콘크리트충전 튜브플랜지 H형강 보의 휨성능에 관한 실험연구

Experimental Study on the Flexural Capacity of H-shaped Steel Beam with the Concrete-Filled Tubular Flange

오명호* · 김영호** · 정석재*** · 김명한****

Oh, Myoung Ho*, Kim, Young Ho**, Jung, Suk Jae***, and Kim, Myeong Han****

Abstract

H-shaped steel beam with concrete-filled tubular flange, which has greatly increased lateral buckling strength due to the rectangular upper tube filled with concrete in place of steel plate flange in the conventional H-shaped steel beam, has been proposed. This beam member can be much effectively applied to the long-span roof structures without lateral supports. Experiments on the flexural capacity of H-shaped steel beam with concrete-filled tubular flange were performed, and the results were examined. Test parameters were the shape of tubular flange, the thickness of tubular flange, the existence of filled concrete, and the compressive strength of filled concrete. A total of six specimens were prepared and tested under the concentrated loads of two points. Deformation characteristics, failure mode, load-displacement relationship and sectional strain distribution of each specimen were investigated, and the maximum test load and the nominal strength based on the plastic theory were compared. The effects of each test parameter on the flexural capacity such as maximum strength, deformation capacity, and load-displacement relationship were examined.

Key words : Concrete-filled Tubular Flange, Lateral Buckling Strength, Flexural Capacity, Roof Structure

요 지

일반적인 H형강 보의 상부 플랜지 요소를 콘크리트가 충전된 튜브로 대체하여 보부재의 횡좌굴강도를 크게 향상시킨 콘크리트충전 튜브플랜지 H형강보가 제안되었다. 이러한 보 부재는 횡지지 간격이 매우 커지는 장스팬 지붕구조에 효과적으로 적용될 수 있다. 이 연구에서는 콘크리트충전 튜브플랜지 H형강 보의 휨성능에 대한 실험과 결과분석이 이루어졌다. 튜브플랜지의 단면형상, 튜브플랜지의 두께, 콘크리트 충전여부, 충전 콘크리트의 강도 등을 실험변수로 하여 총 6개의 실험체를 제작하였고, 2점 집중하중으로 가력하여 휨실험을 수행하였다. 각 실험체별로 변형특성, 파괴양상, 힘-변위 관계, 변형률 분포 등을 분석하였고, 실험의 최대강도와 이론식에 근거한 공칭강도를 비교하였다. 각 실험변수들이 힘-변위 관계, 최대강도, 변형성능 등의 휨성능에 미치는 영향을 분석하였다.

핵심용어 : 콘크리트충전 튜브플랜지, 횡좌굴강도, 휨성능, 지붕구조

1. 서 론

스팬 20m 이상의 발전소, 공장, 물류, 저장 시설에서 지붕

구조는 두께 10~20 mm 열간압연 H 형강이나 공장에서 용접 제작한 Built-up H 형강 단면을 사용하고 있으며, 특징은 철근콘크리트 바닥판을 갖지 않는 구조형식이다. 현대제

*정회원, 국립목포대학교 건축공학과 교수(E-mail: ohmho@mokpo.ac.kr)

Member, Professor, Department of Architectural Engineering, Mokpo National University

**정회원, ㈜엔케이 대표(E-mail: steelkyh@hanmail.net)

Member, President, NTAGE.

***정회원, (주)쓰리디엔지니어링 대표(E-mail: jsj@3ds.co.kr)

Member, President, 3D Structural Engineering

****교신저자, 정회원, 국립목포대학교 건축공학과 부교수(Tel: +82-61-450-2456, Fax: +82-61-450-6454, E-mail: mhk314@mokpo.ac.kr)

Corresponding Author, Member, Associate Professor, Department of Architectural Engineering, Mokpo National University

철이나 동국제강에서 생산되는 열간압연 H 형강은 상부와 하부 플랜지 두께가 동일한 대칭단면으로 바닥판이 없는 장스팬 공장 건축물 등에서는 그 단면의 효율성이 매우 낮다. 또한 현대제철에서 생산되는 열간 압연 H 형강은 단면의 높이가 최대 900 mm로 바닥판이 없는 대형 장스팬 건축물에 사용하기에는 많은 제약을 가진다.

이러한 기존 열간 압연 H 형강의 한계에 대한 대안으로 개발된 기술로는 공업화박판강구조(Pre-Engineered Building, 이하 “PEB”) 공법이 있는데, 이는 구조 부재를 모듈로 세분화하여 각 부재의 지점에 발생하는 모멘트와 축력의 크기에 따라 부재의 크기 및 두께를 최적화하여 결정하여 경제적인 설계가 가능한 공법으로 장스팬을 요구하는 공장, 격납고, 창고 및 체육관 등에 많이 적용되는 추세이다(Ha et al., 2016). 그러나 이러한 PEB 공법은 좌굴에 취약한 세장판의 사용, 부정정도의 낮음, Z형강 중도리 및 띠장의 물량 증대 등의 단점을 지니고 있다.

또한 경주 마우나 리조트 체육관 붕괴 사고, 인천 조달청 창고 붕괴 사고 등의 발생으로 인하여 국토교통부에서는 기둥과 기둥 사이의 간격이 20 m 이상인 대형 스패를 갖는 PEB 구조물을 특수 구조 건축물로 간주하여 보다 강화된 설계, 시공, 감리 기준을 바탕으로 한 까다로운 심사를 받도록 규정한 바 있다(Lee, 2015). 따라서 충분한 횡지지 성능 및 구조안전성을 확보하며 기존의 PEB 공법을 대체할 수 있는 새로운 형태의 부재 개발이 시급한 실정이다.

이러한 문제점을 극복하기 위해 Fig. 1과 같은 콘크리트 충전 튜브 플랜지 H 형강 보(H-shaped Steel Beam with the Concrete-Filled Tubular Flange, 이하 “TH 보”)를 제안하였다. 이 TH 보는 냉간 성형 U casing 튜브 플랜지에 콘크리트를 충전하여 압축 및 휨에 대한 횡좌굴강도, 약축 강성을 향상시킴으로써, 구조 안전용 가새 및 작은 보를 생략하고 구조물의 안전성을 확보할 수 있도록 한 고성능 보 부재이다.

Fig. 1. The Concrete-Filled Tubular H Beam

이러한 TH 보의 구조적 효용성 및 장스팬이 요구되는 건축물에 TH 보를 적용하기 위해서는 휨성능을 우선적으로 여러 변수에 대해 실험적으로 검증하여야 한다. 따라서 이 논문에서는 TH 보의 휨성능을 평가하기 위해 튜브 단면의 형상 및 두께, 콘크리트 충전 여부 및 강도를 변수로 하여 2점 가력 휨실험을 수행하였고, 그 결과를 국내 기준에 따른 이론식과 비교하여 검증하였다.

2. 실험 계획

2.1 실험체 계획

TH 보의 휨성능을 평가하기 위해 총 6개의 실험체를 계획하였고, 실험체의 스패는 6,000 mm 이다. 실험체는 3종류의 형상(H, TH, UH), 콘크리트 충전 유무, 콘크리트 강도(21 MPa, 27 MPa)를 변수로 하였다.

실험체의 크기는 일반 건축물에 사용 빈도가 많은 H형강의 크기(H-588×300×12×20)를 대상으로 하였으며, 이에 대해 보의 춤은 동일하고 상부에 A형(TH 보) 또는 C형의 튜브(UH 보)를 부착한 형상을 적용하였다. 실험체 일람은 Table 1에 나타내었으며 자세한 상세는 Fig. 2와 같다.

실험체 A형 또는 C형 튜브에 충전된 콘크리트 강도(f_{ck})는 21 MPa, 27 MPa로 계획하였고, 강재는 SM490A 강종을 사용하였다. TH 보의 상부 플랜지의 두께는 8 mm이고, 하부 플랜지의 두께는 모두 16 mm이다. A형 튜브(TH 보) 단면의 두께는 6 mm이고, 두께를 8 mm로 증가시킬 경우 폭을 250 mm로 작게 계획하여 판-폭두께비의 영향을 분석하고자 하였다.

2.2 가력 방법

본 실험은 포스코 철강솔루션센터 강구조실험동에서 10,000 kN의 UTM을 사용하였다. 하중가력은 변위제어방식을 적용하여 0.05 mm/s의 속도로 단조가력하였으며, 실험체의 양단부는 단순지지로 설정하였다. 가력위치는 가력보를 사용하여 실험체 경간 길이(L)의 2/5점과 3/5점에서 2점 가력하여 중앙부의 순수 휨모멘트 구간을 중심으로 관측하였다. 실험체 세팅을 Fig. 3에 나타내었다.

2.3 측정 방법

양측 가력점 하부와 실험체 중앙부에 수직 변위계를 설치하여 하중가력에 따른 실험체의 처짐량을 계측하였으며, 실험체 단부에 수평 변위계를 설치하여 콘크리트와 강재의 미끄러짐량을 계측하였다. 실험체별 스트레인 게이지 부착 위치는 Fig. 4와 같다.

Table 1. Test Specimens

Specimens ID	Shape	Size		Concrete Strength	Note
		H	Box		
S-RH-X-X	H	H-588×300×12×20	-	-	Rolled H
S-TH-X-A6T	TH	BH-463×150/300×8×8/16	□-300×125×6	-	
S-TH-X-A8T	TH	BH-463×150/300×8×8/16	□-300×125×8	-	
S-TH-F27-A6T	TH	BH-463×150/300×8×8/16	□-300×125×6	27 MPa	
S-TH-F21-A6T	TH	BH-463×150/300×8×8/16	□-300×125×6	21 MPa	
S-UH-F27-C8T	UH	T-463×300×8×16	□-300×125×8	27 MPa	Angle shear Key

1) S: without slab

2) RH/TH/UH: Beam shape & Tube shape

3) X/F21/F27: Concrete filled & strength

4) A6T/A8T/C8T: Box shape & thickness

Fig. 2. The Section of Specimens

Fig. 3. Loading Plan

Fig. 4. Installation Location of Strain Gauge

3. 실험 결과 및 분석

3.1 재료 시험

3.1.1 콘크리트

실험체 제작에 사용된 콘크리트는 설계기준강도(f_{ck}) 21 MPa, 27 MPa로 계획하였으며 KS F 2405에 따라 제작한 공시체 3개의 평균 탄성계수는 25,617 MPa이고, 평균압축 강도는 각각 25.4 MPa ($f_{ck}=21$ MPa) 및 32.8 MPa ($f_{ck}=27$ MPa)이다.

3.1.2 강재

실험체에 사용된 강재의 재료 성능을 확인하기 위해 인장 시험을 실시하였다. 실험체에 사용된 강종(SM490 A, Thk. 6 mm, 8 mm, 16 mm, 20 mm)의 인장시험편을 KS B 0801을 준용하여 14A호 정형시험편으로 각각 3개씩 제작하였다. KS B 0802에 따른 인장시험결과를 Table 2에 나타내었다.

3.2 파괴 거동

3.2.1 S-RH-X-X

S-RH-X-X 실험체는 TH 휨성능 실험체의 비교용 열간압

연 H 형강 실험체이다. 가력 초기에는 선형으로 거동하였으며, 약 1,200 kN에서 강성이 급격히 감소하며 완만한 하중 증가를 나타내었다. 약 1,330 kN에서 좌측 가력부의 플랜지에 국부좌굴이 발생하였으며, 지속적으로 하중이 증가함에 따라 국부좌굴이 더 심해지고, 실험체 중앙부의 상부 플랜지에도 플랜지 국부좌굴이 발생하였다. 하중 1,398 kN에서 실험체에 뒤틀림이 발생하기 시작하여 최대하중(P_{max}), 1,403 kN에 도달하였다.

3.2.2 S-TH-X-A6T

S-TH-X-A6T 실험체는 TH 보 실험체로 Built-up H 형강 상부에 A형($\square$ -300×125×6) 튜브를 부착하고, 콘크리트는 상부 튜브에 채우지 않은 실험체이다. 압축부의 튜브 단면이 6 mm의 얇은 강판이기 때문에 가력 하중 510 kN에서 실험체 중앙부의 튜브 단면에서 국부좌굴이 발생하였다. 이후 하중이 증가함에 따라 튜브 단면의 국부좌굴이 심해지며 최대하중(P_{max}), 813 kN에 도달하였다(Fig. 5(a) 참조).

3.2.3 S-TH-X-A8T

S-TH-X-A8T 실험체는 Built-up H 형강 상부에 A형($\square$ -250×125×8) 튜브를 부착하고, 콘크리트를 상부 튜브에 채우지 않은 실험체이다. S-TH-X-A6T 실험체와 비교하여 압축

Table 2. Test Results of Steel Plate

Name	Thickness of Plate (mm)	Modulus of Elasticity (E , MPa)	Yield Strength (F_y , MPa)	Tensile Strength (F_u , MPa)	Yield Ratio (F_y/F_u)	Yield Strain (ϵ_y)
SM490A	6	194,545	428.0	535.8	0.80	0.0022
	8	178,431	455.0	553.1	0.82	0.0026
	16	208,134	348.0	544.7	0.64	0.0017
	20	198,685	347.5	506.3	0.69	0.0017

(a) Local Buckling of S-TH-X-A6T

(b) Local Buckling of S-TH-F27-A6T

Fig. 5. Failure Mode of Specimens

부의 튜브 단면이 8 mm로 두껍고, 폭이 250 mm로 작기 때문에 상대적으로 높은 하중, 980 kN에서 튜브 단면에 국부좌굴이 발생하였다. 이후 지속적으로 가력 하중의 증가에 따라 튜브 단면의 국부좌굴이 심해지면서 최대 하중(P_{max}), 1,030 kN에 도달하였다.

3.2.4 S-TH-F27-A6T

S-TH-F27-A6T 실험체는 S-TH-X-A6T 실험체와 동일하지만 튜브 단면 내부에 콘크리트 강도(f_{ck}), 27 MPa를 충전한 실험체이다. 비충전 실험체 대비 높은 하중, 908 kN에서 압축부 국부좌굴이 발생하였으며, 이후 국부좌굴이 더 심해지면서 최대 하중(P_{max}), 1,070 kN에 도달하였다(Fig. 5(b) 참조).

3.2.5 S-TH-F21-A6T

S-TH-F21-A6T 실험체는 S-TH-X-A6T 실험체와 동일하고 튜브 단면 내부에 콘크리트 강도(f_{ck}), 21 MPa를 충전한 실험체이다. 가력 하중, 889 kN에서 튜브 단면의 압축부에 국부좌굴이 발생하였다. 비충전 실험체 대비 높은 하중에서 국부좌굴이 발생하여 충전된 콘크리트가 얇은 강판의 국부좌굴을 지연시키는 효과를 확인할 수 있었다. 그러나 콘크리트 강도 27 MPa를 충전한 실험체와 비교할 때 최대하중(P_{max})의 차이는 미미하였다.

3.2.6 S-UH-F27-C8T

S-UH-F27-C8T 실험체는 Built-up H 형강의 상부 플랜지를 제거하고 튜브를 상향 배치한 C형(□-300×125×8) 단면을 내부에 콘크리트 강도(f_{ck}) 27 MPa로 충전한 실험체이다. 하중 초기 선형적인 하중 증가를 보였으나, 약 1,000 kN에서 비선형 거동이 시작되며 1,047 kN에서 최대하중(P_{max})에 도달하였다. C형 튜브 단면의 상부가 개방된 형상이지만 앵글(L-50×50×4@150)을 이용하여 단면 상부를 잡아주어 튜브 단면의 플랜지 국부좌굴이 콘크리트를 충전하지 않은 실험체에 비해 상대적으로 늦게 발생하였고, 약 1,020 kN에

서 튜브 내부의 콘크리트가 파괴되며 실험체의 뒤틀림이 발생하였다.

3.3 하중-변위 관계

실험체의 항복하중(P_y)은 하중-변위 곡선에서 초기 기울기의 1/3 기울기의 직선으로 항복하중을 산정하는 1/3 접선법을 사용하여 평가하였다. Fig. 6과 같이 하중-변위 곡선의 초기 기울기 접선인 선분(a)과 이것의 1/3 기울기를 갖는 선분인 선분(b)를 평행 이동하여 하중-변위 곡선과의 접선을 이루는 선분(c)와의 교점을 항복하중(P_y), 항복변위(δ_y)로 산정하였다. 실험체의 초기강성(K_i)는 최대강도(P_{max})의 10%점과 50%점을 연결한 선분의 기울기로 산정하였다(Kim, 2017; Oh and Kim, 2016).

Fig. 6. 1/3 Secant Method

각 실험체 별 초기강성(K_i) 및 항복하중(P_y), 최대하중(P_{max}), 항복하중 시 변위(δ_y), 최대하중 시 변위($\delta_{P_{max}}$)를 Table 3에 나타내었다. 또한 각 실험체별 하중-변위 곡선을 Fig. 7에 나타내었다.

Table 3. Test Results

Specimens ID	K_i (kN/mm)	P_y (kN)	P_{max} (kN)	P_{max}/P_y	δ_y (mm)	$\delta_{P_{max}}$ (mm)	$\delta_{P_{max}}/\delta_y$
S-RH-X-X	48.5	1,165	1,403.7	1.20	24.5	143.4	5.85
S-TH-X-A6T	27.5	703	813.1	1.16	26.0	60.7	2.33
S-TH-X-A8T	29.4	911	1,030.7	1.13	33.1	88.2	2.64
S-TH-F27-A6T	32.1	900	1,070.2	1.19	28.0	116.7	4.17
S-TH-F21-A6T	30.5	921	1,065.2	1.16	31.4	196.0	6.24
S-UH-F27-C8T	31.8	920	1,047.4	1.14	29.5	58.2	1.97

(a) S-RH-X-X

(b) S-TH-X-A6T

(c) S-TH-X-A8T

(d) S-TH-F27-A6T

(e) S-TH-F21-A6T

(f) S-UH-F27-C8T

Fig. 7. The Load-Displacement Curve

Table 3에서 보는 바와 같이, 모든 실험체 중에서 초기강성과 최대강도는 S-RH-X-X 실험체가 가장 큰 것을 알 수 있다. 이는 열간 압연 H-588×300×12×20으로 다른 실험체에 비해 가장 단면 성능이 큰 보이다. 한편 TH 보 중에서 초기강성이 가장 큰 실험체는 S-TH-F27-A6T 실험체로 A형 튜브(□-300×125×6t)에 콘크리트가 충전된 실험체이며 가장 초기강성이 작은 실험체는 S-TH-X-A6T 실험체로 A형 튜브(□-300×125×6t)에 콘크리트가 충전되지 않은 실험체이다. 또한 최대강도가 가장 큰 실험체도 S-TH-F27-A6T 실험체이고, 가장 작은 실험체는 S-TH-X-A6T 실험체이다. 따라서 충전된 콘크리트가 TH 보의 초기강성 및 최대강도에 영향을 미치고 있음을 알 수 있다.

3.4 단면의 변형률 분포

S-TH-X-A6T 실험체와 S-TH-F27-A6T 실험체의 단면 변형률 분포를 Fig. 8에 나타내었다. 단면의 상부 플랜지와 웹 및 하부 플랜지에 부착한 스트레인 게이지로부터 측정된 값을 각 하중단계별로 나타내었다.

콘크리트가 충전되지 않은 S-TH-X-A6T 실험체는 하중 초기 선형적인 변형률 분포를 나타내었으나, 튜브의 상부 플랜지에 국부좌굴이 발생함에 따라 하중 재분배가 이루어지며 중립축의 위치가 단면 하부로 이동하였다. 따라서 항복

하중 시 중립축은 단면 하부로부터 250 mm에 위치하였으나, 강재 단면이 소성화가 진행됨에 따라 최대하중 시 중립축은 단면 하부에서 220 mm로 이동하였다.

콘크리트가 충전된 S-TH-F27-A6T 실험체는 상대적으로 중립축의 위치가 높으며, 하부 인장측의 변형률이 상대적으로 높게 측정되었다. 따라서 튜브 단면 내부에 콘크리트를 충전하면 강재 보의 중립축 상승 및 안정적인 변형률 분포를 유도하는 것으로 판단된다. 또한 충전 콘크리트의 강도가 클수록 압축부의 기여도가 높기 때문에 최대하중 시 중립축이 더 높게 위치하였다.

C형 튜브 단면을 사용한 S-UH-F27-C8T 실험체는 충전 콘크리트의 효과로 인해 상·하부가 대칭에 가까운 변형률 분포를 나타내고 있으며, 최대하중 시 중립축의 위치도 항복 하중 시보다 상승하였다. 그러나 A형 튜브를 사용한 실험체와 비교하여 충전 콘크리트의 구속효과가 작기 때문에, 콘크리트의 압괴에 의해 최종 파괴되었다.

3.5 TH 보의 공칭강도 평가

TH 보의 휨성능을 평가하기 위해, 단면의 소성응력분포로부터 산정한 공칭강도(P_n)와 각 실험체의 최대강도(P_{max})를 비교하여 Table 4에 나타내었다(MOLIT, 2016). 공칭강도는 강재와 콘크리트의 재료 시험강도를 적용하여 산정하였다.

Fig. 8. The Strain Distribution of Specimens

Table 4. The Comparison of Nominal Strength(P_n) and Experimental Strength(P_{max})

Specimens ID	P_n (kN)	P_{max} (kN)	P_{max}/P_n
S-RH-X-X	1,140	1,403.7	1.23
S-TH-X-A6T	278	813.1	2.88
S-TH-X-A8T	766	1,030.7	1.34
S-TH-F27-A6T	970	1,070.2	1.10
S-TH-F21-A6T	976	1,065.2	1.09
S-UH-F27-C8T	768	1,047.4	1.36

각 실험체의 최대강도는 공칭강도 대비 1.09~2.88배의 강도를 발휘하였다. 특히 S-TH-X-A6T 실험체의 경우 최대강도가 공칭강도 대비 2.88배로 가장 큰 값을 나타내었다. 이는 상부 튜브의 폭두께비가 커서 공칭강도 산정 시 이러한 판의 국부좌굴의 영향을 고려하여 산정된 결과로 현행 기준식에서는 지나치게 안전측으로 계산된 결과로 판단된다. Table 4에서 보는 바와 같이 TH 보의 소성응력분포로 산정한 이론적인 휨강도식을 적용하는 것이 타당하다고 판단된다.

3.6 변수 비교

3.6.1 상부 튜브 단면의 형상

S-RH-X-X 실험체는 기존의 H형 강재이고, S-TH-F27-A6T, S-UH-F27-C8T 실험체는 강재 보 상부에 콘크리트가 충전된 튜브 단면이 플랜지 역할을 하는 TH 보이다. 이러한 TH 보의 형상에 대한 성능을 평가하기 위하여 상기 3개의 실험체를 대상으로 휨성능을 비교하여 Fig. 9 (a)에 나타내었다.

실험결과, S-TH-F27-A6T와 S-UH-F27-C8T 실험체는 초기강성과 항복하중, 최대하중에 대해 2% 내외의 미미한 차이를 보였다. 그러나 변형성능에서는 상부 튜브의 형상이 완전히 폐합된 S-TH-F27-A6T가 S-UH-F27-C8T 실험체보다 더 큰 변위에서 최대하중에 도달하였으며, 변위연성도는 S-UH-F27-C8T는 1.97이고, S-TH-F27-A6T가 4.17로 약 2.1 배의 연성적인 거동을 보였다. 따라서 상부 튜브의 형상은 C형 보다 A형으로 하는 것이 바람직하다.

3.6.2 튜브 단면의 폭·두께비

비대칭 H형강의 상부 플랜지에 부착된 튜브 단면의 폭·두께비를 변수로 실험한 결과, S-TH-X-A8T가 S-TH-X-A6T 실험체보다 7% 높은 초기강성을 나타내었으며, 항복하중은 30%, 최대하중은 27% 높은 하중을 발휘하였다.

이는 TH 보의 중립축 상부에서 압축력에 저항하는 압축력

에 저항하는 압축부 튜브의 높이는 동일하나, 폭·두께비가 작은 S-TH-X-A8T 실험체가 국부좌굴에 대한 저항성능이 높기 때문에 초기강성, 강도 및 변형성능 평가에서 높은 성능을 가진다.

3.6.3 콘크리트 충전 여부 및 강도 영향

TH 보의 상부플랜지에 부착된 튜브 단면 내부에 콘크리트의 충전 유무와 콘크리트 강도에 따른 휨성능을 비교하여 Fig. 9 (b)에 나타내었다.

튜브 단면 내부에 콘크리트가 충전된 실험체는 충전되지 않은 실험체 대비 초기강성은 17%, 최대강도는 28% 높게 발휘하였으며, 최대 변위도 1.9배를 나타내었다.

Fig. 9 (b)에서 보는 바와 같이 최대하중 도달 이후 급격하게 내력저하가 발생하는 S-TH-X-A6T 실험체 대비 콘크리트가 충전된 두 실험체는 큰 변위에서 최대하중에 도달하였으며, 항복하중 이후 완만한 내력 상승 및 최대하중 이후 안정적인 소성변형을 나타내었다. 따라서 튜브 단면 내부에 콘크리트를 충전하면 강재의 국부좌굴을 지연시켜 높은 휨성능과 안정적인 거동을 유도할 수 있는 것으로 판단된다.

튜브 단면 내부에 충전된 콘크리트 강도가 각각 21 MPa 및 27 MPa인 S-TH-F21-A6T와 S-TH-F27-A6T는 상대적으로 고강도의 콘크리트를 충전한 S-TH-F27-A6T 실험체가 5% 높은 초기강성을 발휘하였으나, 하중에 대해서는 그 차이가 미미하였다. 변형성능에 대해서는 두 실험체 모두 4.0 이상의 높은 변위연성도를 나타내었다.

4. 결 론

이 연구에서는 Built-up H 형강의 상부에 콘크리트를 충전한 튜브 단면을 설치하여 구성한 TH 보의 휨성능을 평가하기 위해 튜브 단면의 형상 및 두께, 콘크리트 충전 유무 및 콘크리트 강도를 변수로 하여 총 6개의 단순지지된 실험체를 대상으로 2점 가력 휨실험을 수행하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

Fig. 9. The Comparison of Load-displacement Curve

- (1) 모든 실험체는 가력 초기 선형적으로 하중이 증가하였으며, 단면 항복 후 완만한 하중 증가를 나타내었다. 최대하중에 도달 이후 튜브 단면의 상부 플랜지가 항복 후 좌굴에 도달하여 내력이 저하되는 파괴 양상을 나타내었다.
- (2) 각 실험체의 최대강도는 공칭강도 대비 1.09~2.88배의 강도를 발휘하여 TH 보는 소성응력분포로 산정한 이론적인 휨강도식을 적용하는 것이 타당하다.
- (3) 상부의 튜브 형상(A형, C형)에 따른 휨성능은 초기강성, 항복하중 및 최대하중에 대해 2% 내외의 미미한 차이를 보였으나, 변형성능에서는 완전히 폐합된 실험체(A형)가 훨씬 좋은 성능을 가지고 있어, 상부 튜브의 단면은 C형보다 A형으로 하는 것이 바람직하다.
- (4) 튜브 단면 내부에 콘크리트가 충전된 실험체는 충전되지 않은 실험체 대비 높은 성능점에서 최대하중에 도달하였으며, 항복하중 이후 완만한 내력상승과 최대하중 이후 안정적인 소성변형을 나타내었다. 따라서 튜브 내부에 콘크리트를 충전하여 강재의 국부좌굴을 지연시켜 높은 휨성능과 안정적인 거동을 확보하도록 하는 것이 바람직하다.

감사의 글

이 연구는 (주)엔아이스틸의 연구비 지원을 받아 수행된 연구의 일부이며, (주)3D구조엔지니어링과 포항산업과학연구원의 지원에 감사드립니다.

References

- Ha, Y., Oh, J., Do, B., Park, M., and Ju, Y. (2016) Seismic Capacity of Column-Rafter Joint for Metal Building System (PEB). *Journal of the Architectural Institute of Korea Structure & Construction*, Vol. 32, No. 8, pp. 11-18.
- Kim, D.B., Kim, Y.H., Oh, M.H., and Kim, M.H. (2017) Experimental Study on the Flexural Capacity of the Concrete-Filled Composite Beam with Exposed Top Flange. *J. Korean Soc. Hazard Mitig.*, Vol. 17, No. 4, pp. 1-9.
- Lee, C. (2015) Metal Building (PEB) Systems and Recent Roof Collapse Tragedy. *Journal of The Korean Structural Engineers Association*, Vol. 22, No. 2, pp. 14-24.
- MOLIT (Ministry of Land, Infrastructure and Transport) (2016) *Korea Building Code*.
- Oh, M.H., and Kim, M.H. (2016) Fire Resistance Evaluation of SLIM AU Composite Beam. *Journal of the Korean Association for Spatial Structures*, Vol. 16, No. 4, pp. 53-58.

Received	January 8, 2018
Revised	January 8, 2018
Accepted	January 23, 2018