Journal of Korean Society of Steel Construction
Vol.35, No.3, pp.113-123, June, 2023

ISSN(print) 1226-363X ISSN(online) 2287-4054
DOI https://doi.org/10.7781/kjoss.2023.35.3.113

정현파형 주름웨브 보를 적용한 합성보의 휨거동 및 설계

김대경[1*]
[1]교수, 울산대학교, 건축학부

Flexural Behavior and Design of Composite Beams Fabricated with Sinusoidally Corrugated Web

Kim, Dae Kyung[1*]
[1]Professor, College of Architecture and Design, University of Ulsan, Ulsan, 44610, Korea

Abstract - This study presents a design guide for composite beams with sinusoidally corrugated web considering the out-of-plane resistance and accordion effect. In the full-scale experimental results with the composite ratio of the corrugated web composite beam as a variable, shear buckling of the corrugated web was not observed, and excellent flexural strength and ductility were expressed. Therefore, it was confirmed that the plastic stress distribution method that excludes the web can be applied to calculate the flexural strength of the corrugated web composite beam if the shear performance of the corrugated web beam according to EC3 Part 1-5 Annex D is guaranteed. In addition, the theoretical solution of the effective flexural stiffness calculated by the non-cracked cross-sectional stiffness excluding the web predicted the that of the experimental specimens well, and the strain-compatibility analysis excluding the contribution of the corrugated web was found to be in good agreement with the experimental results in strain and neutral axis prediction.

Keywords - Composite beams, Sinusoidally corrugated web beams, Plastic stress distribution method, Strain compatibility method, Accordion effect, Composite ratio

1. 서 론

웨브에 정현 형상을 갖는 파형 주름강판을 적용한 조립보는 평판 웨브 대비 높은 전단 강성 및 우수한 면외방향 좌굴 저항성능을 갖기 때문에 수직보강재 없이 박판의 웨브를 사용 가능한 장점이 있어 주름웨브를 활용한 H형강 조립보에 대한 연구가 다수 수행되고 있다[1]-[8]. 그러나 주름을 갖는 강판은 축방향의 강성이 작으므로 축력이나 모멘트 재하 시 유연하게 신축하는 아코디언 효과가 나타난다[9]. 이로 인해 주름웨브를 적용한 H형강 조립보는 비슷한 단면 크기를 갖는 일반 H형강 대비 휨강성이 낮아[1],[2] 콘크리트 슬래브와의 합성거동을 통해 처짐 및 진동 등의 사용성능을 개선할 필요가 있다.

그러나 정현파형 주름웨브 조립보를 적용한 합성보(이하 파형웨브 합성보)에 대한 설계지침은 국내외에 정립된 바가 없다. 특히, 노출형 합성보 설계에 가장 일반적으로 활용되는 소성응력분포법은 H형강 웨브의 조밀단면 조건을 요구하고 있으므로 박판의 웨브가 적용되는 파형웨브 합성보에 이를 그대로 적용하기 어렵다. 이뿐만 아니라, 휨거동 시 파형웨브에 나타날 수 있는 아코디언 효과까지 고려해야 하므로 파형웨브 합성보에 대한 별도의 설계지침이 필요한 상황이다.

파형웨브 합성보의 실험적 연구는 순철골의 파형웨브보 대비 국내외에 그 사례가 매우 드물다. 파형웨브 합성보에 대한 유일한 실험적 연구라 할 수 있는 Motak and Machacek[10]은 합성률을 변수로 한 실물대 실험을 통해 자체 개발한 전단연결재의 성능을 검증하고 파형웨브 합성보의 적용 가능성을 입증하였으나 명료한 설계법을 제시한 바는 없다.

Note.-Discussion open until December 31, 2023. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on May 12, 2023; revised on May 25, 2023; approved on May 25, 2023.
Copyright © 2023 by Korean Society of Steel Construction
*Corresponding author.
Tel. +82-52-259-2271 Fax. +82-52-259-1690
E-mail. dkkim13@ulsan.ac.kr

이 연구에서는 파형웨브의 역학적 거동에 기반한 파형웨브 합성보의 설계지침을 제안하고, 이에 따라 설계된 파형웨브 합성보의 휨성능을 실험적으로 검증하는 것에 목표를 둔다. 국내외 합성보 및 파형웨브 보 설계기준에 대해 분석하고, 파형웨브의 역학적 성질을 고려하여 설계법을 제시한 뒤, 파형웨브 보와 전단연결재, 슬래브 간의 합성률을 변수로 실물대 휨실험을 수행하여 성능을 검증하였다. 최종적으로 실험결과 및 변형률적합법 해석과의 비교 분석을 수행하여 제안한 합성보 설계법의 타당성을 검증하였다.

2. 현행설계기준 분석 및 파형웨브 합성보 설계법 제안

파형웨브 합성보의 강도 및 강성 산정에 대한 설계기준은 아직 명확히 정립된 바가 없으므로, 이 장에서는 현행 노출형 합성보 및 파형웨브 보 설계기준을 분석하고 이에 따라 파형웨브 합성보의 설계법에 대해 고찰한다.

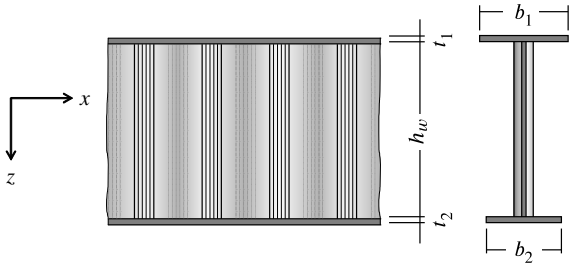
2.1 현행설계기준 분석

국내 건축물 강구조 설계기준 KDS 41 30 10[11]에서는 강재앵커를 갖는 노출형 합성보의 휨강도와 전단강도 산정법을 다음과 같이 제시하고 있다.

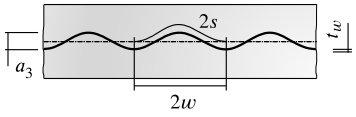
판폭두께비(h_w/t_w)가 $3.76\sqrt{E/F_y}$보다 작은 조밀웨브 단면의 휨강도는 소성응력분포 가정에 따라 소성모멘트로 산정하고, $3.76\sqrt{E/F_y}$보다 큰 단면의 휨강도는 항복한계상태에 대한 탄성응력을 중첩하여 항복모멘트로 산정한다. 압연 H형강을 적용한 노출형 합성보는 통상적으로 소성응력분포법을 적용하며, 정모멘트에 대한 휨강도는 식 (1)을 따른다. 식 (1)의 콘크리트 슬래브 압축력 C는 식 (2)와 같다. 만일 강종 또는 항복강도가 다른 판재로 구성된 조립 강재보를 사용하는 경우에는 식 (2)의 인장항복강도 F_yA_s는 강재보 각 부분에 대한 항복강도의 합으로 산정한다. 압축응력블럭 깊이 a는 식 (3)으로 산정할 수 있다.

$$M_n = C(d_1 + d_2) + P_y(d_3 - d_2) \tag{1}$$

여기서, P_y는 강재보의 인장항복강도, d_1은 콘크리트 슬래브 내 압축력의 중심으로부터 강재 단면 윗면까지의 거리, d_2는 강재 단면 내 압축력 중심으로부터 강재 단면 윗면까지의 거리(강재 단면 내 압축력 부재 시 d_2 = 0), d_3는 P_y가 작용하는 강재 단면의 중심으로부터 강재 단면 윗면까지의 거리를 나타낸다.



(a) Geometry of corrugated web beam



(b) Sinusoidal corrugation geometry

Fig. 1. Geometry and dimensional symbols for sinusoidal corrugated web beam

$$C = \min\left\{0.85 f_{ck} A_c,\ F_y A_s,\ \sum Q_n\right\} \tag{2}$$

$$a = \frac{C}{0.85 f_{ck} b_e} \tag{3}$$

여기서, f_{ck}는 콘크리트 압축강도, A_c는 유효폭 내 콘크리트 슬래브의 단면적, F_y는 강재보의 항복강도, A_s는 강재보의 단면적, $\sum Q_n$은 정모멘트가 최대가 되는 위치와 모멘트가 0이 되는 위치 사이 전단연결재의 공칭강도의 합, b_e는 콘크리트 슬래브의 유효폭을 나타낸다.

노출형 합성보의 전단강도는 안전측으로 KDS 41 30 10에 따라 강재보 웨브만의 전단강도로 산정한다[11]. 그러나 KDS 41 30 10에는 파형웨브 보에 관련된 설계조항이 전무하므로, 파형웨브 보의 한계상태에 따른 휨 및 전단강도가 제시된 Eurocode 3(이하 EC3) Part 1-5의 Annex D에 따라 전단강도를 산정한다(식 (4) - 식 (6))[12].

$$V_{Rd} = \chi_c \frac{F_{yw}}{\sqrt{3}} h_w t_w \tag{4}$$

여기서, F_{yw}, h_w, t_w는 각각 파형웨브의 항복강도, 춤 및 두께이다.

식 (4)의 χ_c는 웨브의 좌굴을 고려한 강도저감계수로, 국부좌굴에 의한 저감계수 $\chi_{c,l}$과 전체좌굴에 의한 저감

계수 $\chi_{c,g}$ 중 작은 값을 사용한다. $\chi_{c,l}$과 $\chi_{c,g}$는 각각 식 (5)와 식 (6)을 따른다.

$$\chi_{c,l} = \frac{1.15}{0.9 + \bar{\lambda}_{c,l}} \le 1.0 \tag{5a}$$

$$\bar{\lambda}_{c,l} = \sqrt{\frac{F_{yw}}{\tau_{cr,l}\sqrt{3}}} \tag{5b}$$

$$\tau_{cr,l} = \left(5.34 + \frac{a_3 s}{h_w t_w}\right) \frac{\pi^2 E}{12(1-\upsilon^2)} \left(\frac{t_w}{s}\right)^2 \tag{5c}$$

$$\chi_{c,g} = \frac{1.5}{0.5 + \bar{\lambda}_{c,g}} \le 1.0 \tag{6a}$$

$$\bar{\lambda}_{c,g} = \sqrt{\frac{F_{yw}}{\tau_{cr,g}\sqrt{3}}} \tag{6b}$$

$$\tau_{cr,g} = \frac{32.4}{t_w h_w^2} \sqrt[4]{D_x D_z^3} \tag{6c}$$

$$D_x = \frac{E t_w^3}{12(1-\upsilon^2)} \frac{w}{s} \tag{6d}$$

$$D_z = \frac{E I_z}{w} \tag{6e}$$

$$I_z = \int_0^w \left[\frac{1}{12} t_w^3 + t_w \left\{\frac{a_3}{2} \sin\left(\frac{2\pi x}{w}\right)\right\}^2\right] dx = \left(\frac{t_w^3}{12} + \frac{a_3^2 t_w}{8}\right) w \tag{6f}$$

여기서, a_3, s, w는 파형웨브의 기하학적 형상에 대한 변수로 각각 웨브 진폭, 반파장의 전개길이, 반파장의 길이를 나타내며(Fig. 1(b) 참고), E, υ는 강재의 탄성계수 및 포아송비, I_z는 보의 약축에 대한 파형웨브 반파장의 단면2차모멘트를 의미한다.

2.2 파형웨브 합성보 설계법 제안

파형웨브 합성보의 전단강도는 순철골 파형웨브 보의 전단강도(EC3 Part 1-5의 Annex D)에 따라 산정하면 될 것이나, 휨강도와 관련해서 고려할 사항이 두 가지 있다.

첫째는 소성응력분포법 적용 가능 여부이다. 노출형 합성보의 휨강도를 비교적 계산하기 편한 소성응력분포법에 따라 산정하기 위해서는 앞서 언급한 웨브의 조밀단면 조건($h_w/t_w \le 3.76\sqrt{E/F_y}$)을 만족하여야 한다. 파형웨브 보의 경우에는 국내 자동생산 규격 중 가장 낙관적인 조건(웨브 최소 춤 333 mm, 최대 두께 3 mm)을 적용하더라도 이 폭두께비를 만족하지 못한다. 그러나 이 웨브 조밀단면 조건은 일반 H형강에서 웨브의 좌굴이 선행될 경우 강재보의 전소성모멘트 강도 발현이 어려워지기 때문에 마련된 것에 지나지 않는다. 웨브의 면외좌굴 저항성능이 H형강보다 높은 파형웨브 보가 웨브의 국부좌굴 및 전체좌굴에 대한 전단강도를 보장할 수 있다면, 웨브 조밀단면 규정을 만족하지 않더라도 파형웨브 합성보는 소성모멘트를 충분히 발휘할 수 있으리라 판단된다.

두 번째는 파형웨브의 아코디언 효과에 의한 축강도 저하이다. Fig. 2에 도시한 바와 같이 주름의 직각방향으로 인장 또는 압축을 받을 때 신축의 발생이 쉬우므로 휨저항이 낮다. 따라서 파형웨브의 휨설계에서는 파형웨브의 휨강도 기여를 제외하는 것이 일반적이다.

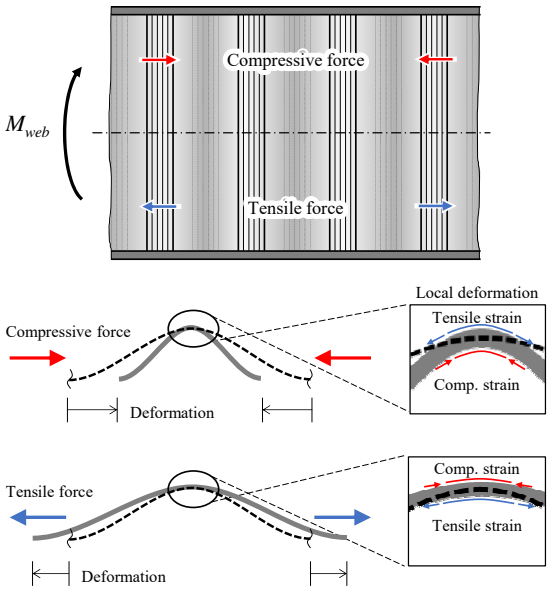


Fig. 2. Accordion effect in corrugated web subjected to horizontal axial forces

이 연구에서는 위 두 가지 사항을 고려하여, 파형웨브 합성보의 강도를 소성응력분포법을 통해 산정할 경우, 식 (1)과 식 (2)에서 적용되는 강재 단면의 인장강도에서 파형웨브를 제외하고 산정하는 방법을 제안한다(식 (7) 참고).

$$P_y = F_{yft} A_{ft} + F_{yfb} A_{fb} \tag{7}$$

여기서 F_{yft}와 A_{ft}는 상부플랜지의 항복강도와 단면적, F_{yfb}와 A_{fb}는 하부플랜지의 항복강도와 단면적이다.

파형웨브 합성보의 사용성 평가를 위해서는 휨강성에 대한 정의가 필요하다. 강구조물의 휨재는 강도뿐만 아니라 처짐에 의해 지배되는 경우도 많으므로 올바른 유효탄성강성 $(EI)_{eff}$을 산정하여 사용하중 하에서 발생하는 처짐을 예측하는 것이 중요하다. 이 연구에서는 파형웨브 합성보의 유효탄성강성을 일반적인 노출형 합성보에서의 비균열단면강성으로 적용하되, 휨강도 산정과 동일하게 파형웨브의 기여를 제외하였다. 식 (8)과 같이 환산단면을 통한 탄성중립축을 산정하고, 식 (9)를 통해 파형웨브 합성보의 처짐 산정을 위한 휨강성을 계산한다.

$$y_{ENA} = \frac{y_c A_c + n y_{sf} A_{sf}}{A_c + n A_{sf}} \tag{8}$$

$$(EI)_{uncracked} = E_c \int_{A_c} \bar{y}^2 dA + E_{sf} \int_{A_{sf}} \bar{y}^2 dA \tag{9}$$

여기서, y_{ENA}는 탄성중립축의 위치, y와 $\bar{y}$는 각각 면적이 dA인 요소의 도심으로부터 콘크리트 슬래브 윗면 또는 탄성중립축까지의 거리, A_c와 A_{sf}는 유효폭 내의 콘크리트 슬래브 단면적과 파형웨브 보의 플랜지 면적, E_c와 E_{sf}는 각각 콘크리트와 파형웨브 보 플랜지의 탄성계수, $n = E_{sf}/E_c$를 나타낸다.

이 연구에서는 파형웨브 합성보의 합성률을 변수로 한 실물대 휨실험으로 그 성능을 확인하고, 앞서 제시한 소성응력분포 가정에 따른 휨강도 산정과 유효탄성강성의 적합성을 검증하였다.

3. 휨성능 평가 실험계획

3.1 실험체 설계 및 제작

실험체의 휨강도는 2.2절에서 기술한 바와 같이 파형웨브를 제외한 소성응력분포법에 따라 검토하였으며, 전단강도는 EC3 Part 1-5의 Annex D에 따라 검토하여 소성휨강도에 도달하기 전에 웨브 좌굴이 발생하지 않음을 확인하였다.

Table 1과 Fig. 3는 실험체 상세를 보여준다. 실험체의 파형웨브에는 SS275, 플랜지에는 SM355 강을 적용하여 조립단면을 구성하였다. 두께 3 mm인 파형웨브의 춤은 333 mm를 선정하였는데, 이는 H형강 평웨브를 기준으로 하는 폭두께비가 111인 비조밀단면에 해당한다. 모든 실험체에서 파형웨브 진폭 a_3는 43 mm, 한 파장의 길이 $2w$는 155 mm, 파장의 전개길이 $2s$는 178 mm이다 (Fig. 1 참조). 파형웨브와 플랜지 간 용접은 한 패스의 일면 모살용접으로 이루어졌으며, 용접사이즈는 3 mm이다. 실험체의 지점 간 거리는 6 m이다.

콘크리트 슬래브의 폭은 유효폭 기준에 따라 보 경간 6 m의 1/4인 1.5 m로 하였다. 슬래브의 두께는 120 mm로 하였고, SD400 ϕ10 철근을 슬래브 길이 및 직각방향으로 간격 200 mm 단배근하였다. 높이 70 mm, 직경 ϕ16인 전단스터드를 1열 배열함으로써 콘크리트 슬래브와 파형웨브 보 사이에서 수평전단력을 전달하도록 하였다. 완전합성보 실험체인 CW333-FC의 스터드 설치 간격은 120 mm이고, 부분합성보 실험체인 CW333-PC의 스터드 간격은 360 mm이다. 합성률(C.R.)은 식 (10)과 같이 산정하였으며, 스터드 공칭강도 및 콘크리트와 강재의 재료계측강도로 계산하였을 때 CW333-PC 실험체의 합성률은 약 56 % 수준이다.

$$\text{C.R.} = \sum Q_n / \min\left(0.85 f_{ck} A_c,\ P_y\right) \tag{10}$$

여기서, $\sum Q_n$은 정모멘트가 최대가 되는 위치와 모멘트가 0이 되는 위치 사이 전단스터드의 공칭강도의 합이다.

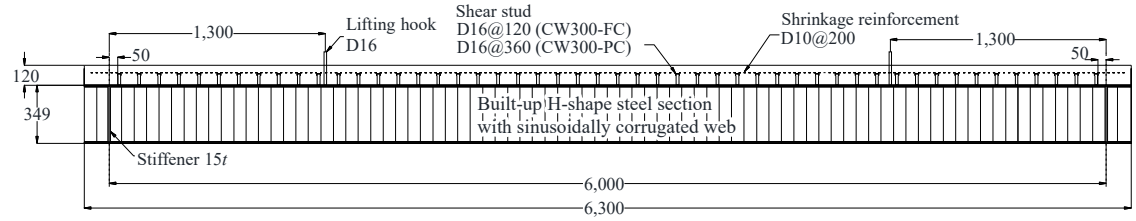
전단스터드의 개당 공칭강도 Q_n은 식 (11)과 같다[11].

$$Q_n = 0.5 A_{sa} \sqrt{f_{ck} E_c} \le R_g R_p A_{sa} F_u \tag{11}$$

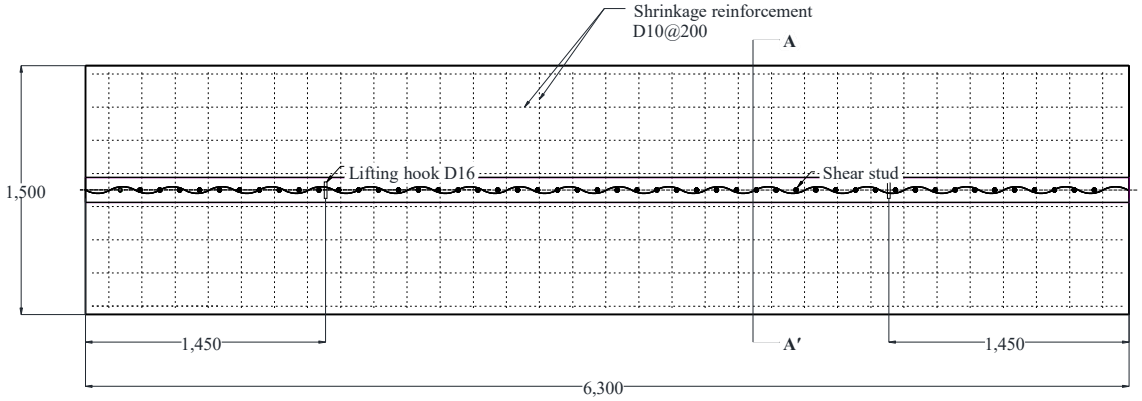
Table 1. Test specimens

Specimen*	Steel section ($H \times B \times t_w \times t_f$)	Concrete slab ($b_e \times t_c$)	Shrinkage reinforcement	Shear studs	L (mm)	L_1 (mm)	L_2 (mm)
CW333-FC	CWH-349×150×3×8	1,500×120	ϕ10@200 (SD400)	ϕ16@120	6,000	2,600	800
CW333-PC				ϕ16@360			

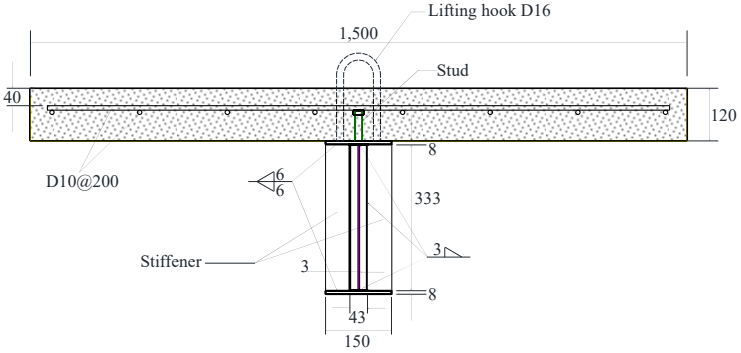
*Specimen designation A-B: A = corrugated web height; B = composite level (FC = fully composite, PC = partially composite)
H = total depth of steel section; B = flange width; t_w = thickness of corrugated web; t_f = thickness of flange; b_e = effective width of concrete slab; t_c = thickness of concrete slab; L = span length; $L_1 = (L - L_2)/2$; L_2 = distance between loading points (see Fig. 4(a)).



(a) Side view



(b) Plan view



(c) Cross section

Fig. 3. Details of test specimens

여기서 A_{sa}는 전단스터드의 단면적, R_g와 R_p는 각각 데크 플레이트의 골방향과 스터드 배치에 의한 강도저감계수이다. 이 연구에서는 골데크플레이트를 사용하지 않았으므로 R_g와 R_p에 따라 각각 1.0과 0.75를 적용하였으며[11], 스터드의 공칭인장강도 F_u는 400 MPa를 적용하였다.

Table 2는 실험체에 사용된 강판의 인장시험 평균 결과를 정리한 것이다. 웨브에 사용된 3 mm 두께의 SS275 판재와 플랜지에 사용된 8 mm 두께의 SM355 판재에서 인장시편을 각각 3개씩 절취하여 시험 후 평균을 냈다. 세 개의 콘크리트 공시체에 압축실험을 수행한 결과, 평균 압축강도는 41.6 MPa로 나타났다. 이 결괏값은 실험결과의 분석과 해석연구에 재료물성으로 적용하였다.

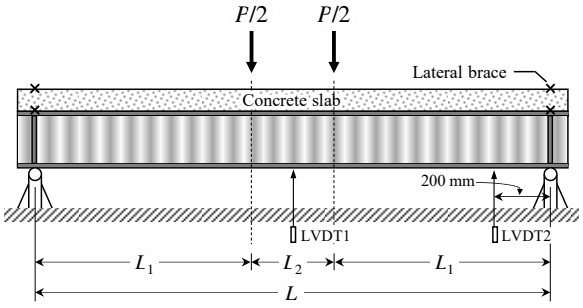
Table 2. Tensile coupon test results

Steel grade	Plate thickness (mm)	Elastic modulus (MPa)	Yield strength $F_{y,m}$ (MPa)	Tensile strength $F_{u,m}$ (MPa)	Yield ratio (YR)
SS275	3	238,055	355.5	483.2	0.735
SM355	8	216,131	391.1	538.4	0.727

3.2 실험 세팅 및 가력방법

Fig. 4는 실험 셋업 전경을 보여준다. 모든 실험은 4점 가력으로 진행되었다. Fig. 4(a)에는 실험체의 기하학적 변수(Table 1 참고), 횡지지 위치, 수직처짐 및 단부회전

각 측정을 위한 수직변위계(LVDT1 - LVDT2) 위치를 표시하였다. 변형률 게이지는 실험체 중앙단면의 상하부 플랜지의 하부와 파형웨브 골에 부착하였다. 실험체 지점부에는 집중하중에 대한 보강을 위해 전높이 스티프너를 적용하였다. 반면, 가력부는 파형웨브 보에 직접적으로 집중하중이 작용하지 않고 콘크리트 슬래브를 통해 하중이 전달되기 때문에 별도의 스티프너를 적용하지 않았다. 연속된 슬래브의 다이어프램 효과를 모사하기 위해 Fig. 4(c)와 같이 지점부를 구속시켰다.



(a) Loading and instrumentation plan

(b) Overall view of test setup

(c) Bracing at the end support

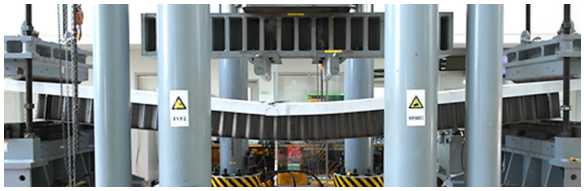
Fig. 4. Overall view of test setup and 4-point loading condition

4. 파형웨브 합성보 휨성능 실험결과

4.1 휨성능 및 거동 평가

Fig. 5와 Fig. 6는 각각 CW333-FC와 CW333-PC 실험체의 변형 및 파괴모드를 보여준다. 두 실험체 모두 파형웨브 보에서는 전단에 의한 파형웨브 좌굴을 포함하여 어떠한 파괴도 관측되지 않았다. 완전합성보 실험체인 CW333-FC는 가력구간에서 콘크리트 압괴가 진행되며 실험이 종료되었다(Fig. 5(b)). CW333-PC는 부분합성보의 전형적인 거동인 강재보와 콘크리트 슬래브의 분리가 육안으로 확인되었으며(Fig. 6(c)), 이로 인해 콘크리트 압괴에 도달하지 않고 슬래브 하부에 인장으로 의한 균열만 발생한 것을 Fig. 6(b)를 통해 볼 수 있다.

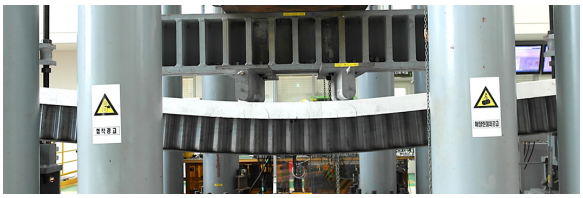
Table 3는 앞서 언급한 재료실험에서 계측된 소재강도의 평균값에 기반하여 산정한 소성모멘트($M_{p,m}$) 및 실험체 최대모멘트(M_u), 최대모멘트 도달 시점에서의 실험체 중앙부 처짐(δ_u) 및 단부회전각(θ_u)을 보여준다. 소성모멘트에 최대모멘트를 비교하면 CW333-FC는 130 %, CW333-PC는 142 %로, 두 실험체 모두 소성응력분포법으로 산정한 강도를 훨씬 상회하는 휨강도를 발현하였다. Table 3의 D_e와 D_p는 계측된 재료물성에 기반하여 산정한 탄성중립축 및 소성중립축의 위치이다.



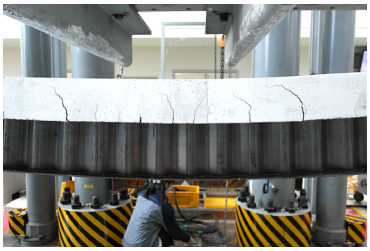
(a) Deformed shape of overall span

(b) Concrete crushing at loading region

Fig. 5. Failure mode of CW333-FC



(a) Deformed shape of overall span



(b) Concrete crack at loading region

(c) Interface slip observed at the end

Fig. 6. Failure mode of CW333-PC

Fig. 7은 각 실험체의 모멘트-단부회전각(M-θ) 관계를 나타낸 것이다. Fig. 7에서 보듯이 두 실험체 모두 항복 이후 최대강도에 도달하기까지 충분한 연성능력을 가지며, 최대강도는 제안방법에 따른 휨강도를 상회하는 것을 알 수 있다.

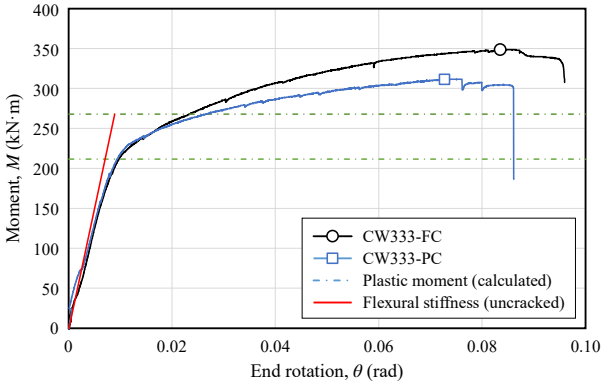


Fig. 7. Moment-rotation relationship of test specimens

또한, 두 실험체의 단면이 동일하므로 부분합성 실험체(CW333-PC)가 부담할 수 있는 수평전단력 수준의 하중까지는 완전합성 실험체(CW333-FC)와 동일한 강성이 나타났으며, 비균열단면강성으로 산정한 이론적인 휨강성(식 (9) 참조)과 거의 일치함을 알 수 있다. 부분합성 실험체의 전단스터드가 분담할 수 있는 수평전단력을 초과하는 하중인 약 220 kN·m - 230 kN·m에 도달했을 때, 부분합성 실험체의 파형웨브 보와 콘크리트 슬래브 간에 슬립이 발생하여 강성이 저하되는 것으로 파악된다.

실험에서 관측된 파괴모드와 모멘트-단부회전각 관계를 비추어볼 때, 파형웨브가 조밀단면 기준을 만족하지 않더라도 2.2절에서 제시한 소성응력분포법을 통해 파형웨브 합성보의 휨강도와 휨강성을 산정해도 무방하다고 판단된다.

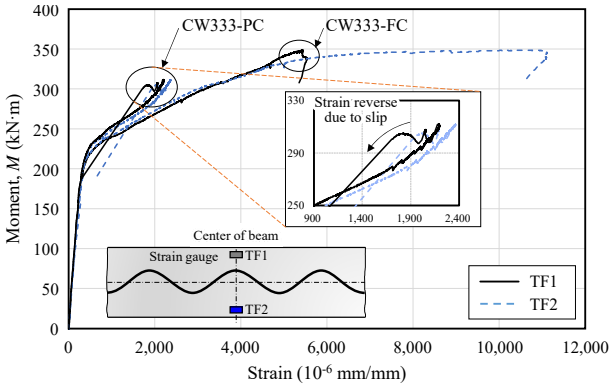
Fig. 8은 실험체 중앙의 플랜지와 파형웨브 골 외측에서 계측한 변형률이다. 두 실험체 모두 가력하는 동안 상·하부플랜지에서 인장변형만이 발생하여 슬래브 내에 중립축이 존재함을 알 수 있다. 부분합성인 CW333-PC의 상부플랜지에서는 하중 증가에 따른 변형률의 증가를 보이다가 최대하중 도달 이후에 변형률이 역전하는 것을 볼 수 있다(Fig. 8(a)). 이는 전단스터드와 콘크리트 슬래브 간 부착파괴가 발생하여 상부플랜지로 더 이상의 수평전단력 전달이 불가능해졌기 때문이다. Fig. 8(b)에서 파형웨브의 골 외측에서는 압축변형이 발생한 것으로 나타났다. 이는 Fig. 2에서 보듯 인장력을 받은 파형웨브 골이 펴지며 골의 곡률이 감소하여 골의 외측에 압축변형이 발생한 것으로, 아코디언 효과를 아주 분명하게 보여주는 사례이다. Fig. 8(c)에 나타낸 하부플랜지의 변형률 데이터의 계측은 과도한 인장변형 발생으로 인해 실험종료 전에 중단되었다. 같은 하중 하에서 하부플랜지의 변형률은 골 내부(BF2, BF3)보다 외부(BF1)에서 더 작게

Table 3. Summary of test results

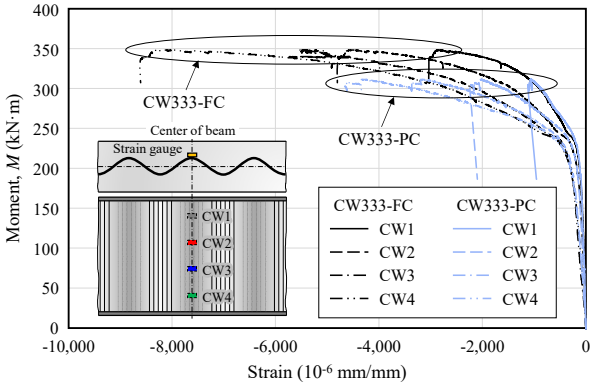
Specimen	M_u (kN·m)	$M_{p,m}$ (kN·m)	$M_u/M_{p,m}$	δ_u (mm)	θ_u (rad)	Neutral axis (mm)	
						D_e	D_p
CW333-FC	348.6	268.1	1.30	250.3	0.083	80.3 (in slab)	17.7 (in slab)
CW333-PC	311.7	218.6	1.42	217.9	0.073	80.3 (in slab)	123.89 (in top flange)

M_u = maximum moment observed in test; $M_{p,m}$ = plastic moment computed based on mean of measured material strengths; δ_u = center deformation at maximum moment; θ_u = end rotation at maximum moment; D_e = elastic neutral axis location from the top of the concrete slab computed based on mean of measured material properties, D_p = plastic neutral axis location from the top of the concrete slab computed based on mean of measured material strengths

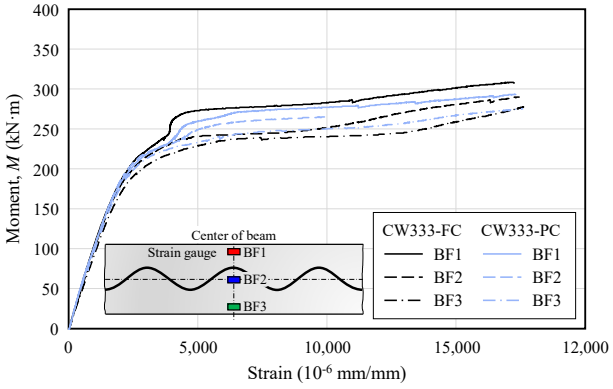
나타났다. 이는 파형웨브의 국부적인 변형(외측: 압축변형, 내측: 인장변형)이 플랜지 변형에도 영향을 미친 것으로 판단된다.



(a) Top flange



(b) Corrugated web



(c) Bottom flange

Fig. 8. Strain response measured at mid-span of test specimens

4.2 변형률적합법과의 비교

이 절에서는 변형률적합법을 통해 파형웨브 합성보의 휨성능을 수치해석적으로 파악하고자 하였다. 단, 부분합성보의 강-콘크리트 단면 분리거동을 해석에 반영하기 어려워 완전합성(CW333-FC) 실험체와 결과만 비교하였다.

4.2.1 해석 알고리즘 및 재료모델

MATLAB 프로그램을 이용하여 합성보 단면에 대한 변형률적합 해석을 수행하였다. Fig. 9에 도시한 바와 같이 합성보의 춤 방향으로 두께 1 mm의 레이어를 적용하였고, 단면의 변형률은 선형분포를 가정하였다.

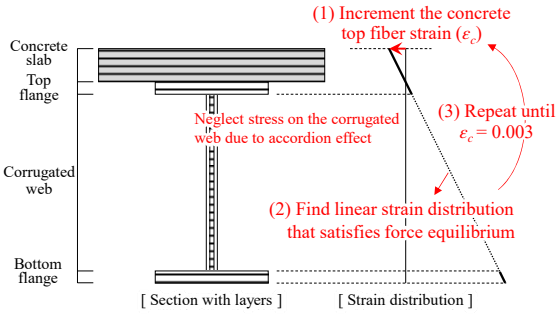


Fig. 9. Analysis method for strain compatibility method

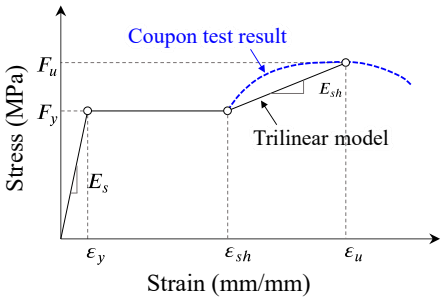
파형웨브 단면 내 응력은 아코디언 효과를 감안하여 무시하였다. 플랜지의 각 레이어별 응력을 계산하기 위해 Fig. 10(a)와 같이 삼선형곡선 모델을 적용하였다. 플랜지의 항복강도 F_y, 인장강도 F_u, 탄성계수 E_s는 Table 2에 나타낸 SM355 시편 물성을 적용하였다. 항복변형률 ε_y와 변형경화계수 E_{sh}는 이 물성들에서 역으로 산출하였다. 변형경화시점의 변형률 ε_{sh}와 극한변형률 ε_u는 각각 1 %, 10 %를 적용하였다.

콘크리트 슬래브 단면의 인장응력은 0으로 하였고, 압축응력-변형률 관계에는 수정된 Hognestad 모델[13]을 적용하였다(Fig. 10(b) 참고). 압축강도 f_{ck}는 3.1절에서 언급한 공시체 압축강도 평균값을 적용하였고, 탄성계수 E_c는 KDS 14 20 10[14]에 따라 산정하였다.

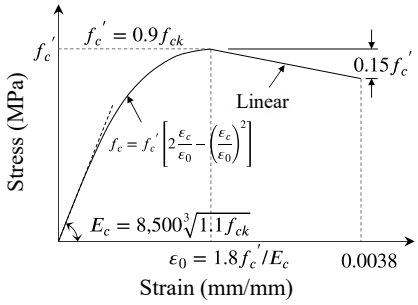
해석은 콘크리트 슬래브 최상단 레이어의 압축변형률을 증가시키며 수행하였다. 특정 최상단 압축변형률에 대해 인장력과 압축력의 평형을 만족하는 선형 변형률 분포를 결정하였고, 이를 통해 각 레이어의 변형률과 응력으로부터 중립축의 위치와 휨모멘트를 산정하였다. 이 과정은 슬래브 최상단부의 압축변형률이 0.003에 도달할 때까지 반복되었다.

4.2.2 CW333-FC 실험결과와의 비교

Fig. 11은 변형률적합법 및 완전합성보(CW333-FC)의

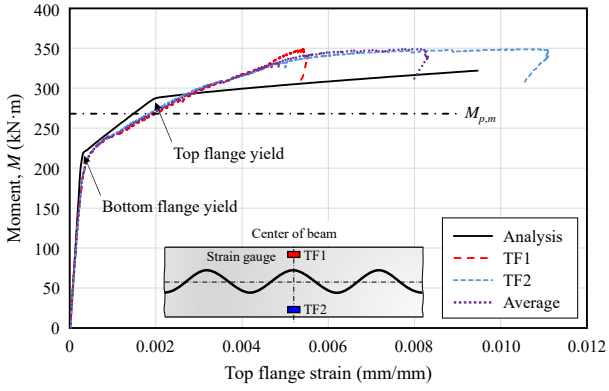


(a) Trilinear model for steel

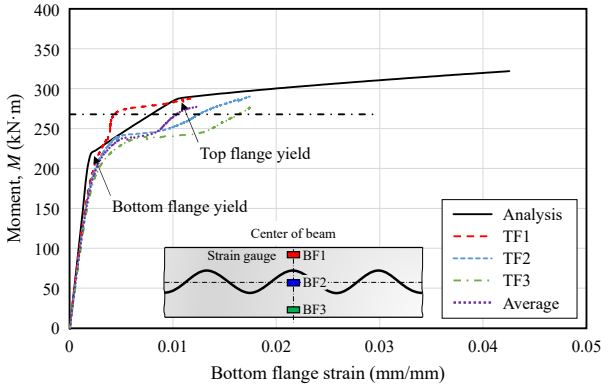


(b) Modified Hognestad model for concrete

Fig. 10. Material models for strain compatibility method



(a) Top flange



(b) Bottom flange

Fig. 11. Comparison of moment-strain relationship between analysis and test of CW333-FC

실험결과에서 얻은 모멘트와 플랜지의 인장변형률 관계를 비교한 것이다. Fig. 11(a)에서 보듯이 상부플랜지의 실험 및 해석에 따른 모멘트-변형률 관계가 해석에 도출한 상부플랜지 항복시점(약 280 kN·m)까지는 상당히 잘 부합하는 것을 확인할 수 있다. 280 kN·m 이후부터는 해석결과가 강도를 낮게 예측하였다. 이는 플랜지의 삼선형 재료모델에서 변형경화 영역의 응력분포를 실제 응력분포보다 낮은 직선 형태로 가정했기 때문으로 판단된다. 하부플랜지의 변형률 데이터의 계측은 과도한 인장변형 발생으로 인해 실험종료 전에 중단되었다. 그럼에도 불구하고 Fig. 11(b)는 계측이 중단된 시점까지 실험결과와 해석결과가 잘 부합함을 보여준다. 또한, 플랜지 양 측면에서 계측된 데이터의 평균값(Fig. 11의 average)은 해석결과에 더욱 유사하게 나타났다.

Fig. 12는 변형률적합 해석과 CW333-FC 실험을 통해 얻은 중립축의 위치변화 및 식 (8)에 따라 산정한 탄성중립축(ENA)의 위치와 소성중립축(PNA)을 함께 나타낸 것이다. 실험에서 얻은 중립축 위치는 계측 변형률로부터 상·하부플랜지 각각의 평균변형률을 산정하고, 변형률 선형분포 가정에 따라 변형률이 0이 되는 지점을 계산한 것이다. 다만, 실험종료 이전 하부플랜지의 변형률 계측이 조기에 중단되어 중립축 위치변화 경향 또한 끝까지 얻을 수 없었다.

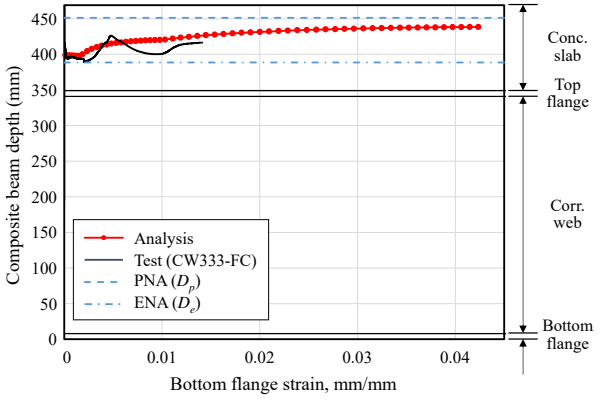


Fig. 12. Comparison of neutral axis between analysis and test of CW333-FC

해석결과를 살펴보면, 초기에는 이론적인 탄성중립축(일점 쇄선) 근방에 중립축이 위치하다가 하중이 증가함에 따라 (또는 하부플랜지의 인장변형률이 증가함에 따라) 이론적인 소성중립축(쇄선)에 가까워지는 것을 확인할 수 있다. 다소 변동성이 있으나 실험에서 계측된 중립

축 또한 해석결과와 같은 경향을 나타내고 있다.

실험을 통해 얻은 모멘트-변형률 관계와 중립축의 위치변화 경향성이 파형웨브를 제외한 단면해석결과와 잘 부합함을 비추어 볼 때, 2.2절에서 제시한 파형웨브 합성보의 휨강도 및 휨강성 산정법은 타당하다고 판단된다.

5. 결 론

이 연구에서는 파형웨브 합성보의 설계지침을 제시하고 파형웨브 합성보에 대한 실물대 실험과 해석을 통해 제시한 방법의 적합성을 검증하였다. 연구결과는 다음과 같이 요약할 수 있다.

(1) 파형웨브의 역학적 성질을 고려하여 파형웨브 합성보의 설계법을 제시하였다. 파형웨브 보의 휨강도 산정 시에는 파형웨브의 우수한 면외방향 좌굴 저항성능을 고려하여 현행 기준의 웨브 조밀단면 규정과 무관하게 소성응력분포법의 적용이 가능할 것으로 판단하였고, 아코디언 효과를 고려해 파형웨브는 단면에서 제외하는 것을 제안하였다. 단, 이 방법은 EC3 Part 1-5 Annex D에 따른 파형웨브의 좌굴에 대한 전단강도가 보장되는 것을 전제로 한다. 처짐계산을 위한 유효휨강성은 파형웨브를 제외한 비균열단면강성을 통해 산정할 것을 제안하였다.

(2) 완전합성실험체와 및 합성률 56 %인 부분합성실험체에 대해 휨실험을 수행하였다. 두 실험체 모두 파형웨브 보에서는 전단에 의한 파형웨브 좌굴을 포함하여 어떠한 파괴도 관측되지 않았으며, 완전합성 실험체의 종국모드는 콘크리트 슬래브의 압괴였던 반면, 부분합성보는 전단스터드가 수평전단력을 견디지 못하여 콘크리트 슬래브와 강재보의 단면 분리가 발생하여 실험이 종료되었다. 두 실험체 모두 이 연구에서 제안한 방법으로 산정한 휨강도를 상회하였으며, 항복 이후 최대강도 도달까지 우수한 연성능력을 보였다.

(3) 두 실험체는 동일한 단면을 갖기 때문에 부분합성 실험체의 전단스터드가 전달할 수 있는 수평전단력 수준의 하중까지는 휨강성이 동일하게 나타났다. 부분합성 실험체는 해당 하중 이후 파형웨브보와 콘크리트 슬래브 간 슬립이 발생하여 강성 및 강도가 저하되었다. 실험체의 초기 강성은 파형웨브를 제외한 콘크리트 비균열단면을 통해 산정한 이론적인 휨강성과 거의 일치하였으며, 이를 통해 설계 시 예상 처짐을 산정할 수 있는 것으로 나타났다.

(4) 추가적으로 파형웨브 합성보의 휨강도 산정 시 파형웨브의 기여를 제외하는 방식의 타당성을 검증하고자 변형률적합에 기반한 수치해석을 수행하여 실험결과와 비교하였다. 해석은 파형웨브에 발생하는 응력이 없다고 가정하고 수행하였으며, 그 결과 상부플랜지 항복 시점까지 모멘트-변형률 관계를 잘 예측하는 것으로 나타났다. 중립축의 위치변화 경향성 또한 실험결과와 잘 부합하였으며, 이론적인 탄성중립축 근방에서 시작하여 점차 이론적인 소성중립축으로 수렴하였다. 이를 통해 파형웨브 합성보의 휨강도에 파형웨브의 기여도는 없는 것으로 확인되었다.

이 논문에서 제안한 파형웨브 합성보의 설계법은 국내 자동생산 규격 중 가장 낙관적인 조건인 춤 333 mm, 두께 3 mm인 파형웨브가 적용된 경우에 대해서만 검증되었다는 한계점을 가진다. 따라서 이 연구의 파형웨브보다 높은 춤을 갖는 합성보에 대해 실증 휨실험과 파형웨브의 폭-두께비 및 형상을 변수로 한 해석연구를 수행하여 보완할 예정이다.

참고문헌(References)

[1] Park, H.-M., Lee, H.-D., Shin, K.-J., Lee, S.-H., and Chae, I.S. (2017) Experimental Study on Steel Beam with Embossment Web, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.29, No.6, pp.479-486 (in Korean).

[2] Noh, D.H., Shin, K.J., Lee, J.S., Lee, Y.J., and Chae, I.S. (2021) Evaluation of Structural Performance of Beam with Embossed Webs According to Web Length, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.33, No.3, pp.153-161 (in Korean).

[3] Moon, S.H., and Oh, S.H. (2015) A Study on Shear and Flexural Performance Evaluation of Circularly Corrugated Plate, *Journal of Korean Society of Steel*

Construction, KSSC, Vol.27, No.5, pp.455-470 (in Korean).

[4] Park, H.-Y., and Oh, S.-H. (2016) Strength Capacity Evaluation of Flexural Member with Corrugated Web, *Proceedings of Annual Conference of Architectural Institute of Korea*, AIK, Vol.36, No.2, pp.893-894 (in Korean).

[5] Kim, E., Han, K.H., Noh, M.-H., and Kim, H.H. (2020) Shear Buckling Behavior of H-Beam with Sinusoidal Corrugated Web and Estimation of Optimum Corrugation Shapes Using Finite Element Analysis, *Magazine of the Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.32, No.1, pp.35-41 (in Korean).

[6] Kim, J.S., and Chae, I.S. (2015) Experimental Study on Flexural Structural Performance of Sinusoidal Corrugated Girder, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.27, No.6, pp.503-511 (in Korean).

[7] Sause, R., Abbas, H.H., Wassef, W.G., Driver, R.G., and Elgaaly, M. (2003) *Corrugated Web Girder Shape and Strength Criteria*, ATLSS Reports No. 03-18, Lehigh University, USA.

[8] Ji, H.S. (2011) Buckling Behaviour of Plate Girder with Corrugated Steel Web, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.23, No.2, pp. 221-228 (in Korean).

[9] Hamilton, R.W. (1993) *Behavior of Welded Girders with Corrugated Webs*, Ph.D. Dissertation, The University of Maine, USA.

[10] Motak, J., and Machacek, J. (2004) Experimental Behaviour of Composite Girders with Steel Undulating Web and Thin-Walled Shear Connectors Hilti Stripcon, *Journal of Civil Engineering and Management*, Talyor & Francis, Vol.10, No.1, pp.45-49.

[11] Ministry of Land, Infrastructure and Transport (2022) *Steel Structures Design Standard* (KDS 41 31 10: 2022), Korea (in Korean).

[12] European Committee for Standardization (2006) *Eurocode 3: Design of Steel Structures, Part 1-5: Plated Structural Elements* (EN 1993-1-5: 2006), Belgium.

[13] Hognestad, E., Hanson, N.W., and McHenry, D. (1995) Concrete Stress Distribution in Ultimate Strength Design, *ACI Journal Proceedings*, American Concrete Institute, Vol.52, No.12, pp.455-480.

[14] Ministry of Land, Infrastructure and Transport (2018) *Principles of Analysis and Design for Concrete Structures* (KDS 14 20 10: 2016), Korea (in Korean).

요 약: 이 연구에서는 정현파형 주름웨브 보를 적용한 합성보(이하 파형웨브 합성보)에 대해 파형웨브의 면외방향 저항성능과 아코디언 효과를 고려한 설계 가이드를 제시하였다. 파형웨브 합성보의 합성률을 변수로 한 실물대 실험결과에서 파형웨브의 전단좌굴이 관측되지 않았으며, 우수한 휨강도와 연성능력을 발현하였다. 따라서, EC3 Part 1-5 Annex D에 따른 파형웨브 보의 전단성능이 보장된다면 파형웨브 합성보 휨강도 산정 시 웨브를 제외하는 소성응력분포법의 적용이 가능함을 확인하였다. 또한, 웨브를 제외한 비균열단면강성으로 산정한 유효휨강성의 이론해는 실험체의 휨강성을 잘 예측하였으며, 파형웨브의 기여를 제외한 변형률적합법 해석은 변형률 및 중립축 예측에서 실험결과와 잘 부합하는 것으로 나타났다.

핵심용어 : 합성보, 파형웨브 보, 소성응력분포법, 변형률적합법, 아코디언 효과, 합성률