

# 오메가형 강판을 삽입한 자중저감형 중공 데크플레이트와 TSC 합성보의 성능평가

## Performance Evaluation for Weight Reducing Void Deck plate inserted Omega Shaped plate and TSC Composite Beam

김 성 배\*                      박 동 수\*\*                      서 동 기\*\*\*  
Kim, Sung-Bae                  Park, Dong-Soo                  Seo, Dong-Gi  
이 용 교\*\*\*\*                      이 창 남\*\*\*\*\*                  김 상 섭\*\*\*\*\*  
Lee, Yong-Gyo                  Lee, Chang-Nam                  Kim, Sang-Seup

### Abstract

TSC Composite beam is new typed Composite systems, Composite Beams have various effects as one unit structural member of a steel beam and a Reinforced Concrete Slab. In Composite Beam, install Shear Connectors in order to resist horizontal shear on an interface between two members. And when applying to the Void Deck Plate Slab, It is secure the structure that is not only reducing a weight but also eco-friendly and improved seismic performance. Therefore, the purpose of this study is to evaluate the flexural performance of void deck plate inserted omega shaped plate and TSC composite beam, as securing a higher flexural strength.

키워드 : 중공 데크플레이트, 합성보, TSC beam, 휨성능, 전단연결재

Keywords : Void deck plate, Composite beam, T type Steel Composite beam, Flexural Performance, Shear connector

### 1. 서 론

최근 원자재 가격의 급상승으로 인해 건축구조분야에서도 철골구조만으로 설계하는 경우 보다 강재와 콘크리트 등을 조합한 합성구조 시스템을 개발하여 적용하고 있다. 합성구조는 기둥 보다 보에서 다양하게 개발이 이루어지고 있으며, 합성보는 강재보와 철근콘크리트 슬래브가 하나의 단일 부재로 거동하는 구조부재이다. 인장력을 받는 강재보와 압축력을 받는 철근콘크리트 슬래브는 인장과 압축력이 교차되어 경계면에서 발생하는 수평전단력에 저항하기 위해 전단연결재를 설치한다. 전단연결재의 형상은 스티드커넥터를 주로 사용하고 있으며, 그 외 C형강과 철근 등도 적용되고 있다<sup>(1)~(4)</sup>.

국내·외적으로 친환경 녹색성장을 위해 여러 분야에서 다양한 시도가 진행되고 있으며, 건축분야에서도 친환경 소재 개발 및 지구온난화에 큰 영향을 끼치는 이산화탄소의 저감

을 위한 노력이 진행되고 있다. 특히 시멘트 1톤 생산 당 이산화탄소 배출량은 0.7~1.0톤에 육박하고 있어 콘크리트의 사용량을 획기적으로 줄일 수 있는 방안에 대한 사회적·환경적 관심이 증가하고 있다<sup>(5)~(7)</sup>. 건축물에 있어 콘크리트의 사용량을 줄이는 것은 이산화탄소를 줄이는 환경적인 측면 외에도 건축물의 자중을 감소시키는 효과를 갖는다. 일반적으로 건축물의 지진하중 설계 시 밀면전단력은 건축물의 중량과 비례관계에 있다<sup>(8)</sup>. 따라서 콘크리트량이 절감됨에 따라 건축물의 중량이 줄고, 건축물의 중량을 줄임으로써 밀면전단력을 감소시킬 수 있으므로 내진성능의 향상을 갖는다.

일반적으로 합성구조는 강재보에 데크플레이트 슬래브를 적용한다. 데크플레이트는 합성용과 거푸집용으로 구분되는데, 최근에는 거푸집용 데크플레이트가 주로 사용되고 있다. 거푸집용으로 사용되는 철선일체형 데크플레이트는 현장시공을 최소화하고, 거푸집 공사의 생략 등 시공성 향상을 기대할 수 있다<sup>(9)</sup>.

이에 본 연구에서는 기존 철선일체형 데크플레이트에 콘크리트 랑을 절감시키는 오메가형상(Ω)의 강판(이하 오메가형 강판)을 삽입하였고, 오메가형 강판은 콘크리트 중량을 저감시키므로 기존 데크플레이트에 접목시키면, 자중저감형 데크플레이트로 적용이 가능하다. 또한 TSC 합성보를 대상으로 데크플레이트와 강재보 접합부의 성능을 검토하였으며, 주요변수는 전단연결재의 종류, 오메가형 강판 상부 슬래브의 콘크리트 두께, 데크플레이트 슬래브에서 오메가형 강판의 단속 길이인 현치부 폭 등이다.

\* (주) 셴구조연구소 소장, 공학박사

\*\* 한국기술교육대학교 건축공학부 석사과정

\*\*\* (주) 셴구조연구소 팀장, 공학석사

\*\*\*\* (주) 코스틸 기술연구소 과장, 공학사


\*\*\*\*\* (주) 셴구조연구소 대표이사, 구조기술사

\*\*\*\*\* 한국기술교육대학교 건축공학부 교수, 공학박사

(교신저자 : kimss@kut.ac.kr)

“본 논문은 중소기업청에서 지원하는 2010년도 산학연공동기술개발사업(No.00043608-1)의 연구수행으로 인한 결과물임을 밝힙니다.”

표 1. 실험체 일람표

실험체 명		보 종류	전단연결재 종류	전단연결재 형상	상부 슬래브의 콘크리트 두께 (mm)	오메가형 강관의 단속길이 (현치부, mm)	콘크리트 슬래브 중량감소율 (%)
TS 시리즈	TS-150-1600	TSC 보	D16 스티드		150	1,600	0.0
	TS-50-600				50	600	22.6
	TS-50-900				50	900	15.8
	TS-75-600				75	600	15.4
TR 시리즈	TR-150-1600	TSC 보	HD13 용접용철근	(연속형)	150	1,600	0.0
	TR-50-600				50	600	22.6
	TR-50-900				50	900	15.8
	TR-75-600				75	600	15.4
TC 시리즈	TC-50-600	TSC 보	Plate 9mm	(T형)	50	600	22.6

2. 실험계획 및 방법

2.1 실험 개요

표 1은 실험체 계획 및 각 실험체의 제원이다. 강제보 상부에 설치한 데크플레이트는 거푸집용 강판과 철선 트러스로 구성된 철선일체형 데크플레이트이며, 중공부는 오메가형 강관으로 제작하였다. 오메가형 강관은 데크플레이트의 하부강판 두께와 동일한 0.5mm 아연도강판이다. 그림 1은 실험체명에 대한 기호 및 명칭이다.

강재보의 종류 및 크기는 TSC 보 350×270×6(높이×폭×두께, mm)이고, TSC 보 상부에는 3-HD16의 압축철근을 배근하였으며, 전단연결재는 강제보 상부에 용접접합하였다. 전단연결재의 종류는 D16의 스티드커넥터와 HD13 용접용철근(SD400W)을 연속으로 절곡한 형태( ), 9mm 철판을 T자 모양으로 용접제작한 형태 등 3가지이다.

용접용철근으로 제작한 전단연결재는 TSC 보 상부 플랜지와 철근트러스 상부 주근의 하부를 모살용접으로 고정하였으며, 용접각도는 45°이다. 철근으로 제작한 전단연결재는 데크플레이트 단부의 직봉과 전단연결재를 겸용하도록 제작한 것이다. 또한 전단연결재가 설치된 부분의 슬래브는 철근을 이용하여 제작한 전단연결재의 경우 오메가형 강관이 연속되면 철근 전단연결재가 충분한 전단내력을 확보하지 못할 우려가 있으므로 오메가형 강관이 없는 충실단면의 유효 폭을 실험변수로 하였다. 충실 단면의 유효 폭 즉, 오메가형 강관의 단속길이는 600, 900, 1,600(mm)로 구분하였다. 슬래브는 150mm를 기준으로 오메가형 강판 상부 슬래브의 콘크리트 두께에 따라 50와 75, 150(mm)로 구분하였다.

실험체는 폭 1,600mm, 길이 4,300mm이며, 오메가형 강관은 절곡하여 데크플레이트와 레티스(Lattice)가 만나는 사이에 끼워 넣어 중공부를 형성하였다. 오메가형 강관이 차지하는 중공부 단면적은 상부콘크리트가 50mm, 75mm에 대해 각각 14,580mm<sup>2</sup>, 9,960mm<sup>2</sup>이며, 콘크리트 슬래브의 중량감소율은 TSC 보 내부에 채워지는 콘크리트 량을 제외하면 15.4~22.6(%)이다.

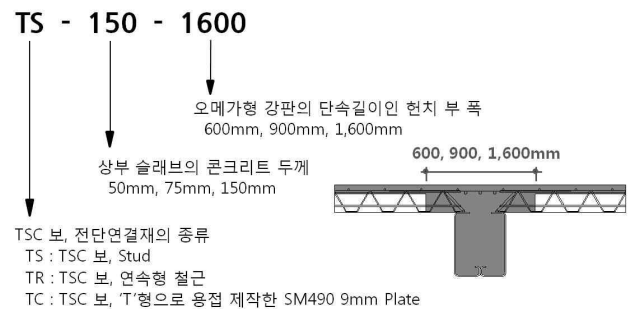
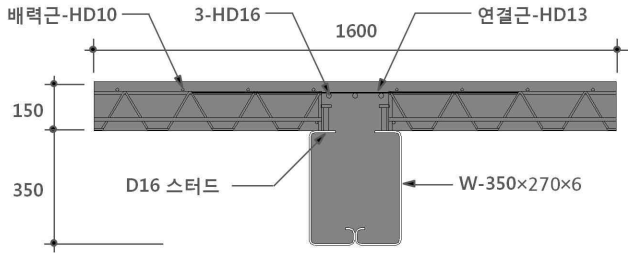


그림 1. 실험체 기호 및 명칭

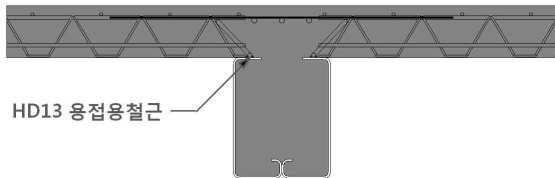
그림 2는 각 실험체의 형상 및 상세이다. TS 시리즈 실험체는 그림 2(a)와 같이 TSC 보 상부 플랜지에 D16 스티드커넥터를 전단연결재로 사용한 실험체이며, 200mm 간격씩 2열로 총 42개의 스티드커넥터를 플럭스코어아크 용접으로 접합하였다. 각 실험체의 전단연결재 용접방법은 모두 동일하다. 상부 슬래브의 콘크리트 두께는 오메가형 강관의 높이에 따라 50mm, 75mm, 150mm이며, 오메가형 강관의 단속길이인 현치부 폭은 600mm, 900mm, 1,600mm이다.

TR 시리즈 실험체는 그림 2(b)와 같이 TSC 보 상부 플랜지에 전단연결재로 HD13(SD400W) 용접용철근을 연속형( )으로 절곡한 형태를 사용한 실험체이다. TSC 보 상부 플랜지에 250mm 간격으로 연속형 철근의 꼭지점이 배치되게 설치하였다. 모살사이즈는 1회(pass)용접의 6mm로 하였고, 용접길이는 삼각형 형상 1개소 당 100mm이며, 양면 모살용접하였다. 그 외 실험체의 특징은 TS 시리즈 실험체와 동일하다.

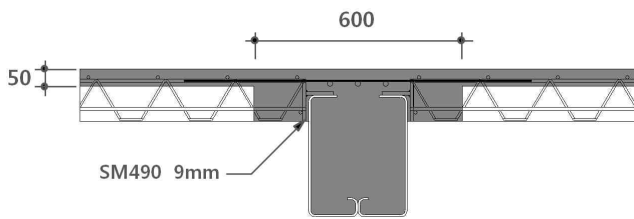
TC 시리즈 실험체는 그림 2(c)와 같이 전단연결재로 9mm 강판을 T자 모양으로 용접하여 제작한 후 돌출부를 TSC 보 상부 플랜지에 250mm 간격 2열로 총 34개를 설치하고 모살용접 하였다. 이 실험체는 T자의 상부면 만큼 데크플레이트를 하단으로 내릴 수 있어 충고절감 효과를 갖도록 제안했으며, 걸침길이는 60mm, 용접길이는 T형 전단연결재 한 개당 60mm 씩 3개소 180mm 이다.



a) TS 시리즈 실험체



b) TR 시리즈 실험체



c) TC 시리즈 실험체

그림 2. 각 실험체의 형상 및 상세

표 2. 콘크리트 배합비

설계 강도 (MPa)	W/C (%)	S/a (%)	단위 재료 소요량(kg/m³)				
			물	시멘트	잔골재	굵은 골재	혼화제
27	46.1	47.5	160	344	864	974	1.74

표 3. 인장강도 시험결과

구 분	항복강도 (MPa)	인장강도 (MPa)	탄성계수 (GPa)	연신율 (%)
HD13(SD400W)	582.9	668.4	194.8	17.2
T형 Plate(9mm)	385.6	497.9	204.8	19.1
TSC 보(6mm)	339.4	434.6	197.5	26.3
D13 철선	510.0	558.0	-	20.1
D10 철선	553.0	595.0	-	10.0
φ5 Lattice	-	607.3	-	16.4
0.5mm데크플레이트	394.0	440.0	-	25.0

## 2.2 소재 시험

실험체 제작에 사용된 콘크리트의 배합비는 표 2와 같다. KS F 2404에 따라 제작된 직경 100mm, 높이 200mm의 실린더형 공시체는 실험체와 동일조건으로 양생시켰으며, 실험과 동시에 압축강도시험을 하였다. 실험

결과 콘크리트의 압축강도는 28.3MPa 이다.

실험체에 사용된 강재는 HD13 용접용철근, SM490 9mm 플레이트, TSC 보에 사용된 SS400의 플랜지와 웨브 등이다. 또한 철선트러스에 사용된 철선(SWM-P/R)은 KS D 3552에 적합한 선재로서 D13, D10, φ5로 구성되어 있다. 인장시험은 철근 및 강재에 대해 항복강도와 인장강도, 연신율 등을 측정하였으며, 실험결과는 표 3과 같다. 데크플레이트의 인장강도는 한국화학시험연구원의 소재시험결과이다.

## 2.3 실험 방법

본 연구에서는 오메가형 강관을 삽입한 철선일체형 데크플레이트와 TSC 보의 내력을 평가하기 위해 최대용량이 500kN 액츄에이터 2대를 사용하여 가력하였다. 가력 방법은 실험시작부터 400초까지는 200kN/min의 하중제어를 하였고, 400초 이후에는 2mm/min의 변위제어로 2점 가력하였다. 실험체의 지점간 거리는 4,000mm이고, 실험체 중앙에서 양쪽으로 300mm 떨어진 곳에 가력지점을 설치하였다. 하중증가에 따른 실험체의 처짐을 측정하기 위해 실험체 중앙부와 가력지점의 연장선상에 있는 아랫부분에 3개의 변위계를 설치하였다. 상부 콘크리트와 강재보 하부 플랜지의 변형률을 측정하기 위해 콘크리트 상부면 중앙부와 강재보 하부 플랜지 중앙부에 스트레인게이지를 부착하였다. 또한 중립축의 위치를 파악하기 위해 콘크리트 슬래브 측면과 강재보의 웨브에 스트레인게이지를 부착하였다. 그림 3은 실험체 설치 및 가력계획이며, 그림 4는 스트레인게이지 설치위치이다.

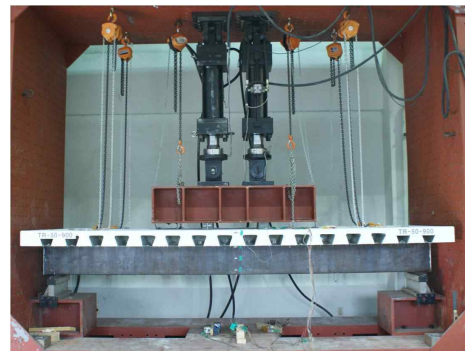
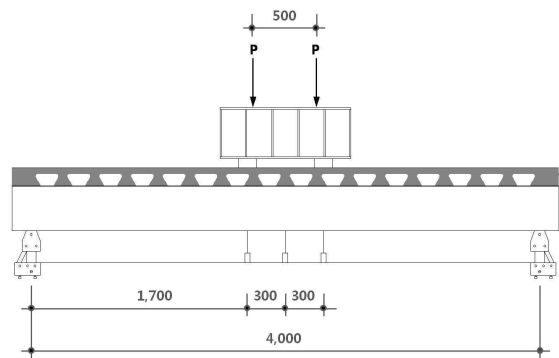


그림 3. 실험체 설치 전경

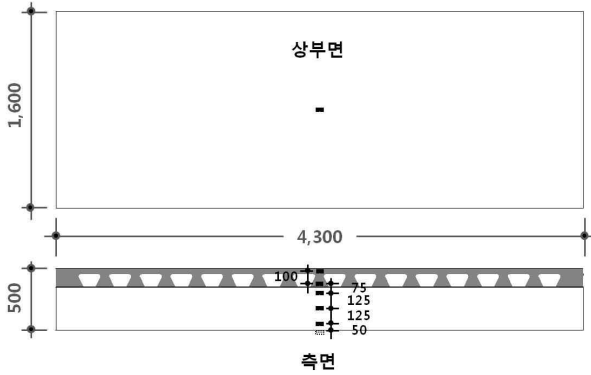


그림 4. 스트레인게이지 설치위치



사진 1. 상부 콘크리트와 TSC 보 사이의 균열

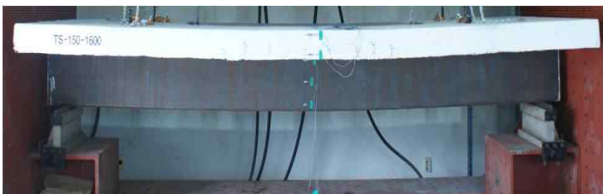


사진 2. 실험종료 후 TS-150-1600 실험체의 전경

### 3. 실험결과

#### 3.1 파괴양상

##### 3.1.1 TS-150-1600 실험체(기준형)

TS-150-1600 실험체는 기준 실험체로 TSC 보에 D16 스티드커넥터를 전단연결재로 사용한 실험체이다. TSC 보의 상부 플랜지에 200mm 간격으로 1면에 21개씩 총 42개의 스티드커넥터가 설치되어 있다. 이 실험체는 중공부를 형성하는 오메가형 강판이 없기 때문에 상부 슬래브 콘크리트 두께와 오메가형 강판의 단속길이인 헌치부 폭이 각각 150mm, 1,600mm 이다.

TS-150-1600 실험체는 가력 후 695.8kN에서 초기 균열이 발생하였고, 최대하중은 796.5kN, 최대하중 시 변위는 33.2mm이다. 최대하중 도달 이후에 하중이 급격히 감소하는 양상이 나타났는데, 이것은 전단연결재의 파단으로 인한 내력감소로 판단된다. 최대하중 이후 하중이 증가하면서 TSC 보 내부에 채워진 콘크리트가 수평방향으로 밀리는 현상이 나타나 사진 1과 같이 상부 콘크리트와 TSC 보 사이에 균열이 발생하였다. 상부 콘크리트 면에 길이방향으로 균열이 발생하였고, 사진 2는 실험 종료

후 TS-150-1600 실험체의 전경이다.

##### 3.1.2 TS-50-600 실험체

TS-50-600 실험체는 상부 슬래브의 콘크리트 두께가 50mm, 헌치부 폭은 600mm로써 전단연결재의 형상 등은 TS-150-1600 실험체와 동일하다. 가력 후 862.4kN에서 초기균열이 발생하였고, 최대하중은 946.3kN으로 기준 실험체를 상회하였다. TS-50-600 실험체 역시 최대하중 도달 후 하중이 913.1kN까지 서서히 저하된 후 739.1kN으로 급격히 감소하였다.

##### 3.1.3 TS-50-900 실험체

TS-50-900 실험체는 헌치부 폭이 900mm이고, 전단연결재 형상 및 상부 슬래브의 콘크리트 두께는 TS-50-600 실험체와 동일하다. 가력 후 862.4kN에서 초기균열이 발생하였고, 최대하중은 874.2kN에 도달한 후 내력저하 없이 최대하중을 유지하였다. 최대하중 시 변위는 54.7mm로 나타났으며, 파괴양상은 기준 실험체와 비슷하다.

##### 3.1.4 TS-75-600 실험체

TS-75-600 실험체는 상부 슬래브의 콘크리트 두께가 75mm이고, 전단연결재의 형상 및 헌치부 폭은 TS-50-600 실험체와 동일하다. 가력 후 940.8kN에서 초기균열이 발생하였고, 최대하중은 975.6kN으로 TS 시리즈 실험체 중에서 최대하중이 가장 높게 나타났다. 최대하중 시 변위는 44.7mm 이며, TS-75-900 실험체 역시 기준 실험체와 전체적인 파괴양상은 동일하다.

##### 3.1.5 TR-150-1600 실험체

TR-150-1600 실험체는 TSC 보 상부 플랜지에 전단연결재로 HD13 용접용철근을 연속형( )으로 절곡한 형태를 사용한 것으로 양면 모살용접하였으며, 모살 사이즈는 6mm, 용접길이는 삼각형 형상 1개소 당 100mm이다. 그 외 상부 슬래브의 콘크리트 두께는 150mm, 헌치부 폭은 1,600mm 이다.

TR-150-1600 실험체는 가력 후 784.0kN에서 초기균열이 발생하였고, 최대하중은 919.1kN, 최대하중 시 변위는 27.6mm이다. 최대하중 도달 후 724.9kN 까지 하중이 일차 저감하였고, 이후 하중이 서서히 감소하다가 다시 급격히 감소하는 양상이 나타났다. TR-150-1600 실험체 역시 최대하중 이후 TSC 보 내부에 채워진 콘크리트의 밀립현상이 발생하였으며, 콘크리트 슬래브와 TSC 보 사이에 균열이 발생하였다. 콘크리트 슬래브 상부면에 길이방향으로 균열이 진전되었으며, 몇 번의 급격한 하중감소로 실험을 종료하였다.

##### 3.1.6 TR-50-600 실험체

TR-50-600 실험체는 상부 슬래브의 콘크리트 두께가 50mm, 헌치부 폭은 600mm로써 전단연결재의 형상 등은 TR-150-1600와 동일하다. TR-50-600 실험체는 가력 후 921.2kN에서 초기균열이 발생하였고, 최대하중 1,011.8kN

에 도달한 후 하중이 서서히 감소하였으며, 최대하중 시 변위는 41.7mm로 나타났다.

### 3.1.7 TR-50-900 실험체

TR-50-900 실험체는 현치부 폭이 900mm인 실험체로, 전단연결재의 형상 및 상부 슬래브의 콘크리트 두께는 TR-50-600 실험체와 동일하다. 가력 후 901.6kN에서 초기 균열이 발생하였고, 최대하중은 1,006.4kN, 최대하중 시 변위는 39.9mm로 나타났으며, 전체적인 파괴양상은 TR-150-1600 실험체와 유사하다.

### 3.1.8 TR-75-600 실험체

TR-75-600 실험체는 상부 슬래브의 콘크리트 두께가 75mm이고, 전단연결재의 형상 및 현치부 폭은 TR-50-600과 동일하다. TR-75-600 실험체는 가력 후 950.6kN에서 초기 균열이 발생하였고, 최대하중 959.4kN에 도달한 이후 841.8kN 까지 하중이 급격히 감소하였다. 이 후 하중이 약간 재상승한 후 하중을 유지하다가 다시 감소하였다. 최대하중 시 변위는 40.2mm로 나타났으며, 파괴양상은 TR-150-1600 실험체와 비슷하다.

### 3.1.9 TC-50-600 실험체

TC-50-600 실험체는 전단연결재로 9mm 강판을 모양으로 제작하여 TSC 보의 상부 플랜지에 걸친 후, 돌출부를 모살용접한 실험체이다. 강판의 수직부 상하부에 철근트러스의 상부근과 하부근이 고정되는 형상이며, 데크플레이트 슬래브의 일정 높이 만큼 증고절감의 효과를 갖을 것으로 판단된다. 상부 슬래브의 콘크리트 두께는 50mm 이며, 현치부 폭은 600mm이다.

TC-50-600 실험체는 가력 후 774.2kN에서 초기 균열이 발생하였고, 최대하중 798.4kN에 도달할 때까지 하중이 완만하게 증가하였다. 최대하중 이후 726.7kN 까지 하중이 감소되었고, 콘크리트 슬래브 상부면이 압괴되면서 파괴되었다. 또한 TC-50-600 실험체는 사진 3과 같이 TS, TR 시리즈 실험체와 달리 콘크리트 슬래브와 데크플레이트 하부 강판이 분리되었다.



a) 상부압괴



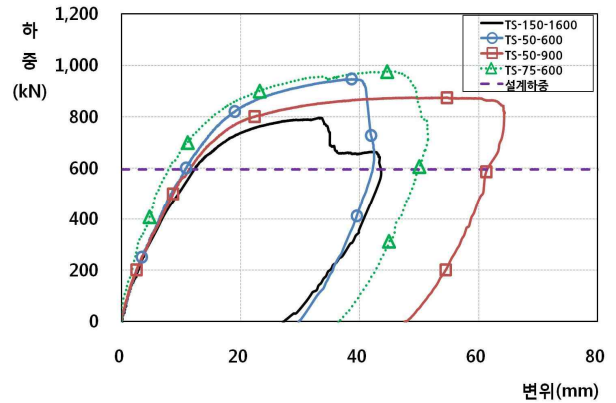
b) 콘크리트 슬래브와 데크플레이트 하부 강판의 분리

사진 3. 실험종료 후 TC-50-600 실험체의 전경

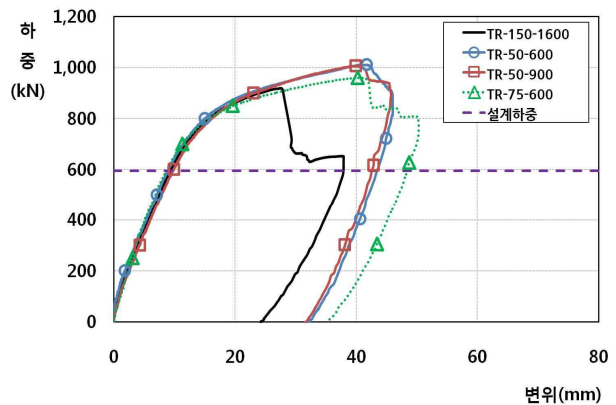
### 3.2 하중-변위곡선

그림 5는 각 실험체의 대한 하중-변위 곡선이다. 하중-변위곡선에는 설계하중도 나타내었다.

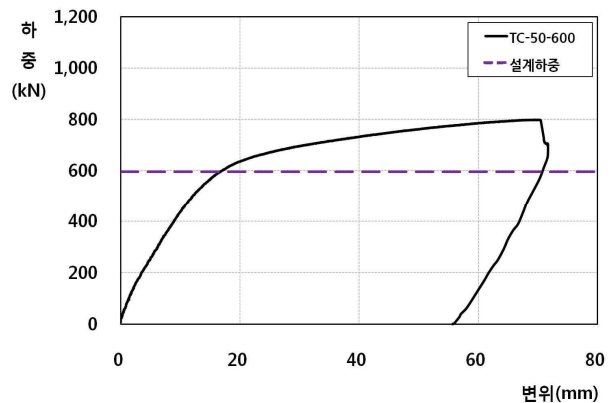
그림 5(a)는 TS 시리즈 실험체이고, 그림 5(b)는 TR 시리즈, 그림 5(c)는 TC 시리즈이다. 전체적으로 내력은 설계하중을 상회하였으나, 하중-변위곡선의 변위는 각 시리즈별로 상이한 양상을 보인다.



a) TS 시리즈 실험체



b) TR 시리즈 실험체



c) TC 시리즈 실험체

그림 5. 각 시리즈 실험체의 하중-변위 곡선

#### 4. 실험결과 분석

##### 4.1 항복하중 및 최대하중

표 4는 실험결과를 바탕으로 항복하중과 최대하중, 휨강성 및 공칭휨강도 등을 정리한 것이다. 실험결과에서 항복하중은 초기강성과 최대하중의 수평선을 교차시켜 만나는 점을 항복변위로 산정하였고, 이 항복변위와 실험곡선이 만나는 점의 하중을 항복하중으로 정의하였다. 또한 강성은 탄성구간의 기울기로 정의하였다.

항복하중과 최대하중은 기준 실험체인 TS-150-1600 실험체 보다 대체로 높게 평가 되었다. TSC 보 상부 플랜지에 전단연결재로 HD13 용접용철근(연속형 철근)을 용접한 TR 시리즈 실험체가 항복하중과 휨강성 및 공칭휨강도가 가장 높게 나타났으며, 최대하중을 항복하중으로 나눈 내력비는 1.19~1.31의 범위이다.

표 4. 실험결과 및 분석

실험체명		$P_y$ (kN)	$P_u$ (kN)	$\frac{P_u}{P_y}$	$K$ (kN/mm)	$M_n$ (kN·m)	$M_{test}$ (kN·m)	$\frac{M_{test}}{M_n}$
TS 시리즈	TS-150-1600	639.0	796.5	1.25	53.80	506.6	677.0	1.34
	TS-50-600	783.0	946.3	1.21	51.65		804.3	1.59
	TS-50-900	727.0	874.2	1.20	48.44		743.1	1.47
	TS-75-600	758.7	975.6	1.29	64.45		829.3	1.64
TR 시리즈	TR-150-1600	772.5	919.1	1.19	58.57	506.6	781.2	1.54
	TR-50-600	820.3	1,011.8	1.23	57.62		860.0	1.70
	TR-50-900	810.3	1,006.4	1.24	57.09		855.4	1.69
	TR-75-600	732.4	959.4	1.31	74.04		815.5	1.61
TC 시리즈	TC-50-600	632.2	798.4	1.26	37.32	506.6	678.6	1.34

$P_y$  ; 항복강도,  $P_u$  ; 최대하중,  $P_u/P_y$  ; 내력비,  $K$  ; 휨강성

$M_n$  ; 공칭휨강도,  $M_{test}$  ; 실험에 의한 휨강도,  $\frac{M_{test}}{M_n}$  ; 휨내력비

##### 4.2 합성보의 공칭휨강도 산정

합성보의 중국 휨모멘트에서 강재보의 응력도-변형률은 완전탄소성체이며, 콘크리트는  $0.85f_{ck}$ 의 응력도가 콘크리트 슬래브의 유효단면 내에 일정하게 분포한다고 가정한다. 또한 콘크리트의 인장력은 무시하며 강재는 소성중립축의 상·하부에 압축응력과 인장응력이 균등하게 분포하는 것으로 가정한다.

소성중립축은 강재의 항복응력( $F_y$ )과 콘크리트의 압축응력  $0.85f_{ck}$ 로 평가하여 구한다. 이 때 강재의 인장내력( $P_y$ )은 강재 단면적( $A_s$ )에 항복응력( $F_y$ )을 곱하여 산정하고 콘크리트의 압축력( $P_c$ )은 콘크리트 슬래브의 두께( $t_c$ )에 슬래브 유효폭( $b_e$ )을 고려하여 산출한다.

공칭휨강도는 소성중립축의 위치에 따라 다음과 같이 세 가지로 구분하여 산출하였고, 산출한 결과 모든 실험체의 소성중립축은 콘크리트 슬래브 내에 있는 것으로 평가되었고, 실험 결과도 동일하게 나타났다.

##### 4.2.1 소성중립축이 콘크리트 슬래브 내에 있는 경우

$$(C_e \geq P_y)$$

그림 6은 소성중립축이 콘크리트 슬래브 내에 위치하는 경우의 개념도이다. 상부콘크리트 부분의 압축력이 하부 강재보 부분의 인장력 보다 큰 경우로 소성중립축은 슬래브에 해당하는 콘크리트 내부에 위치하게 된다.

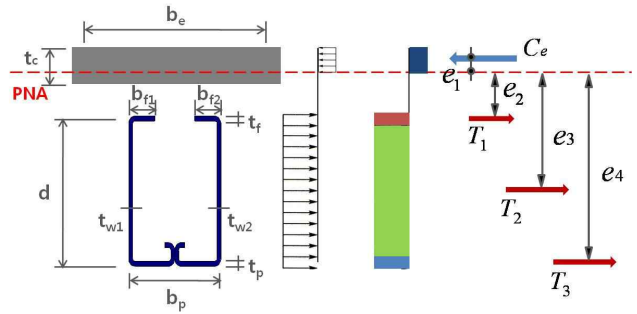


그림 6. 소성중립축이 콘크리트의 슬래브 내에 있는 경우

여기서,  $C_e$  : 슬래브의 유효압축력으로 다음 식 중 최소값

$$C_e = A_s \cdot F_y : \text{강재보 전체단면의 항복축력}$$

$$C_e = 0.85f_{ck} \cdot b_e \cdot t_c : \text{콘크리트 슬래브의 압축력}$$

$$C_e = \sum Q_n : \text{전단연결재의 총 수평전단력}$$

으로 채택하고,  $b_{f1} + b_{f2} = b_f$ ,  $t_{w1} + t_{w2} = t_w$ 로 나타낸다.

힘의 평형 조건으로부터  $A_s \cdot F_y \leq 0.85f_{ck} \cdot a \cdot b_e$ 로 나타낼 수 있으며, 콘크리트 압축응력블록깊이( $a$ )는 식 (1)과 같고, 공칭휨강도( $M_n$ )는 식 (2)와 같이 각각의 인장내력과 압축내력까지의 거리를 곱하여 구할 수 있다.

$$A_s \cdot F_y = 0.85f_{ck} \cdot a \cdot b_e$$

$$a = \frac{A_s \cdot F_y}{0.85f_{ck} \cdot b_e} \quad \text{식 (1)}$$

$$\therefore M_n = T_1(e_1 + e_2) + T_2(e_1 + e_3) + T_3(e_1 + e_4) \quad \text{식 (2)}$$

##### 4.2.2 소성중립축이 강재보의 플랜지 내에 있는 경우

$$(P_{yw} < C_e < P_y)$$

그림 7은 소성중립축이 강재보의 플랜지 내에 위치하는 경우의 개념도이다. 콘크리트 슬래브 전체 단면과 강재보의 상부 플랜지의 일부는 압축력이 작용하고, 강재보의 나머지 상부 플랜지 부분과 웨브, 하부 플레이트는 인장력이 작용하게 된다. 이 때, 콘크리트 슬래브에 작용하는 압축력을  $C_e$  라 하고, 강재보의 상부 플랜지 일부에 작용하는 압축력을  $C_1$  이라 한다. 또한 강재보 상부플랜지 나머지와 웨브, 그리고 하부 플레이트 일부에 작용하는 인장력을 각각  $T_1$ ,  $T_2$ ,  $T_3$  라고 하면, 힘의 평형조건은 다음과 같다.

$$C_e + C_1 = T_1 + T_2 + T_3$$

이 때, 플랜지 상부면 부터 중립축까지의 거리( $y$ )는 식

(3)과 같고, 공칭휨강도( $M_n$ )는 소성중립축에서 인장 및 압축력에 대한 모멘트의 합산으로 구할 수 있으며, 식 (4)와 같다.

$$y = \frac{F_y(b_f \cdot t_f + t_w \cdot d + b_p \cdot t_p - t_w \cdot t_f - t_w \cdot t_p) - C_e}{2b_f \cdot F_y} \quad \text{식 (3)}$$

$$M_n = C_e \cdot e_1 + C_1 \cdot e_2 + T_1 \cdot e_3 + T_2 \cdot e_4 + T_3 \cdot e_5 \quad \text{식 (4)}$$

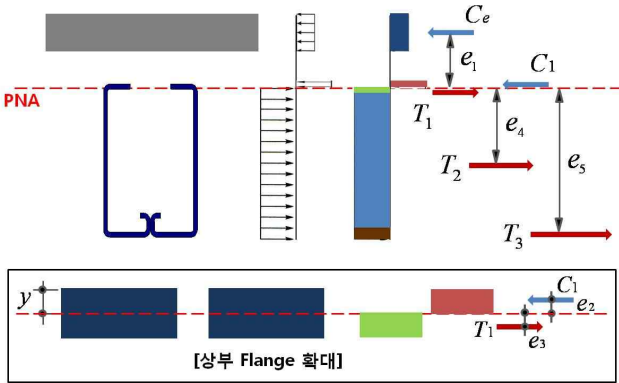


그림 7. 소성중립축이 강재보의 플랜지 내에 있는 경우

#### 4.2.3 소성중립축이 강재보의 웨브 내에 있는 경우

$$(C_e \leq P_{yw})$$

그림 8은 소성중립축이 콘크리트 웨브 내에 위치하는 경우의 개념도이다. 소성중립축을 기준으로 위 부분에 해당하는 콘크리트 슬래브의 전체 단면과 강재보의 상부 플랜지 및 웨브의 일부분은 압축력이 작용하고, 강재보의 웨브 나머지 부분과 하부 플레이트는 인장력이 작용하게 된다.

이 때, 플랜지 상부면 부터 중립축까지의 거리( $y$ )는 식 (5)과 같고, 설계휨강도( $M_n$ )는 식 (4)와 같은 방법으로 소성중립축에서 인장 및 압축력에 대한 모멘트의 합산으로 구할 수 있으며, 식 (6)과 같이 나타낼 수 있다.

$$y = \frac{F_y(t_w \cdot d + b_p \cdot t_p + t_w \cdot t_f - t_w \cdot t_p - b_f \cdot t_f) - C_e}{2t_w \cdot F_y} \quad \text{식 (5)}$$

$$M_n = C_e \cdot e_1 + C_1 \cdot e_2 + C_2 \cdot e_3 + T_1 \cdot e_4 + T_2 \cdot e_5 \quad \text{식 (6)}$$

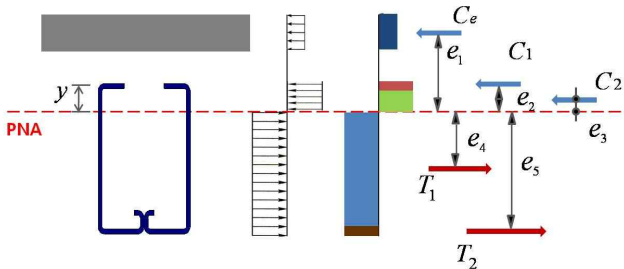


그림 8. 소성중립축이 강재보의 웨브 내에 있는 경우

소성중립축의 위치에 따라 식 (1)~식 (6)의 계산과정

을 적용하여 표 4의 공칭휨강도( $M_n$ )를 산정하였다.

#### 4.3 변형능력 평가

표 5는 연성과 에너지에 대한 평가결과이다. 연성은 최대하중 이후 실험체의 연성거동을 평가하기 위해 사용하며, 다음 식으로 정의하였다<sup>(14)</sup>.

$$D = \frac{\delta_{\max,0.8}}{\delta_y} \quad \text{식 (7)}$$

여기서,  $\delta_{\max,0.8}$ 는 최대하중 이후 하중이 저감하여 최대하중의 80%까지 저하된 시점의 변위이며,  $\delta_y$ 는 실험체가 항복했을 때의 변위이다. 에너지는 그림 9와 같이 하중-변위곡선의 전체면적으로 평가하였다.

표 5에는 기준 실험체인 TS-150-1600 실험체를 기준으로 연성과 에너지의 비를 비교하였다. 비교 결과 연성비는 0.64~1.27로 나타났으며, TR-75-600 실험체의 경우 연성비가 가장 높게 나타났다.

에너지비는 0.99~1.77로 평가되어, 기준 실험체에 비해 에너지를 충분히 확보하는 것으로 나타났고, TC-50-600 실험체의 경우 최대하중에 도달할 때까지 하중의 완만한 증가로 변위가 크게 증가하여 에너지가 57,388.1(kN·mm)로 가장 높게 나타났다.

따라서 이형철근을 연속형으로 제작하여 전단연결재로 사용하는 경우 스티드커벡터와 비교하여 충분한 내력과 에너지를 확보할 수 있으며, 연성도 동등 이상으로 평가할 수 있다.

또한, T형 플레이트를 전단연결재로 사용한 경우도 기준 실험체에 비해 충분한 연성 및 에너지를 확보하였다.

오메가형 강관 삽입에 의한 상부 슬래브의 콘크리트 두께가 클수록 연성 및 에너지가 높게 나타났고, 오메가형 강관의 단속길이인 현치 폭에 따라서는 연성 및 에너지의 차이가 없는 것으로 평가되었다.

표 5. 연성 및 에너지 상대평가

실험체명	$\delta_y$ (mm)	$\delta_{\max,0.8}$ (mm)	$\delta_{\max,0.8}/\delta_y$		$E$ (kN·mm)		
TS 시리즈	TS-150-1600	13.7	43.4	3.16	1.00	32,421	1.00
	TS-50-600	16.8	41.8	2.49	0.79	35,777	1.10
	TS-50-900	16.3	63.5	3.89	1.23	54,807	1.69
	TS-75-600	13.3	51.4	3.86	1.22	50,789	1.57
TR 시리즈	TR-150-1600	14.5	29.3	2.02	0.64	31,951	0.99
	TR-50-600	15.9	46.0	2.89	0.91	47,097	1.45
	TR-50-900	16.6	45.2	2.72	0.86	45,334	1.40
	TR-75-600	12.5	50.4	4.02	1.27	47,284	1.46
TC 시리즈	TC-50-600	19.5	71.6	3.67	1.16	57,388	1.77

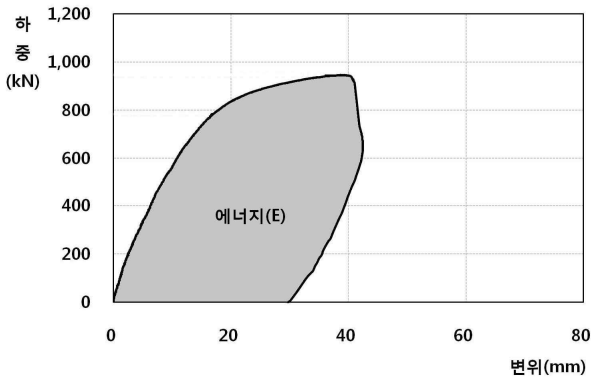


그림 9. 연성 및 에너지평가 방법

#### 4.4 변수별 실험 결과 비교

##### 4.4.1 전단연결재의 종류에 따른 영향

그림 10은 기준 실험체인 TS-150-1600 실험체의 항복하중과 휨강성, 실험에 의한 최대 휨내력을 기준으로 TR-150-1600, TS-50-600, TR-50-600, TC-50-600, TS-50-900, TR-50-900, TS-75-600, TR-75-600 실험체를 비교한 것이다.

기준 실험체에 비해 HD13(SD400W) 용접용철근을 연속형( )으로 절곡하여 전단연결재로 사용한 실험체가 대체로 항복하중과 휨강성, 최대 휨내력이 높게 나타났다.

또한 전단연결재로 9mm 강판을 'T'자 모양으로 용접한 형태를 사용한 실험체는 항복하중과 휨강성이 다소 낮게

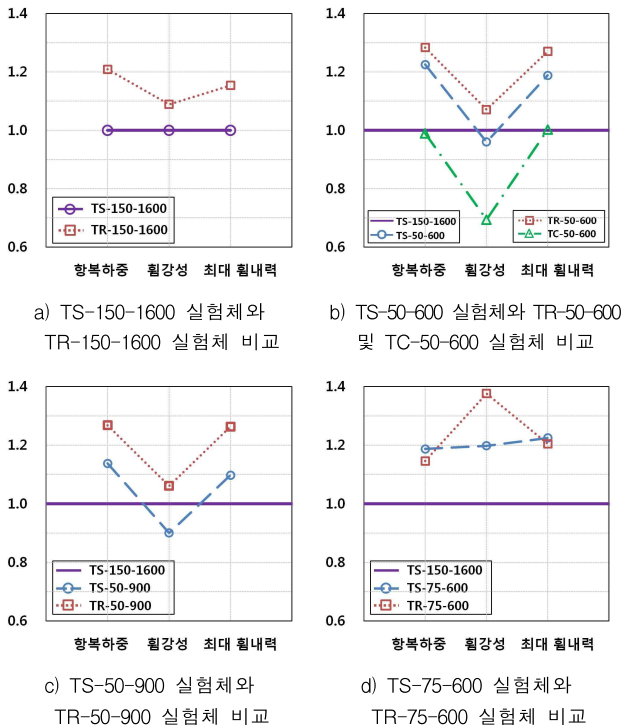


그림 10. 전단연결재의 종류에 따른 비교

평가되었지만, 최대 휨내력은 기준 실험체 보다 상회하는 것으로 나타났다.

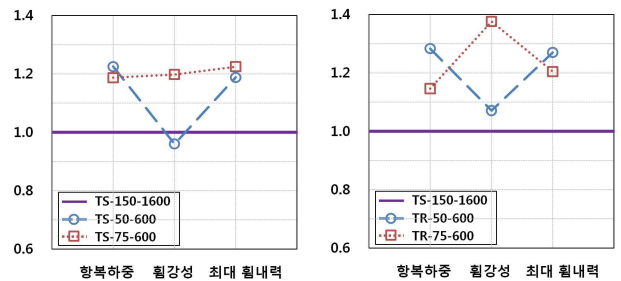
전단연결재로 연속형 철근을 사용한 실험체의 내력이 기준 실험체에 비해 더 높게 평가된 것은 콘크리트와 이형철근의 부착력이 조합되어 전단연결재의 내력이 더 증가한 것으로 판단된다.

따라서 전단연결재의 형상이 휨내력에 미치는 영향을 평가한 결과 스티드커넥터 대신 연속형 철근과 T형 플레이트 등을 전단연결재로 활용하여도 스티드커넥터 이상의 성능을 확보하는 것으로 판단된다.

##### 4.4.2 상부 슬래브의 콘크리트 두께에 따른 영향

그림 11은 기준 실험체인 TS-150-1600 실험체의 항복하중과 휨강성, 실험에 의한 최대 휨내력 등을 기준으로 TS-50-600, TS-75-600, TR-50-600, TR-75-600 실험체를 비교한 것이다.

휨강성은 상부 슬래브의 콘크리트 두께가 75mm인 실험체가 50mm인 실험체 보다 각각 24.8%, 28.5% 더 높게 나타났으며, 최대 휨내력은 상부 슬래브 콘크리트 두께에 의한 차이는 없는 것으로 나타났다. 따라서, 슬래브의 자중을 저감하면서 동등 이상의 내력을 확보하기 위한 상부 콘크리트의 최소두께(피복두께 20mm, 철근지름 10mm)인 50mm를 적용하여도 충분한 휨내력을 확보할 수 있는 것으로 판단된다.



a) TS-50-600 실험체와 TR-50-600 실험체 비교  
b) TR-50-600 실험체와 TR-75-600 실험체 비교

그림 11. 상부 슬래브의 콘크리트 두께에 따른 비교

##### 4.4.3 오메가형 강판의 단속 길이인 현치부 폭에 따른 영향

그림 12는 기준 실험체인 TS-150-1600 실험체의 항복하중과 휨강성, 실험에 의한 최대 휨내력을 1.0으로 하였을 때, TS-50-600, TS-50-900, TR-50-600, TR-50-900 실험체를 비교한 것이다.

기준 실험체 보다 항복하중 및 최대 휨내력이 높게 나타났다. 또한 현치부 폭이 600mm인 실험체가 900mm인 실험체 보다 항복하중 및 휨강성, 최대 휨내력이 더 높게 평가되었다. 따라서, 오메가형 강판의 확장(현치부 폭의 감소)이 최대 휨내력을 증가시키는 효과가 있는 것으로 판단된다. 또한 실험결과를 통해 증공에 의한 휨내력의 저하도 없는 것으로 나타났다.



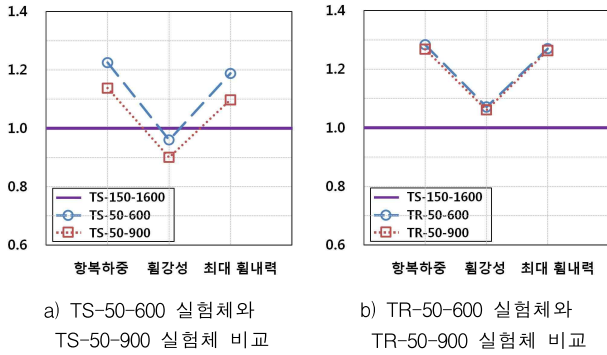


그림 12. 오메가형 강판의 단속 길이인 현치부 폭에 따른 비교

## 5. 결 론

본 연구에서는 오메가형 강판을 삽입한 자중저감형 중공 테크플레이트와 TSC 합성보의 성능을 보 휨실험으로 평가하였고, 결론은 다음과 같다.

1) 본 연구를 통해서 오메가형 강판을 삽입한 자중저감형 중공 테크플레이트와 TSC 보는 중공을 형성하지 않은 실험체에 비해 최대 휨내력이 증가한 것으로 나타났다. 그러므로 오메가형 강판을 TSC 보에 적용하여도 휨내력 확보에는 문제가 없을 것으로 판단된다.

2) 전단연결재의 종류에 따른 최대 휨내력은 HD13 (SD400W) 용접용철근을 연속형( )으로 절곡한 형태를 사용한 경우 스티드커넥터 보다 최대 휨내력이 약 10% 더 증가하였으며, T형 전단연결재를 사용한 경우 기준 실험체와 동등 이상의 성능을 확보하였다. 그러므로 전단연결재로 스티드커넥터와 함께 연속형철근 또는 T형을 적용하여도 내력 및 변형능력 확보 등은 동등 이상의 성능을 확보할 수 있다고 판단된다.

3) 오메가형 강판 상부 슬래브의 콘크리트 두께 차이에 따른 최대 휨내력의 영향은 적은 것으로 나타났다. 따라서 슬래브의 자중을 저감하면서 동등 이상의 내력을 확보하기 위한 상부 콘크리트의 최소두께인 50mm를 적용하여도 충분한 휨내력을 확보할 수 있는 것으로 판단된다.

4) 오메가형 강판의 단속 길이인 현치부 폭에 따라서는 현치부의 폭이 600mm인 실험체가 900mm 실험체 보다 최대 휨내력이 더 높게 나타난 것으로 보아, 오메가형 강판 길이의 증가는 중공의 효과는 물론 휨내력의 확보에도 긍정적인 것으로 나타났다. 따라서 오메가형 강판의 단속길이인 현치부 폭의 길이를 600mm를 적용하여도 충분한 휨내력을 확보할 수 있는 것으로 판단된다.

1. 천성철, 주영규, 정광량, 김상대, '비대칭 유공 합성보 iTech beam의 휨성능평가', 대한건축학회 논문집, 18권 4호(통권162호), 2002. 4, pp.67~74
2. 김상섭, 김상모, 김성배, 서동기, 김규석, '단순지지 T형 합성보의 휨거동에 관한 실험적 연구', 한국강구조학회 논문집 제16권 2호(통권 69호), 2004. 4, pp.225~233
3. 선병택, 송현수(1981), 이형철근을 이용한 합성보의 Shear Connector내력에 관한 연구, 대한건축학회지 25권 101호 pp.47~51
4. 한상윤, 정현수, 김덕제(1987), 합성보에 있어서 이형철근을 사용한 Shear Connector의 내력에 관한 실험적 연구, 대한건축학회 춘계학술발표대회 논문집 7권 제1호, pp.445~448
5. 현은미, 최용석, 김용식, '친환경건축물의 이산화탄소 배출 저감 연구', 대한건축학회 2009년도 학술발표대회 논문집 - 계획계 제29권 제1호 2009. 10, pp.657~660
6. 소양섭, '환경친화성 콘크리트의 이용전망', 한국시멘트협회 s no.149, 1998. 12. pp.51~57
7. Concrete Journal, Japan Concrete Institute, Vol.36, 1996. 3, pp.6~48
8. 건축구조기준 및 해설, 대한건축학회, 2009, pp.136~138
9. 이수권, 이용재, '철선일체형 테크플레이트 시스템의 구조안전성 평가', 대한건축학회 논문집, 제23권 제 11호(통권229호), 2007. 11. pp.43~50
10. 김상모, 김규석, 'T형 합성보의 내력평가에 관한 연구', 한국강구조학회 논문집, 제 15권 4호(통권 65호), 2003. 8, pp.467~474
11. W. C. Hansell. T. V. Galambos. M. K. Ravindra, I. M. Viest (1978). "Composite Beam Criteria in LRFD", ASCE Vol.104, No.ST9, pp.1409~1426
12. Ivan M. Viest, Joseph P. Colaco, Richard W. Furlong, Lawrence G, Griffis, Roberto T, Leon, Loring A. Wyllie Jr(1997), "Composite Construction Design for Buildings", McGraw-Hill.
13. D.I Mullet(1988), Composite Floor Systems, The Steel Construction Institute
14. Bernardo, L.F.A., Lopes, S.M.R., "Neutral Axis Depth versus Flexural Ductility in High-Strength Concrete Beams", Journal of Structural Engineering, Vol.130, No.3, 2004, pp. 452~459