

볼트 체결형 강판-콘크리트 합성보의 형상 제안

조태구, 최병정*
경기대학교 일반대학원 건축공학과

The suggestion of Steel Plate-Concrete Composite Beam Shape with Bolts

Tae-Gu Cho, Byong-Jeong Choi*

Department of Architectural Engineering, Kyonggi University Graduate School

요약 강판 콘크리트 합성보는 강판, 콘크리트 및 2가지의 이질 재료를 결합시키는 전단 연결재로 구성되어 있다. 일반적으로 강판은 기존의 합성보에 용접하여 조립된다. 본 연구에서는 전단 연결재를 감소시키고, 작업성을 향상시키기 위해 SPC (Steel Plate Concrete Composite Beam) 보라 불리는 새로운 강판 콘크리트 합성보를 개발했다. SPC 보는 전단 연결재 없이 절곡된 강판과 콘크리트로 구성된다. 절곡된 강판은 용접 대신 고강도 볼트로 조립된다. 또한, 건설 현장에서 작업성을 향상시키기 위해 슬래브와 접합부에 모자 모양의 Cap이 부착된다. 변위 제어 모드에서 2점 가력 실험을 수행하였고, 시편의 휨 강도를 계산하기 위해 소성 응력 분포법과 변형률 적합법을 사용하였다. 시험 결과에 따르면 새로운 SPC 보의 휨 강도는 완전 합성보 강도의 76%의 값이 나왔다. Cap은 스티드와 부속 철물의 역할을 수행한다. 또한, Cap의 간격 제어를 통해 합성율의 증가가 가능하고, SPC 합성보의 합성율을 고려할 경우 변형률 적합법을 통해 SPC 합성보의 휨 성능 평가가 가능하다.

Abstract The steel-plate concrete composite beam is composed of a steel plate, concrete and a shear connector to combine the two inhomogeneous materials. In general, the steel plate is assembled by welding an existing composite beam. In this study, a new steel-plate concrete composite (SPCC) beam was developed to reduce the size of the shear connector and improve its workability. The SPCC beam was composed of folded steel plates and concrete, without any shear connector. The folded steel plate was assembled with high strength bolts instead of welding. To improve the workability in field construction, a hat-shaped cap was attached in the junction with the slab. Monotonic two-point load testing was conducted under displacement control mode. The flexural strength of the SPCC beam specimen was calculated to be 76% of that of the complete composite beam by using the plastic stress distribution method and strain compatibility method. The cap acted as the stud and accessory. The synthesis rate could be increased by controlling the gap of the cap, and the bending performance could be evaluated by using the strain fitting method considering the synthesis rate of the SPCC beam.

Keywords : Steel Plate-Concrete Composite Beam, Shear Connector, Plastic Stress Distribution Method, Strain Compatibility Method, Flexural Strength, Moment-Curvature Relationship

1. 서론

최근 합성구조(Composite Structure)는 구조 및 경제

적인 장점으로 인해 활발한 연구개발의 대상이 되고 있다. 합성구조는 두 재료의 상호보완적인 특성으로 인해 콘크리트 슬래브는 압축을 받고 강재는 주로 인장에 저

본 논문은 2015년도 산업통상자원부의 재원으로 한국에너지기술연구원(KETEP)의 지원을 받아 수행한 연구 과제입니다(no. 20151520400600).

*Corresponding Author : Byong-Jeong Choi(Kyonggi Univ.)

Tel: +82-31-249-9702 email: bjchoi@kyonggi.ac.kr

Received April 16, 2018

Revised (1st May 8, 2018, 2nd June 7, 2018)

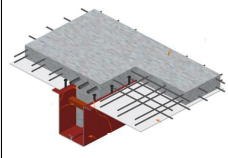
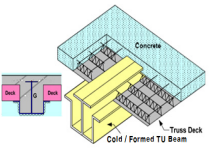
Accepted July 6, 2018

Published July 31, 2018

항하게 되어 경제적인 단면을 구성하게 된다. 따라서 최적의 합성부재 구성은 콘크리트가 압축에 저항하고, 강재는 인장을 받도록 하는 것이다[1-2].

이러한 장점을 활용하기 위해 TSC합성보, TU Beam과 같이 강판-콘크리트 합성보가 개발되어 사용되고 있다. 이러한 합성보는 절곡된 강판과 내부에 충전된 콘크리트를 전단연결재에 의해 연결하였다. TSC 합성보는 하부와 양측면을 강판으로 절곡 후 용접 조립하여 거푸집 기능과 구조재 역할을 겸하고, 휨성능을 증가시킨 합성구조이다[3]. 이는 3면이 강판으로 폐쇄되어 있고, 내부에 콘크리트가 채워진 형태로서 외피에 배치된 강판의 중간플랜지는 압축재 역할을 하고 하판과 측판은 각각 인장재와 전단보강재 역할을 겸하여 성능을 발휘한다[4]. TU Beam의 중앙부는 정모멘트가 작용하므로 강판으로 절곡 제작된 단면에 콘크리트를 타설하여 하부 강판이 인장, 상부 콘크리트가 압축을 부담하는 합성보로 거동하도록 개발되었다[5]. 그러나 기존의 합성보는 강판과 콘크리트 사이에 전단연결재가 필요하며, 얇은 강판으로 인해 용접이 난해하다. 또한 벌어진 좌우 강판의 변형을 방지하고, 작업자의 발판으로 사용하기 위해 폭 고정용 앵글을 추가로 부착해야한다. Table 1에 기존의 강판-콘크리트 합성보의 형상과 장·단점을 정리하였다.

Table 1. Features of existing steel plate-concrete beam

Item	TSC	TU
Shape		
Merit	<ul style="list-style-type: none"> • Economic with concrete composite effect • saving of beam depth • The form is unnecessary 	<ul style="list-style-type: none"> • Saving of story height • Steel quantity saving • Fire-resistance covering saving
Demerit	<ul style="list-style-type: none"> • A lot of re-bar • A lot of Fire-resistance covering • Connecting process is difficult 	<ul style="list-style-type: none"> • Complex connection of beam-column • The difficulty of welding to the thin plate

1.1 연구의 범위 및 방법

일반건축물에 적용하기 위해 SPC 합성보는 기둥과

기둥을 연결하는 큰 보(Girder)를 대상으로 선정하였다. 큰 보로 구성된 바닥은 데크플레이트에 상부근을 배근하고 콘크리트를 타설하여 구성된 합성바닥구조시스템을 적용하기 위해 국내에서 많이 사용되는 철근트러스데크와 춤이 깊은 데크 모두 적용이 가능하도록 하였다. 따라서 5층 규모의 사무용도의 일반건축물을 가상 설계하여 하중상태 및 지지조건들을 만족하는 SPC 합성보를 선정하였다. 2점가력실험을 통해 SPC 합성보의 휨성능을 소성용력분포법[6-8]과 변형률적합법[6-7]을 사용하여 비교검증 하였다[9].

2. SPC 합성보 형상 제안

SPC 합성보는 절곡한 얇은 강판을 볼트로 체결하여 조립하고, 내부에 콘크리트를 채워 얇은 강판의 국부좌굴을 지연시켜 고가의 강재량을 절감하였다. 콘크리트와 강판 사이의 전단연결재를 감소시키며 시공성 개선을 통해 공기단축을 목표로 하였다.

SPC 합성보는 Fig. 1(a)와 같이 절곡한 측판과 ‘ㄷ’형의 하부강판 한 쌍을 하부에서 볼트로 체결하여 용접량을 최소화시키고, 상부에 Cap형태의 전단연결재 설치하여 스티트 없이 콘크리트와의 합성효과를 극대화시킨 합성보이다. 또한 거푸집 공정과 인장 측에 배치되는 철근을 얇은 강판으로 대체함으로써 공정을 단순화시켜 자체 절감과 공기 단축에 효과적이다. 강재보는 돌출부에서

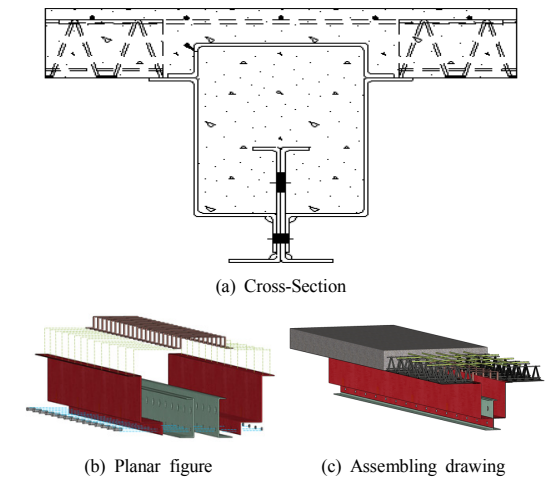


Fig. 1. Assembling drawing of SPC beam

볼트로 체결함으로써 단면형상을 유지할 수 있다[10]. 강재보의 일체거동을 유발하도록 체결에 사용된 볼트는 TS볼트로 M20을 400mm 간격으로 사용하였다. TS볼트의 특성으로 끝단의 테일이 분리됨을 통해 적정 조임력이 가해졌음을 확인하였다. SPC 합성보의 단면, 조립도, 입체도를 Fig. 1에 나타내었다.

2.1 전단연결재 절감

보 단면 내부로 돌출된 단면을 가진 형상은 기하학적 형상의 이점을 통해 콘크리트와 철골보의 화학적 부착력 상실 이후에도 철골보의 형상에 의한 기계적 부착력의 작용으로 50% 정도의 추가적인 전단저항 성능을 확보할 수 있다[7]. SPC 합성보는 전단연결재를 절감하기 위해 단면을 기하학적 형상으로 구성하여 기계적 부착력을 활용하였다. ‘ㄷ’형 하부강관의 2/3를 콘크리트 내부에 매립시켜 강재와 콘크리트의 부착면적을 증가시켰다. 따라서 내부 콘크리트의 인장균열 지연과 강관과의 부착력을 증진시키는 형상의 이점을 갖는다. 나머지 1/3을 외부에 돌출시켜 볼트 체결부로 활용함과 동시에 인장 축의 강재량을 증가시켰다.

추가로 기존의 합성보에서 사용된 폭 고정용 앵글을 활용하였다. Fig. 1과 같이 볼트로 조립된 강재보 상부에 Cap형태의 Cap을 설치하여 현장타설 콘크리트와 결합하였다. 이를 통해 시공 중 안전성을 확보하고, 작업자의 발판으로 활용이 가능하며, 측판의 국부좌굴과 강관 벌어진 등 시공 중 발생 가능한 하자를 방지할 수 있다. 또한 콘크리트에 매립된 Cap을 통해 부착면적이 증가하여 중간플랜지와 콘크리트 경계면에서 발생하는 수평전단력에 저항하는 전단연결재로의 역할을 기대할 수 있다. 추가로 좌우 슬래브를 연결시킴으로서 배근되는 철근량을 절감할 수 있다.

2.2 시공성 개선

기존의 강관을 성형하여 제작된 기존의 합성보는 용접을 통해 조립되기 때문에 전문용접인력이 요구되었다. 그러나 SPC 합성보는 공장에서 절곡한 측판과 ‘ㄷ’형의 하부강관을 외부로 돌출된 단면부에서 볼트 체결을 통해 조립하기 때문에 시공이 용이하고 비전문인력도 조립이 가능하며, 조립시간이 단축된다.

3. SPC 합성보의 휨성능

3.1 소성응력분포법

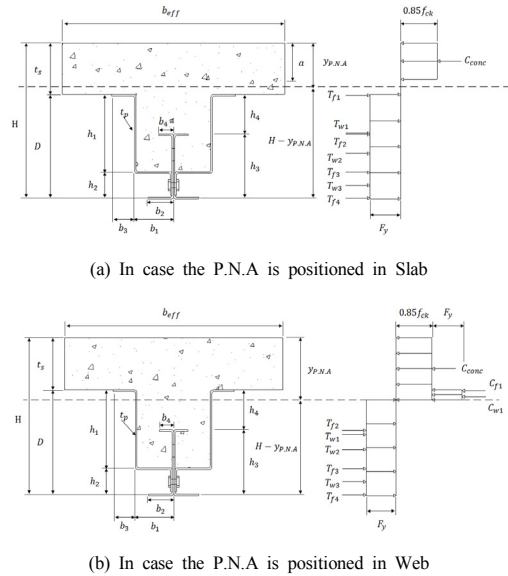


Fig. 2. Plastic stress distribution of SPC section

소성응력분포법(Plastic Stress Distribution Method, 이하 PSM)은 단순하면서도 편리한 계산법으로, 현행행의 국내 KBC2009를 비롯하여 AISC의 설계기준에서 적용되고 있다. 소성응력분포법은 단면에 작용하는 변형률이 선형적으로 분포하며 재료가 탄소성적으로 거동한다는 가정을 근거로 한 것이다. 이 방법은 콘크리트가 0.003의 압축변형률에서 압괴강도에 도달하고 이 때 강재는 항복변형률 $\epsilon_y = F_y/E_s$ 에 도달했다고 가정하며 응력의 크기가 $0.85f_{ck}$ 인 정방형 응력블럭을 사용한다.

정모멘트를 받는 합성단면에서 중립축의 위치에 따라 소성중립축이 슬래브에 위치하는 경우(Fig. 2(a))와 내부플랜지 상부에 위치하는 경우(Fig. 2(b))로 구분하여 설계휨강도를 산정한다. 소성중립축의 위치는 압축소성강도=인장소성강도임을 이용하여 계산한다. SPC 합성보의 강도 계산 시 상부의 Cap은 제외하였다.

$$C_{con} = T_{f1} + T_{w1} + T_{f2} + T_{w2} + T_{f3} + T_{w3} + T_{f4} \tag{1}$$

$$C = T \quad ; \quad 0.85f_{ck}b_e a = T_s (= A_s F_y) \quad (2)$$

$$a = \frac{T_s}{0.85f_{ck}b_e} \quad (3)$$

3.1.1 소성중립축이 슬래브에 위치하는 경우

$$(a < t_s)$$

소성중립축($y_{P.N.A}$)은 압축 측 콘크리트 응력블록의 깊이(a)와 같으며, 설계휨강도 M_n 은 식(5)와 같다.

$$y_{P.N.A} = a \quad (4)$$

$$M_n = C_{con} \left(\frac{y_{P.N.A}}{2} \right) + T_{f1} \left(t_s - y_{P.N.A} + \frac{t_p}{2} \right) + T_{w1} \left(t_s - y_{P.N.A} + \frac{h_1}{2} \right) + T_{f2} \left(t_s - y_{P.N.A} + h_4 + \frac{t_p}{2} \right) + T_{w2} \left(t_s - y_{P.N.A} + h_4 + \frac{h_3 - h_2}{2} \right) + T_{f3} \left(t_s - y_{P.N.A} + h_1 - \frac{t_p}{2} \right) + T_{w3} \left(t_s - y_{P.N.A} + h_1 + \frac{h_2 - t_p}{2} \right) + T_{f4} \left(H - y_{P.N.A} - \frac{t_p}{2} \right) \quad (5)$$

여기서,

C_{con} : 콘크리트 압축력	T_{w3} : 돌출웹 인장 강도
T_{f1} : 상부플랜지 인장 강도	b_e : 상부 슬래브 유효폭
T_{f2} : 내부플랜지 인장 강도	a : 응력블록의 깊이
T_{f3} : 하부플랜지 인장 강도	T_s : 강재의 인장력
T_{f4} : 돌출플랜지 인장 강도	A_s : 강재보의 단면적
T_{w1} : 외부웹 인장 강도	F_y : 강재의 항복강도
T_{w2} : 내부웹 인장 강도	$y_{P.N.A}$: 소성 중립축

3.1.2 소성중립축이 웨브에 위치하는 경우($a > t_s$)

소성중립축($y_{P.N.A}$)이 강재보의 상부플랜지와 내부플랜지의 사이에 위치한 경우이다. 강재보 내부의 콘크리트 압축력은 무시하였고, 설계휨강도 M_n 은 식(7)과 같다.

$$y_{P.N.A} = \left(\frac{T_s - C_{con} - T_{f1}}{F_y t_p} \right) \quad (6)$$

$$M_n = C_{con} \left(\frac{t_s}{2} \right) + C_{f1} (y_{P.N.A} - t_s - \frac{t_p}{2}) + C_{w1} \left(\frac{y_{P.N.A} - t_s - t_p}{2} \right) + T_{f2} \left(H - y_{P.N.A} - h_3 + \frac{t_p}{2} \right) + T_{w1} \left(\frac{H - y_{P.N.A} - h_2 - t_p}{2} \right) + T_{w2} \left(H - y_{P.N.A} - h_2 - \left(\frac{h_3 - h_2 - t_p}{2} \right) \right) + T_{f3} \left(H - y_{P.N.A} - h_2 - \frac{t_p}{2} \right) + T_{w3} \left(H - y_{P.N.A} - \left(\frac{h_2 - t_p}{2} \right) \right) + T_{f4} \left(H - y_{P.N.A} - \frac{t_p}{2} \right) \quad (7)$$

여기서,

C_{f1} : 상부플랜지 압축 강도
 C_{w1} : 중립축 상부 웨브의 압축강도

3.2 변형률 적합법

변형률 적합법(Strain Compatibility Method, 이하 SCM)에서는 진단면에 걸쳐 변형률이 선형적으로 분포한다고 가정한다. 단면의 변형률 분포와 이에 따른 응력 분포는 Fig. 3과 같으며, 콘크리트와 강재의 재료 물성치를 적용하여 항복모멘트(a)와 설계휨강도(b)를 각각 산정한다.

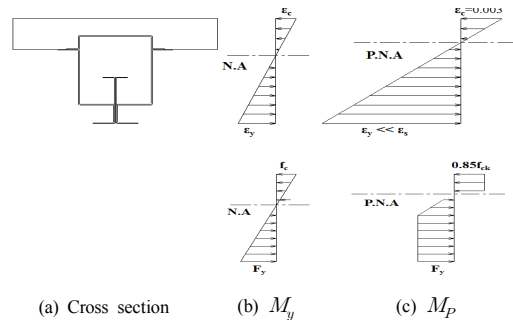


Fig. 3. Strain & Stress distribution diagram for complete composite section assumed

3.2.1 항복모멘트 산정 (중립축이 내부플랜지 상부에 위치)

항복모멘트는 인장측 최연단의 강재 항복변형률(ϵ_y)을 산정하고, 중립축 위치를 가정하여 식(8)과 식(9)로 분할된 각 단면의 변형률을 산정한다.

$$\varepsilon_c = \frac{y \times \varepsilon_y}{H - y} \quad (8)$$

$$\varepsilon_s = \frac{\varepsilon_c \times (y - y_i)}{y} \quad (9)$$

분할된 단면의 응력은 식(10), 식(11)로 각각 계산한다.

$$f_c = E_c \times \varepsilon_c \quad (10)$$

$$\sigma_s = E_s \times \varepsilon_s \quad (11)$$

산정된 각 단면의 응력으로부터 압축력(C_{con} , C_c), 인장력(T_s)을 아래와 같이 구할 수 있다. 중립축이 내부플랜지 상부에 위치하기 때문에 강재는 압축부와 인장부로 나뉘게 된다.

$$C_{con} = f_c \times A_{con} \quad (12)$$

$$C_s = A_{s,c} \times \sigma_{s,c} \quad (13)$$

$$T_s = A_{s,t} \times \sigma_{s,t} \quad (14)$$

식(15)와 같이 압축력=인장력의 경우 식(16)으로 각 분할단면의 중심으로부터 중립축까지 거리를 곱한 값을 합산하여 항복모멘트를 산정한다.

$$C_{con} + C_s = T_s \quad (15)$$

$$M_n = C_{con} \left(y - \frac{a}{2} \right) + C_s (y - y_i) + T_s (y - y_i) \quad (16)$$

3.2.2 소성모멘트 산정(중립축이 슬래브에 위치)

소성모멘트는 압축 측 콘크리트의 압축변형률(ε_c)을 산정하고 중립축 위치를 가정하여 분할된 각 단면의 변형률을 식(17)과 같이 계산한다.

계산된 강재 단면의 변형률이 항복변형률(ε_y) 보다 클 경우 강재단면은 항복강도(F_y)를 적용하고, 작을 경우 변형률에 따른 응력을 식(18)로 산정한다.

$$\varepsilon_{s,i} = \frac{\varepsilon_c \times (y_{P.N.A} - y_i)}{y_{P.N.A}} \quad (17)$$

$$\sigma_{s,i} = E_s \times \varepsilon_{s,i} \quad (18)$$

극한상태에서 콘크리트에 작용하는 압축력(C_c)는 콘크리트 극한강도로부터 식(19)으로 산정한다. 중립축 아래에 있는 강재의 인장력(T_s)은 분할된 단면적과 식(20)

에 의해 산정된 응력을 곱하여 산정한다. 각 분할단면의 중심으로부터 중립축까지 거리를 곱한 값을 합산하여 식(21)로 설계휨강도(M_n)을 산정한다.

$$C_{con} = 0.85 f_{ck} a b_e \quad (19)$$

$$T_s = A_{s,i} \sigma_{s,i} \quad (20)$$

$$M_n = C_{con} \left(y_{P.N.A} - \frac{a}{2} \right) + \sum T_{s,i} (y_{P.N.A} - y_i) \quad (21)$$

변형률 적합법은 합성단면의 변형률 분포를 적용하기 때문에 항복모멘트(M_y)와 소성모멘트(M_p)를 각각 계산할 수 있고, 그 때의 곡률은 식(22)과 같이 압축변형률을 압축 측 연단에서 중립축까지의 거리로 나누어 산출이 가능하다. SCM은 합성단면의 모멘트(M)-곡률(ϕ) 관계를 나타낼 수 있고, 또한 보의 곡률분포로부터 처짐량을 산정할 수 있다.

$$\phi = \frac{y}{\varepsilon_c} \quad (22)$$

부모멘트 산정 시 일반 H형강보를 사용하는 합성보에서는 순수 철골보로 계산한다. 본 SPC 합성보의 경우, Cap의 수평전단저항성능에 의해 합성단면의 소성응력 분포로부터 부모멘트를 계산한다. 합성단면의 소성응력 분포는 유효 슬래브 폭 내에 배근된 길이방향 철근의 인장력과 강재보와 내부 콘크리트의 압축력을 통해 부모멘트를 계산할 수 있다.

4. 휨성능 실험 계획

4.1 평가 대상 부재 선정

실험체는 SP 합성보의 성능과 적정 크기를 검토하기 위해 가상 구조물을 설계하여 기둥과 기둥을 연결하는 큰 보(Girder)를 대상으로 설계되었다. 가상구조물은 5층 규모의 $36m \times 30m$ 의이다. 사무실 용도에 맞춰 계수하중($W_u = 1.2 W_D + 1.6 W_L = 83.7 \text{ KN/m}$)에 의해 스펠 12m 거더의 소요성능은 정모멘트 $860.9 \text{ kN}\cdot\text{m}$ 이다.

PSM과 SCM을 적용하여 설계한 SPC 합성보의 단면은 Fig. 4(b)와 같다. 콘크리트 설계기준강도(f_{ck})는 24 MPa , 강재는 SM490A를 적용하였다.

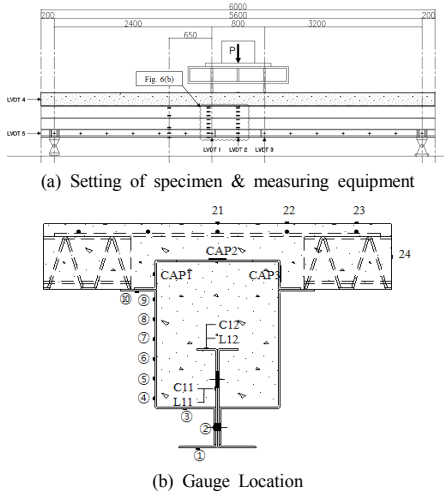


Fig. 4. Setting of specimen & measuring equipmen

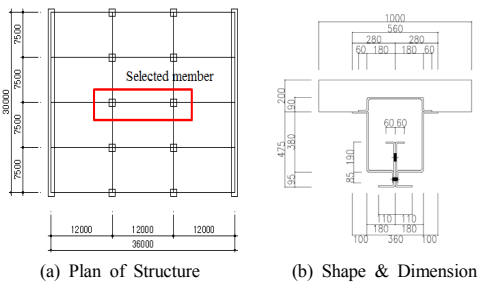


Fig. 5. Configuration & dimension of specimen

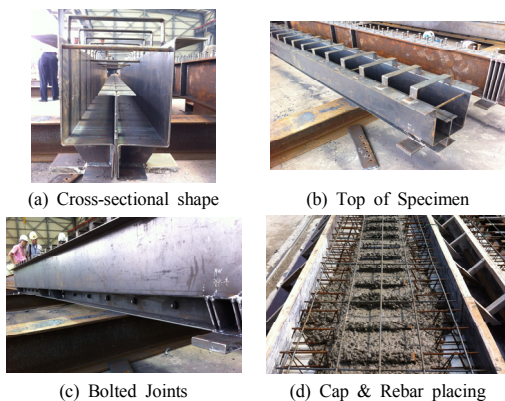


Fig. 6. Detail of SPC specimen

실험체의 상부 슬래브는 $1,000 \times 200$ (mm, 폭×두께) 이고, 철근트러스데크는 높이 160mm를 사용하였다. D10 철근을 200 mm 간격으로 상부근을 배근하고, 600

mm 간격으로 횡보강근을 상부에만 배근하였다. 강판은 4.5 mm를 사용하여 강재 단면적은 $9,843 \text{ mm}^2$ 이다. 강재보 상부에 부착한 Cap은 강판두께 4.5 mm, 폭 60 mm로 절곡하였고, 개방형 보 단면형상을 유지하고, 현장작업자들의 작업발판으로 사용하기 위해 280mm 간격으로 부착하였다. 실험체 상세와 제작을 Fig. 5에 나타내었다.

4.2 가력 및 측정 방법

가력은 5,000kN U.T.M을 사용하여 변위제어로 하였으며, 0.03 mm/s의 속도로 가력하였다. 실험체 세팅은 Fig. 6(a)와 같이 양단 단순지지로 시간(L=5,600mm)의 1/7간격 800mm으로 가력보를 사용하여 2점가력 하였다. 가력부와 중앙부의 처짐을 측정하기 위해 실험체 하부에 3개의 변위계(LVDT)를 설치하였고, 강재와 콘크리트 각 위치에서의 변형도를 측정하기 위해 Fig. 6(b)와 같이 Strain Gauge를 부착하였다.

4.3 재료 시험

실험체 제작에 사용된 콘크리트는 설계기준강도(f_{ck}) 24MPa로 계획하였으며, KS F에 따라 제작한 공시체의 콘크리트 압축강도 시험결과는 콘크리트의 최대압축강도(σ_{max})는 30.8MPa, 변형률(ϵ_{peak})은 0.0026, 탄성계수(E_c)는 21,625MPa이었다. 공시체의 변형률은 부착한 변형률 게이지(Strain Gauge)와 공시체 변위를 측정하여 수정한 변형률을 적용하였다. 사용된 강재는 강종 SM490A($F_y=325 \text{ MPa}$)를 사용하였고, 실험체에 사용된 강재의 인장시험편을 채취하여 인장시험을 수행하였다. 4.5mm 강판의 항복강도(σ_y)는 480MPa이고, 인장강도(σ_u)는 510MPa, 항복변형률(ϵ_y)은 0.00248이다. 탄성계수(E_s)는 207,986MPa이다.

5. 실험 결과 및 분석

5.1 하중-변위 관계

항복하중(P_y)은 Fig. 7과 같이 하중-변위 곡선에서 초기기울기의 1/3 기울기의 직선으로 항복하중을 산정하는 1/3접선법을 사용하였다. 하중-변위 곡선의 초기강성 접선인 선분(a)와 최대강도의 1/3선분인 선분(b)를

Table 2. Result of two point loading test

Specimen	$E_{leff}(kN \cdot m^2)$	PPR(kN)	$P_y(kN)$	$P_{max}(kN)$	$P_y/P_{max}(\%)$	$\delta_{PR}(mm)$	$\delta_y(mm)$	$\delta_{max}(mm)$	δ_{max}/δ_y
SPC	2.2×10^5	625	871	1,098	79	12	16.2	41	2.53

P_{PR} : Load at non-composite behavior P_y : Yielding load P_{max} : Maximum load E_{leff} : Effective bending stiffness
 δ_{PR} : Displacement at non-composite behavior δ_{max} : Displacement of maximum load point δ_y : Displacement at yielding load point

평행 이동하여 하중-변위 곡선과의 접선을 이루는 선분 (c)와의 교점을 항복하중, 항복변위로 산정하였다. 실험 결과, 최대하중(P_{max})에 대한 항복하중(P_y)의 비는 79%로 나타났으며, 변형성능비(δ_{max}/δ_y)는 2.53로 나타났다. 1차 슬립은 최대하중의 27%의 하중에서 발생하였다. SPC보의 2점가력실험 결과 값을 Table 2에 정리하였다.

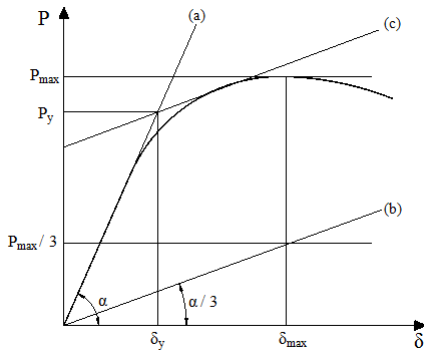


Fig. 7. Yield load calculation method

SPC 실험체는 하중 약 290kN(변위 약 4.6mm)에서 초기슬립이 발생하였으나, 큰 강성의 저하가 없이 선형적인 거동을 보였다. 이는 강관과 콘크리트의 화학적 부착력이 손실된 것으로 판단되며, 약 780kN(변위 약 16.2mm)에서 2차 강성 저하가 발생하였다. 이후 응력 재분배가 이루어지면서 약 871kN(변위 약 20.7mm)에서 단면이 항복한다. 항복 이후 완만한 강도 증가를 보이며, 약 1,098kN에서 최대강도(치짐량 = 41mm(L/136))를 발휘하고 완만한 강도 저하를 보인다. 또한 최대강도의 85%까지를 유효휨강도(935(kN))로 평가할 때, 변위(δ 85%)는 61mm이다. 이 값을 통한 변위연성도(δ 85% / δ_y)는 약 3.8로서 비교적 연성적인 거동을 보인다.

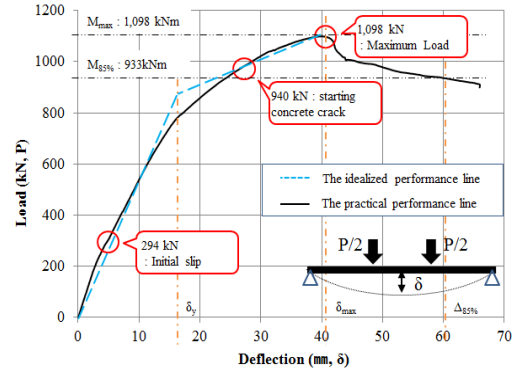
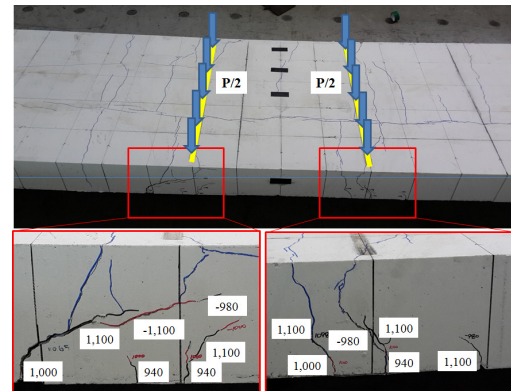


Fig. 8. Load-Displacement Curve of SPC



(a) Concrete flexural cracks at side face



(b) Cracks of end section

(c) Local buckling

Fig. 9. Failure Shape of SPC

단면 항복 후 약 940kN(변위 약 23.5mm)에서 가력점 하부의 중간 플랜지와 상부 콘크리트에 틈이 벌어지기 시작하면서 휨 균열이 발생하였고, 최대강도에 도달하면서 Fig. 9(c)와 같이 가력점 하부의 중간 플랜지에 국부좌굴이 발생하였다. 또한, 압축측 콘크리트 상부면에 길이방향의 균열은 발생하였으나, 최소의 횡보강근을 설치함에도 구조성능에 손상을 일으키는 콘크리트 분리는 발생하지 않았다.

실험체 단부에서 측정된 콘크리트와 강재의 최대 슬립량은 13mm이다. 1/3 점선법을 이용한 이론적 하중-변위 관계와 실험결과에 따른 하중-변위 관계의 비교를 Fig. 8에 나타내었으며 콘크리트의 파괴 형상 및 균열과 강재의 국부좌굴은 Fig. 9에 나타내었다.

5.2 단면의 변형을 분포

실험체 단면의 합성정도를 파악하기 위해 부착한 변형률 게이지를 통해 단면의 변형률 분포를 확인할 수 있다. 강관에 부착한 게이지를 Fig. 10에서 비교하였다. 또한 단면의 비합성거동 시점, 항복시점, 최대강도점에 대한 단면 변형률 분포를 정리하여 Fig. 11에 나타내었다.

Fig. 10에서 11번 게이지는 내부의 좁은 공간에 부착이 어려워 정확한 위치보다 인장 측으로 부착되었다. 이에 따라 계획된 위치보다 20mm 아래의 4번 게이지와 초기 거동은 유사하고, 항복변형률 이후 0.0036까지 변형률이 증가하였다. 내부의 돌출단면은 내부에 채워진 콘크리트에 의해 국부좌굴이 방지되어 항복 후 일부 소성변형을 일으키는 것으로 사료된다. 내부 플랜지에 부착한 12번 게이지는 측판의 6번, 7번 게이지 사이의 인장변형을 보이며, 625kN(PPR)을 기점으로 콘크리트와 강재의 경계면에서 전단연결재가 없어 합성거동하지 못하였기 때문이다. PPR은 비합성거동을 보이는 시점을 의미하며, 비합성거동은 상부의 콘크리트와 하부의 강재가 분리되어 거동하는 것을 말한다. 이로 인해 Fig. 9(b)와 같이 단부에서 슬립이 발생하며, 균열이 시작되었고, Fig. 9(c)와 같이 테크받침턱에 압축력이 작용하게 되어 국부좌굴이 발생하였다. 내·외부의 동일한 높이에서 측정된 게이지 값을 통해 내부의 ‘ㄷ’형강과 외부의 측판은 휨에 대해 동일한 거동을 한다.

Fig. 11에서 단면의 변형률 분포를 통해 중립축의 이동추이를 확인할 수 있다. Fig. 11에서 SPC 실험체는 합성력을 손실하는 PPR에서 중립축의 위치는 하부로부터

약 450mm 지점, 항복(P_y)시 약 400mm, 최대(P_{max})시 약 370mm로서 하중이 증가함에 따라 중립축이 하부로 이동하였다.

Fig. 11에서와 같이 강재보 볼트 체결부(게이지번호.2)의 변형률이 0.0016에서 증가하지 않는다. 이를 통해 단면 체결부는 탄성상태에 있으며, 휨성능에 미치는 영향이 작음을 알 수 있다. 따라서 SPC의 설계휨강도 산정시 이 부분은 제외하여야 할 것이다. Fig. 10, 11에서 게이지번호 1과 3의 급격한 변형률 증가는 강관이 항복 후 소성영역에 있음을 알 수 있다.

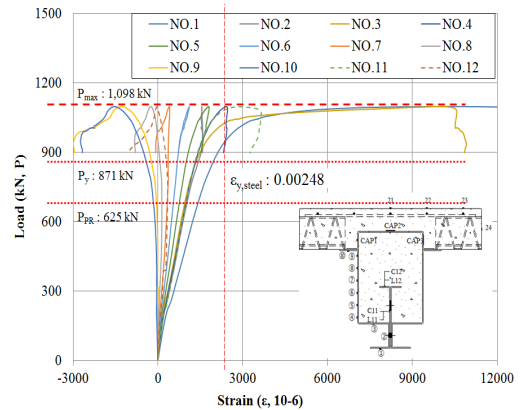


Fig. 10. Comparison of the strain of steel plate

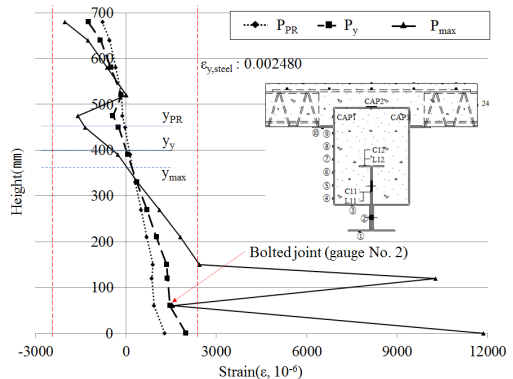


Fig. 11. Strain distribution of composite section of SPC

5.3 모멘트-곡률 관계

SPC 합성보의 이론적 휨강도를 평가하기 위해 재료 시험값을 적용하여 PSM과 SCM을 사용하였다. 실험체의 이론적 성능은 식(5)로 1,805kN·m, 식(21)은 1,726

$kN\cdot m$ 로 각각 산정할 수 있으며, 이러한 차이는 SCM 적용 시 중립축 아래의 강재가 항복변형률에 도달하지 않고 탄성상태에 있기 때문이다.

SCM을 적용하여 산정한 이론값과 실험체의 휨실험의 결과값을 비교하여 Table 3에 정리하였다. 실험값은 Fig. 11에서 나타난 단면의 변형률 분포를 응력으로 환산하여 각 중립축까지의 거리를 곱하여 산정하였다. 이때 콘크리트의 인장강도는 제외하였다. 완전합성보로 가정하여 SCM으로 산정한 항복강도와 최대강도 대비 실험값은 각각 83%, 76%의 강도를 발휘하였으며, 변형성능인 곡률은 최대점에서 약 93%의 성능을 발휘하였다. SPC의 최대강도가 이론값 대비 76%의 강도를 발휘하는 것은 수평전단성능이 부족하여 PPR을 시점으로 콘크리트와 강재가 비합성단면으로 거동하기 때문이다. 그러나 실험체는 스테드 없이 완전합성보의 76% 휨강도를 발휘하는 것으로 보아 단면의 기계적 부착력과 Cap 형태의 Cap이 강재와 콘크리트의 경계면에서 발생하는 수평전단력에 저항하여 약 50%의 합성율을 보인다. 50%의 합성율은 완전합성보의 휨강도 대비 75%의 휨강도를 나타낸다(KSSC, 2009). 따라서 Cap의 간격을 조정하여 합성율을 증가시킬 수 있을 것으로 판단된다.

Table 3. Calculated bending strength by SCM & PSM

Method	E_{kff} ($kN\cdot m^2$)	M_y ($kN\cdot m$)	M_{max} ($kN\cdot m$)	Φ_y ($1/mm$)	Φ_{max} ($1/mm$)
SCM(A)	2.3×10^5	1,210	1,726	5×10^{-6}	14×10^{-5}
PSM(B)	2.2×10^5	-	1,870	8×10^{-6}	-
Test(C)	2.2×10^5	1,002	1,317	5×10^{-6}	13×10^{-6}
(C)/(A)	0.96	0.83	0.76	1.0	0.93

여기서, E_{kff} : Effective bending stiffness M_y : Yield moment

M_{max} : Maximum moment Φ_y : Curvature at yield moment

Φ_{max} : Curvature at maximum moment

또한, Fig. 12의 모멘트-곡률관계에서 비합성시점까지 이론값과 96% 일치하는 휨강성(E_{kff})을 발휘하는 것으로 나타났다. Cap의 설치량에 따라 전단강도비에 의한 합성율이 낮기 때문에 휨강도는 차이가 있으나, 이론값과 유사한 변형성능에서 항복점과 최대강도점을 찾을 수 있다. 따라서 SCM을 통해 SPC 합성보의 거동을 평가할 수 있는 것으로 판단된다.

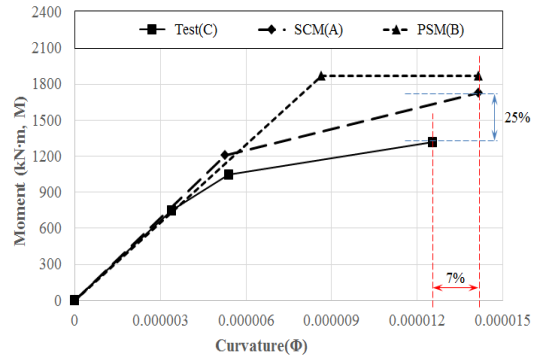


Fig. 12. Moment-Curvature relationship of SPC

6. 결론

본 연구는 일반건축물에 적용하기 위해 합성바닥구조 시스템 중 강관-콘크리트 합성보에 대한 기초연구를 수행하였다. 절곡강관을 사용한 SPC합성보를 개발하였고, 2점가력실험을 통해 실험값을 이론값과 비교 평가하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 실험결과, 상부 압축 측 콘크리트부에 길이방향의 균열이 발생하였지만, 최소한의 횡보강근에도 심각한 손상을 일으키는 콘크리트의 파괴는 발생하지 않았다.
2. 가력초기 슬립 발행 후 하중이 증가됨에 따라 절곡 단면의 형상 이점을 통해 급격한 강성의 감소 없이 항복에 도달한다. 항복 후 완만하게 최대내력에 도달하며, 최대강도의 85%를 유효휨강도로 평가할 경우 변위연성도 약 3.8로서 비교적 연성적인 거동을 보인다.
3. SPC합성보는 완전합성보로 가정한 이론값의 76% 강도를 발휘하였다. 따라서 SPC합성보는 절곡된 강관의 기계적 부착력과 Cap의 효과로 스테드 절감이 가능하며, 필요에 따라 부분합성보로서 활용이 가능하며, Cap의 간격을 조정하여 합성율을 증가시킬 수 있을 것으로 판단된다.
4. 완전합성보로 가정하여 산정한 이론값(SCM)과 실험값의 변형성능 비교를 통해 동일한 항복강도점과 약 93% 유사한 최대강도점을 찾을 수 있다. 따라서 SPC 합성보의 합성율을 고려할 경우 변형률 적합법을 통해 휨성능 평가가 가능하다.

References

- [1] Sung-Pil Chang, Chang-Su Shim, Composite structures, Goomibook, 2006.
- [2] Tae-Sung Eom, Hyeon-Jong Hwang, Hong-Gun Park, Chang-Nam Lee, Hyoung-Seop Kim, Flexural Test for Prefabricated Composite Columns Using Steel Angle and Reinforcing Bar, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, vol. 24, no. 5, pp. 535-547, Oct. 2012. DOI: <https://doi.org/10.7781/kjoss.2012.24.5.535>
- [3] Hyeon-Jong Hwang, Tae-Sung Eom, Hong-Gun Park, Chang-Nam Lee, Hyoung-Seop Kim, Cyclic Loading Test for TSC Beam-PSRC Column Connection, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, vol. 25, no. 6, pp. 601-612, Dec. 2013. DOI: <https://doi.org/10.7781/kjoss.2013.25.6.601>
- [4] Sang-Seup Kim, Sang-Mo Kim, Sung-Bae Kim, Dong-Gee Seo, Kyu-Suk Kim, An Experimental Study on the Behavior of the T-type Steel Composite Beam, *Journal of Korean Society of Steel Construction, KSSC*, vol. 16, no. 2, pp. 225-233, April, 2004.
- [5] Byung-Wook Heo, Myong-Kwak Kwak, Kyu Woong Bae, Sang-Min Jung, Suk-Kuy Kang, Flexural Capacity of the Profiled Steel Composite Beams with Truss Deck Plate, *Journal of Korean Society of Steel Construction, KSSC*, vol. 19, no. 4, pp. 413-423, Aug. 2007.
- [6] KSSC, Standard of design of steel structure by load and resistance factor design method, 2009.
- [7] AIK, Korea building code and commentary-structural, Architectural Institute of Korea, 2009.
- [8] CEN, Eurocode 4: Design of composite steel and concrete structures, ENV 1994-2, 1994.
- [9] Do-Bum Kim, Soo-Jung Kim, Cheol-Kyu Kang, Hwan-Taek Lim, Byong-Jeong Choi, The Theoretical Flexural Capacity Evaluation of Steel-Plate Concrete Composite Beam, *Architectural Institute Of Korea*, vol. 33, no. 2, pp. 481-482, Oct. 2013.
- [10] William T. Segui, Steel Design (International Student Edition), Thomson, 2006.

최 병 정(Byong-Jeong Choi)

[정회원]



- 1999년 1월 ~ 1999년 3월 : (미)BSW ARCHITECT (Engineering Specialist)
- 1999년 4월 ~ 2000년 12월 : (미)HARZA ENGINEERING COMPANY (구조설계부)
- 2001년 3월 ~ 2017년 03월 : 경기대학교(정교수)
- 2016년 10월 ~ 현재 : 경기대학교 공학대학원(공학대학원장)
- 2017년 3월 ~ 현재 : 경기대학교 창의공과대학(이공대학장)

<관심분야>
건축, 토목

조 태 구(Tae-Gu Cho)

[정회원]



- 1982년 3월 ~ 1987년 2월 : 중앙대학교 공과대학 건축공학과(학사)
- 2006년 8월 ~ 2009년 2월 : 서울산업대학교 주택대학원 주택개발관리학과(석사)
- 1990년 5월 ~ 현재 : 동부건설 건축사업본부(상무)
- 2014년 3월 ~ 현재 : 경기대학교, 일반대학원, 건축공학과(박사과정)

<관심분야>
건축, 건축시공