Journal of the Korea Academia-Industrial cooperation Society
Vol. 19, No. 6 pp. 126-136, 2018

https://doi.org/10.5762/KAIS.2018.19.6.126
ISSN 1975-4701 / eISSN 2288-4688

절곡 강판을 볼트로 체결한 강판-콘크리트 합성보의 휨강도 평가

한명환, 최병정*
경기대학교 일반대학원 건축공학과

Flexural Strength Evaluation of Steel Plate-Concrete Composite Beam using Bolted

Myoung-Hwan Han, Byong-Jeong Choi*
Department of Architectural Engineering, Kyonggi University Graduate School

요 약 강판 콘크리트 합성보는 2개의 이질 재료를 결합하기 위해 강판, 콘크리트 및 전단 연결재로 구성된다. 일반적으로 강판은 기존의 합성보에 용접하여 조립된다. 본 연구에서는 전단 강도를 줄이고 작업성을 향상시키기 위해 SPC Beam이라 불리는 새로운 강판 콘크리트 합성 보(Beam)를 개발했다. SPC 보는 전단 연결재 없이 절곡된 강판과 콘크리트로 구성된다. 절곡된 강판은 용접 대신 고강도 볼트로 조립된다. 현장 건설의 작업성을 향상시키기 위해 슬래브와 접합부에 모자 모양의 Cap이 부착되어 있다. 변위 제어 모드에서 2점 가력의 단조 하중 시험을 수행했다. 정모멘트와 부모멘트에 대한 시편의 굽힘 강도는 소성 응력 분포법에 의해 계산되었다. 수행한 시험 결과에 따르면 새로운 SPC 보의 휨 강도는 완전 합성보의 강도의 80% 이다. Cap의 간격을 조절하여 합성율의 증가가 가능했다. 본 연구에서는 정 · 부모멘트 역에서의 대표 형상을 대상으로 하였기 때문에, 단면 형상과 Cap을 변수로 추가적인 실험과 해석을 통해 SPC Beam의 성능 검증이 수행될 것이다.

Abstract A steel-plate concrete composite beam is composed of a steel plate, concrete and shear connector to combine inhomogeneous two materials. The steel plate is assembled by welding an existing composite beam. In this study, new steel-plate concrete composite beam, called a SPC Beam, was developed to reduce the shear connector and improve the workability. The SPC Beam was composed of folding steel plates and concrete, without a shear connector. The folding steel plate was assembled using high strength bolt instead of welding. To improve the workability in field construction, a hat-shaped Cap was attached to the junction with a slab. Monotonic load testing under two points was conducted under displacement control mode. The flexural strength of the specimen for positive moment and negative moment was calculated using the plastic stress distribution method. The test results showed that the flexural strength of the new SPC Beam had 80% of the strength of a complete composite beam. In addition, increasing the composite ratio was possible through clearance controls of the cap. In this study, the performance of the SPC Beam was verified through additional experiments and analyses with the cross-sectional shape and cap as variables, because the representative shape in the positive negative moment region is targeted.

Keywords : Steel-plate Concrete Composite Beam, Shear connector, Flexural test, Flexural capacity, Plastic Stress Method

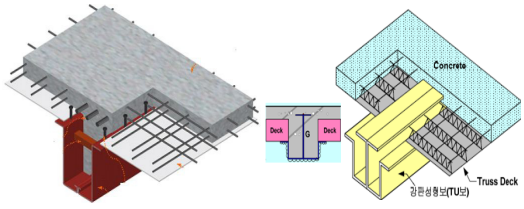
본 논문은 2015년도 산업통상자원부의 재원으로 한국에너지기술평가원(KETEP)의 지원을 받아 수행한 연구 과제입니다(no. 20151520400600).
*Corresponding Author : Byong-Jeong Choi(Kyonggi Univ.)
Tel: +82-31-249-9702 email: bjchoi@kyonggi.ac.kr
Received April 13, 2018 Revised Mary 16, 2018
Accepted June 1, 2018 Published June 30, 2018

1. 서론

건축물의 대형화, 고층화로 인해 철골 건축물의 층고 절감과 시공성 개선, 장스팬화를 위한 다양한 연구가 진행되고 있으며, 바닥구조에 대해 합성보 구조시스템을 적용하고 있다. 합성구조는 두 재료의 상호보완적인 특성으로 인해 콘크리트 슬래브는 압축을 받고 강재는 주로 인장에 저항하게 되어 경제적인 단면을 구성하게 된다. 따라서 최적의 합성부재 구성은 콘크리트가 압축에 저항하고, 강재는 인장을 받도록 하는 것이다[1-2]. 노출형 합성보의 경우, 우수한 휨성능과 시공성으로 인해 강구조물의 바닥판에 사용되고 있다. 그러나 H형강 보의 상부 플랜지에 데크슬래브를 거치하여 지지하고 있다. 이에 층고가 증가하고, 합성거동을 유발하기 위해 전단연결재를 사용한다. 최근에는 층고절감을 위해 U형으로 강판을 절곡한 강재보와 내부에 콘크리트를 채운 강판-콘크리트 합성보가 개발되어 사용되고 있다[3-4].

Fig. 1과 같이 절곡한 U형 강판 내부에 콘크리트를 채움으로써 단면강성과 강도를 증가시킨 장점을 활용한 TSC 합성보, TU Beam과 같이 강판-콘크리트 합성보가 개발되어 사용되고 있다. TSC 합성보는 하부와 양측면을 강판으로 절곡 후 용접 조립하여 거푸집 기능과 구조재 역할을 겸하고, 휨성능을 증가시킨 합성구조이다. 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[3]. TU Beam의 중앙부는 정모멘트가 작용하므로 강판으로 절곡 제작된 단면에 콘크리트를 타설하여 하부 강판이 인장, 상부 콘크리트가 압축을 부담하는 합성보로 거동하도록 개발되었다[4]. 그러나 기존의 합성보는 강판과 콘크리트 사이에 전단연결재가 필요하며, 얇은 강판으로 인해 용접이 난해하다. 또한 벌어진 좌우 강판의 변형을 방지하고, 작업자의 발판으로 사용하기 위해 폭고정용 앵글과 작업용 발판 등을 추가로 부착해야한다. 다량의 부속철물은 강재보의 제작성과 경제성을 저하시킨다.

본 연구에서는 이러한 단점을 개선하고자 강판-콘크리트 합성보(Steel Plate-Concrete Composite Beam, SPC Beam)를 개발하였다. SPC Beam은 강판을 z형과 ㄷ형으로 절곡하여 볼트로 체결하고, 상부에 Cap형의 다용도 전단연결재를 부착하였다. 일반건축물에 적용하기 위해 SPC Beam의 휨성능의 검증이 필요하다. 따라서 개발한 SPC Beam의 휨성능과 거동특성, 휨내력 산정법을 평가하기 위해 실대규모의 실험체를 대상으로 2점가력실험을 수행하였다. SPC Beam의 휨성능을 소성응력분포법[5-8]을 사용하여 비교검증 하였다.

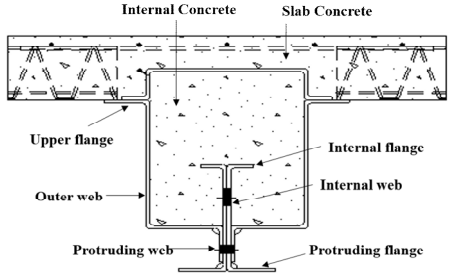


(a) TSC Composite Beam (b) TU Beam

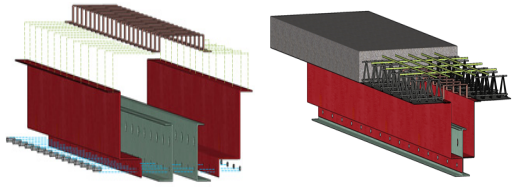
Fig. 1. Shape of composite Beam

2. SPC Beam의 형상

SPC Beam은 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 Beam는 Fig. 2(a)와 같이 절곡한 측판과 ㄷ형의 하부강판 한 쌍을 하부에서 볼트로 체결하여 용접량을 최소화시키고, 상부에 Cap형



(a) Cross-Section



(b) Planar figure (c) Assembling drawing

Fig. 2. Assembling drawing of SPC Beam

태의 다용도 전단연결재를 설치하여 콘크리트와의 합성효과를 극대화시킨 합성보이다. 또한 거푸집 공정과 인장측에 배치되는 철근을 얇은 강판으로 대체함으로써 공정을 단순화시켜 자재 절감과 공기 단축에 효과적이다. 강재보는 돌출부에서 볼트로 체결함으로써 단면형상을 유지할 수 있다[9]. 강재보의 일체거동을 유발하도록 체결에 사용된 볼트는 TS볼트로 M20을 400mm 간격으로 사용하였다. TS볼트의 특성으로 끝단의 테일이 분리됨을 통해 적정 조임력이 가해졌음을 확인하였다. SPC Beam의 단면, 조립도, 입체도를 Fig. 2에 나타내었다.

2.1 Cap형 다용도 전단연결재

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[4]. SPC Beam은 전단연결재를 절감하기 위해 단면을 기하학적 형상으로 구성하여 기계적 부착력을 활용하였다. ‘ㄷ’형 하부강판의 2/3를 콘크리트 내부에 매립시켜 강재와 콘크리트의 부착면적을 증가시켰다. 따라서 내부 콘크리트의 인장균열 지연과 강판과의 부착력을 증진시키는 형상의 이점을 갖는다. 나머지 1/3을 외부에 돌출시켜 볼트 체결부로 활용함과 동시에 인장측의 강재량을 증가시켰다.

추가로 기존의 합성보에서 사용된 폭고정용 앵글을 활용하였다. Fig. 2와 같이 볼트로 조립된 강재보 상부에 Cap형태의 다용도 전단연결재를 설치하여 현장타설 콘크리트와 결합하였다. 이를 통해 시공 중 안전성을 확보하고, 작업자의 발판으로 활용이 가능하며, 측판의 국부좌굴과 강판 벌어짐 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 연결시킴으로써 배근되는 철근량을 절감할 수 있다.

2.2 시공성 개선

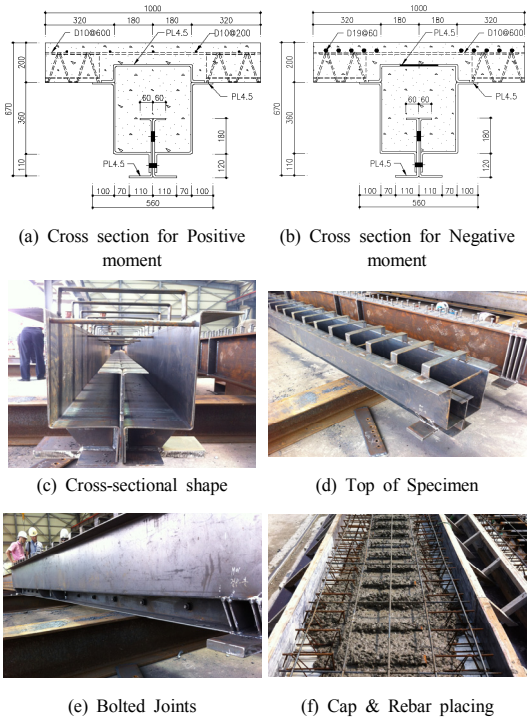
기존의 강판을 성형하여 제작된 기존의 합성보는 용접을 통해 조립되기 때문에 전문용접인력이 요구되었다. 그러나 SPC Beam는 공장에서 절곡한 측판과 ‘ㄷ’형의 하부강판을 외부로 돌출된 단면부에서 볼트 체결을 통해 조립하기 때문에 시공이 용이하고 비전문인력도 조립이 가능하며, 조립시간이 단축된다.

3. 성능 검증 실험

본 실험에서는 SPC Beam의 휨성능을 검증하였다. 5층 규모의 오피스를 대상으로 가상구조물(36m×36m)을 설계하고 휨재의 휨성능은 실대크기의 보를 대상으로 휨실험을 수행하여 정·부모멘트역에서의 휨강도와 변형성능을 검증하였다. 용도에 맞춰 계수하중($W_u = 1.2W_D + 1.6W_L = 83.7kN/m$)에 의해 스팬 12 m 거더의 소요성능은 정모멘트($W_uL^2/24$)는 502.2 $kN{\cdot}m$, 부모멘트($W_uL^2/12$)는 1,004$kN{\cdot}m$이다.

3.1 실험 계획

SPC Beam의 휨거동에서 역학적 거동과 휨성능을 검증하기 위해 4지점 휨실험을 수행하였다. 실험체는 길이(L)는 6,500mm 이고, 단면 상세는 Fig. 3과 같다.



(a) Cross section for Positive moment

(b) Cross section for Negative moment

(c) Cross-sectional shape

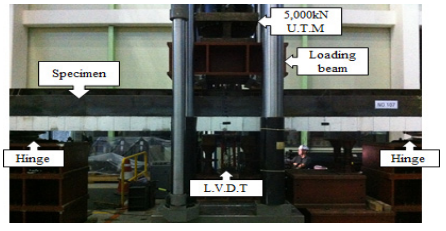
(d) Top of Specimen

(e) Bolted Joints

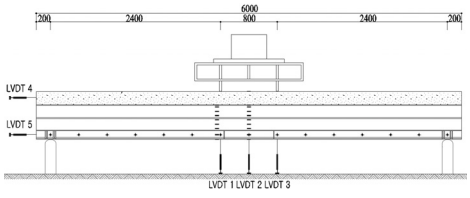
(f) Cap & Rebar placing

Fig. 3. Detail of specimens for Beam test

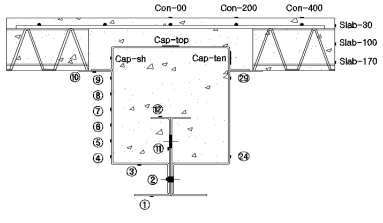
합성단면의 정·부모멘트역에 대해 구분하였다. 콘크리트 설계기준강도(f_{ck})는 24MPa($\sigma_{\max}$=30.8MPa, E_c=21,625MPa), 강재는 두께 4.5mm의 SM335A(σ_y=480MPa, σ_u=510MPa, E_s=204,986MPa), 그리고 부모멘트 실험체의 인장철근은 HD400을 적용하였다. Fig. 3(a)는 정모멘트 검증용 실험체이고 Fig. 3(b)는 부모멘트 검증용 실험체이다. 상부 슬래브는 1,000×200(mm, 폭×두께)이고, 철근트러스데크는 높이 160mm를 사용하였다. 콘크리트 슬래브 내에 D10 철근을 200mm 간격으로 상부근을 배근하고, 600mm 간격으로 횡보강근을 상부에만 배근하였다. 강재보 상부에 부착한 Cap은 강판두께 4.5mm, 폭 60mm로 절곡하였고, 벌어진 보 단면형상을 유지하고, 현장작업자들의 작업발판으로 사용하는 것을 대상으로 280mm 간격으로 부착하였다.



(a) Beam test setting



(b) Setting of specimen & measuring equipment



(c) Gauge Location

Fig. 4. Setting of specimen & measuring equipment

가력은 5,000kN U.T.M을 사용하여 변위제어로 하였으며, 0.03m/s의 속도로 가력하였다. 실험체 세팅은 Fig. 4(a), (b)와 같이 양단 단순지지로 지간(L:5,600mm)의 1/7간격(800mm)으로 가력보를 사용하여 2점 가력하였다. 가력부와 중앙부의 처짐을 측정하기 위해 실험체 하부에 3개의 변위계(LVDT)를 설치하였고, 강재와 콘크리트 각 위치에서의 변형도를 측정하기위해 Fig. 4(c)와 같이 Strain Gauge를 부착하였다. 합성단면의 변형율 분포도를 확인하기 위해 하부 U형 보에 12개, Cap에 3개 콘크리트 슬래브에 4개를 부착하였다.

3.2 실험 결과

3.2.1 파괴 거동 및 하중-변위 관계

항복하중(P_y)은 Fig. 5와 같이 하중-변위 곡선에서 초기기울기의 1/3기울기의 직선으로 항복하중을 산정하는 1/3접선법을 사용하였다. 하중-변위 곡선의 초기강성 접선인 선분(a)와 최대강도의 1/3선분인 선분(b)를 평행 이동하여 하중-변위 곡선과의 접선을 이루는 선분(c)와의 교점을 항복하중, 항복변위로 산정하였다. 실험결과, 최대하중($P_{\max}$)에 대한 항복하중(P_y)의 비는 정·부모멘트역에서 모두 82%로 나타났으며, 변형성능비($\delta_{\max}/\delta_y$)는 정모멘트역에서 2.3, 부모멘트역에서 3.3으로 나타났다. 1차 슬립은 최대하중의 21%~26%의 하중에서 발생하였다. SPC Beam의 2점가력실험 결과 값을 Table 1에 정리하였다. 할선강성(K_s)는 최대하중의 10%점과 50%점을 이은 선분의 기울기로 산정하였다.

정모멘트 실험체는 하중 약 260kN(변위 약 3.7mm)에서 초기슬립이 발생하였으나, 큰 강성저하없이 선형적인 거동을 보였다. 이는 강판과 콘크리트의 화학적 부착력이 손실된 것으로 판단되며, 약 657kN(변위 약 12.7mm)에서 2차 강성 저하가 발생하였다. 이후 응력 재분배가 이루어지면서 약 800kN(변위 약 14.5mm)에서 단면이 항복한다.

항복 이후 완만한 강도 증가를 보였으나, 휨균열이 증가하며 약 890kN에서 가력점 하부의 중간 플랜지와 상

Table 1. Result of two point loading test

Specimen	K_s (kN/mm)	P_s(kN)	P_y (kN)	$P_{\max}$(kN)	$P_y/P_{\max}$	δ_s (mm)	δ_y (mm)	$\delta_{\max}$(mm)	$\delta_{\max}/\delta_y$
Positive	53.3	260	800	981.1	0.82	3.7	14.5	33.2	2.3
Negative	38.9	210	810	988.3	0.82	3.0	20.5	66.7	3.3

• P_s : Load at slip occurrence • P_y : Yielding load • δ_s : Displacement of slip occurrence • δ_y : Displacement at yielding load point
• $P_{\max}$: Maximum load • K_s : Secant stiffness • $\delta_{\max}$: Displacement of maximum load point

부 콘크리트에 틈이 벌어지기 시작하였고, 강판에 국부좌굴이 발생하였다. 이후 균열이 진전되며, 981.1kN에서 최대강도(처짐량 : 33.2mm(L/168))를 발휘하고 완만한 강도 저하를 보인다. 또한 최대강도의 80%까지를 유효휨강도(785kN)로 평가할 때, 변위($\delta_{80\%}$)는 72.5 mm이다. 이 값을 통한 변위연성도($\delta_{80\%}/\delta_y$)는 약 5.0로서 비교적 연성적인 거동을 보인다. 실험체 단부에서 측정한 콘크리트와 강재와의 최대 슬립량은 10mm이다. 실험체의 하중-변위 관계를 Fig. 6(a), 파괴 형상을 Fig. 7에 나타내었다.

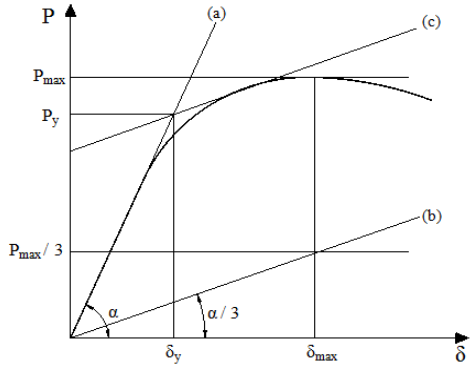


Fig. 5. Yield load calculation method

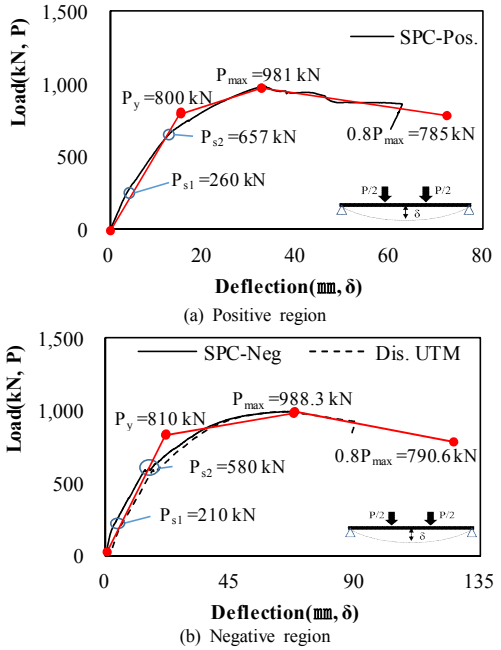


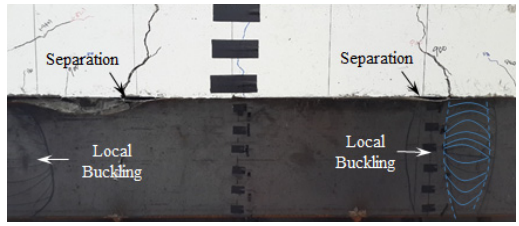
Fig. 6. Load-Displacement Curve of SPC

3.2.2 단면의 변형율 분포

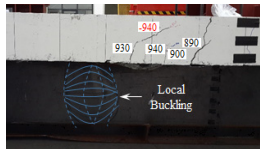
(1) 정모멘트역

실험체 단면의 합성정도를 파악하기 위해 부착한 변형률 게이지를 통해 단면의 변형률 분포를 확인할 수 있다. 강판에 부착한 게이지를 Fig. 9에서 비교하였다. 또한 단면의 하중단계에 따라 단면 변형률 분포를 정리하여 Fig. 10(a)에 나타내었다. 하중단계는 총 6단계로, 최대하중(P_{max})의 10%, 50%, 65%, 85%와 항복하중, 최대하중으로 구분하였다.

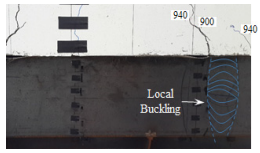
Fig. 9(a)에서 강재 단면의 각 요소는 하중이 증가함에 따라 각각 압축·인장 변형을 보였으며, 중립축 상부(압축영역, no. 6~no. 11)에 위치한 단면요소들은 P_{PR}을 기점으로 변형율의 방향이 역전되거나, 압축측으로 급격히 증가하였다. 이러한 변형은 콘크리트와 강재의 경계면에서 합성거동을 하지 못하고 불완전합성보로 거동하였다. P_{PR}은 비합성거동을 보이는시점을 의미한다. 이로 인해 Fig. 7(d)와 같이 단부에서 슬립과 균열이 발생하였고, Fig. 7(e)와 같이 상부 플랜지(데크받침턱)에 압축력이 작용하게 되어 국부좌굴이 발생하였다.



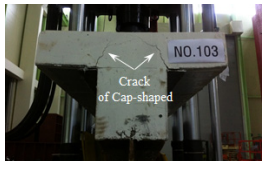
(a) Buckling of Steel plate and separation of concrete slab and deck



(b) flexural crack and buckling (Left of loading point)



(c) flexural crack and buckling (Right of loading point)



(d) Cracks of end section

(e) Local buckling at top flange

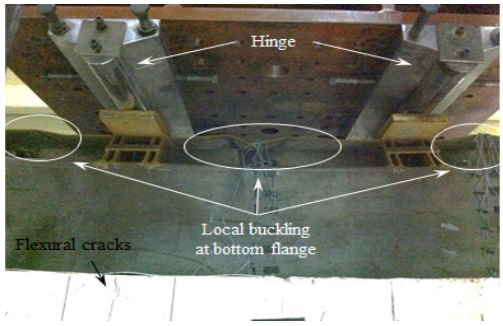
Fig. 7. Failure Shape of positive

또한 내·외부의 동일한 높이에서 측정한 게이지값을 통해 내부의 'ㄷ'형강과 외부의 측판은 휨에 대해동일한 거동을 한다. 11번 게이지는 부착상의 이유로 계획보다 하부(인장측)에 부착되었다. 이에 따라 계획된 위치보다 20mm아래의 4번 게이지와 유사한 변형을 보였다. 내부의 돌출단면은 7번, 8번 사이에 위치하여 유사한 변형을 보였다. 중립축이 이동함에 따라 압축변형에 대해 내부에 채워진 콘크리트에 의해 국부좌굴이 방지되어 동일한 위치에 있는 외부 강판과 비교하여 더 큰 압축변형도를 보였다.

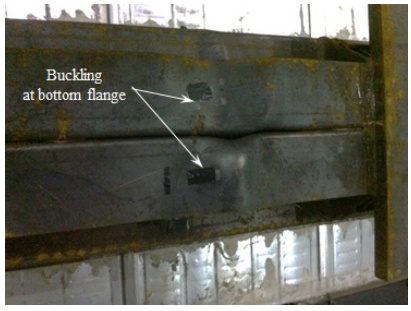
Fig. 10에서 단면의 변형율 분포를 통해 중립축의 이동추이를 확인할 수 있다. Fig. 10(a)에서 정모멘트 실험체는 선형적 변형분포를 보이는 탄성영역에서 탄성중립축($Y_{N.A}$)은 슬래브 상부로부터 약 220mm에 위치하며, 비합성거동에 의해 이선형 변형분포를 보이는 불완전합성보로 거동하며 중립축이 단면 하부로 이동하였다. 따라서 최대강도($P_{\max}$)시 소성중립축($Y_{P.N.A}$)은 단면 상부로부터 340mm에 위치하였다. 또한 강재보 볼트 체결부(no. 2)의 변형율이 최대강도 시 0.0015 이다. 타부위 단면 요소들은 하부로 갈수록 큰 인장변형율을 보이나, 돌출 웨브부의 변형율은 더 이상 증가하지 않았다. 이는 볼트 체결부는 단면이 절단되어 인장변형 시 변형이 작은 것으로 판단된다. 이를 통해 볼트 체결부는 탄성상태에 있으며, 휨성능에 미치는 영향이 작음을 알 수 있다. 따라서 SPC Beam의 정모멘트 휨강도 산정 시 볼트 체결에 따른 단면 결손부분은 제외하여야 할 것이다.

(2) 부모멘트역

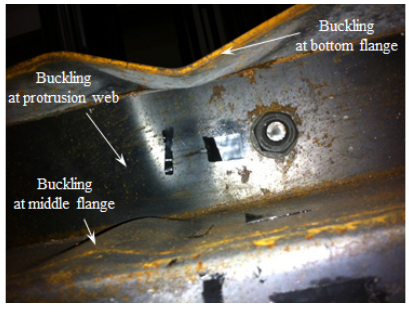
부모멘트 실험체도 정모멘트 실험체와 동일하게 각 단면에서의 변형율을 하중에 따라 Fig. 9(b)에 나타내었다. 또한 단면의 변형율 분포를 Fig. 10(b)에 나타내었다. Fig. 9(b)에서 하중 210kN에서 1차 슬립이 발생하였고, 이후 580kN에서 2차 슬립이 발생하며 각 단면 요소들의 변형이 가속되었다. 합성단면의 하부(강재 볼트 체결부)가 압축영역임에 따라 돌출된 하부플랜지에 약 872 kN에서 국부좌굴이 발생하여 변형방향이 역전되었다(no. 1). 이후 962kN에서는 중간플랜지에서 국부좌굴이 발생하며(no. 3) 1번 게이지와 동일한 변형을 보였다. 돌출부의 웨브는 부모멘트역에서 압축요소로 작용하며 국부변형없이 소성단계에 도달(no. 2)하였다. 이것은 4조각의 강판을 볼트로 강하게 체결하여 하부플랜지와 중간플랜지에 국부좌굴이 발생하여도 돌출부 웨브에 미치는 영향이 작은 것으로 판단된다. 측판에 부착한 6번 게이지는 가력 초반부터 약 900kN까지 변형이 발생하지 않았으나, 이후 인장변형이 발생하였다. 따라서 중립축이 위치하여 변형이 극히 작았으나, 900kN 이후 중립축이 단면 하부(볼트체결부)쪽으로 이동하여 인장영역이 넓어졌기 때문으로 판단된다. 이로부터 압축영역의 플랜지가 국부좌굴하여 휨내력에 기여도는 작으나, 정모멘트역과 달리 돌출부 웨브가 압축내력을 발휘하고, 내부에 충전된 콘크리트의 압축강도가 증가하는 것으로 판단된다.



(a) Local buckling bottom flange



(b) Detail of bottom flange buckling



(c) Detail of middle flange buckling

Fig. 8. Failure shape of negative

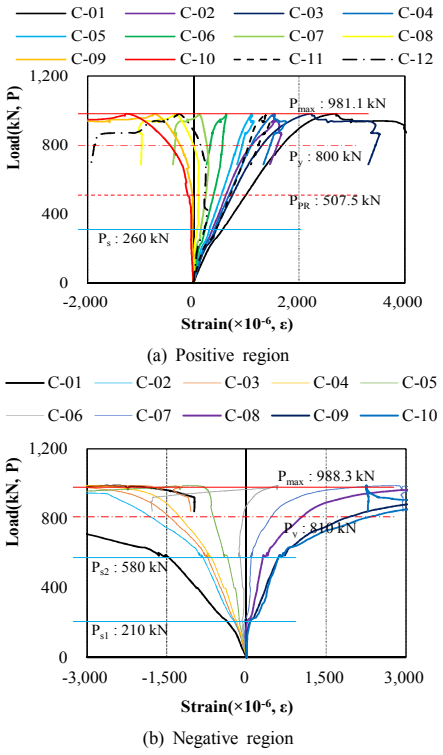


Fig. 9. Comparison of the strain of steel plate

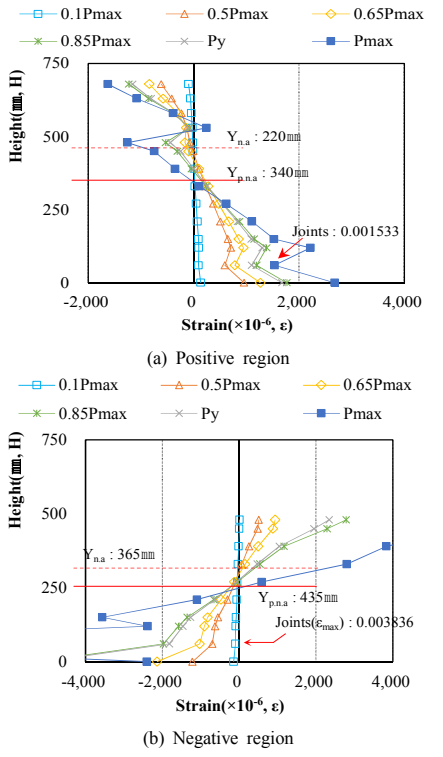


Fig. 10. Strain distribution of composite section

4. 분석 및 고찰

4.1 휨강도 산정

SPC Beam의 실험 결과를 평가하기 위해 건축구조기준 및 해설(KBC2009)에서 제시하는 방법을 사용하여 공칭휨강도를 상정하였다.[10]공칭휨강도는 소성응력분포법(Plastic Stress Distribution Method, 이하 PSM)을 사용하였으며, 단순하면서도 편리한 계산법으로, 국내 KBC를 비롯하여 AISC의 설계규준에서 적용되고 있다. PSM은 단면에 작용하는 변형률이 선형적으로 분포하며 재료가 탄소성적으로 거동한다는 가정을 근거로 한 것이다. 이 방법은 콘크리트가 0.003의 압축변형도에서 압괴강도에 도달하고, 이 때 강재는 항복변형도($\varepsilon_y = F_y/E_s$)에 도달했다고 가정하며 응력의 크기가 $0.85f_{ck}$인 정방형응력블럭을 사용한다.

4.1.1 정모멘트역

정모멘트를 받는 합성단면에서 중립축의 위치에 따라 소성중립축이 슬래브에 위치하는 경우(Fig. 11(a))와 내부플랜지 상부에 위치하는 경우(Fig. 11(b))로 구분하여 설계휨강도를 산정하였다.

(1) 소성중립축이 슬래브에 위치하는 경우($Y_{P.N.A} < t_s$)

소성중립축($Y_{P.N.A}$)은 압축측 콘크리트 응력블럭의 깊이와 같으며, 휨강도 M_n은 Eq.(4)와 같다. 소성중립축의 위치는 압축소성강도=인장소성강도임을 이용하여 계산하며, SPC Beam의 휨강도 계산 시 상부의 Cap은 제외하였다.

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

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

$$Y_{P.N.A} = \frac{T_s}{0.85f_{ck}b_e} \tag{3}$$

$$M_n^+ = C_{con}\left(\frac{y_{P.N.A}}{2}\right) + T_{f1}\left(t_s - y_{P.N.A} + \frac{t_p}{2}\right) + T_{w1}\left(t_s - y_{P.N.A} + \frac{h_1}{2}\right) + T_{f2}\left(t_s - y_{P.N.A} + h_4 + \frac{t_p}{2}\right) + T_{w2}\left(t_s - y_{P.N.A} + h_4 + \frac{h_3 - h_2}{2}\right) + T_{f3}\left(t_s - y_{P.N.A} + h_1 - \frac{t_p}{2}\right) + T_{w3}\left(t_s - y_{P.N.A} + h_1 + \frac{h_2 - t_p}{2}\right) + T_{f4}(H - y_{P.N.A} - \frac{t_p}{2}) \quad (4)$$

여기서,

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

(2) 소성중립축이 웨브에 위치하는 경우($Y_{P.N.A} > t_s$)

소성중립축($Y_{P.N.A}$)이 강재보의 상부플랜지와 내부플랜지의 사이에 위치한 경우이다. 강재보 내부의 콘크리트 압축력은 무시하였고, 휨강도 M_n은 Eq.(6)과 같다.

$$y_{P.N.A} = \left(\frac{T_s - C_{con} - T_{f1}}{F_y t_p}\right) \quad (5)$$

$$M_n^+ = C_{con}\left(\frac{t_s}{2}\right) + C_{f1}(y_{P.N.A} - t_s - \frac{t_p}{2}) + C_{w1}\left(\frac{y_{P.N.A} - t_s - t_p}{2}\right) + T_{f2}\left(H - y_{P.N.A} - h_3 + \frac{t_p}{2}\right) + T_{w1}\left(\frac{H - y_{P.N.A} - h_2 - t_p}{2}\right) + T_{w2}\left(H - y_{P.N.A} - h_2 - \left(\frac{h_3 - h_2 - t_p}{2}\right)\right) + T_{f3}(H - y_{P.N.A} - h_2 - \frac{t_p}{2}) + T_{w3}\left(H - y_{P.N.A} - \left(\frac{h_2 - t_p}{2}\right)\right) + T_{f4}\left(H - y_{P.N.A} - \frac{t_p}{2}\right) \quad (6)$$

여기서,

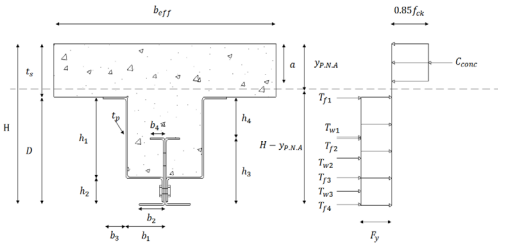
C_{f1} : 상부플랜지 압축 강도
C_{w1} : 중립축 상부 웨브의 압축강도

4.1.2 부모멘트역

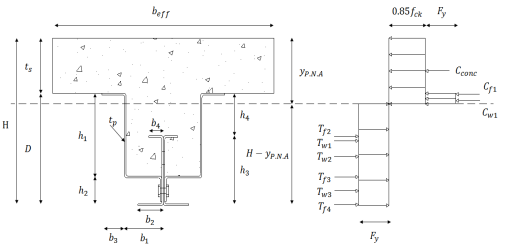
부모멘트 산정 시 일반 H형강보를 사용하는 합성보에서는 순수 철골보로 계산한다. 본 SPC Beam의 경우, Cap의 수평전단저항성능에 의해 합성단면의 소성응력분포로부터 부모멘트를 계산한다. 합성단면의 소성응력분포는 유효 슬래브 폭 내에 배근된 길이방향 철근의 인장력과 강재보와 내부 콘크리트의 압축력을 통해 부모멘트를 계산할 수 있다.

부모멘트의 경우 소성중립축은 측판의 웨브에 위치하게 되며, Fig. 11(c)에서와 같이 중립축 하부의 콘크리트가 함께 압축력을 발휘한다. 따라서 부모멘트역의 휨강도는 Eq.(7)과 같다.

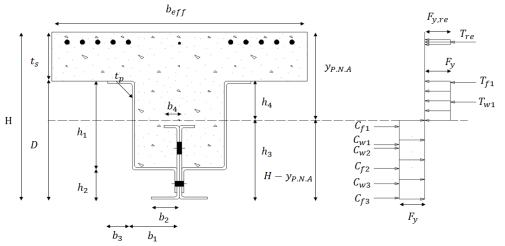
$$
\begin{aligned}
M_n^- = {} & T_{re}\left(Y_{P.N.A}-h_{cover}-\frac{d_{re}}{2}\right) \\
& + T_{f1}\left(Y_{P.N.A}-t_s-\frac{t_p}{2}\right) \\
& + T_{w1}\left(\frac{Y_{P.N.A}-t_s-t_p}{2}\right) \\
& + C_{f1}\left(H-Y_{P.N.A}-h_3-h_4+t_p\right) \\
& + C_{w1}\left(\frac{H-Y_{P.N.A}-h_3}{2}\right) \\
& + C_{con}\left(\frac{H-Y_{P.N.A}-h_3}{2}\right) \\
& + C_{w2}\left(H-Y_{P.N.A}-h_3-\frac{h_4}{2}\right) \\
& + C_{f2}\left(H-Y_{P.N.A}-h_3-\frac{t_p}{2}\right) \\
& + C_{w3}\left(H-Y_{P.N.A}-\frac{h_3}{2}\right) \\
& + C_{f3}\left(H-Y_{P.N.A}-\frac{t_p}{2}\right)
\end{aligned} \tag{7}
$$



(a) In case the P.N.A is positioned in Slab



(b) In case the P.N.A is positioned in Web



(c) In case the negative moment

Fig. 11. Plastic stress distribution of SPC section

4.1.3 합성단면의 유효휨강성

KBC 2009에서 제시하는 불완전 합성보의 탄성단면2차모멘트(I_{eff})를 Eq.(8)로 나타내었으며, 강재단면의 인장플랜지에 대한 유효단면계수(S_{eff})를 Eq.(9)으로 제시하였다. 또한 Eq.(8)과 Eq.(9)에서 $\sum Q_n / C_f$의 값을 0.25보다 큰 값을 사용하도록 제한하고 있다. 본 연구에서는 Eq.(9)의 단면계수를 휨강도로 변환하여 Eq.(10)과 같이 나타내었다.

$$I_{eff} = I_s + \sqrt{\left(\sum Q_n / C_f\right)}\left(I_{tr} - I_s\right) \tag{8}$$

$$S_{eff} = S_s + \sqrt{\left(\sum Q_n / C_f\right)}\left(S_{tr} - S_s\right) \tag{9}$$

$$M_{eff} = M_s + \sqrt{\left(\sum Q_n / C_f\right)}\left(M_{tr} - M_s\right) \tag{10}$$

I_s : 강재 단면의 단면2차모멘트(mm^4)

I_{tr} : 균열이 없는 완전합성환산단면의 단면2차모멘트(mm^4)

$\sum Q_n$: 정모멘트가 최대가 되는 위치와 모멘트가 0이 되는 위치사이의 시어커넥터의 공칭강도의 합(N)

C_f : 완전합성보의 콘크리트슬래브의 압축력 $\min(A_s F_y, 0.85 f_{ck} A_c)$

S_s : 강재 단면의 인장플랜지에 대한 단면계수(mm^3)

S_{eff} : 균열이 없는 완전합성환산단면의 강재 단면의 인장플랜지에 대한 단면계수(mm^3)

M_s : 강재 단면의 소성모멘트($kN{\cdot}m$)

M_{tr} : 균열이 없는 완전합성환산단면의 소성모멘트($kN{\cdot}m$)

4.1.4 실험값과 이론값 비교평가

앞에서 설명한 정·부모멘트역의 휨강도를 각각 계산하여 실험값과 비교하였다. 정모멘트역에서 중립축은 슬래브에 위치하는 경우로써, Eq.(5)를 적용하였다. 중립축은 슬래브 상단에서부터 $169mm$에 위치하였으며, 재료시험값을 사용한 공칭휨강도는 1,657 $kN{\cdot}m$이고, 합성단면의 환산 단면2차모멘트로부터 계산한 EI_{eff}는 $2.80{\times}10^5 kN{\cdot}m^2$ 이다. 부모멘트역에서 중립축은 슬래브 상단으로부터 $444mm$에 위치하며, 재료시험값을 사용한 공칭휨강도는 $1{,}381 kN{\cdot}m$ 이다. 이론값과 실험값을 비교하여 Table 2에 정리하였다. 휨강도에서 실험값은 이론값 대비 정모멘트역에서 0.71배, 부모멘트역에서 0.86배를 나타내었으며, 유효휨강성에서 실험값은 이론값 대비 정·부모멘트역에서 모두 0.73배를 나타내었다.

Table 2. Comparison of Theory value by PSM and Test value

Specimens	Theory		Test		Test/Theory	
	EI_{eff} $(kN\cdot m^2)$	M_n $(kN\cdot m)$	EI_{eff} $(kN\cdot m^2)$	M_n $(kN\cdot m)$	EI_{eff}	$M_n/M_{\max}$
Positive	2.80×105	1,657	2.05×105	1,177	0.73	0.71
Negative		1,371	2.05×105	1,186	0.73	0.86

EI_{ef}: Effective flexural rigidity $M_{\max}$: Maximum moment

SPC Beam의 최대강도가 이론값 대비 71%, 86%의 강도를 발휘하는 것은 수평전단성능이 부족하여 P_{PR}을 기점으로 콘크리트와 강재가 불완전합성단면으로 거동하기 때문이다. 그러나 실험체는 완전합성보의 70% 이상의 휨강도를 발휘하는 것으로 보아 단면의 기계적 부착력과 Cap의 전단거동으로 합성효과를 유발하며, Cap의 간격을 조정하여 합성율을 증가시킬 수 있을 것으로 판단된다.

4.2 정·부모멘트역 성능 비교

동일한 단면형상에 대해 하중 방향을 반대로 설정하여 실험한 두 실험체는 유사한 내력을 발휘하였다. 하중 초기에 강재보와 콘크리트 슬래브에 슬립이 발생하기 전에는 동일한 강성을 보였으나, 슬립 이후에는 정모멘트역에서 약 37% 큰 강성을 보였다. 그러나 변형성능은 부모멘트역에서 더 크게 나타났다.

Fig. 12과 같이 상대적으로 강성이 작은 부모멘트역에서는 최대하중 시 변위가 약 $67mm$로 정모멘트역에서의 변위 $41mm$ 대비 50% 이상 높은 변형성능을 발휘하였다. SPC Beam은 부모멘트역에서 더 안정적인 연성거동을 보였으며, 최대하중 시 0.022rad.($\delta/L/2$)의 변형성능을 나타내었다. 따라서 합성모멘트 골조의 중간모멘트골조 이상의 보-기둥 접합부에 상응하는 회전성능을 기대할 수 있을 것으로 판단된다.

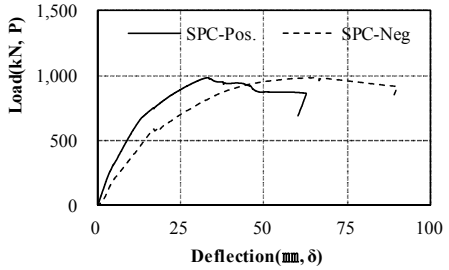
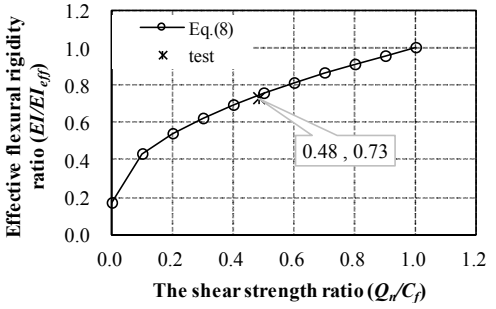


Fig. 12. Load-Displacement Curve for loading direction

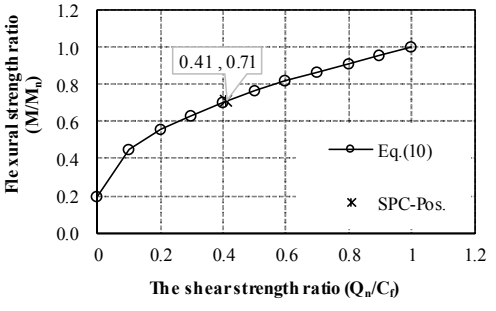
4.3 합성율

KBC 2009에서는 Fig. 13과 같이 전단강도비에 따른 휨강도비를 나타내고 있다. Fig. 13(b)의 전단강도비와 휨강도비의 관계는 비선형적인 관계로써 합성의 정도가 1.0에 가까워짐에 따라 기울기가 수평에 가깝게 된다. 즉 전단연결재 강도의 증가와 비례하는 휨강도의 증가를 나타내지 않는다. 그러나 일정한 합성의 정도(약 10%)가 감소할수록 휨강도의 감소가 급격해지고 있다.

Fig. 13(b)는 전단강도비($\sum Q_n/C_f$)에 따른 실험체 SPC Beam 강재보의 소성모멘트(M_s)와 완전합성으로 가정한 소성모멘트(M_{tr})를 적용하여 나타내었다. 이론적으로 산정한 관계그래프에 정모멘트역 실험값을 적용할 경우, 휨강성은 약 48%의 전단강도비, 휨강도는 약 41%의 전단강도비를 나타냈다. 따라서 작업자의 보폭을 고려한 $280mm$로 배치한 다용도 전단연결재(Cap)에 의해 합성효과가 발휘되며, Cap의 설계 시 고려되어야 할 것이다.



(a) Comparison of flexural rigidity



(b) Comparison of flexural strength

Fig. 13. The flexural rigidity and strength according to shear connector strength ratio

5. 결론

본 연구에서는 Z형과 ㄷ형으로 절곡한 강판을 사용하여 강판-콘크리트 합성보를 개발하였고, 일반건축물에 적용하기 위해 SPC Beam의 휨성능과 거동특성을 검증하기 위한 실대 규모의 실험을 수행하였으며, 결과는 다음과 같다.

(1) 휨실험 결과, 다용도 전단연결재(Cap)를 사용하여 상부 압축측 콘크리트부에 길이방향의 균열이 발생하였지만, 최소한의 횡보강근에도 심각한 손상을 일으키는 콘크리트의 파괴는 발생하지 않았다.

(2) 가력초기에 슬립 발행 후, 하중이 증가됨에 따라 절곡단면의 형상 이점을 통해 급격한 강성의 감소 없이 항복에 도달한다. 항복 후 완만하게 최대내력에 도달하며, 항복강도와 최대강도의 비가 모두 0.82이다. 또한 변위연성도를 최대강도의 85%를 유효휨강도로 평가할 경우 약 5.0, 6.0으로서 상당히 연성적인 거동을 보였다.

(3) SPC Beam은 정·부모멘트역에서 완전합성보로 가정한 이론값의 70% 이상의 강도를 발휘하였다. 따라서 SPC Beam은 절곡된 강판의 기계적 부착력과 Cap의 합성효과로 부속철물들의 절감이 가능하다. 또한 Cap의 개수를 조정하여 합성율을 조절할 수 있을 것으로 판단된다.

(4) 실험결과와 KBC에서 제시하는 방법을 비교한 결과를 통해 KBC에서 제시하는 휨강도 산정법과 휨강성 산정법을 적용할 수 있을 것으로 판단된다.

본 연구에서는 정·부모멘트역에서의 대표형상을 대상으로 하였기 때문에, 단면 형상과 Cap을 변수로 추가적인 실험과 해석을 통해 SPC Beam의 성능검증이 수행될 것이다.

References

[1] Sung-Pil Chang, Chang-Su Shim, Composite structures, Goomibook, 2006.

[2] RIST, Composite slabs and Beams using steel decking, Research institute of Industrial Science and Technology, Goomibook, 2011.

[3] Sang-Seup Kim, Sang-Mo Kim, Sung-Bae Kim, o 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, 2004.
DOI: http://www.koreascience.or.kr/article/ArticleFullRecord.jsp?cn=GGJHBP_2004_v16n2s69_225

[4] 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, 2007.
DOI: http://www.koreascience.or.kr/article/ArticleFullRecord.jsp?cn=GGJHBP_2007_v19n4_413

[5] AIK, Korea building code and commentary-structural, *Architectural Institute of Korea*, 2009.

[6] KSSC, Standard of design of steel structure by load and resistance factor design method, *Korean Society of Steel Construction* , 2014.

[7] AISC, Steel Construction Manual, American Institute of Steel Construction, 2011.

[8] CEN, Eurocode 4: Design of composite steel and concrete structures, ENV 1994-2, 1994

[9] William T. Segui, Steel Design (International Student Edition), Thomson, 2006.

[10] AIK. KBC 2009, Korean building code-structural. Seoul, Korea, Architectural Institute of Korea, 2009.

한 명 환(Myoung-Hwan Han) **[정회원]**

- 1984년 4월 ~ 2012년 12월 : 국방부, 합동참모본부, 공군본부, 공군작전사령부, 공군비행단 (2012년 12월, 공군대령 전역)
- 2007년 3월 ~ 2009년 8월 : 연세대학교, 공학대학원, 방재안전학과 (석사)
- 2013년 1월 ~ 현재 : ㈜정림건축종합건축사사무소, CM사업본부(전무이사)
- 2014년 3월 ~ 현재 : 경기대학교, 일반대학원, 건축공학과 (박사과정)

<관심분야>
건축, 건축시공

최 병 정(Byong-Jeong Choi) **[정회원]**

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

<관심분야>
건축, 토목