



춤이 작은 신형상 고성능 하이브리드 합성보의 휨성능 평가

김성배¹ · 조성현² · 오광수³ · 전용한² · 최영한² · 김상섭^{4*}

¹소장, ㈜더나은구조엔지니어링, ²석사과정, 한국기술교육대학교, 건축공학과, ³대리, ㈜더나은구조엔지니어링,
⁴교수, 한국기술교육대학교, 디자인·건축공학부

Bending Performance Evaluation of Hybrid Composite Beam with Low Depth and New Shape

Kim, Sung Bae¹, Cho, Seong Hyun², Oh, Kwang Soo³, Jeon, Yong Han²,
Choi, Young Han², Kim, Sang Seup^{4*}

¹Manager, The Naeun Structural Engineering, Seoul, 07205, Korea

²Master Course, Department of Architectural Engineering, KOREATECH, 31253, Cheonan, Korea

³Assistant Manager, The Naeun Structural Engineering, Seoul, 07205, Korea

⁴Professor, School of Design & Architectural Engineering, KOREATECH, 31253, Cheonan, Korea

Abstract - This study developed the shape of low depth new shape high performance hybrid composite beam which is taken strengths and compensated the defect of composite beam and hybrid beam. Also, this study performed the monotonic test to evaluate the bending performance of Low depth shape by creating 12 bending specimens. Bending performance test result showed that capacity of the beam was increased stably. Also, it is possible to apply the existing evaluation equation(KBC 2009) of composite beam. Mechanical properties and structural performance of materials are considered when high-strength steel ($F_y = 650\text{MPa}$) is applied to the bottom plate.

Keywords - Composite Beam, Hybrid Beam, New Shape and Low Depth, Bending Performance Test, Flexural Strength

1. 서론

최근 국내에서는 롯데월드타워 및 동대문 디자인플라자와 같은 초고층, 장스팬 건축물이 지속적으로 건축되고 있다^[1]. 또한, 노령화와 3D산업 회피 등으로 국내 건설산업의 인건비가 상승하여, 건식공법에 대한 연구와 도입이 필수적인 상황에 직면했다^[2]. 건식공법은 주로 공장생산과 현장설치로 이어지는 특징을 갖으며, 건축구조시스템도 그 범주에 포함되고 있다. 이러한 사회여건을 반영하여, 경제성 및 시공성

을 확보하고 콘크리트와 강재의 재료적 장점을 극대화 시킨 합성구조 연구가 활발히 진행되고 있다. 합성구조는 건축물 중 부재 수가 가장 많고, 적용 범위가 넓은 합성보에 대한 연구개발 및 적용이 가장 많은 상황이다^{[3],[4]}.

합성보는 콘크리트 슬래브가 압축력을 부담하고, 강재보가 인장력을 분담하도록 슬래브와 강재보를 일체화시킨 구조시스템이다. 상부 콘크리트 슬래브가 압축력을 지지하므로 구조효율이 우수한 장점을 갖는다. 또한, 하이브리드보는 휨응력을 분담하는 플랜지에 고강도강을 사용하고, 전단력을 지지하는 웨브에 일반강재를 적용한다. 하이브리드보는 이미 일반화된 개념이나, 강도가 상이한 판재를 조합하여 용접하므로 용접부 품질확보 및 제작관리에 주의가 필요하다^{[5],[6]}. 이에 본 연구에서는 하이브리드보와 합성보를 조합한 새로운 형상의 하이브리드 합성보를 개발하고 휨성능을 평가하였다.

Note.-Discussion open until December 31, 2016. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on December 29, 2015; revised March 27, 2016; approved on May 13, 2016.

Copyright © 2016 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-41-560-1330 Fax. +82-41-560-1224

E-mail. kimss@koreatech.ac.kr

신형상 고성능 하이브리드 합성보는 Fig. 1과 같이 두 개의 Z형 측판과 하부강판, 보 내부의 고강도철근(SD500)으로 구성되며, Z형 측판과 하부강판은 고력볼트(F10T)로 접합시킨 새로운 형상이다. Z형 측판의 상부는 상부 플랜지를 담당하며, 상부플랜지의 단면을 줄여 부재의 효율을 증가시켰다. 또한, Fig. 2와 같이 보 내부에는 콘크리트를 충전하여 처짐 및 진동에 대한 사용성이 향상되도록 하였다.

신형상 고성능 하이브리드 합성보는 보 내력의 크기에 따라 Fig. 3과 같이 춤이 큰 형상과 춤이 작은 형상으로 구분한다. 춤이 작은 하이브리드 합성보는 Fig. 3(a)와 같이 하부강판이 판형으로 되어 있어 춤이 작은 보에 대해 경제성을 확보할 수 있다. 또한, 춤이 큰 하이브리드 합성보는 그림 Fig. 3(b)와 같이 하부강판이 C형강판으로 되어 있어 부재의 내력을 크게 요구하는 건축물에 사용이 가능하다.

신형상 고성능 하이브리드 합성보는 강재의 두께, Z형 강판의 춤 및 하부강판의 형상 등을 조합하여 부재내력에 적합

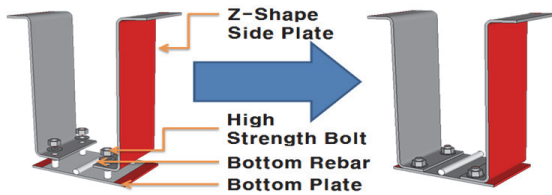


Fig. 1. New shape and low depth of high performance hybrid composite beam

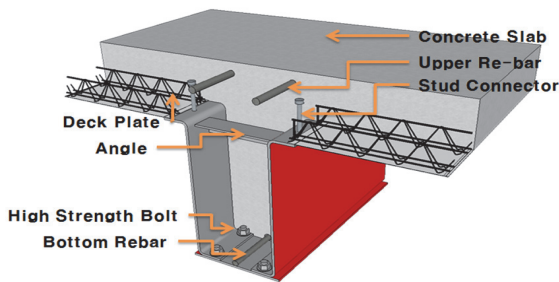


Fig. 2. New shape of hybrid composite beam

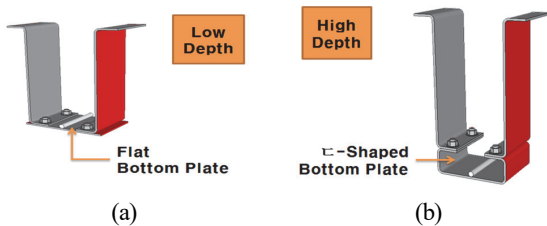


Fig. 3. Hybrid composite beam of low and high depth

하게 적용이 가능하다. 또한, 두 개의 Z형 측판과 C형 하부강판은 모두 포밍에 의한 냉간가공으로 성형 제작하나, 하부강판이 평판인 경우 판재를 절단하여 사용한다. Z형 측판과 하부강판(또는 C형 하부강판)은 각각 상이한 강도로 제작할 수 있으므로 하이브리드 보가 된다.

본 연구에서는 두 가지 형상 중 춤이 작은 신형상 고성능 하이브리드 합성보의 휨성능을 평가하기 위해 길이 6m의 실험체를 총 12개 제작하여 휨실험을 수행하였다.

2. 실험계획

2.1 실험계획 및 방법

춤이 작은 신형상 고성능 하이브리드 합성보의 휨성능 평가의 주요변수는 역학적 거동에 영향을 미칠 것으로 예상되는 보 춤의 크기, 하부강판의 두께, 하부강판의 강도, 하부 철근 유무, 하부 스티드커넥터 유무, 하부 보강플레이트의 유무 등을 실험변수로 설정하였다. 신형상 하이브리드 합성보의 Z형 측판과 하부강판의 접합에 사용된 고력볼트의 간격은 기존에 진행했던 실험결과를 바탕으로 400mm 간격을 적용하

Table 1. Test specimens

No.	Specimens	Beam Depth (mm)	Z-Plate Thickness (mm)	Bottom Plate Thickness (mm)	Bottom Plate F_y (MPa)	Bottom Rebar	Reinforcement Plate
1	S3-F3T6-R	300	6	6	325	HD25	
2	S3-F3T8-R	300	6	8	325	HD25	-
3	S3-F4T8-R	300	6	8	440	HD25	-
4	S3-F6T8-R	300	6	8	650	HD25	-
5	S5-F3T8-R	500	6	8	325	HD25	-
6	S5-F4T8-R	500	6	8	440	HD25	-
7	S5-F6T8-R	500	6	8	650	HD25	-
8	S5-F3T8-S	500	6	8	325	stud	-
9	S5-F3T8-N	500	6	8	325	-	-
10	S5-F3T8-SP	500	6	8	325	stud	○
11	S5-F3T8-NP	500	6	8	325	-	○
12	H-500×200×10×16						

S5 - F3 T8 - R

- ↳ Bottom Rebar: R → HD25, N → No rebar
- ↳ S → Reinforcement Stud Connector
- ↳ NP → No rebar + Reinforcement Plate
- ↳ SP → Reinforcement Stud Connector + Reinforcement Plate
- ↳ Bottom Plate Thickness: T6 → 6mm, T8 → 8mm
- ↳ Bottom Plate F_y : F3 → $F_y=325$ Mpa, F4 → $F_y=440$ MPa, F6 → $F_y=650$ MPa
- ↳ Beam Depth: S3 → 300mm, S5 → 500mm

였다^[7]. 스티드커넥터는 완전합성보가 되도록 콘크리트 슬래브 압축력과 강재보 인장력 중 작은 값 이상이 되도록 계산하여 배치하였다^{[8],[9],[10]}.

Table 1은 춤이 작은 고성능 하이브리드 합성보의 실험체 명과 변수를 정리한 것이다. 보 춤은 300, 500(mm) 두 가지이고, Z형 측판의 강재는 SM490($F_y=325\text{MPa}$)을 사용했으며, 두께는 6mm이다. 하부강판의 항복강도(F_y)와 판두께는 325MPa(6, 8mm), 440MPa(8mm), 650MPa (8mm)이다. 하부강판에 부착된 철근은 HD25($f_y=500\text{MPa}$)이고, 하부강판 내부에 설치한 스티드커넥터는 $\phi 16(@300)$ 이다. 일부 실험체는 보 내부 하단에 보강플레이트(SM490, 8mm)를 추가 설치하였으며, 보강플레이트와 하부강판 사이에 콘크리트의 원활한 충전을 위해 $\phi 50$ 크기의 원을 1,000mm 간격으로 천공하였다.

하부강판에 사용하고자 했던 HSA600(SM570TMC), HSA800 등은 판두께 6mm, 8mm의 박판 강재 수급이 거의 불가능하여 항복강도 및 인장강도가 유사한 ATOS60, ATOS80을 적용하였다. ATOS강재는 기계용 및 자동차구조용 제품이며, 제조사 제품명칭이다.

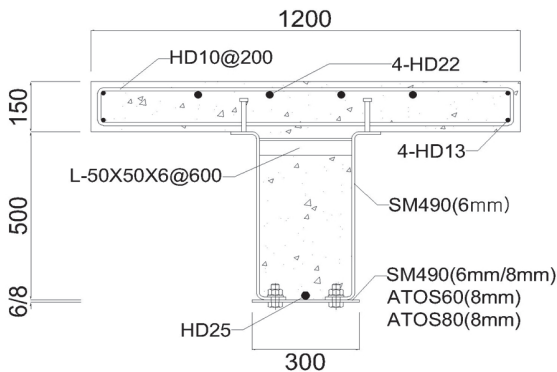


Fig. 4. Cross section of specimens

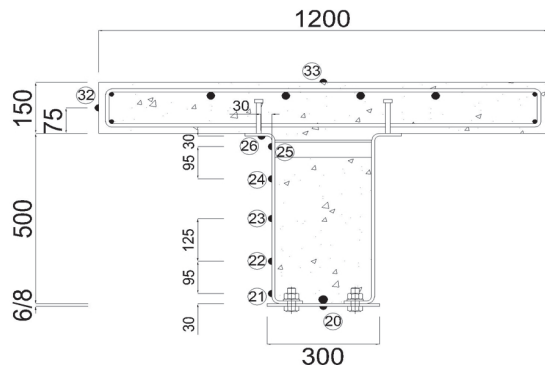


Fig. 5. Locating of strain gauge

Fig. 4는 춤이 작은 신형상 고성능 하이브리드 합성보의 실험체 단면이다. 콘크리트 슬래브의 크기는 슬래브의 압축력이 하부 강재의 인장력 보다 크도록 산정하였으며, 실험조건 및 가력범위 등을 고려하여 1,200×150(폭×두께, mm)으로 하였다. 또한, 소성중립축의 위치를 확인하기 위해 Fig. 5와 같이 보 측면 및 슬래브 측면에 스트레인 게이지를 부착하였고, Fig. 5 번호는 스트레인 게이지의 채널번호이다.

Fig. 6은 실험체 설치 전경이다. 실험체의 전체 길이는 6,000mm이고, 가력지점 간 거리는 5,500mm이다. 양 지점은 단순보로 설치하였으며, 단부 구속에 의한 연속보 조건은 향후 접합부실험 또는 구속조건을 고려한 실험으로 평가할 필요가 있다. 가력은 10MN용량의 만능시험기(UTM)를 사용하여 2점 가력 하였으며, 가력속도는 항복 이전에는 0.03mm/sec, 항복 이후에는 0.04mm/sec, 최대 이후에는 0.05mm/sec로 변위제어 하였다.

Fig. 7은 변위계(LVDT) 및 줄변위계(Wire DT) 설치 위치이다. 보 처짐을 측정하기 위해 보 중앙에는 Wire DT를 설치하였으며, 1/4지점에는 LVDT를 설치하였다. 또한, 합성보의 강재와 콘크리트의 밀림 유무를 측정하기 위해 양 단부 아래에서 50mm 떨어진 지점에 LVDT를 설치하였다. 실험의 전체 변위는 보 중앙의 Wire DT로 측정하였고, 하중은 액추에이터 내부 로드셀로 측정하였다. 실험은 최대하중 이후 최대하중의 80%까지 하중이 저하 될 때 실험을 종료하였다.

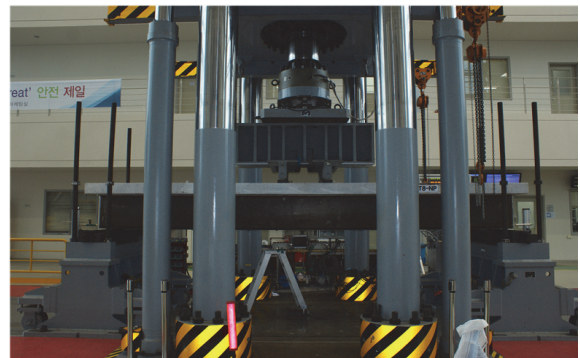


Fig. 6. View of specimens installation

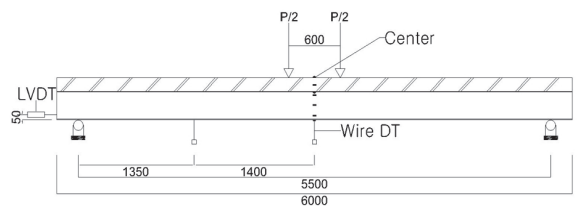


Fig. 7. Location of LVDT and Wire DT

2.2 소재시험

축이 작은 신형상 고성능 하이브리드 합성보의 휨성능 평가를 위해 실험체에 사용된 콘크리트 및 강재의 소재시험을 진행하였다. 실험에 사용된 콘크리트는 설계압축강도가 30MPa이며, 콘크리트 배합비는 Table 2와 같다. 압축강도 시험을 위해 KS F 2403에 의거하여 공시체를 제작하였으며, KS F 2405에 준하여 콘크리트 압축강도시험을 진행하였다. 압축강도시험결과 압축강도는 34.7MPa로 나타났다.

철근은 HD10, HD13, HD22, HD25 총 네 가지를 시험하였으며, 강판은 SM490 6mm, SM490 8mm, ATOS 60 8mm, ATOS80 8mm, SHN490 16mm(H형강 플랜지) 총 다섯 가지를 시험하였다. 철근 및 강판의 인장강도시험을 위해 KS B 0801에 준하여 인장시편을 각각 3개씩 제작하였으며, KS B 0802에 준하여 인장시험을 실시하였다.

시험결과는 Table 3에 정리하였다. 철근(SD500)의 경우 소재의 기계적 특성이 KS표준을 모두 만족한 것으로 나타났다. 강재의 소재시험결과, SM490, SHN490의 기계적 특성은 KS표준을 모두 만족한 것으로 나타났다. 그러나, ATOS80은 인장강도가 KS표준에 만족하지 않았으며, ATOS60은 항복강도 및 인장강도가 KS표준에 만족하지 않는 것으로 나타났다.

Table 2. Concrete mix proportion

Design Criterion Strength	W/C Ratio (%)	Slump (mm)	Max size of Coarse Aggregate (mm)	Fine Aggregate Ratio (%)	Air Content (%)	Minimum of Salt Content (kg/m ²)
30MPa	43.1	120	25	46.9	4.5±1.5	0.30

Table 3. Tensile Test Results of Rebar and Steel

Division		Yield Strength (MPa)	Tensile Strength (MPa)	Elongation (%)
Rebar	HD10	522.5	645.4	14.58
	HD13	557.6	651.1	16.83
	HD22	518.7	699.4	19.02
	HD25	538.9	665.2	21.19
Steel	SM490 6mm	390.6	537.8	35.62
	SM490 8mm	438.5	542.8	33.99
	ATOS60 8mm	396.3	552.0	36.53
	ATOS80 8mm	745.2	782.2	24.03
	SHN490 16mm	367.9	516.3	42.33

3. 실험결과

3.1 휨실험 결과

축이 작은 신형상 고성능 하이브리드 합성보의 휨실험을 통하여 항복하중 및 최대하중, 그리고 항복하중 및 최대하중 시 변위를 Table 4에 정리하였다. 실험체의 항복하중(P_y)은 Fig. 8과 같이 초기강성 그래프의 연장선이 최대하중의 수평선과 만나는 점을 수직으로 이동하여 하중-변위곡선 그래프와 만나는 점을 항복하중으로 산정하였다^[11]. 또한, 실험체의 항복변위(δ_y)는 항복하중 시 변위로 정의하였다. P_n 은 설계기준강도를 적용하여 산출한 공칭휨강도(M_n)를 실험체에 적용하여 산정한 하중(이하 공칭하중)이고, 실험체의 최대하중(P_u)은 실험에 의한 실험체의 최대하중이다.

휨실험 결과 공칭하중(P_n)에 대한 실험체의 최대하중(P_u)의 비(P_u/P_n)는 1.01~1.44이며, 평균 1.24이고, 실험체의 항복하중에 대한 최대하중의 비(P_u/P_y)는 1.20~1.30로 평균 1.23이다. 전반적으로 보 축 및 강판두께에 따라 부재의 내력이 안정적으로 증가하는 것을 확인할 수 있다.

하부강판에 ATOS80을 사용한 S3-F6T8-R과 S5-F6T8-R의 경우 고강도강재 사용으로 부재의 내력이 증가했지만, 공칭하중에 대한 실험체의 최대하중의 비가 각각 1.01배, 1.10배로 다른 실험체에 비해 다소 낮게 나타났다. 이러한 원인은 하중이 상승하면서 최대하중 부근에서 하부강판이 파단되어 지속적인 내력상승이 발생하지 못하였기 때문으로 판단된다.

하부강판에 ATOS60을 사용한 S3-F4T8-R과 S5-F4T8-R의 경우 공칭하중에 대한 실험체의 최대하중의 비가 각각 1.16배로 일반강재를 적용한 실험체에 비해 다소 저하하였다. 또한, 하부강판에 고강도강재 사용으로 부재의 최대하중이 충분히 상승할 것으로 예상했지만, 일반강재(SM490)를 적용한 실험체의 최대하중과 큰 차이가 없었다. 이러한 이

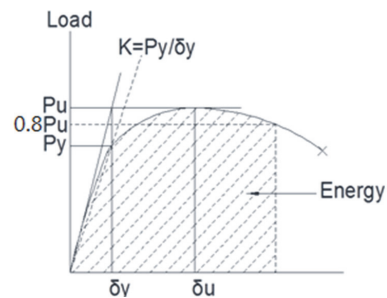


Fig. 8. Estimation of yield load

유는 ATOS60의 소재시험결과 항복강도가 KS표준에 미치지 못하여, 부재내력이 증가하지 못한 것으로 판단된다.

Fig. 9~Fig. 12는 춤이 작은 신형상 고성능 하이브리드 합성보의 휨실험 결과를 하중-변위 그래프로 나타낸 것이다. 휨실험 결과 하중-변위 그래프는 대체적으로 최대하중 이후 충분한 연성적 거동을 나타낸 것으로 확인되었다.

Fig. 9는 보 춤이 300mm인 실험체의 하중-변위 그래프이다. 하부강판의 두께가 증가함에 따라 부재의 내력도 증가하였지만, 하부강판의 항복강도에 관한 부재의 내력은 크게 상승하지 않았다. 이러한 원인은 S3-F4T8-R의 하부강판에 사용된 ATOS60의 소재시험결과 항복강도가 KS표준에 미치지 못한 원인과 ATOS80을 적용한 S3-F6T8-R의 하부강판이 파단되어 충분한 내력상승을 유발하지 못하였기 때문으로 판단된다.

Fig. 10은 보 춤이 500mm인 실험체 중 하부강판 강도를 변수로 한 실험체들의 하중-변위 그래프이다. S5-F4T8-R의 최대내력이 S5-F3T8-R의 최대내력을 상회하지 못했다. 또한, S5-F3T8-R과 S5-F6T8-R을 비교해 보면 하부강판의 강도가 증가함에 따라 부재의 최대내력이 상승하였으나, 충분한 강도증가는 나타나지 않았다. 이러한 현상은 하부강판에 사용된 ATOS60의 소재시험결과 항복강도가 KS표준에 미치지 못하였기 때문이며, ATOS80은 충분한 하중증가 없이 파단되어 내력이 상승하지 못한 것으로 판단된다.

보 춤이 500mm인 하이브리드 합성보(S5-F3T8-R)와 강재량이 비슷한 H형강(H-500×200×10×16)의 최대하

중을 비교해 보면 S5-F3T8-R의 최대하중이 1.29배정도 높으며, 강성 또한, H형강보다 하이브리드 합성보가 더 높게 나타났다.

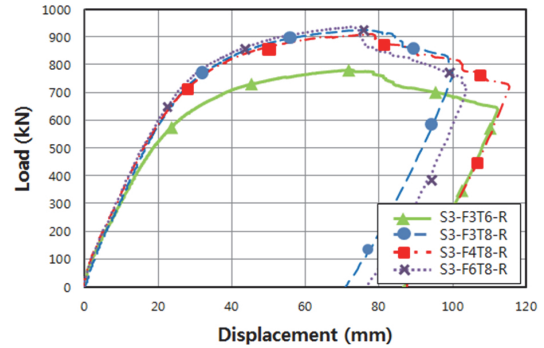


Fig. 9. Load displacement graph of s3 series

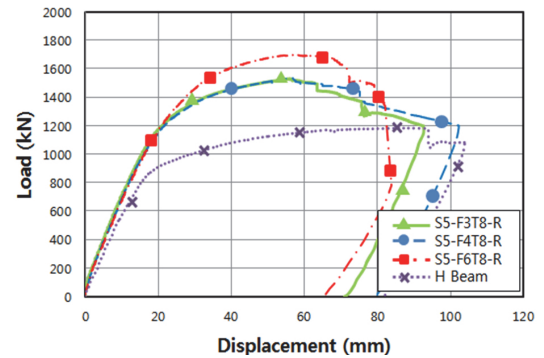


Fig. 10. Load displacement graph of S5 series (Variable - Bottom plate strength)

Table 4. Bending test result

Specimens	P_n (kN)	P_y (kN)	P_u (kN)	P_u/P_n	P_u/P_y	δ_y (mm)	δ_u (mm)
1. S3-F3T6-R	647.31	634.95	781.05	1.21	1.23	29.05	72.17
2. S3-F3T8-R	706.48	733.58	925.30	1.31	1.26	28.81	75.47
3. S3-F4T8-R	786.95	749.61	910.50	1.16	1.21	31.01	78.16
4. S3-F6T8-R	928.64	779.82	936.40	1.01	1.20	31.56	72.41
5. S5-F3T8-R	1,206.54	1,243.39	1,529.43	1.27	1.23	22.87	56.08
6. S5-F4T8-R	1,326.32	1,260.03	1,533.12	1.16	1.22	24.16	56.26
7. S5-F6T8-R	1,537.82	1,416.61	1,697.72	1.10	1.20	28.13	57.12
8. S5-F3T8-S	1,095.74	1,152.15	1,415.39	1.29	1.23	24.52	62.93
9. S5-F3T8-N	1,095.74	1,170.65	1,452.37	1.33	1.24	23.24	62.87
10. S5-F3T8-SP	1,348.46	1,510.93	1,821.62	1.35	1.21	26.48	59.44
11. S5-F3T8-NP	1,348.46	1,493.05	1,935.05	1.44	1.30	25.07	60.24
12. H-500×200×10×16	1,031.14	909.89	1,182.98	1.15	1.30	20.30	85.74

P_n : 공칭휨강도를 실험체에 적용하여 산정한 하중, δ_y : 실험체의 항복하중 시 변위,

P_y : 실험체의 항복하중,

δ_u : 실험체의 최대하중 시 변위

P_u : 실험체의 최대하중

Fig. 11은 보 춤이 500mm인 실험체 중 하부 철근 및 하부 스티드커넥터의 유무를 변수로 한 실험체들의 하중-변위 그래프이다. 하부 철근 및 하부 스티드커넥터를 변수로 한 S5-F3T8-N 및 S5-F3T8-S와 S5-F3T8-R을 비교하면, 하부철근은 부재내력을 증가시키지만, 하부 스티드커넥터는 부재내력에 영향을 미치지 못 하였다. 또한, 하부 스티드커넥터의 유-무에 의한 휨변형능력의 차이도 없는 것으로 나타났다.

Fig. 12는 보 춤이 500mm인 실험체 중 하부 보강플레이트 및 스티드커넥터의 유무를 변수로 한 실험체들의 하중-변위 그래프이다. S5-F3T8-NP와 S5-F3T8-SP의 공칭 하중에 대한 실험체의 최대하중의 비가 각각 1.35, 1.44로 하부 보강강판의 추가설치로 부재의 내력이 비례적으로 증가하였다. 또한, S5-F3T8-N과 비교하면 하부 보강플레이트의 추가는 부재의 내력을 증가시켰지만, 하부 보강플레이트와 함께 추가로 설치한 하부 스티드커넥터는 부재의 변형능력 상승에 큰 영향을 미치지 않는 것으로 나타났다.

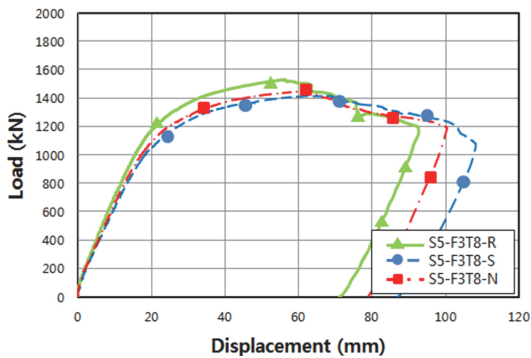


Fig. 11. Load displacement graph of S5 series (Variable Bottom rebar and bottom stud bolt)

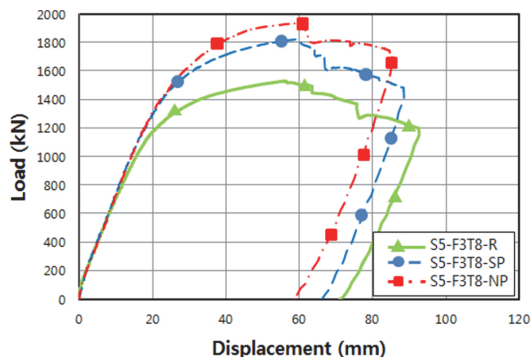


Fig. 12. Load displacement graph of S5 series (Variable Bottom reinforcement plate)

3.2 파괴모드

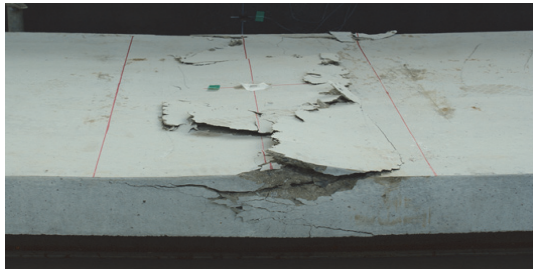
춤이 작은 신형상 고성능 하이브리드 합성보의 휨실험 파괴형상을 실험변수별로 비교분석하였다. 대부분의 실험체는 최대하중 이후 콘크리트 슬래브의 압괴로 하중이 저하되었다. 콘크리트 슬래브 균열은 가력지점 사이 콘크리트 슬래브 측면에서 휨 균열이 발생하였으며, 최대하중 이후 Fig. 13(a)와 같이 콘크리트 슬래브 압괴가 발생하면서, 하중이 저하되었다. 각 실험변수별 파괴모드는 다음과 같다.

보 춤이 300mm인 S3 시리즈 실험체는 콘크리트가 압괴되면서 하중저하가 발생하였다. 콘크리트 균열은 하부강판의 강도가 높을수록 압괴의 정도가 심한 것으로 나타났다. Z형 측판의 좌굴 및 보 단부의 밀림 현상은 발생하지 않았으며, 하부강판의 파괴도 일어나지 않았다. 다만, Fig.14와 같이 S3-F3T6-R의 경우 실험 종료 후 하부강판이 좌굴되었는데 이는 볼트구속과 얇은 하부강판의 영향으로 판단된다.

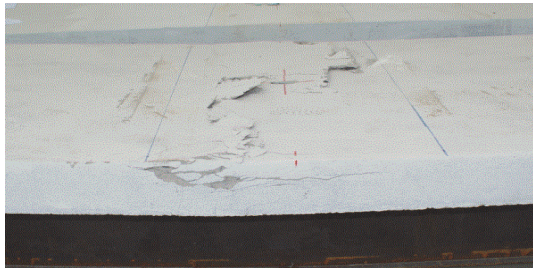
보 춤이 500mm인 S5 시리즈 실험체 중 하부강판 강도차이에 의한 파괴양상은 콘크리트 압괴로 인하여 하중저하가 발생하였으며, Z형 측판의 좌굴현상은 발생하지 않았다. 보 단부는 Fig. 17(a)와 같이 콘크리트가 약 1mm정도 미끄러짐이 발생하였다. 또한, 하부강판에 ATOS80을 사용한 S5-F6T8-R의 경우 최대하중 이후 급격한 하중감소를 보이며 Fig. 15와 같이 하부강판이 파단되었다. 파단은 볼트부를 시작으로 발생한 것으로 판단된다.

하부철근 유무를 변수로 한 실험체의 파괴양상은 콘크리트 슬래브의 압괴로 인하여 하중저하가 일어났으며, Z형 측판의 좌굴현상은 일어나지 않고 보 단부 콘크리트가 1mm정도 밀렸다. 하부철근이 없는 실험체(S5-F3T8-N)는 Fig. 13(b)와 같이 콘크리트 슬래브에 균열이 상대적으로 적었지만, Fig. 16과 같이 Z형 측판 하부에서 균열이 발생되었다. 이 균열은 Z형 측판의 소성가공 된 코너부를 기점으로 시작된 것으로 판단된다.

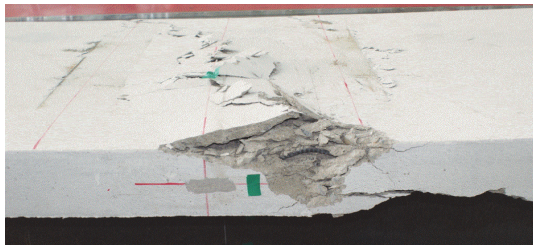
하부 보강강판의 유무를 변수로 한 실험체의 파괴양상은 콘크리트 슬래브의 압괴로 인하여 하중저하가 발생하였으며, Fig. 13(c)와 같이 다른 실험체에 비해 상대적으로 균열이 크게 나타났다. Z형 측판의 좌굴현상은 일어나지 않았으며, 보 단부에서 Fig. 17(b)와 같이 강재와 콘크리트사이에 5mm정도 미끄러움이 발생되었으며, 17(c)와 같이 강재와 콘크리트 사이가 8mm정도 이격되었다. 또한, 보강플레이트와 하부강판 사이의 공간에 콘크리트가 충분히 충전되지 않아 지점에서 변형이 발생하여 처짐이 증대된 것으로 판단된다.



(a) Bottom rebar specimen



(b) No bottom rebar specimen



(c) Reinforcement bottom plate specimen

Fig. 13. Concrete slab collapses



Fig. 14. After test, bottom plate of S3-F3T6-R

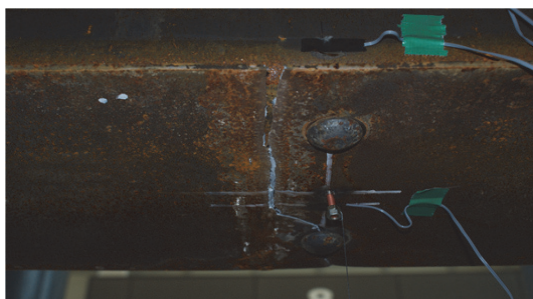


Fig. 15. After test, bottom plate of S5-F6T8-R

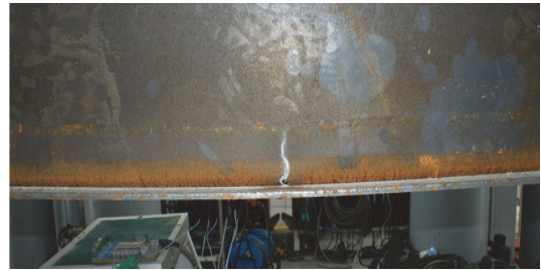
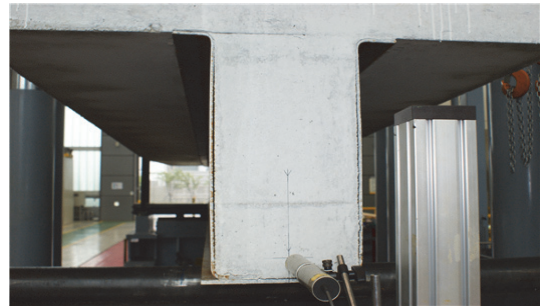


Fig. 16. After test, bottom plate of S5-F3T8-N



(a)



(b)

(c)

Fig. 17. Separation between steel and concrete

4. 분석 및 고찰

4.1 내력평가

실험결과에 의한 항복힘모멘트 및 최대힘모멘트는 건축구조기준 및 해설(KBC2009)의 합성보 기준으로 평가하였다 [12],[13]. 합성보의 공칭휨강도 산정은 소성중립축의 위치에 따라 세 가지로 구분한다.

H형강을 사용한 합성보의 경우, 소성중립축이 콘크리트 슬래브 내에 있는 경우 합성보의 공칭휨강도는 식 (1)과 같고, 소성중립축이 H형강 상부 플랜지에 있는 경우 합성보의 공칭휨강도는 식 (3)과 같다.

합성보의 공칭휨강도는 압축을 받는 콘크리트의 압축축 중심과 인장을 받는 강재의 인장축 중심간의 팔거리를 강재의 항복강도와 곱하여 공칭휨강도를 산정한다.

축이 작은 신형상 고성능 하이브리드 합성보는 기존 합성

보 공칭휨강도 계산식과 동일하며, 이중강재를 사용하고 강재보 내에 하부철근이 포함되므로 Fig. 18과 같이 소성중립축이 콘크리트 슬래브 내에 있는 경우 합성보의 공칭휨강도는 식 (2)와 같이 표현할 수 있다. 또한, Fig. 19와 같이 소성중립축이 강재보 상부 플랜지에 있는 경우 합성보의 공칭휨강도는 식 (4)와 같이 표현할 수 있다.

춤이 작은 신형상 고성능 하이브리드 합성보의 휨내력은 콘크리트 압축력 중심과 Z형 측판 및 하부강판 각각의 인장력 중심간 거리를 각각의 인장력과 곱하여 표현할 수 있다.

실험체 제작 시 완전합성보를 기준으로 설계하여 소성중립축이 콘크리트 슬래브 내에 존재하도록 제작하였으나, 콘크리트 압축강도시험결과 및 강재의 인장시험결과를 적용하면 대부분 실험체의 소성중립축이 강재의 상부플랜지에 존재하는 것으로 나타났다.

Table 5는 설계기준강도를 적용하여 계산한 공칭휨강도 (M_n), 소재시험결과를 반영하여 계산한 휨강도 (M_{theory}), 실험결과에 의한 최대휨모멘트 (M_{test})를 정리한 것이다. 휨강도는 실험체별로 소성중립축의 위치를 구분하고 식 (2) 및 식 (4)를 사용하여 계산하였으며, 실험결과에 의한 최대휨모멘트는 최대하중 시 휨모멘트로 산정하였다.

공칭휨강도에 대한 실험결과에 의한 최대휨모멘트의 비 (M_{test}/M_n)는 1.01 ~ 1.44이다. ATOS80을 적용한 실험체를 제외하면 공칭휨강도에 대한 최대휨모멘트의 비는 1.16~

1.44이며, 평균 1.28로 나타났다.

소재시험결과를 적용한 휨강도에 대한 실험결과에 의한 최대휨모멘트 비 (M_{test}/M_{theo})는 0.94~1.21이다. ATOS 80을 적용한 실험체를 제외하면 소재시험결과를 적용한 휨강도에 대한 최대휨모멘트의 비는 1.09~1.21이며, 평균 1.12로 나타났다.

충분한 강도 발현 없이 조기 파단된 ATOS80을 적용한 실험체를 제외하면, 공칭휨강도에 대한 최대휨모멘트의 비는 1.2이상으로 충분히 안전성을 확보할 수 있는 것으로 나타났다. 그러므로 춤이 작은 하이브리드 합성보의 공칭휨강도 산정은 기존 합성보 설계식(KBC 2009)을 준용하여 계산하여도 적합한 것으로 판단된다. 따라서, 실험결과로부터 신형상 고성능 하이브리드 합성보에 초고강도 ($F_y \geq 650\text{MPa}$) 강재를 적용하는 것은 소재의 기계적 특성 및 구조성능에 대한 충분한 검토가 필요할 것으로 판단된다.

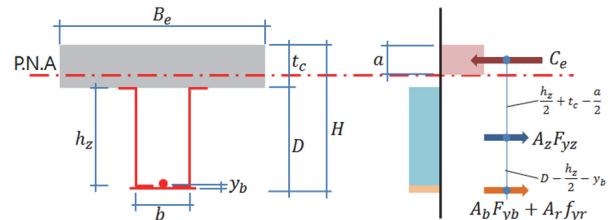


Fig. 18. Nominal bending strength of low depth new shape hybrid composite beam (PNA in concrete slab)

Table 5. Analysis of bending test result

Specimens	M_n (kN · m)	M_{theory} (kN · m)	M_{test} (kN · m)	M_{test}/M_n	M_{test}/M_{theo}	$\delta_{0.8P_u}/\delta_y$	E (kN·m)	PNA 위치
1. S3-F3T6-R	791.48	934.79	956.79	1.21	1.02	3.86	71.38	C
2. S3-F3T8-R	864.00	954.67	1,133.49	1.31	1.19	3.47	73.92	SF
3. S3-F4T8-R	962.18	924.43	1,115.36	1.16	1.21	3.71	85.25	SF
4. S3-F6T8-R	1135.06	1224.28	1,147.09	1.01	0.94	3.25	75.84	SF
5. S5-F3T8-R	1476.57	1711.50	1,873.55	1.27	1.09	3.90	110.25	SF
6. S5-F4T8-R	1622.92	1755.48	1,878.07	1.16	1.07	4.07	122.26	C
7. S5-F6T8-R	1883.75	2153.41	2,079.71	1.10	0.97	2.91	109.54	SF
8. S5-F3T8-S	1342.28	1578.51	1,733.85	1.29	1.10	4.30	124.40	SF
9. S5-F3T8-N	1342.28	1578.51	1,779.15	1.33	1.13	4.32	119.35	SF
10. S5-F3T8-SP	1651.86	2043.28	2,231.49	1.35	1.09	3.34	127.24	SF
11. S5-F3T8-NP	1651.86	2043.28	2,370.44	1.44	1.16	3.38	129.04	SF
12. H-500×200×10×16	1,263.15	1,434.30	1,449.15	1.15	1.01	5.03	102.01	C

M_n : 설계기준강도를 적용한 공칭휨강도, M_{theory} : 소재시험결과를 적용한 휨강도, M_{test} : 실험결과에 의한 최대휨모멘트
 $\delta_{0.8P_u}$: 실험체의 최대하중 이후 최대하중의 80%일 때의 변위 E : 부재의 에너지소산능력

소재시험결과를 적용 한 PNA 위치 : C - 콘크리트 슬래브, SF - 강재보 상부 플랜지, SW - 강재보 웨브

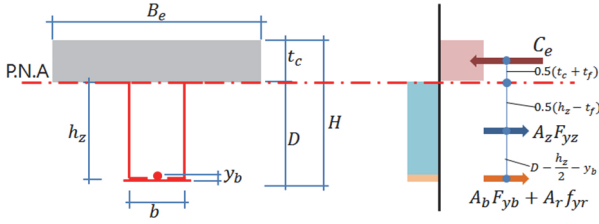


Fig. 19. Nominal bending strength of low depth new shape hybrid composite beam (PNA in steel beam upper flange)

$$M_n = (0.5D + t_c - \frac{a}{2})P_y \tag{1}$$

$$M_n = (\frac{h_z}{2} + t_c - \frac{a}{2})A_z F_{yz} + (D + t_c - y_b - \frac{a}{2})(A_b F_{yb} + A_r f_{yr}) \tag{2}$$

$$M_n = 0.5(t_c + t_f)C_e + 0.5(D - t_f)P_y \tag{3}$$

$$M_n = 0.5(t_c + t_f)C_e + 0.5(h_z - t_f)A_z F_{yz} + (D - y_b - \frac{t_f}{2})(A_b F_{yb} + A_r f_{yr}) \tag{4}$$

여기서, M_n : 공칭휨강도(kN·m),
 t_f : 플랜지 두께 (mm),
 P_y : H형강의 인장력 ($A_s F_y$),
 A_z : Z형 측판 단면적(mm²),
 F_{yz} : Z형 측판 항복강도(MPa),
 A_b : 하부강판 단면적(mm²),
 F_{yb} : 하부강판 항복강도(MPa),
 A_r : 하부철근 단면적(mm²),
 f_{yr} : 하부철근 항복강도(MPa),
 y_b : 하부강판과 하부철근의 도심거리(mm),
 a : 등가응력블록깊이

$$(\frac{A_z F_{yz} + A_b F_{yb} + A_r f_{yr}}{0.85 f_{ck} B_e}, \text{ mm}),$$

C_e : 슬래브의 유효압축력으로 다음 중 최소값(N),

$C_e = A_s F_y$ (강재보 전체단면의 항복축력)

$C_e = 0.85 f_{ck} B_e t_c$ (콘크리트 슬래브의 압축력)

$C_e = \sum Q_n = 0.5 A_{sc} \sqrt{f_{ck} E_c} \leq R_y R_p A_{sc} F_u$
 (전단연결재의 총 수평전단력)

4.2 변형도 분포

층이 작은 신형상 고성능 하이브리드 합성보의 소성중립축(PNA)위치를 확인하기 위해 Fig. 5와 같이 강재의 외부 및 콘크리트 슬래브에 스트레인 게이지를 부착하였다. 후크의 법칙($\sigma_y = E \epsilon_y$)에 설계기준강도를 적용하여 산출한 항복강도 시 강재의 변형도(ϵ_y)는 SM490의 경우 약 1,600 (Micro Strain) 이고, ATOS60의 경우 약 2,200(Micro Strain), ATOS80의 경우 약 3,200(Micro Strain)이다.

Fig. 20은 S3 시리즈의 항복하중 및 최대하중 시 변형도 분포이다. 항복하중 시 소성중립축은 Fig. 20(a)와 같이 강재 상부플랜지(ch25)에 형성되었고, 강재 최외단의 변형도는 5,000~12,000의 범위이다. 그리고 최대하중 시 소성중립축은 Fig. 20(b)와 같이 콘크리트 슬래브(ch32)부근으로 상향되었고, 강재의 최외단 변형도는 10,000~20,000의 범위이다.

설계기준강도로 산정한 항복하중 시 변형도와 비교 시 SM490의 경우, 강재 최외단 변형도는 약 4배~8배 정도이며, 고강도강인 ATOS60과 ATOS80의 경우 약 2배 정도이다. 최대하중 시 변형도는 SM490의 경우, 약 10배 정도이며, ATOS60과 ATOS80의 경우 약 6배~7배 정도이다. 최대하중 시 변형도는 항복하중시 변형도에 비해 인장·압축의 흐름이 선형적이지 못하다. 이는 보 최외단에 설치된 게이지가 변형도 측정폭을 초과하거나, 파단에 의한 충격 등에 의해 정확하게 측정되지 않았을 것으로 판단된다.

Fig. 21은 S5 시리즈의 항복하중 및 최대하중 시 변형도 분포이다. Fig. 21(a)와 같이 항복하중 시 소성중립축은 강재 상부플랜지(ch25) 하단에서 형성되었고, 강재의 최외단 변형도는 2,500~8,500의 범위이다. 그리고 Fig. 21(b)와 같이 최대하중 시 소성중립축은 강재 상부플랜지(ch26)로 상향되었고, 강재의 최외단 변형도는 S5-F6T8-R 경우 3,500이며, 나머지 실험체는 8,000~23,000의 범위이다. 항복하중 시 변형도는 SM490의 경우, 강재 최외단 변형도는 약 3배~5배 정도이며, 고강도강인 ATOS60의 경우 약 2배, ATOS80의 경우 항복변형도와 유사하다. 최대하중 시 변형도는 SM490의 경우, 약 11배~14배 정도이며, 고강도강인 ATOS60의 경우 약 6배, ATOS80의 경우 항복변형도와 유사하게 나타났다.

실험체는 실험실 여건과 실험 가능 규모 등을 고려하여 설계·제작하였다. 콘크리트의 압축력이 강재보의 인장력 보다 커서 취성파괴 되지 않도록 설계하였으나, 그 차이는 크지 않다. 반면, 일반 건축물의 경우 콘크리트 슬래브 압축내력이

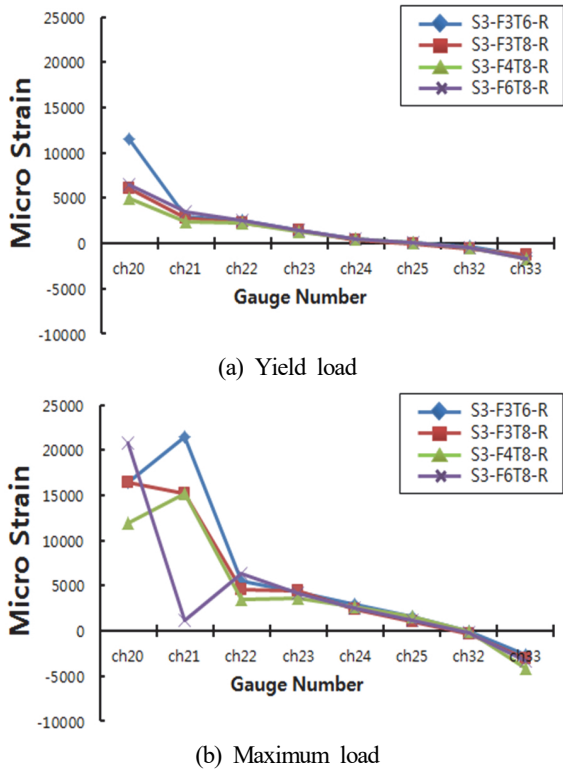


Fig. 20. Strain distribution of S3 series

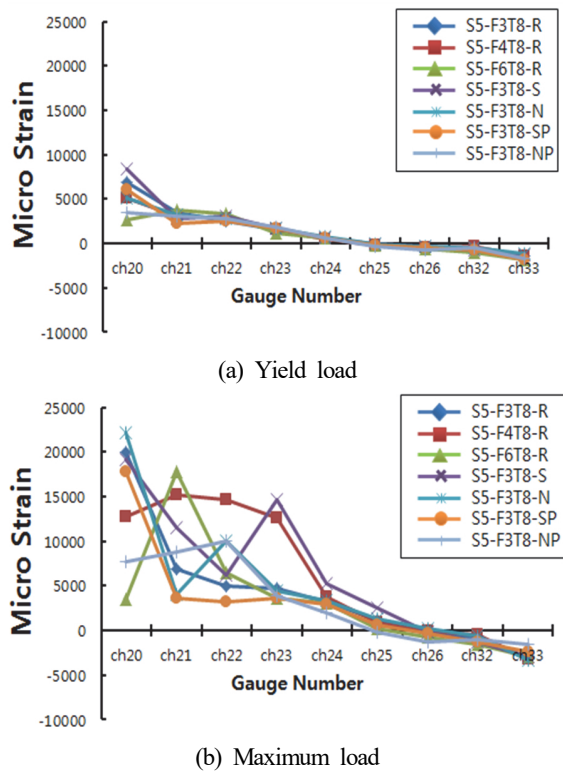


Fig. 21. Strain distribution of S5 series

철골보의 인장내력 보다 상당히 크게 되어 슬래브의 압축파괴가 선행될 우려는 없으나, 각 실험체의 파괴양상은 콘크리트 슬래브의 압축파괴와 함께 내력이 저하되었다. 그러므로 콘크리트 슬래브 압축내력이 강제 인장내력 보다 월등히 커지면, 강재보가 충분히 변형 후 항복 및 파괴에 도달할 것이므로 강재보에 의한 변형능력이 실험결과 보다 더 증대될 것으로 판단된다. 이러한 슬래브 콘크리트의 압축내력이 변형능력에 미치는 영향은 향후 연구가 필요할 것으로 사료된다.

신형상 고성능 하이브리드 합성보의 경우, 소성중립축으로부터 최외단 하부강판에 변형 및 응력이 집중되었다. 또한, 보 춤이 클수록 항복하중 시 최외단의 변형률이 저하되는 경향을 보이거나, 최대하중 시 변형률은 오히려 상승하여 보 춤의 영향은 명확하지 않은 것으로 나타났다. 그러나 ATOS80 ($F_y = 650 \text{ MPa}$) 이상의 고강도강은 합성보 하부강판으로 사용 시 소성변형이 한정되어 추가적인 변형능력 확보 방안이 필요할 것으로 판단된다.

4.3 변형능력 및 에너지소산능력

휨재는 변형능력으로 평가되는 연성이 중요한 평가요소 중 하나이다. 변형능력은 구조물이 하중을 받아 항복 후, 급격한 하중감소 없이 연성을 확보 할 수 있는 능력을 나타낸다. 변형능력에 대한 평가는 최대하중 이후 최대하중에 약 70~80(%) 까지 하중이 저감하여도 급격한 파단이 발생되지 않으면서 항복하중에 근접하게 된다. 이를 고려하여 최대하중의 80%를 기준으로 급격한 하중감소 없이 내력이 확보된 실험체에 한해서 변형능력을 평가하였다.

Table 5에서 δ_y 는 실험체의 항복하중 시 변위이며, $\delta_{0.8P_u}$ 는 최대하중 이후 최대하중의 80%일 때의 변위이다. E는 부재가 갖는 에너지소산능력이며, 하중-변위 그래프의 내부면적으로 산출하였다.

변형능력($\delta_{0.8P_u}/\delta_y$)은 보 춤이 300mm인 경우 3.06~3.86이며, 평균 3.55이다. 보 춤이 500mm인 경우 2.80~4.32이며, 평균 3.79이다. 보 춤에 따른 변형능력의 차이는 적은 것으로 판단된다.

Fig. 22는 보 전체단면적에 대한 강제량의 비에 따른 변형능력 그래프이다. 보 전체단면적에 대한 강제량의 비가 증가할수록 변형능력이 저하되는 반비례관계를 확인할 수 있다. 두 인자간의 상관관계(r)는 -0.76 으로 두 변수간의 상관도가 상당히 높다. 보 단면적이 작은 경우, 강제량을 증가시킬

시 변형능력이 저하되므로 강재량은 부재의 사이즈를 고려하여 증가시켜야 할 것으로 판단된다.

부재가 갖는 에너지소산능력(E)은 Table 5의 내용을 중심으로 급격한 하중감소가 없는 실험체에 한해서 평가하였다. Fig. 23은 소재시험결과를 반영하여 계산한 휨강도에 대한 실험결과에 의한 최대휨모멘트 비($M_{test}/M_{theo.}$)와 에너지소산능력을 나타낸 것이며, 두 인자는 비례하는 경향을 보인다. 또한, 에너지소산능력은 보 춤의 증가와 강재 두께의 증가, 고강도강의 적용, 하부 보강강판의 적용 등에 따라 상승하였다. 그러므로 에너지소산능력은 부재의 단면력(강재단면적×항복강도)에 비례함을 알 수 있다.

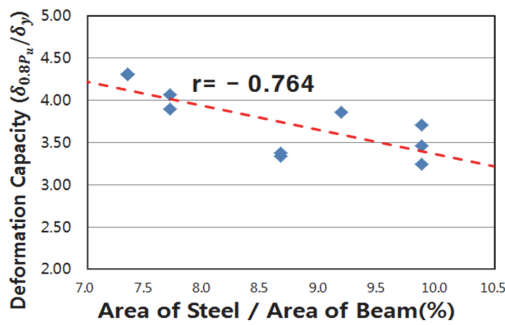


Fig. 22. Deformation capacity and area of steel/Area of beam ration

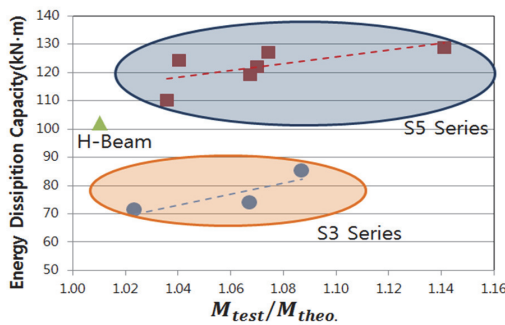


Fig. 23. Energy dissipation capacity and $M_{test}/M_{theo.}$ ration

5. 결론

춤이 작은 신형상 고성능 하이브리드 합성보의 휨실험 평가에 관한 연구를 통해 얻은 결론은 다음과 같다.

춤이 작은 신형상 고성능 하이브리드 합성보의 휨실험을 수행한 결과, 공칭하중에 대한 실험체 최대하중의 비(P_u/P_n)는 평균 1.24배로 안정적인 내력을 확보하였다. 또한, 보 춤,

하부강판의 두께, 하부강판의 강도 등의 변수가 부재의 안정적인 내력증가에 영향을 미치는 것으로 확인되었다.

춤이 작은 신형상 고성능 하이브리드 합성보의 내력평가는 기존 합성보 내력평가식을 통하여 비교하였으며, 기존 합성보 내력평가식이 적용 가능한 것으로 판단된다.

하부철근은 부재의 내력에 큰 영향을 미치지 못 하는 것으로 나타났지만, Z형 측판의 파괴 및 이격, 강재와 콘크리트의 미끄러짐 정도를 비교하면, 하부철근이 강재와 콘크리트의 일체화 거동에 영향을 미치는 것으로 판단된다. 그러나, 하부 스티드커넥터는 부재의 내력 및 강재와 콘크리트의 일체화 거동에 큰 영향을 미치지 않는 것으로 판단된다.

실험체 중 ATOS80 강재를 사용한 합성보는 충분한 휨내력을 발휘하지 못한 것으로 나타났으며, 최대하중 이후 급격한 내력저하를 보였다. 따라서 신형상 고성능 하이브리드 합성보에 초고강도($F_y \geq 650\text{MPa}$) 강재 적용 시에는 소재의 기계적 특성 및 구조성능에 대한 충분한 사전검토가 필요할 것으로 판단된다.

변형능력($\delta_{0.8P_u}/\delta_y$)은 보 춤이 300mm인 경우 3.06~3.86이며, 보 춤이 500mm인 경우 2.80~4.32으로 나타났다. 보 춤에 따른 변형능력의 차이는 적으나, 보 단면적 대비 강재량 증가는 변형능력을 저하시키는 것으로 판단된다.

감사의 글

이 논문은 2015년도 정부(미래창조과학부)의 재원으로 한국연구재단의 지원(No. NRF-2014R1A2A1A11052803) 및 2015년도 한국기술교육대학교 교수연구제 파견연구비 지원을 받아 수행된 연구임.

참고문헌(References)

- [1] 윤명호, 이윤희, 이예슬(2013) 부분매입형 신형상 합성보의 단면성능에 관한 연구, 한국복합신소재구조학회 논문집, 한국복합신소재구조학회, 제4권, 제3호, pp.7-12.
- Yoon, M.-H., Lee, Y.-H., and Lee, Y.-S. (2013) A Study on Section Properties of Partially Concrete-Filled New Type Composite Beam, *Journal of Korean Society for Advanced Composite Structures*, KOSACS, Vol.4, No.3, pp.7-12 (in Korean).

- [2] 김영주, 배재훈, 안태상, 최종권(2015) 앵글을 전단연결재로 사용하는 합성보의 휨성능, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제27권, 제1호, pp.63-75.
Kim, Y.J., Bae, J.H., Ahn, T.S., and Choi, J.G. (2015) Flexural Capacity of the Composite Beam Using Angle as a Shear Connector, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.27, No.1, pp.63-75 (in Korean).
- [3] 허병욱, 곽명근, 배규웅, 정상민(2007) 강판성형 합성보의 휨성능 평가: 춤이 깊은 합성데크, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제19권, 제3호, pp.247-258.
Heo, B.W., Kwak, M.K., Bae, K.W., and Jeong, S.M. (2007) Flexural Capacity of the Profiled Steel Composite Beams: Deep Deck Plate, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.19, No.3, pp.247-258 (in Korean).
- [4] 양원직, 이원호, 박진영, 곽한식, 윤현중, 이학수(2012) H형강의 웨브에 콘크리트를 충전한 합성보의 휨성능 평가, 대한건축학회논문집 - 구조계, 대한건축학회, 제28권, 제6호, pp.35-42.
Yang, W.-J., Yi, W.-H., Park, J.-Y., Kwak, H.-S., Yoon, H.-J., and Lee, H.-S. (2012) Flexural Performance Evaluation of Composite Beam Concrete Encased on Web of H-Beam, *Journal of Architectural Institute of Korea - Structure & Construction*, AIK, Vol.28, No.6, pp.35-42 (in Korean).
- [5] 류수현, 안형준(2005) 장방형 SC보의 휨 내력에 관한 실험적 연구, 대한건축학회논문집 - 구조계, 대한건축학회, 제21권, 제9호, pp.55-61.
Ryu, S.-H., and Ahn, H.-J. (2005) An Experimental Study on the Flexural Strength of SC-Beams with Rectangular Shape, *Journal of Architectural Institute of Korea - Structure & Construction*, AIK, Vol.21, No.9, pp.55-61 (in Korean).
- [6] 신현섭(2005) 합성보 전단연결부의 구조거동에 대한 비교 분석, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제17권, 제6호, pp.737-744.
Shin, H.S. (2005) Analysis of a Load Carrying Behavior of Shear Connection at the Interface of the Steel-Concrete Composite Beam, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.17, No.6, pp.737-744 (in Korean).
- [7] 김성배, 김상섭, 이원록, 김정연, 이승배, 유덕수, 김대희(2012) 신형상 U형 하이브리드 합성보의 휨성능에 대한 연구, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제24권, 제5호, pp.521-534.
Kim, S.B., Kim, S.S., Lee, W.R., Kim, J.Y., Lee, S.B., Ryu, D.S., and Kim, D.H. (2012) Study on the Flexible Strength of U-Shape Hybrid Composite Beam, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.24, No.5, pp.521-534 (in Korean).
- [8] American Institute of Steel Construction (2011) *Steel Construction Manual* (14th Ed.), AISC, USA.
- [9] 대한건축학회(2009) 건축구조기준 및 해설, 기문당. Architectural Institute of Korea (2009) *Korea Building Code and Commentary*, Kimmoondang, Korea (in Korean).
- [10] 김영주, 배재훈, 안태상, 장동운(2014) 합성보에 적용된 앵글 전단연결재의 Push-out 실험, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제26권, 제3호, pp.155-167.
Kim, Y.J., Bae, J.H., Ahn, T.S., and Jang, D.W. (2014) Push-out Test on Welded Angle Shear Connectors Used in Composite Beams, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.26, No.3, pp.155-167 (in Korean).
- [11] 鋼材俱樂部, 建設省建築研究所(1994) 鋼構造物の耐震保有性能評価のための標準試験方法と評価基準の提案(標準化研究会研究報告書), 鋼材俱樂部/建設省建築研究所, 日本. Building Research Institute, and Kozai Club (1994) *A Valuation Basis Proposal of Standard Test Method for a Seismic Capacity Evaluation Performance of Steel Structure*, BRI/Kozai Club, Japan (in Japanese).
- [12] Salmon, C.G., Johnson, J.E., and Malhas, F.A. (2009) *Steel Structures: Design and Behavior* (5th Ed.), Prentice Hall, USA.
- [13] Viest, I.M., Colaco, J.P., Furlong, R.W., Griffis, L.G., Leon, R.T., and Wyllie, L.A., Jr. (1996) *Composite Construction: Design for Buildings*, McGraw-Hill, USA.

요약 : 본 연구는 합성보와 하이브리드보의 장점을 활용한 신형상 하이브리드 합성보의 형상을 개발하였으며, 그 중 춤이 작은 형상의 휨성능을 검증하기 위해 12개의 휨 실험체를 제작하여 단조가력 실험을 진행하였다. 휨성능 실험결과, 공칭하중에 대한 실험체 최대하중의 비는 평균 1.24배로 안정적인 내력을 확보하였으며, 합성보의 내력평가는 기존 합성보 내력평가식(KBC 2009)을 적용 가능한 것으로 판단된다. 또한 하부강판에 고강도강($F_y = 650\text{MPa}$) 적용 시 소재의 기계적 특성 및 구조성능에 대한 충분한 사전검토가 필요할 것으로 판단된다.

핵심용어 : 합성보, 하이브리드보, 보 춤이 작은 신형상 보, 휨성능 평가, 휨강도