Journal of Korean Society of Steel Construction
Vol.34, No.1, pp.1-11, February, 2022

ISSN(print) 1226-363X ISSN(online) 2287-4054
DOI https://doi.org/10.7781/kjoss.2022.34.1.001

콘크리트 충전 반원기둥보강재를 적용한 플레이트 거더의 횡비틀림좌굴 성능

천진욱[1] · 이승후[2] · 김선희[3*]
[1]대표이사, ㈜아이오컨스텍, 기술연구소, [2]차장, ㈜아이오컨스텍, 기술연구소, [3]조교수, 가천대학교, 건축공학과

A Study on Lateral Torsional Buckling in I-Section Plate Girder with Concrete Filled Half Pipe Stiffener

Cheon, Jin Uk[1], Lee, Seng Hoo[2], Kim, Sun Hee[3*]
[1]CEO, R&D Laboratory, Aio Constech Corporation, Seoul, 03922, Korea
[2]Manager, R&D Laboratory, Aio Constech Corporation, Seoul, 03922, Korea
[3]Assistant Professor, Dept. of Architectural Engineering, Gachon University, 13120, Korea

Abstract - The structural safety of the plate girder with concrete infilled half pipe stiffener which can increase the unbraced length by increasing the warping rigidity of the plate girder, was investigated and verified through finite element analysis and experiments. The lateral torsional buckling strength of plate girder with end reinforcement was calculated by examining the design formula and verified through finite element analysis. As a result of the experiment, the buckling load of the plate girder with CFHPS was increased compared to the plate girder with plate type stiffener, and the warping resistance performance of the plate girder by the end reinforcement of CFHPS was confirmed.
Keywords - Plate girder, Halfpipe stiffener, FEA, End stiffener, Lateral torsional buckling, Full-scale loading test

1. 서 론

최근 인구감소의 영향으로 생활권이 점점 작아짐과 동시에 과밀화되는 현상이 발생하고 있으며, 그로 인한 도심지 교량 건설 및 교체공사가 점차 증가될 것으로 예상되고 있다. 강교의 경우, 현장 제작장이 필요 없고 거더의 중량이 가벼워 소형 크레인을 사용한 급속 가설이 가능하기 때문에 협소한 현장으로 인하여 제작장 설치 및 대형 크레인 등의 장비 진입이 어려운 도심지 교량 공사에 적용성이 우수하며, "무도장내후성강교량적용지침[1]" 및 "유지관리를 고려한 강교 도장 설계 개선 방안[2]" 등 강교의 유지관리 성능을 향상시키려는 활발한 움직임을 통해 강교 시장이 점차 확대될 전망이다[3].

Note.-Discussion open until August 30, 2022. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on November 24, 2021; revised on December 15, 2021; approved on December 16, 2021.
Copyright © 2022 by Korean Society of Steel Construction
*Corresponding author.
Tel. +82-31-750-4718 Fax. +82-31-757-5837
E-mail. shkim6145@gachon.ac.kr

강구조물의 경우, 한계상태설계법 도입으로 재료의 소성변형 능력까지 활용한 극한한계상태 설계로 인하여 종래 대비 강재량이 다소 감소하였고[4], 설계 단계에서 좌굴의 영향을 직접적으로 평가하기 때문에 필요 이상의 수직 및 수평 브레이싱을 설치하지 않아 재료비와 설치비가 감소하는 반면, 좌굴에 대한 안전성 확보 방안이 미흡하여 Fig. 1과 같은 가설 중 붕괴사고가 일어날 우려가 있다[5]. 때문에 시공단계에서 좌굴에 대한 정확한 안전성 검토와 함께 거더 자체의 뒤틀림 강성을 향상시키는 등의 방안이 요구되고 있다[6].

Fig. 1. Rollover due to lateral torsional buckling[7]

이러한 문제점을 해결하기 위하여 최근 플레이트 거더의 뒤틀림 강성 증가로 거더의 횡비틀림좌굴 성능을 향상시키거나 비지지길이를 증가시킬 수 있으며, 콘크리트 충전을 통해 보강재 내부의 부식을 방지할 수 있는 '콘크리트 충전 반원기둥보강재(concrete filled half pipe stiffener, 이하 CFHPS)'가 개발되어 시공단계에서 횡비틀림좌굴 등으로 인한 안전사고를 방지하고 있다.

이 연구에서는 최근 개발된 CFHPS가 적용된 플레이트 거더의 구조적 안전성을 검토하였고, 유한요소해석 및 실험을 통해 검증하였다.

Fig. 2. Plate girder with CFHPS

2. 횡비틀림좌굴 강도 산정식 고찰

거더의 강도는 일반적으로 단면의 항복을 의미하지만, 거더의 국부적(local) 또는 전체적(global)인 좌굴 등의 영향에 의해 감소될 수 있다. 좌굴은 세장비의 영향을 받는 국부좌굴과 비지지길이의 영향을 받는 전체좌굴로 구분되며 특히, 횡방향 하중 및 비틀림으로 인해 부재가 횡방향 변위와 단면 비틀림이 발생하는 현상을 횡비틀림좌굴(lateral torsional buckling, 이하 LTB)이라고 한다.

횡비틀림좌굴이 발생한 거더의 압축플랜지는 큰 변형이 발생하며 인장플랜지 또한 횡방향 비틀림으로 인한 변형이 발생한다. 이러한 횡비틀림좌굴은 거더 단부의 보강을 통해 비틀림 강성 및 뒤틀림 강성을 증가시켜 방지할 수 있다.

본 장에서는 CFHPS가 적용된 플레이트 거더의 횡비틀림좌굴 강도를 평가하기 위하여 국내외의 횡비틀림좌굴 강도 관련 기준을 검토하였다. 관련 기준은 Timoshenko와 Gere의 횡비틀림좌굴강도 제안식 (1)[8]을 근간으로 하고 있으며, 기호는 각 기준에서 사용한 기호를 사용하였다.

$$M_{cr} = \frac{\pi}{L}\sqrt{EI_yGJ + \frac{\pi^2 E^2 C_w I_x}{L^2}} \tag{1}$$

여기서, I_y: 단면2차모멘트(약축, mm^4)

L: 비지지길이(mm)

J: 비틀림상수(mm^4)

C_w: 뒤틀림상수(mm^6)

2.1 도로교설계기준(2015)

한계상태설계법에 근거한 도로교설계기준의 횡비틀림좌굴 강도는 설계의 편의를 도모하기 위해 알려진 강재의 상수값과 2축 대칭단면을 적용하고 있으며[9], 복부판의 휨좌굴 발생 유무에 따라 구분하여 제시하고 있다.

- 복부판 휨좌굴이 방지된 경우:

$$M_n = 3.14EC_bR_h\left(\frac{I_{yc}}{L_b}\right)\sqrt{0.772\left(\frac{J}{I_{yc}}\right) + 9.87\left(\frac{d}{L_b}\right)^2} \le R_hM_y \tag{2}$$

- 그 밖의 경우, $L_b \le L_r = 4.44\sqrt{\frac{I_{yc}d}{S_{xc}}\frac{E}{F_{yc}}}$ 이면:

$$M_n = C_bR_bR_hM_y\left[1 - 0.5\left(\frac{L_b - L_p}{L_r - L_p}\right)\right] \le R_bR_hM_y \tag{3}$$

- 그 밖의 경우:

$$M_n = C_bR_bR_h\frac{M_y}{2}\left(\frac{L_r}{L_b}\right)^2 \le R_bR_hM_y \tag{4}$$

여기서, C_b: 모멘트 다이아그램 형상계수

R_h: 플랜지 응력감소계수

R_b: 플랜지 강도감소계수

I_{yc}: 압축플랜지(약축) 단면2차모멘트(mm^4)

S_{xc}: 압축플랜지(강축) 단면계수(mm^3)

d: 강재단면 높이

2.2 강구조설계기준(2018), AASHTO LRFD(2017)

국내의 강구조설계기준[10]과 미국의 AASHTO[11]는 2축 대칭단면에 대한 횡비틀림좌굴 강도를 비지지길이 한계에 따라 구분하여 제시하고 있으며 특히, 조립단면과 형강의 사용에 따른 잔류응력의 영향을 구분하고 있다. 강구조설계기준은 조립단면에 대한 횡비틀림좌굴 강도를 AASHTO 기준에 따르고 있다.

- $L_b \le L_p$인 경우:

$$F_{nc} = R_bR_hF_{yc} \tag{5}$$

- $L_p < L_b \le L_r$인 경우:

$$F_{nc} = C_b\left[1-\left(1-\frac{F_{yr}}{R_hF_{yc}}\right)\left(\frac{L_b-L_p}{L_r-L_p}\right)\right]R_bR_hF_{yc} \le R_bR_hF_{yc} \quad (6)$$

- $L_b > L_r$인 경우:

$$F_{nc} = \frac{C_bR_b\pi^2E}{(L_b/r_t)^2} \le R_bR_hF_{yc} \quad (7)$$

여기서, C_b: 횡비틀림좌굴 보정계수

L_p: 소성거동을 보장하는 비지지길이 한계(mm)

L_r: 비탄성 횡비틀림좌굴을 보장하는 비지지길이 한계(mm)

2.3 강구조설계기준(2018), AISC(1999)

2.2절에서 언급한 바와 같이 국내 강구조설계기준은 2축 대칭 단면에 대한 횡비틀림좌굴 강도를 비지지길이 한계에 따라 구분하고 있으며, 특히 형강에 대한 횡비틀림좌굴 강도를 AISC 기준[12]에 따르고 있다.

- $L_b \le L_p$인 경우:

$$M_n = M_p = F_yZ_x \quad (8)$$

- $L_p < L_b \le L_r$인 경우:

$$M_n = C_b\left[M_p-\left(M_p-0.7F_yS_x\right)\left(\frac{L_b-L_p}{L_r-L_p}\right)\right] \le M_p \quad (9)$$

- $L_b > L_r$인 경우:

$$M_n = F_{cr}S_x = \frac{C_b\pi^2E}{\left(\frac{L_b}{r_{ts}}\right)^2}\sqrt{1+0.078\frac{J\cdot c}{S_xh_0}\left(\frac{L_b}{r_{ts}}\right)^2} \le M_p \quad (10)$$

여기서, C_b: 횡비틀림좌굴 보정계수

L_p: 소성거동을 보장하는 비지지길이 한계(mm)

L_r: 비탄성 횡비틀림좌굴을 보장하는 비지지길이 한계(mm)

2.4 ECCS Eurocode Design Manual

유로코드에서는 횡비틀림좌굴에 관한 기본식 (1)에 모멘트 형상, 전단중심, 단면의 비대칭을 고려한 확장식 (11)[13]을 제안하고 있다. 또한, 거더 단부의 횡방향 휨을 고려한 유효길이계수(k_z)와 뒤틀림 구속에 관한 유효길이계수(k_w)를 적용하여 횡비틀림좌굴 강도의 단부보강 기여도를 평가할 수 있도록 하였으며, 다양한 조건에서 각 계수들의 값을 제공하여 상황에 맞는 값을 적용하도록 하고 있다.

$$M_{cr} = C_1\frac{\pi^2EI_z}{(k_zL)^2}\left[\sqrt{\left(\frac{k_z}{k_w}\right)^2\left(\frac{I_z}{I_w}\right)+\frac{(k_zL)^2GI_t}{\pi^2EI_z}+\left(C_2z_g-C_3z_j\right)^2}-\left(C_2z_g-C_3-z_j\right)\right] \quad (11)$$

여기서, C_1: 모멘트 다이아그램 형상계수(= C_b)

C_2: 단면 전단중심과 하중 작용점에 관한 계수

C_3: y축에 대한 비대칭 고려 계수

k_z: 경계조건에서 횡방향 휨에 대한 구속과 관련된 유효길이계수

k_w: 경계조건에서 뒤틀림 구속과 관련된 유효길이계수

2.5 결 론

2장에 소개한 국내외 설계기준에 따른 플레이트 거더의 횡비틀림좌굴 설계식은 언급한 바와 같이 Timoshenko와 Gere의 횡비틀림좌굴강도 제안식을 근간으로 하여 설계의 편의성과 보수성을 위해 변형된 형태를 적용하고 있다.

본 논문에서는 CFHPS 적용으로 인한 플레이트 거더의 단부 뒤틀림 강성 증가를 평가하기 위한 목적으로 유로코드에서 제안하고 있는 횡비틀림좌굴강도 평가식 (11)을 사용하여 플레이트 거더의 횡비틀림좌굴 강도를 검토하였다.

3. CFHPS가 적용된 플레이트 거더의 비틀림좌굴 강도

플레이트 거더의 CFHPS 적용으로 인한 단부의 뒤틀림 강성 증가를 평가하기 위하여 경계조건에서 뒤틀림구속과 관련한 유효길이계수를 고려하고 있는 Eurocode의 횡비틀림좌굴 강도 평가식 (11)을 사용하였다. 설계식의 단순화와 보수성을 위하여 2축 대칭단면의 전단중심에 하중이 작용하는 것으로 가정하고($C_2 = C_3 = 0$), 약축방향 휨을 고려하기 위한 유효길이계수 k_z는 연단 회전을 구속할 수 없기 때문에 보수적으로 1.0을 적용하여 식 (12)와 같이 정리하였다.

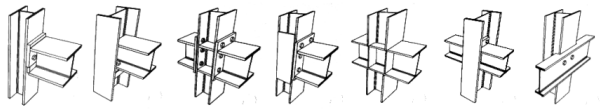
$$M_{cr} = C_1\frac{\pi}{L_b}\sqrt{EI_yGJ+\frac{\pi^2E^2C_wI_y}{(k_wL_b)^2}} \quad (12)$$

3.1 뒤틀림 유효길이계수(k_w) 산정

일반적으로 프레임의 강성은 단면형상으로 인한 강성과 함께 길이, 보강재 유무 및 연결방식에 따라 강축과 약축, 뒤틀림 강성이 달라진다. 보강재 적용에 따른 연결부의 강성 차이를 Table 1[14]에 나타내었다.

Table 1. Rigidity of common connections

Boundary conditions	Major axis bending	Minor axis bending (k_z)	Warping (k_w)
BC1	Free	Free	Free/fixed*
BC2	Free	Free	Free
BC3 & BC4	Fixed	Fixed	Free/fixed*
BC5	Fixed	Fixed	Fixed
BC6	Fixed	Free	Free/fixed*
BC7	Fixed	Fixed	Free



*depending on the rigidity of the connecting structure and the end plate

또한, AISC는 보강재를 통한 프레임의 뒤틀림 강성 기여분을 평가하기 위하여 식 (13) 및 식 (14)와 같이 플랜지의 휨강성과 보강재의 뒤틀림 강성비를 결정한 후, 보강된 프레임의 뒤틀림 유효길이계수를 평가하기 위한 도표(non-sway alignment chart, Fig. 3)를 사용하여 k_w를 적용하도록 하고 있다[9].

$$\frac{G_A G_B}{4}\left(\frac{\pi}{k_w}\right)^2 + \frac{G_A + G_B}{2}\left(1 - \frac{\pi/k_w}{\tan(\pi/k_w)}\right) + \frac{2\tan(0.5\pi/k_w)}{\pi/k_w} = 1 \quad (13)$$

여기서, G_A, G_B: 거더 양단부의 플랜지 휨강성과 보강재 뒤틀림 강성 비

$$G_A \text{ or } G_B = \frac{(EI/L_b)_{flange}}{m(GJ/L)_{stiff}} \quad (14)$$

여기서, L_{stiff}: 보강재 높이(= CFHPS 높이)

m: 플랜지와 보강재의 상대 강성에 기반한 강성 승수

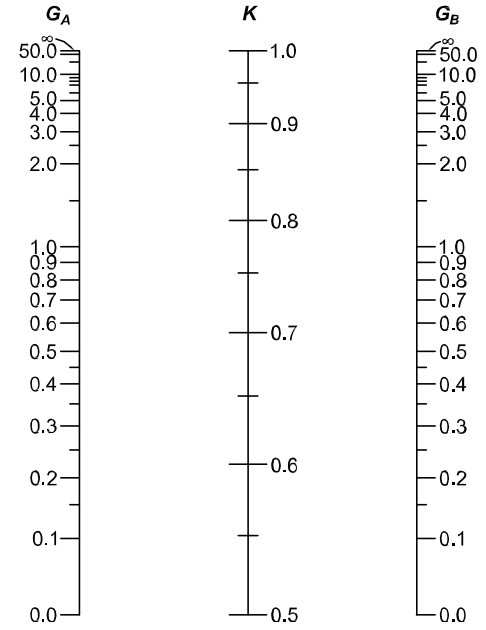


Fig. 3. Alignment chart for braced frame (AISC LRFD)

식 (14)의 강성승수 m은 CFHPS의 비틀림 강성에 대한 플랜지의 상대적 휨강성 변화를 고려하기 위한 계수로 강성비에 따라 Table 2와 같이 적용한다[4].

Table 2. Stiffness multiplier

m	$(GJ/L)_{stiff}/(EI/L_b)_{flange}$
1.0	$(GJ/L)_{stiff}/(EI/L_b)_{flange} < 4$
1.5	$4 \le (GJ/L)_{stiff}/(EI/L_b)_{flange} < 6$
3.0	$(GJ/L)_{stiff}/(EI/L_b)_{flange} \ge 6$

3.2 횡비틀림좌굴 강도 산정

3장의 설계식을 검증하기 위하여 기존 판형보강재를 적용한 플레이트 거더(SM355)의 횡비틀림좌굴 강도(식 (15))를 산정하였다. 또한, 뒤틀림 구속에 대한 유효계수(k_w)를 적용하여(식 (16)) CFHPS를 적용한 플레이트 거더(SM355)의 횡비틀림좌굴 강도(식 (17))를 산정하였다. 설계제원 및 단면 특성을 Table 3와 Table 4에 나타내었다.

- Plate type 횡비틀림좌굴 강도:

$$M_{cr} = C_b \frac{\pi}{L_b}\sqrt{EI_y GJ + \frac{\pi^2 E^2 C_w I_y}{L^2}} = 551.12 \text{ kN·m} \quad (15)$$

- CFHPS type 횡비틀림좌굴 강도:

$$G_A = \frac{(EI/L_b)}{m(GJ/L_{\pi pe})} = 0.018;\ m = 3.0$$
$$[\because (GJ/L_{\pi pe})/(EI/L_b) = 19] \quad (16)$$
$$G_B \approx \infty$$
$$\therefore k_w \approx 0.706$$
$$M_{cr} = C_b \frac{\pi}{L_b}\sqrt{EI_yGJ + \frac{\pi^2 E^2 C_w I_y}{(k_w L_b)^2}} = 662.51\ \text{kN·m} \quad (17)$$

여기서, L_b: 플레이트 거더 길이(mm)

D: CFHPS 직경(mm)

t: CFHPS 두께(mm)

L_{pipe}: CFHPS 높이(mm)

설계식을 통한 횡비틀림좌굴 강도 산정 결과, CFHPS type의 횡비틀림좌굴 강도는 662.51 kN·m, plate type의 횡비틀림좌굴 강도는 551.12 kN·m로 CFHPS type이 plate type의 횡비틀림좌굴 강도보다 약 1.20배 증가함을 확인하였다.

4. 유한요소해석

4.1 단일거더해석

3장의 설계식을 통해 플레이트 거더의 횡비틀림좌굴 강도를 검증하기 위하여 유한요소해석을 수행하였다. 해석은 범용 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS 2020을 사용하였다. 모델링은 Plate 요소를 사용하였고, 경계조건과 하중조건은 거더 강축 및 약축방향 단순지지(fork conditions, pin-roller)와 단면 중앙부 단위하중을 적용하였다.

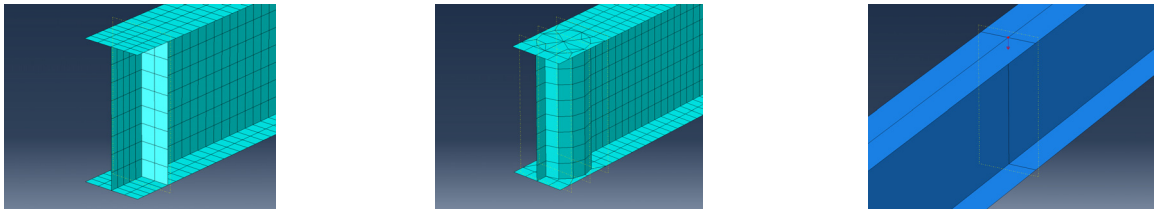
해석에 사용된 재료와 단면특성은 Table 3 및 Table 4와 동일하며, 모델링과 해석결과를 Figs. 4-5에 나타내었다.

Table 3. Specifications

E_s (MPa)	G_s (MPa)	F_y (MPa)	L_b (mm)	E_c (MPa)	D (mm)	t (mm)	L_{pipe} (mm)
205,000	78,846	345	13,000	29,747	267.4	8	660

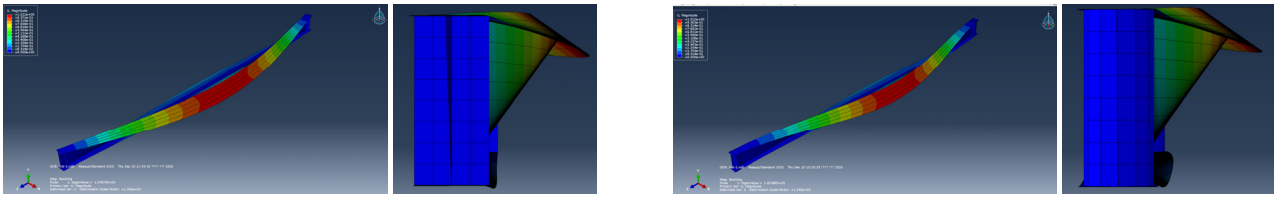
Table 4. Section properties

Type	Girder			Stiffener
	Upper	Web	Bottom	
Plate type	PL-300×20	PL-660×12	PL-300×20	Φ267.4×8t
CFHPS type	PL-300×20	PL-660×12	PL-300×20	PL-144×12



(a) Plate type (b) CFHPS type (c) Load condition

Fig. 4. Modeling



(a) Plate type (b) CFHPS type

Fig. 5. Results of FEA

4.2 해석결과(단일거더)

유한요소해석결과는 Table 5와 같으며, CFHPS type의 횡비틀림좌굴 강도는 설계식에서 약 1.20배, 유한요소해석에서 약 1.82배 증가하여 CFHPS가 기존 판형보강재와 비교하여 단부 비틀림 저항에 상당한 기여를 하고 있는 것으로 나타났다. 또한, plate type의 횡비틀림좌굴강도는 설계식과 유한요소해석에 의한 결과가 서로 약 93 % 수준으로 유사한 반면, CFHPS type의 경우 유한요소해석에 의한 결과값이 약 29 % 크게 나타나는 것으로 확인되었다.

Table 5. Comparisons of equation and FEA results

Type	M_{cr} (Eq., kN·m) (1)	M_{cr} (FEA, kN·m) (2)	(1)/(2)
Plate type (a)	551.12	513.09	1.07
CFHPS type (b)	662.51	934.66	0.71
(b)/(a)	1.20	1.82	-

설계식 (12)을 통해 구한 횡비틀림좌굴 강도는 Fig. 6에서 설명하고 있는 바와 같이 뒤틀림 저항과 관련된 유효길이계수 k_w를 적용하여 단부보강에 따른 단면의 뒤틀림 저항(warping resistance) 증가로 인한 횡비틀림좌굴 강도를 평가하고 있으며, 비틀림 저항과 관련하여 거더 단면의 비틀림 상수(J)를 적용하여 단부 보강에 대한 뒤틀림 저항성능만을 고려한다. 그러나, 유한요소해석은 CFHPS 적용으로 인한 뒤틀림과 비틀림 저항의 영향이 모두 고려되어 있기 때문에 설계식에 의한 결괏값보다 크게 나타나는 것으로 판단된다. 따라서, CFHPS는 거더 단부의 비틀림 상수를 열린 I형 단면에서 폐쇄형으로 변화시켜 단부 영역에서 단면의 비틀림 변형을 감소시키는 것으로 판단된다.

$$M_{cr} = C_1 \frac{\pi}{L_b} \sqrt{EI_y GJ + \frac{\pi^2 E^2 C_w I_y}{(k_w L_b)^2}}$$

Torsional resistance ← → Warping resistance

Fig. 6. Torsional and warping resistance of the LTB strength equation

이러한 분석을 검증하기 위하여 Table 6와 같이 다양한 단면에 대하여 설계식과 유한요소해석의 횡비틀림좌굴 강도 검토를 진행하여 Table 7에 결괏값을 정리하였다. Fig. 7에 plate type과 CFHPS type의 설계식과 해석에 의한 횡비틀림좌굴 강도 정확도 경향을 나타냈다. 그 결과, plate type은 제안식과 해석값이 유사한 반면, CFHPS type은 설계식 결괏값이 해석값의 약 60 % - 70 % 수준으로 작게 나타나는 경향을 보였다. 따라서 설계식은 CFHPS의 뒤틀림 구속 효과만으로 약 1.2~1.3배의 횡비틀림좌굴 강도 증가 효과를 보이고 있으며, 비틀림 구속 효과 고려시 약 1.8~1.9배의 횡비틀림좌굴 강도 증가 효과를 보일 것으로 판단되며, 설계식을 통해 보수적 관점에서의 안전측 설계가 이루어질 수 있을 것으로 판단된다.

Table 6. Section summary

Name	Section	CFHPS
Sec. 1	H-350×175×7×11	Φ165.2×4.9t
Sec. 2	H-400×200×8×13	Φ190.7×5.3t
Sec. 3	H-450×200×9×14	Φ190.7×5.3t
Sec. 4	H-500×200×10×16	Φ190.7×5.3t
Sec. 5	H-700×300×13×24	Φ267.4×8.0t
Sec. 6	H-800×300×14×26	Φ267.4×8.0t

Table 7. Comparisons of lateral torsional buckling strength for carious cross sections

Name	M_{cr} (plain type, kN·m)		M_{cr} (CFHPS type, kN·m)	
	Eq.	FEA	Eq.	FEA
Sec. 1	64.66	68.16	73.10	121.70
Sec. 2	120.60	124.50	138.69	231.62
Sec. 3	144.42	148.95	166.63	274.64
Sec. 4	187.22	193.31	214.74	345.87
Sec. 5	1,052.78	1,033.35	1,283.99	2,012.14
Sec. 6	1,276.67	1,244.75	1,565.89	2,357.92

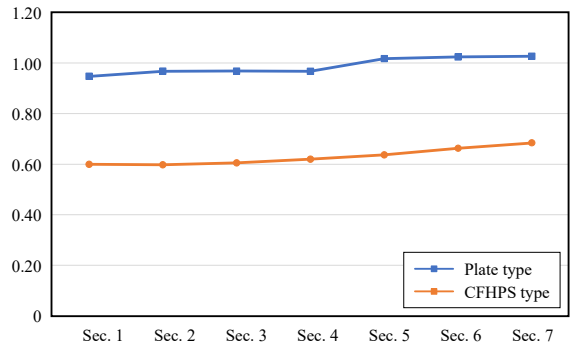
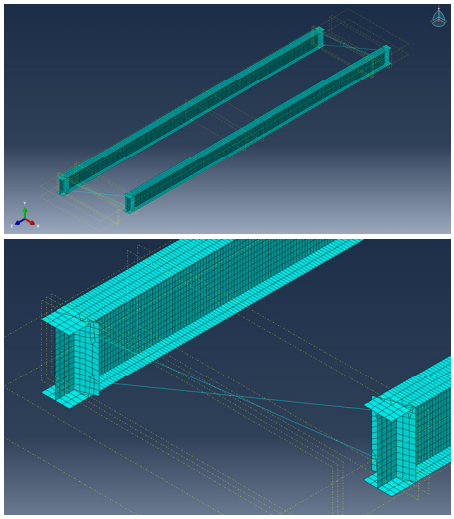


Fig. 7. Accuracy of FEA

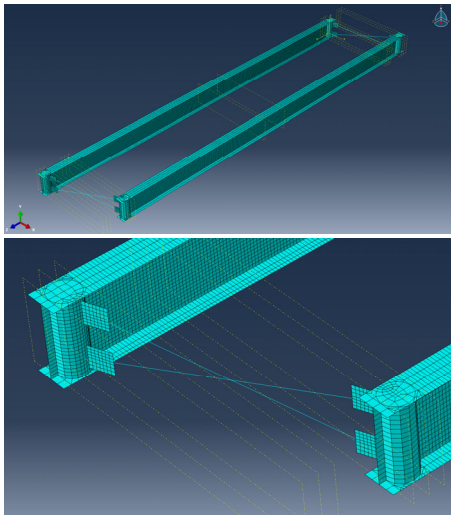
4.3 2열배치거더 해석

단일 거더 해석결과를 바탕으로 사각(skew)이 있는 플레이트 거더의 CFHPS 적용으로 인한 횡비틀림좌굴 강도를 검토하기 위하여 2열배치거더(twin girder system)에 대한 유한요소해석을 수행하였다. 해석은 3.2절과 동일한 단면 및 재료에 대하여 진행되었으며, ABAQUS 2020을 사용하여 Plate 요소로 모델링하였다.

해석은 이전과 마찬가지로 plate type과 CFHPS type으로 구성하였고, 각 거더가 20°의 사각을 가지도록 배치한 후 거더 양 단부를 X 브레이싱을 통해 연결하였다. 거더는 강축 방향으로 단순지지(pin-roller) 되었으며, 단위하중에 의한 횡비틀림좌굴해석을 수행하였다.



(a) Plate type

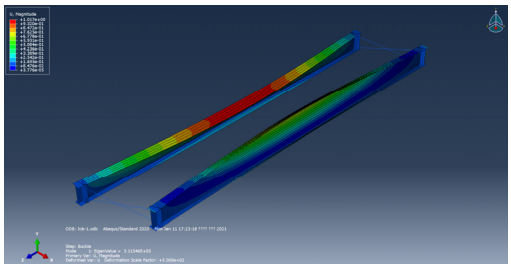


(b) CFHPS type

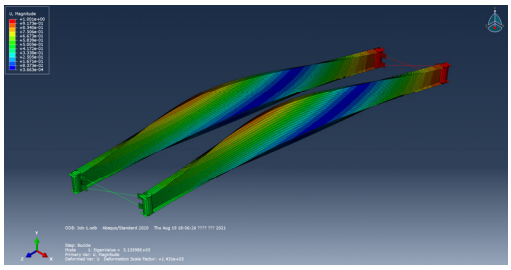
Fig. 8. Modeling

4.4 해석결과(2열배치거더)

사각이 있는 2열배치거더의 횡비틀림좌굴해석 결과, plate type은 311.55 kN에서, CFHPS type은 513.60 kN에서 횡비틀림좌굴이 발생하였다. 해석결과에 따른 횡비틀림좌굴 하중을 강도로 환산한 결과, CFHPS type의 플레이트 거더의 횡비틀림좌굴 강도는 834.60 kN·m으로, plate type의 횡비틀림좌굴 강도(506.26 kN·m)에 비해 약 1.65배 증가하는 것으로 확인되었다. 해석결과를 Fig. 9 및 Table 8에 정리하였다.



(a) Plate type



(b) CFHPS type

Fig. 9. Results

Table 8. Results of FEA (twin girder system)

Type	Load multiplier (kN)	M_{cr} (kN·m)
Plate type	311.55	506.26
CFHPS type	513.60	834.60

5. 실 험

5.1 실험계획 및 제작

3장 및 4장에서 논의되었던 설계식과 유한요소해석을 검증하기 위하여 사각이 있는 2열배치거더에 대한 실물재하 실험을 실시하였다. 실험체는 plate 보강재를 적용한 실험체(NR)와 CFHPS를 적용한 실험체(BR)로 구분하여 13 m의 경간으로 2본씩 제작하였고, 두 개의 거더가 20°의 사각을

이루도록 보강재와 연결판 및 가로보를 제작하여, X브레이싱을 통해 연결하였다.

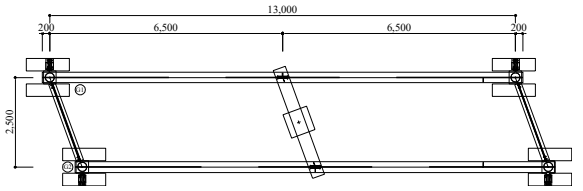
또한, 하중재하에 따른 2열배치거더의 거동 및 횡비틀림좌굴 발생 시 변위를 측정하기 위하여 실험체 중앙단면에 와이어 게이지와 LVDT를 설치하여 변위를 계측하였다.

실험은 명지대학교 하이브리드구조실험센터에서 1 MN 다이나믹 액추에이터(dynamic actuator)를 사용해 진행되었으며, 실험체 입고 후 실험계획에 따라 받침대와 변위계를 설치하였다.

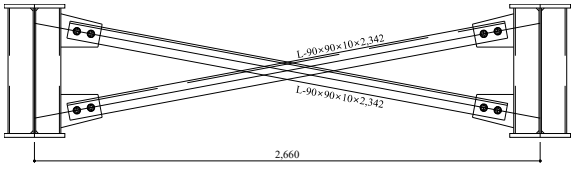
Table 9에 실험 구성을 요약하였고, Fig. 10에 실험계획도를 나타내었으며, 실험체 제작과정을 Fig. 11에 나타내었다.

Table 9. Summary of experiment

Section	Experimental purpose	Load (kN)
H-700×300×12×20	LTB test of twin girder system with skew (20°)	Until buckling occurs

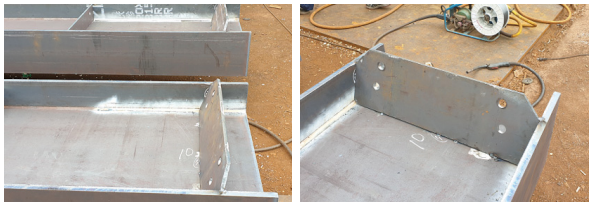


(a) Top view



(b) Section view (end-section)

Fig. 10. Experimental plan



(a) Plate type specimen (NR)

(b) CFHPS type specimen (BR)

Fig. 11. Specimens

5.2 실 험

실험은 2열배치거더의 횡비틀림좌굴을 관찰하기 위하여 좌굴 발생시까지 수직하중을 재하하였으며, 이후 안전상의 이유로 실험을 중단하였다.

NR 실험체(plate type)는 329.55 kN에서 횡비틀림좌굴이 발생하였으며, BR 실험체(CFHPS type)는 548.52 kN에서 횡비틀림좌굴이 발생하였다. Fig. 12에 실험체 경계조건과 하중재하 방식을 나타내었고, Fig. 13에 실험체와 변위계 및 실험 종료 후 모습을 나타내었다.

(a) Boundary condition

(b) Load condition

Fig. 12. Boundary condition and load condition

(a) Plate type specimen (NR)

(b) CFHPS type specimen (BR)

Fig. 13. Twin girder system test

5.3 실험결과

실험 결과, BR 실험체의 횡비틀림좌굴 하중(548.52 kN)은 NR 실험체의 횡비틀림좌굴 하중(329.55 kN)과 비교하여 약 1.67배 증가하는 것으로 확인되었다. 또한, NR 실험체의 횡비틀림좌굴 발생 직전 중앙부 단면 회전각(20.05 rad)은 동일하중에서 BR 실험체의 단면 회전각(2.29 rad)과 비교하여 BR 실험체의 회전각이 약 89 % 감소하는 것으로 나타나 CFHPS 적용으로 인한 플레이트 거더의 뒤틀림 강성 증가를 확인하였다.

실험값과 설계식에 의한 값을 검토한 결과, plate type의 횡비틀림좌굴 하중은 339.15 kN, CFHPS type의 횡비틀림좌굴 하중은 407.70 kN으로 plate type의 경우 약 97 % 수준으로 유사한 반면, CFHPS type은 실험에 의한 결과가 약 26 % 크게 나온 것으로 확인되었다. 이러한 결과는 앞서 언급한 바와 같이 설계식에서 CFHPS의 적용에 따른 플레이트 거더의 비틀림 강성 증가 기여도를 반영하고 있지 않기 때문인 것으로 판단된다.

그러나 유한요소해석결과가 실제 실험체와 약 5 % 수준의 오차를 보이면서 유사한 거동을 하는 것으로 확인되어 CFHPS는 플레이트 거더의 뒤틀림 강성 증가와 함께 비틀림 강성 증가에도 기여하고 있는 것으로 판단된다.

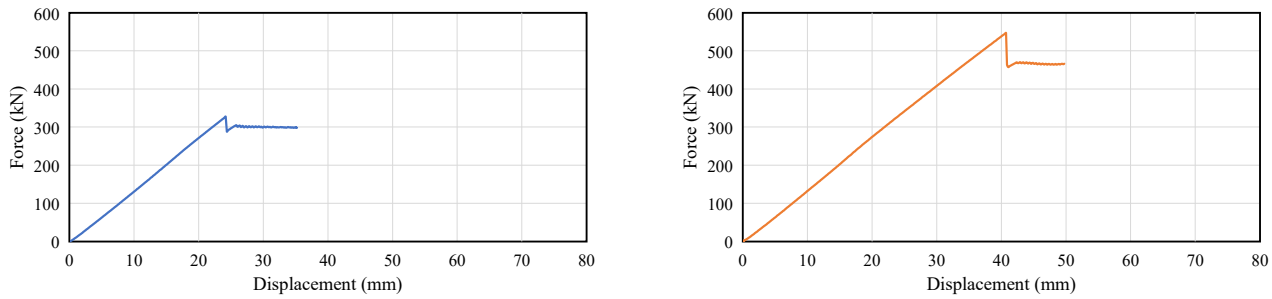
Fig. 14에 하중 증가에 따른 각 실험체 중앙부의 수직처짐을 나타내었고, Fig. 15에 중앙부 상·하부 플랜지의 횡방향 변위를 나타내었다. 또한, Table 10에 실험결과를 요약하였으며, Table 11에 설계식과 유한요소해석, 실험결과에 따른 횡비틀림좌굴 하중을 나타내었다.

Table 10. Results of lateral displacement tests

Specimen		Maximum load (kN)	Displacement just before LTB occurs (mm)	Displacement (same load of NR, mm)
NR	Upper	329.55	5.4	-
	Bottom		1.2	-
BR	Upper	548.52	5.9	2.2
	Bottom		2.7	1.7

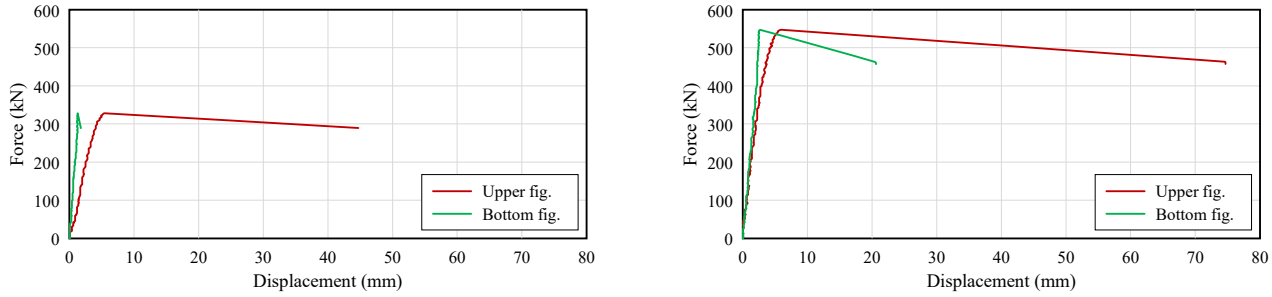
Table 11. Comparisons of results

Specimen	Equation (kN)	FEA (kN)	Experiment (kN)
NR (1)	339.15	311.55	329.55
BR (2)	407.70	513.60	548.52
(2)/(1)	1.20	1.65	1.66



(a) Plate type specimen (NR) (b) CFHPS type specimen (BR)

Fig. 14. Vertical displacement (mid section)



(a) Plate type specimen (NR) (b) CFHPS type specimen (BR)

Fig. 15. Lateral displacement (mid section)

6. 결 론

이 연구에서는 CFHPS로 단부 보강된 플레이트 거더의 뒤틀림 저항 및 횡비틀림좌굴 강도 증가를 검증하고 설계식의 타당성을 검증하기 위하여 유한요소해석 및 실물재하 실험을 수행하였다. 그 결과, CFHPS는 플레이트 거더의 단부 보강을 통해 기존 plate 보강재와 비교하여 횡비틀림좌굴 강도를 증가시킬 수 있으며, 설계식 또한 충분한 안전율과 함께 보수적 관점에서의 안전측 설계가 가능할 것으로 나타났다.

(1) Eurocode 3에서 제안하고 있는 횡비틀림강도 설계식을 검토한 결과, CFHPS 적용으로 인한 단부 뒤틀림 저항성능 증가로 인해 약 1.2배 횡비틀림좌굴 강도가 증가하는 것으로 나타났다.

(2) 유한요소해석 결과 plate 보강재를 적용한 모델의 경우 설계식에 의한 결과와 해석결과가 상당히 유사한 반면, CFHPS를 적용한 모델의 경우 해석결과가 약 29 % 크게 나오는 것으로 확인되었다. 이는 Eurocode 3의 설계식이 단부 보강에 따른 비틀림 저항 기여도를 설계식에 반영하고 있지 않기 때문에 나타나는 차이로 판단되며, 여러 단면에 대한 설계식과 유한요소해석 결괏값의 비교 검토를 통해 이를 검증하였다.

(3) 사각이 있는 2열배치거더에서 plate 보강재를 사용한 실험체의 좌굴하중은 329.55 kN으로 나타났으며 CFHPS를 적용한 실험체의 좌굴하중은 548.52 kN으로 나타나 CFHPS의 단부 보강에 따른 뒤틀림 저항성능 및 횡비틀림좌굴 강도 증가 효과를 입증하였다.

(4) 실험의 결괏값은 유한요소해석의 결괏값과 약 5 % 이내의 오차를 보이며 해석값의 신뢰도를 입증하였으며, 설계식 또한 실험값과 비교해 약 1.35의 안전율을 보이며 보수적 관점에서 안전측 설계가 이루어질 것으로 판단된다.

감사의 글

이 연구는 '2020년 포스코 위탁과제'의 일환으로 ㈜포스코의 지원을 받아 명지대학교 하이브리드구조실험센터에서 수행된 연구입니다. 이에 감사드립니다.

참고문헌(References)

[1] KSSC (2019) *Guidelines for the Use of Uncoated Weathering Steel in Bridges*, KSSC, Korea (in Korean).

[2] Korea Expressway Corporation (2020) *Review of Improvement Plan of Steel Bridge Painting and Design Considering Maintenance*, KEC, Korea (in Korean).

[3] Lee, J.H., Lee, K.S., Choi, J.H., and Kang, Y.J. (2019) Effect of Cross-Sectional Shape of Steel Box Girder on Distortion of Cross-Section and Intermediate Diaphragm Spacings, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.31, No.1, pp.1-12 (in Korean).

[4] Man, K.R., Park, Y.M., Kim, B.J., and Xie, C. (2009) A Preliminary Investigation on the Bending Rigidity of the Longitudinal Stiffeners in Curved Plate Girders Stiffened with Single Stiffener, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.31, No.6, pp.435-446 (in Korean).

[5] Park, Y.M., Hwang, S.Y., Park, J.B., Hwang, M.O., and Choi, B.H. (2009) Numerical Evaluation of Lateral-Torsional Buckling Strength in I-Section Plate Girder Bridge, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.21, No.3, pp.321-330 (in Korean).

[6] Kim, K.S. (2019) In-plane Compressive Strength of Hybrid Steel Stiffened Plate with Single Stiffener, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.31, No.1, pp.65-73 (in Korean).

[7] Quadrato, C. et al. (2010) *Cross-Frame Connection Details for Skewed Steel Bridges*, FHWA/TX-11/0-5701-1, The University of Texas at Austin, USA.

[8] Timoshenko, S.P., and Gere, J.M. (1961) *Theory of Elastic Stability*, McGraw-Hill, USA.

[9] Korea Institute of Bridge and Structural Engineers (2015) *Commentary of Highway Bridge Design Standard (Limit State Design Method)*, Gunseoljeongbosa, Korea (in Korean).

[10] KSSC (2018) *Korean Steel Structure Design Code and Commentary (Load and Resistance Factor Design)*, Gumibook, Korea (in Korean).

[11] American Association of State Highway and Transportation Officials (2002) *AASHTO LRFD Bridge Design Specifications* (2nd Ed., Interim Revisions), USA.

[12] Seaburg, P.A., and Carter, C.J. (2003) *Torsional Analysis of Structural Steel Members*, American Institute

of Steel Construction, USA.

[13] European Committee for Standardization (2014) *Eurocode 3: Design of Steel Structures, Part 1-1: General Rules and Rules for Buildings* (EN 1993-1-1: 2005/A1: 2014), Belgium.

[14] Ahnlén, M., and Westlund, J. (2013) *Lateral Torsional Buckling of I-Beams*, Master's Thesis, Chalmers University of Technology, Sweden.

[15] Dassault Systèmes Simulia Corp. (2020) *Abaqus Analysis User's Manual*, DSS, USA.

요 약 : 플레이트 거더의 뒤틀림 강성 증가를 통해 비지지길이를 증가시킬 수 있는 콘크리트 충전 반원기둥보강재가 적용된 플레이트 거더의 구조적 안전성을 검토하였고, 유한요소해석 및 실험을 통해 검증하였다. 설계기준을 통해 단부 보강된 플레이트 거더의 횡비틀림좌굴 하중을 계산하였고, 유한요소해석을 통해 이를 검증하였다. 실험결과, 판형 보강재를 적용한 플레이트 거더에 비해 CFHPS를 적용한 플레이트 거더의 좌굴성능이 우수한 것으로 나타나 CFHPS 적용으로 인한 거더의 뒤틀림 저항성능 향상을 검증하였다.

핵심용어 : 플레이트 거더, 반원기둥보강재, 단부보강재, 유한요소해석, 횡비틀림좌굴, 실물재하실험