트 접합 상세를 제안하였다. 실물 크기의 내·외부 접합부 실험체에 대한 주기재하 실험을 통하여 접합부의 하중재하능력, 변형능력, 에너지소산능력, 조인트 전단강도, 파괴특성 등 내진성능을 분석하였다. 주요한 결과는 다음과 같다.

- (1) 주기하중 실험결과, 내·외부 접합부 실험체는 2~3% 층간변위비에서 최대강도를 보인 이후 강도저하를 보이며 3~4%의 층간변위비에서 파괴되었다. 최대강도 이후의 강도저하는 조인트 경계에서 발생된 TSC 합성보의 강제단면 웹브 좌굴에 의하여 나타났다. 중국적으로 모든 실험체는 하부 플랜지가 끝나는 용접부에서 시작된 웹브의 인장파단으로 인하여 파괴되었다.
- (2) TSC 합성보-PSRC 합성기둥 접합부의 하중재하능력은 KBC 2009의 공칭강도보다 10% 크게 평가되었다. 로드셀로 보 지지점의 수직하중을 계측한 결과, 공칭강도 대비 접합부의 초과강도는 조인트 경계에서 TSC 합성보 단면의 부방향 소성휨강도가 보수적으로 평가되어 나타난 것으로 판단된다.
- (3) 제안된 접합부 실험체는 TSC 합성보의 강제단면 플랜지가 조인트 내부에서 완전히 연속되지 않았으므로, 주기하중 동안 펀칭이 크게 발생하여 에너지소산능력이 감소하였다. 이러한 펀칭은 조인트 내부를 관통하는 TSC 합성보 강제단면의 웹브에 소성변형 및 부착슬립이 발생하고 주기하중 동안 그러한 부착변형이 하부 플랜지와 조인트 경계에 누적되어 발생하였다.
- (4) 본 연구에서는 TSC 합성보-PSRC 합성기둥 접합부의 조인트 전단설계 방법을 제안하였다. 제안된 방법으로 평가된 각 접합부 실험체의 조인트 전단강도는 요구전단력을 1.59~2.98배 상회하였고, 그 결과 주기실험 내내 조인트 영역에서 구조손상이 거의 발생되지 않았다.

본 연구에서 개발한 TSC 합성보 - PSRC 합성기둥 접합

부는 KBC 2009^[12] 및 AISC 341^[14]의 중간모멘트골조의 내진성능 요구조건을 충족하는 것으로 나타났다. 따라서 본 연구에서 제안된 접합상세 및 설계법은 비내진구조 또는 중간모멘트골조 이하의 내진구조에 사용하여야 한다.

감사의 글

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, 이에 감사드립니다.

참 고 문 헌(References)

- [1] 김형근, 김명환, 조남규, 김상섭, 김상대(2009) yLRC 합성기둥의 압축강도에 관한 실험 연구, 한국강구조학회 논문집, 한국강구조학회, 제21권, 제5호, pp.545-552.
Kim, H.G., Kim, M.H., Cho, N.G., 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.545-552 (in Korean).
- [2] 김보람, 강성덕, 김형근, 김명환, 김상대(2008) 강제 영구거푸집을 사용한 yLRC 합성기둥의 내화성능 연구, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제20권, 제3호, pp. 365-375.
Kim, B.R., Kang, S.D., Kim, H.G., Kim, M.H., and Kim, S.D. (2008) A Study on the Fire Resistance of yLRC Composite Columns with Steel Sheet Forms and Angles, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol. 20, No. 3, pp.365-375 (in Korean).
- [3] Campione, G. (2010) R/C Columns Strengthened by Means of Steel Angles and Battens: Testing, Modeling and Design, *Studies and Researches*, Politecnico di Milano, Vol. 30, pp.42-72.
- [4] Monturi, 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.
- [5] 황현중, 엄태성, 박홍근, 이창남, 김형섭(2012) 고강도 앵글을 적용한 선조립 합성기둥의 압축 실험, 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, 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).

[7] 김성배, 함정태, 이창남, 김상섭(2006) SRC 기둥-TSC 보접합부의 거동에 관한 연구, *대한건축학회 논문집*, 대한건축학회, 제22권, 제6호, pp.55-62.
Kim, S.B., Ham, J.T., Lee, C.N., and Kim, S.S. (2006) Study on the Structural Behavior of TSC Beam-to-SRC Column Connection, *Journal of Architectural Institute of Korea*, AIK, Vol. 22, No. 6, pp.55-62 (in Korean).

[8] 황현중, 박홍근, 이철호, 박창희, 이창남, 김형섭, 김성배(2011) 콘크리트채움 U형 강재보-콘크리트 기둥 접합부의 내진성능, *한국강구조학회 논문집*, 한국강구조학회, 제23권, 제1호, pp.83-97.
Hwang, H.J., Park, H.G., Lee, C.H., Park, C.H., Lee, C.N., Kim, H.S., and Kim, S.B. (2011) Seismic Resistance of Concrete-filled U-shaped Steel Beam-to-RC Column Connections, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol. 23, No.1, pp.83-97 (in Korean).

[9] 박홍근, 이철호, 박창희, 황현중, 이창남, 김형섭(2011) 콘크리트채움 U형 강재보-강재기둥 합성 내진접합부에 대한 주기하중 실험, *한국강구조학회 논문집*, 한국강구조학회, 제23권, 제3호, pp.337-347.
Park, H.G., Lee, C.H., Park, C.H., Hwang, H.J., Lee, C.N., and Kim, H.S. (2011) Cyclic Seismic Testing of Concrete-filled U-shaped Steel Beam-to-Steel Column Connections, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol. 23, No. 3, pp.337-347 (in Korean).

[10] 박창희, 이철호, 박홍근, 황현중, 이창남, 김형섭, 김성배(2011) 콘크리트채움 U형합성보-H형강기둥 십자형 합성접합부의 내진성능, *한국강구조학회 논문집*, 한국강구조학회, 제23권, 제4호, pp.503-514.
Park, C.H., Lee, C.H., Park, H.G., Hwang, H.J., Lee, C.N., Kim, H.S., and Kim, S.B. (2011) Cyclic Seismic Testing of Cruciform Concrete-Filled U-Shape Steel Beam-to-H Column Composite Connections, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol. 23, No.4, pp.503-514 (in Korean).

[11] Morino, S. (1997) Recent Developments in Hybrid Structures in Japan-Research, *Design and Construction Engineering Structures*, Elsevier, Vol. 20, No. 4, pp.336-346.

[12] 대한건축학회(2009) 건축구조설계기준 및 해설(KBC 2009) 기문당.
AIK (2009) *Korea building code and commentary - structural*, Architectural Institute of Korea (in Korean).

[13] AISC 360 (2010) *Specification for Structural Steel Buildings*, American Institute of Steel Construction, USA.

[14] AISC 341 (2005) *Seismic Provisions for Structural Steel Buildings*, American Institute of Steel Construction, USA.

[15] ASCE Task Committee on Design Criteria for Composite Structures in Steel and Concrete (1993) Guidelines for Design of Joints Between Steel Beams and Reinforced Concrete Columns, *ASCE Journal*, Vol. 127, No. 1, pp.2330-2357.

요약: 본 연구에서는 중간 지진 영역대에서 사용 가능한 TSC 합성보-PSRC 합성기둥 접합부의 내진 상세를 개발하였다. 시공성 향상을 위하여 TSC보의 상하부 플랜지는 조인트를 관통시키지 않고, 웨브만 조인트를 관통하였다. 이에 따라 접합부 공칭강도 평가시 상하부 플랜지의 인장력은 고려하지 않았다. 두 개의 내부 접합부와 한 개의 외부 접합부에 대하여 반복가력 실험을 통하여 내진성능을 검증하였다. 내부 접합부의 실험 변수는 보 춤으로 슬래브 두께를 포함하여 600mm, 700mm이다. 실험결과, 실험체는 KBC 2009로 예측한 접합부의 하중재하능력은 실험결과와 잘 일치하였으며, 변형능력과 에너지 소산에 있어서 중간모멘트 골조 요구조건을 만족하는 우수한 성능을 보여주었다. 3%~4% 층간변위비 이후 보 웨브 강판의 좌굴 및 파단으로 인하여 실험체의 하중 재하능력이 감소하였다. ASCE 합성접합부 설계기준을 수정하여 TSC보-PSRC기둥 접합부의 전단강도를 평가하였다.

핵심용어: PSRC 합성기둥, TSC 합성보, 앵글, 선조립, 내진성능실험