

건축물 적용을 위한 제형 절곡 웨브 보의 전단성능에 관한 해석적 연구

이서행¹ · 박근우¹ · 유정한^{2*}

¹석사과정, 서울과학기술대학교, 건축과, ²부교수, 서울과학기술대학교, 건축학부

Analytical Study of Shear Capacity of Trapezoidal Corrugated Web Girders

Lee, Seo Haeng¹, Park, Geun Woo¹, Yoo, Jung Han^{2*}

¹Graduate Student, Dept. of Architecture, Seoul Natinal University of Science and Technology, Seoul, 01811, Korea

²Associate Professor, School of Architecture, Seoul Natinal University of Science and Technology, Seoul, 01811, Korea

Abstract - This study conducted nonlinear finite element analysis to figure out the influence of shear performance on the β of girders with trapezoidal corrugated web. Through the experiment specimen, analysis model which is highly accurate was verified. Based on this, a parameter analysis was conducted on key variables affecting β . Proposed formulas of previous studies were analyzed using parameter analysis result. Eurocode was designed to be safer than other proposals. Only models that are included in the inelastic area, depending on the Moon's proposal, were satisfied the proposed formulas by Kim to enhance economic design.

Keywords - Trapezoidal corrugated web, Shear capacity, Shear buckling, Finite element analysis, Plate girder

1. 서론

단층공장 등과 같이 장스팬을 통한 대공간 구조물의 수요에 따라 수직 스틱프너를 용접한 플레이트 거더, 응력분포에 따라 변단면을 갖는 PEB 부재 등 다양한 설계방법이 적용되어 왔다. 하지만 응력 집중이나 과거 설계기준의 미비 등에 의한 문제점이 발생하였고, 이를 보완하기 위해 절곡형상의 웨브를 사용한 보가 개발 및 적용되고 있다.

절곡형상의 웨브는 사인파형의 형상이나 Fig. 1과 같은 사다리꼴의 형상으로 제작된다. 절곡의 형상은 일반 평판에 비해 높은 면외 방향에 대한 강성을 가지게 되며, 전단력에 대해서도 높은 강성을 나타낸다. 그렇기 때문에 수직 스틱프너가 생략되고 얇은 두께로 제작 가능하여, 비슷한 성능을 보

이는 수직 스틱프너가 용접된 일반 평판 웨브를 갖는 보에 비해 30~60%의 중량을 감소시킬 수 있다^[1]. 또한 형상에 의해 발생하는 아코디언 효과로 상·하부 플랜지의 프리스트레스 효율 및 콘크리트와의 합성효율을 높일 수 있다^[2].

이러한 장점으로 국내외에서는 절곡형 강판에 대하여 다양한 연구가 진행 되었으며, 항공기, 교량 등에 적용되고 있다. 하지만 절곡형 웨브 및 강판에 대한 선행 실험 연구^{[2],[3],[4],[5],[6]} 및 해석연구^{[7],[8],[9],[10],[11],[12],[13],[14],[15],[16]}에 사용된 대부분의 실험체 β 는 2.0 이하로 실시되었으며, 실제 교량 적용 사례는 수평 패널의 길이 a와 경사 패널의 길이 b의 비 β ($=a/b$)는 2.0 이하이다^[10].

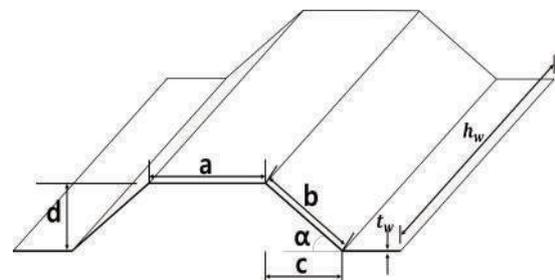


Fig. 1. Variable in trapezoidal corrugated web

Note.-Discussion open until August 31, 2018. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on December 5, 2017; revised January 23, 2018; approved on January 24, 2018.

Copyright © 2018 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-2-970-9015 Fax. +82-2-974-1480

E-mail. happyjh@seoultech.ac.kr

Kim *et al.* (2012)^[17]의 연구는 건축물에 적용할 절곡형 웹 보의 β 는 2.0 이상이 적절하다고 판단했으며, 이에 대한 실험을 통해 기존 연구자의 전단설계식이 β 가 2.0을 초과할 때도 적정한가를 검증하였다. 하지만 실험에서는 일정한 β 일 때, 웹 두께와 보의 춤만을 변수로 하여 전단설계식에 대한 검증을 실시하였다.

본 연구에서는 β 의 범위를 1.0~2.9로 하여 β 에 따른 영향과, 전단항복에 도달하는 비탄성 좌굴 양상에 대해 분석하였다. 선형 실험연구를 통해 비선형 해석모델을 제시하고 검증하였으며, 검증된 해석모델을 토대로 웹 보의 절곡형상에 따른 변수를 설정하여 변수해석을 실시하였다.

2. 전단좌굴 이론 및 구조기준

절곡형상의 웹 보가 적용된 플레이트 거더에 대한 구조기준은 Eurocode 3: Part 1-5^[18]의 Annex D에서 제시하고 있으며, 국부좌굴능력, 전체좌굴능력, 전단항복강도 중 기여가 높은 쪽이 전단강도의 산정에 적용되도록 하고 있다. 기존 선형 연구에서는 탄성 좌굴 범위 내에서는 크게 국부좌굴, 전체좌굴, 연성좌굴 또는 복합좌굴(Interactive buckling, 이하 연성좌굴로 표기)로 나누어 식을 제시하고 있으며, 연구자별로 비탄성 좌굴에 대한 고려도 추가적으로 하였다.

2.1 전단좌굴 이론

2.1.1 탄성 전단좌굴

국부 전단좌굴은 절곡형 웹 보를 구성하는 패널 중 하나의 패널 내 범위에서 좌굴이 발생하는 것이다. 연구자들은 전단을 받는 판의 좌굴이론^[19]을 토대로 하여 탄성 국부 전단좌굴 능력 $\tau_{\alpha,L}$ 에 대한 이론식을 제시하고 있다.

$$\tau_{\alpha,L} = \frac{k_L \pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t_w}{a} \right)^2 \quad (1)$$

여기서 k_L 은 국부 전단좌굴 계수로써 패널과 패널 사이 및 플랜지 사이의 경계조건에 따라 다양한 나타나게 된다. 그 중 단변 고정·장변 단순지지일 경우는 다음과 같다.

$$k_L = 5.34 + 2.31(a/h_w) - 3.44(a/h_w)^2 + 8.93(a/h_w)^3 \quad (2)$$

전체 전단좌굴은 전단을 겪는 부분의 웹 패널에 걸쳐서 전반적으로 좌굴이 발생하는 것을 말한다. Easley(1975)^[20]는 식 (3)과 같이 직교 이방성 판 좌굴이론을 적용하여 절곡형 웹 보의 전체 좌굴 능력식을 제시하였다.

$$\tau_{\alpha,G} = \frac{k_G D_x^{0.25} D_y^{0.75}}{h_w^2 t_w} \quad (3)$$

여기서, k_G 는 전체 전단좌굴 계수를 나타내고, D_x , D_y 는 각각 축과 강축에 대한 직교 이방성 판의 강성을 나타낸다. k_G 의 값은 단순지지일 경우 31.6~36, 고정지지일 경우 59.2~68.4로 연구자마다 다른 값을 제시하고 있다^{[3],[4],[7]}. D_x , D_y 도 연구자별로 산정 방식에 차이가 있지만^{[3],[4],[7]}, k_G , D_x , D_y 의 차이는 전체 좌굴 능력 계산 결과에는 큰 차이를 보이지 않았다. 그 중 Sause *et al.* (2003)^[4]의 경우 식 (3)의 D_x , D_y 대신 절곡형 웹 보의 형상에 따른 무차원 계수(nondimensional coefficient)를 적용하여 전체 전단좌굴 능력식을 식 (5)와 같이 제시하였다. 여기서 α 는 수평패널과 수직패널 사이의 각도를 나타낸다.

$$\tau_{\alpha,G} = k_G \frac{E t_w^{0.5} a^{1.5}}{12 h_w^2} F(\alpha, \beta) \quad (4)$$

$$F(\alpha, \beta) = \sqrt{\frac{(1+\beta)\sin^3\alpha}{\beta+\cos\alpha}} \left\{ \frac{3\beta+1}{\beta^2(\beta+1)} \right\}^{0.75} \quad (5)$$

2.1.2 연성좌굴(Interactive buckling)

연성좌굴은 통상적으로 국부좌굴과 전체좌굴이 동시에 발생하는 것으로 보고 있으나, 명확한 원인은 밝혀지지 않고 있다. 그렇기 때문에 연구자들은 식 (6)과 같이 연성좌굴 τ_{α,I_n} 을 국부 좌굴능력, 전체 좌굴능력의 기여를 반영하여 설명하고 있으며, $n=1\sim 3$ 의 범위 내에서 제시하고 있다^{[4],[6],[8],[10]}. 또한 연구자별로 전단항복능력의 기여도 추가하여 연성좌굴을 설명하고 있다^{[3],[13],[17],[21]}. 연성좌굴은 항상 전체·국부 전단좌굴능력에 비해 작게 되므로 연성좌굴에 의해 지배된다고 볼 수 있다.

$$\left(\frac{1}{\tau_{\alpha,I_n}} \right)^n = \left(\frac{1}{\tau_{\alpha,L}} \right)^n + \left(\frac{1}{\tau_{\alpha,G}} \right)^n + \left(\frac{1}{\tau_y} \right)^n \quad (6)$$

Kim *et al.* (2012)^[17]은 Sause and Braxtan(2011)^[13]의

$\beta=1.0$ 이고 $n=3$ 일 경우를 적용하여 제시한 제안식 식 (7)의 일부 변수를 수정하여 식 (10)과 같이 β 가 2.0을 초과하는 절곡형 웨브가 적용된 보에 적용한 식을 제시하였다.

$$\frac{\tau_{cr,I_3}}{\tau_y} = \left(\frac{1}{\lambda_{I_3}^6 + 2} \right)^{1/3} \quad (7)$$

$$\lambda_{I_3} = \sqrt{\frac{\tau_y}{\tau_{I_3,el}}} \quad (8)$$

$$\tau_{cr,I_3,el} = \left(\frac{1}{(\tau_{cr,L})^3} + \frac{1}{(\tau_{cr,G})^3} \right)^{-1/3} \quad (9)$$

$$\frac{\tau_{cr,I_3}}{\tau_y} = \left(\frac{1}{\lambda_{I_3}^6 + 1.37} \right)^{1/3} \quad (10)$$

여기서, τ_{cr,I_n} 은 항복응력이 고려된 연성좌굴응력, $\tau_{cr,I_n,el}$ 은 항복응력이 포함되지 않은 탄성 연성좌굴응력, λ_I 는 복합세장비를 나타낸다.

연성좌굴에 대한 경향성 분석을 위해 전체 전단좌굴응력과 국부 전단좌굴응력의 비를 통하여 연성좌굴에 영향을 미치는 변수에 대한 연구도 진행되었다^[10]. 해당 내용은 식 (11)과 같다.

$$G/L = \tau_{cr,G} / \tau_{cr,L} = C_f \left(\frac{a}{h} \right)^2 \left(\frac{d}{t} \right)^{1.5} \quad (11)$$

2.1.3 비탄성 전단좌굴

Elgaaly *et al.*(1996)^[3]은 β 가 0.87~1.07인 실험체를 통하여, 탄성좌굴응력이 전단항복응력의 80%를 초과할 경우 절곡형 웨브에서는 비탄성 전단 좌굴이 발생할 것이라고 보았으며, 식 (12)를 제안하였다. 이는 Cafolla(1995)^[7]의 국부좌굴에 대한 좌굴후 강도(Post-buckling failure stress) 식인 식 (13)과 유사하다. 이는 Bergfelt and Leiva의 제안식에 형상결함 및 잔류응력을 고려하여 식 (13)과 같이 제안하였으며, 국부좌굴에 국한되어 있다.

$$\tau_{cri,GorL} = \sqrt{0.8(\tau_{cr,GorL})\tau_y} \leq \tau_y \quad (12)$$

$$\tau_f = 0.9 \sqrt{\tau_{cr,L}\tau_y} \leq \tau_y \quad (13)$$

Moon *et al.*(2009)^[6]는 탄성 연성전단 좌굴응력에 의해 절곡형 웨브의 전단 강도가 결정되기 때문에, 식 (6)에서 $n=1$ 일 때의 탄성 연성좌굴 응력 $\tau_{cr,I,el}$ 인 Yi *et al.*(2008)^[10]의 제안식을 사용한 전단좌굴 계수 λ_s 를 사용하였다(식 (14)). 이를 토대로 일본 설계 매뉴얼의 좌굴곡선에 대입하여 비탄성 전단좌굴에 대한 고려를 하였다. 여기서 β 는 1.0~1.16인 실험 및 선행 연구결과를 기반으로 하였다.

$$\lambda_s = \sqrt{\frac{\tau_y}{\tau_{cr,I,el}}} \quad (14)$$

$$\frac{\tau_{cr}}{\tau_y} = \begin{cases} 1 & \lambda_s < 0.6 \\ 1 - 0.614(\lambda_s - 0.6) & 0.6 \leq \lambda_s < \sqrt{2} \\ 1/\lambda_s^2 & \lambda_s \geq \sqrt{2} \end{cases} \quad (15)$$

2.2 Eurocode 3(2006)^[18]

Eurocode 3은 절곡형 웨브를 가진 보의 전단강도를 예측함에 있어 앞서 언급된 탄성 국부좌굴 및 전체좌굴을 고려한 좌굴감소계수를 적용하여 계산하고 있다. 전단강도 $V_{bw,Rd}$ 는 식 (10)과 같이 산정하고 있다. 이는 국내 강구조 설계기준에서 제시하는 식과 유사하다.

$$V_{bw,Rd} = \chi_c \frac{f_{yw}}{\sqrt{3}} h_w t_w = \chi_c \tau_y h_w t_w \quad (16)$$

여기서, 좌굴감소계수 χ_c 는 국부좌굴 감소계수 $\chi_{c,L}$, 전체좌굴 감소계수 $\chi_{c,G}$ 중 최솟값을 적용한다.

$$\chi_{c,L} = \frac{1.15}{0.9 + \lambda_1} \leq 1.0 \quad (17)$$

$$\chi_{c,G} = \frac{1.5}{0.5 + \lambda_2^2} \leq 1.0 \quad (18)$$

$$\lambda_{1,or2} = \sqrt{\frac{f_{yw}}{\tau_{cr,L,orG}\sqrt{3}}} = \sqrt{\frac{\tau_y}{\tau_{cr,L,orG}}} \quad (19)$$

이때 적용되는 $\tau_{cr,L}$ 은 식 (1)에서 단순지지 조건이며 수평패널의 길이가 웨브의 높이에 비해 충분히 작다고 가정된 상태의 값을 적용하였다. 이는 안전 측으로 설계하기 위함으로 보인다.

$\tau_{cr,G}$ 는 식 (3)을 따르며, k_G 는 여러 값 중 Cafolla(1995)의 연구 결과와 같은 값을 적용하였으나 단순지지 상태일 때에만 국한된다는 별도의 표기를 하였다.

$$\tau_{cr,L} = 4.83E \left[\frac{t_w}{\text{Max}(a,b)} \right]^2 \tag{20}$$

$$\tau_{cr,G} = \frac{32.4}{t_w h_w^2} \sqrt{D_x D_z^3} \tag{21}$$

3. 해석모델의 검증

3.1 실험 및 해석모델 개요

해석모델의 검증을 위해 Sause *et al.*(2003)^[4]의 실험체 실험결과를 사용하였다. 하중은 보의 중앙에서 1m 떨어진 곳에서 단조가력으로 실시하여 짧은 전단 스패 쪽에서 전단 좌굴이 일어나도록 하였다. 보의 총 길이는 11.6m로 제작되었으며, 높이(h_w)는 사용 강재의 항복응력에 따라 웹의 항복을 일으키기 위해 1,500mm로 제작되었다. 웹의 두께(t_w)를 6mm로 하여 국부좌굴에 대한 우려를 배제하였으며, 수평패널의 길이는 300mm로 하여 기존 실험체보다 경제성을 고려하였다. 패널 경사각은 30° 이상이 적절하다는 연구 결과에 따라 패널 사이의 각도를 36.9°로 설정하였다. 절곡 높이(d)는 비교적 깊은 보의 춤에서도 전체좌굴의 발생에 대한 여유를 두기 위해 150mm로 설정하였다. 실험에 사용된 강재는 외국에서 교량 등에 사용되는 HPS-485W로, 공칭 항복강도가 485MPa이다.

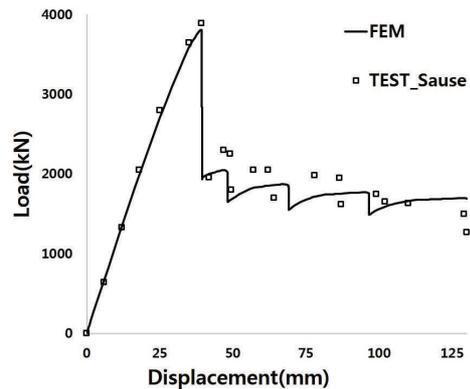
절곡형 웹의 해석모델은 ABAQUS를 통해 실험체와 같이 전체를 모델링하여, 비선형 해석을 수행하였다. 유한요소해석모델은 4절점 쉘 요소(S4R)로 모델링하였다. 해석에 적용한 물성치는 Kayser *et al.*(2006)^[22]의 HPS-485W 강재 특성에 대한 연구 중 인장시험 데이터를 이용하였다. 그 이외는 실험체의 조건과 같이, 단순지지 및 면의 방향 변위를 제어하기 위한 플랜지의 Z축을 구속하여 경계조건을 구성하였다.

3.2 실험 및 해석 결과

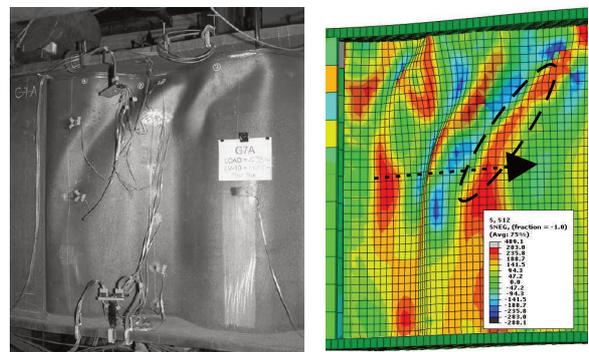
해석모델의 전체적인 거동의 정확성을 파악하기 위해 Fig. 2(a)과 같이 Sause *et al.*(2003)의 실험결과와 본 연구의 해석 결과의 하중-변위 곡선 결과를 비교하였다. 실험결과와 해석결과를 비교해보면 최대강도에 도달한 뒤 급격한 강도감소

이후 거동 양상은 조금의 차이가 있으나, 전체적인 거동양상은 유사하게 나타났다. 강성은 실험결과와 상당히 유사하였으며, 최대하중의 경우 오차가 약 2.18%, 좌굴에 의한 강도감소 이후 하중의 오차는 1%로 나타났다.

국부적으로 발생한 특징적인 부분의 비교를 위해, Fig. 2(b)와 같이 실험체와 해석모델의 좌굴 발생 위치를 비교하였다. Fig. 2(b)는 Fig. 2(a) 그래프에서 최대하중에 도달한 후 최초로 감소한 지점을 나타낸다. 해석모델의 경우, 해석에 사용된 시편데이터의 항복강도인 490MPa에 대한 전단항복응력 283MPa에 가까울수록 진한 색으로 나타났다. 웹에 고르게 분포하던 전단응력이 스티프너 인근 패널에서 국부적인 웹의 좌굴 이후, 좌굴영역의 증가(Fig. 2(b)의 화살표 방향)와 함께 좌굴영역 주변에 전단응력이 점진적으로 집중되는 것을 확인할 수 있다. 두 그림을 비교하였을 때 좌굴의 발생 위치 및 형상이 비슷하게 형성되어 있으며, 항복전단응력을 넘지 않는 것을 보았을 때 전단좌굴이 발생한 것임을 명확히 확인할 수 있었다. 전체적인 거동과 국부적인 거동의 비교를 통해 해석의 정확성을 검증하였다.



(a) Global comparison of load-displacement



(b) Local comparison of buckling shape and location

Fig. 2. Verification of analytical model

4. 변수 연구

4.1 변수 개요

앞서 검증된 해석모델을 토대로, 다양한 변수에 대한 β 의 영향을 파악하였다. 대부분의 선행연구는 연성좌굴식이 이용된 좌굴계수를 사용하여 절곡형 웨브가 적용된 보의 거동을 예측한다. 이에 연성 전단좌굴에 영향을 끼치는 변수에 대한 연구는 식 (11)을 통해 변수를 설정하였다. 식 (11)의 주요 두 변수 a/h , d/t_w 중, 웨브의 높이 (h)와 웨브의 두께(t)는 모든 해석 모델에 동일하게 설정하여 수평 패널의 길이(a)와 주름의 파고(d)의 영향에 따른 수평-경사패널의 비(β)에 대한 연구를 진행하였다.

또한 선행연구의 제안식에 따라 전단좌굴계수를 계산하여 각 해석모델들의 거동을 예측하고, 해석결과를 분석하였다. 계산은 해석에 사용된 강재의 공칭항복강도로 하였다. ⑨~⑪번 모델을 제외한 모든 모델은 전단항복응력에 도달하도록 하였으며, ②번 모델을 제외한 모든 모델은 연성좌굴응력을 배제하였을 때 국부 전단좌굴에 지배되도록 설정하였다. 거동이 가장 명료한 국부 전단좌굴을 택하여 전단항복응력을 겪은 보의 좌굴양상을 파악하기 위함이다. 변수해석 모델들의 변수 및 계산 결과는 Table 1에 정리하였다.

4.2 변수 해석 결과

4.2에서는 각 주요변수로 분류한 모델들의 해석결과를 정리하였으며, 전단 응력도는 최대강도에 도달한 이후 첫 하중 감소가 발생하였을 때의 상태를 나타낸다. 범례는 해석에 사용된 물성치에 따른 항복전단응력 283MPa를 최대값으로 설정하여 출력하였으며, 그 이후의 값은 무채색으로 출력되도록 설정하였다.

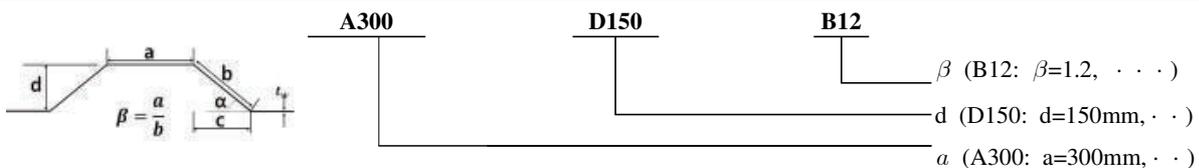
4.2.1 a & d 변수

절곡형 웨브에 대한 β 의 영향을 확인하기 전에 주요 변수인 수평패널의 길이(a)와 주름의 파고(d)에 따른 영향을 분석하였다. 3장에서 검증된 모델을 기준으로 a 와 d 를 변경시키며 β 를 동일하게 하여 모델링하였다. 식 (11)은 식 (1)에 대한 식 (3)의 비를 정리하여 나타낸 것이며, a 는 국부 전단좌굴응력에 영향을 끼치고, d 는 전체 전단좌굴응력에 영향을 끼친다. ②, ①, ③모델의 경우 각각 식 (11)의 G/L 값은 각각 1.06, 5.20, 14.8이며, 모델 ②의 경우 명확한 연성좌굴의 지배를 받게 설정하였다.

해석 결과 Fig. 3(a)와같이 ②번 모델의 강도가 가장 크게 나타났으며, 이는 수평패널의 길이가 작아 절곡형상이 촘촘히 형성되어서 강도가 높게 나타난 것으로 보인다. ①번 모델

Table 1. Main variables of finite element models

Parameter	Specimen	a [mm]	d [mm]	α (°)	β	a/H	d/ t_w	$\tau_{cr,L}$ [MPa]	λ_1 (EC)	$\tau_{cr,G}$ [MPa]	λ_2 (EC)	$\lambda_s = \lambda_{L1}$ (Moon)	λ_{L3} (Sause)	τ_{cri}
criteria	① A300-D150-B12	300	150	36.9	1.2	0.2	25	412.48	0.82	2146.7	0.36	0.90	0.82	280.01
a & d	② A192-D96-B12	192	96	36.9	1.2	0.13	16	1007.04	0.53	1067.18	0.51	0.74	0.58	280.01
	③ A408-D204-B12	408	204			0.27	34	223.01	1.12	3305.79	0.29	1.16	1.12	223.5
	④ A300-D127-B14	300	127			36.9	1.4	0.2	21.17	412.48	0.82	1676.00	0.41	0.92
⑤ A300-D95-B19	95		1.9	0.2	15.8		412.48	0.82	1126.01	0.50	0.96	0.83	280.01	
⑥ A300-D75-B24	75		2.4	0.2	12.5		412.48	0.82	818.13	0.59	1.01	0.84	280.01	
⑦ A300-D62-B29	62		2.9	0.2	10.3		412.48	0.82	629.64	0.67	1.06	0.86	280.01	
a & β	⑧ A350-D150-B14	350	150	36.9	1.4	0.23	25	303.05	0.96	2140.23	0.36	1.03	0.96	260.55
	⑨ A475-D150-B19	475			1.9	0.32	25	164.54	1.30	2243.37	0.35	1.35	1.30	-
	⑩ A600-D150-B24	600			2.4	0.4	25	103.12	1.65	2314.03	0.35	1.68	1.65	-
	⑪ A728-D150-B29	728			2.9	0.49	25	70.05	2.00	2380.19	0.34	2.03	2.00	-



과는 약 530kN의 강도 차이를 보였으나, 시공성 및 경제성을 고려한다면 비효율적이라고 판단된다. ①번 모델이 최대

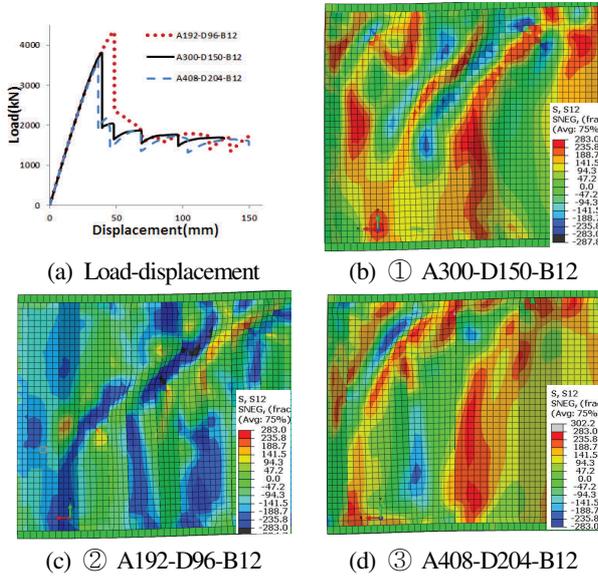


Fig. 3. Finite element analysis results of a & d variable group

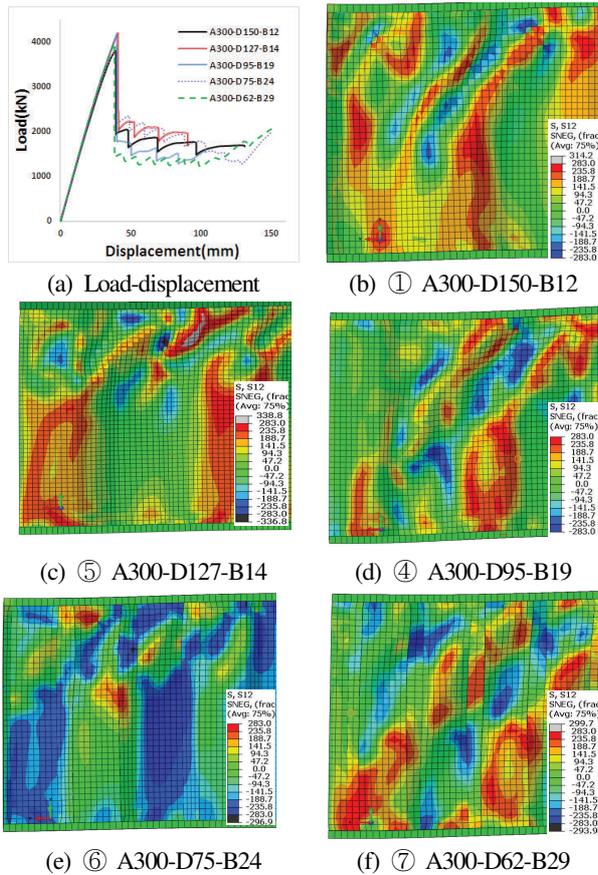


Fig. 4. Finite element analysis results of d & beta variable group

강도에 도달하였을 때 가력지점 스티프너 인근에서 국부좌굴에 가까운 거동을 보인 후, 강도감소와 함께 Fig. 3(b)와 같이 3개 정도의 패널에 걸쳐 웹 상부에 좌굴이 발생하였다. 이후 거동에서도 하중이 오르내리며 플랜지 인근에서 좌굴이 발생하였다. ②번 모델은 최대강도에 도달하였을 때 좌굴이 일어난 부분 인근에서 전단항복강도에 도달하였으며, 강도 감소와 함께 Fig. 3(c)와 같이 여러 패널에 걸쳐 전체좌굴에 가까운 거동을 보였다. ③번 모델의 경우 ①번 모델과 같이 스티프너 인근에서 좌굴이 발생하기 시작했으나, Fig. 3(d)와 같이 스티프너 인근에서 좌굴이 본격적으로 발생하며 강도 감소가 나타났다.

4.2.2 d & beta 변수

Fig. 4는 절곡형상의 파고 d의 변화에 따른 beta의 영향을 파악하기 위한 모델들의 해석결과이다. 절곡형상의 파고 d는 Table 1과 같이 전체 전단좌굴응력에 영향을 끼친다.

d의 감소에 따른 beta의 증가는 Fig. 4(a)와 같이 최대강도 도달에 큰 영향을 끼치지 않았다. d는 전체좌굴응력에 영향을 끼치는 요인이며, Table 1과 같이 해당 해석모델은 전체좌굴응력에 비해 국부좌굴응력이 절대적으로 크기 때문으로 보인다. 하지만 좌굴의 양상은 Fig. 4(b)~(f)와 같이 전체좌굴에 가까워짐을 확인할 수 있는데, 이는 전체좌굴응력과 국부좌굴응력의 차이가 감소하기 때문으로 보인다. 또한, beta가 증가할수록 전단항복응력의 분포 범위가 증가하면서 전체좌굴에 가까운 형상을 보였다. 이는 Elgaaly의 비탄성 전단좌굴응력식에 따라 비탄성 좌굴응력 τ_{cr1} 의 값이 전단항복응력 τ_y 이고, 탄성범위에서 이미 전단항복응력에 도달하였기 때문으로 보인다. 이론식에 따른 지배적인 좌굴을 따르지 않지만, 좌굴양상이 탄성 좌굴에 영향을 받는 것이 확인되었다.

4.2.3 a & beta 변수

수평패널의 길이 a는 국부 전단좌굴에 직접적인 영향을 끼치는 요인이다. 다른 변수그룹에 비해 국부 전단좌굴의 영향이 큰 이 그룹의 해석모델은 직접적인 영향을 보였다. Fig. 5(a)와 같이 최대강도의 경우 ⑪번 모델은 ①번 모델의 약 67%까지 하락하였으며, 그에 따른 강도하락 후의 강도도 약 64%까지 감소하였다. 전단응력도 상에서는 Fig. 5(b)~(f)와 같이 국부좌굴의 영향이 지배적임을 확인하였다. ⑧번 모델은 전단항복응력이 지배적인 거동을 결정하기 때문에 최대강도에 도달하였을 때 전단가력지점 인근에서 연성좌굴이

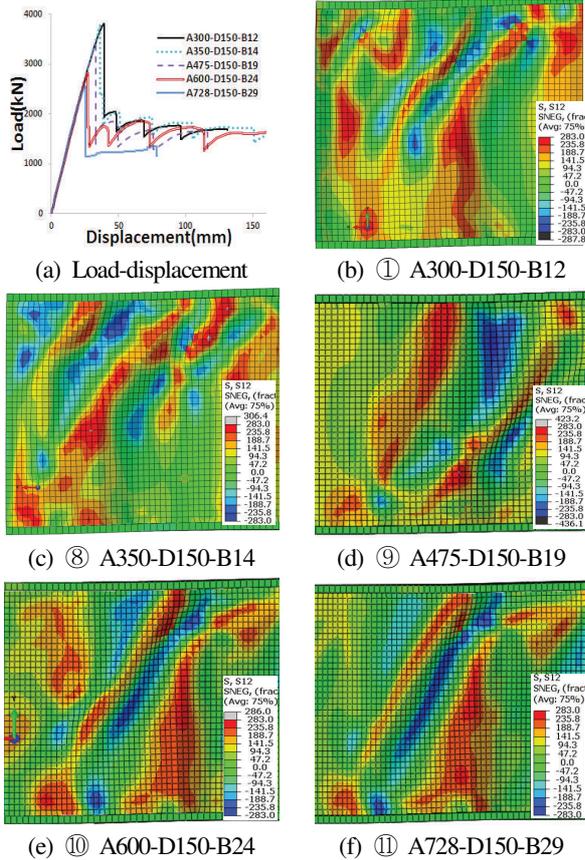


Fig. 5. Finite element analysis results of a & β variable group

발생하였으며, 연성좌굴 발생 범위가 증가하며 강도감소가 발생하였다. ⑨번 모델은 최대강도에 도달하였을 때 가력지점과 지지점 부근의 수평패널에서 응력이 집중되었으며, 국부좌굴이 발생하며 인근 경사패널에도 좌굴이 발생하는 연성좌굴의 형태를 보였다. 또한 가력이 진행될수록 이와 같은 현상이 반복되며 좌굴이 퍼졌다. ⑩, ⑪번 모델은 수평패널의 길이가 다른 모델에 비해 크다. Fig. 5(f)와 같이 최대강도에 도달하였을 때 각각의 수평패널에서 국부좌굴의 형태로 응력이 집중되었으며, 이후 ⑩번 모델은 가력지점 부근, ⑪번 모델은 지지점 부근에서 국부좌굴에서 연성좌굴로 이어지는 좌굴이 발생하며 강도감소가 이루어졌다. ⑪번 모델은 좌굴 발생이후 더 이상 하중을 받지 못하며 일반 평판웹브와 같은 거동을 보였다.

β가 2.0 이상이 될수록 웹브에 형상이 일반 평판 웹브에 가까워지며 절곡형 웹브의 기하학적 특성이 반영되지 못하였다. 그에 따라 탄성거동을 보이며, 같은 β를 갖는 d & β 그룹의 모델들보다 명확한 거동차이를 보이게 되었다.

Table 2. Comparison of FEA results and pervious researches

Specimen	$\frac{V_{fem}}{V_{bw-Rd}}$	τ_{fem} [MPa]	$\frac{\tau_{fem}}{\tau_y}$	$\left[\frac{\tau_{cr}}{\tau_y}\right]_E$	$\left[\frac{\tau_{cr}}{\tau_y}\right]_M$	$\left[\frac{\tau_{cr}}{\tau_y}\right]_S$	$\left[\frac{\tau_{cr}}{\tau_y}\right]_K$
①	1.34	249.95	0.89	0.67	0.82	0.76	0.84
②	1.26	284.79	1.02	0.81	0.92	0.79	0.89
③	1.49	236.81	0.85	0.57	0.66	0.63	0.67
④	1.38	257.15	0.92	0.67	0.80	0.76	0.84
⑤	1.47	275.36	0.98	0.67	0.78	0.75	0.84
⑥	1.38	257.63	0.93	0.67	0.75	0.75	0.83
⑦	1.40	261.43	0.93	0.67	0.72	0.75	0.83
⑧	1.44	249.65	0.89	0.62	0.74	0.71	0.77
⑨	1.52	222.00	0.79	0.52	0.54	0.52	0.54
⑩	1.47	185.52	0.66	0.45	0.33	0.36	0.36
⑪	1.52	168.38	0.60	0.40	0.12	0.25	0.25

4.3 선행 연구결과의 제안식을 통한 분석

Table 2에는 각 모델의 해석결과 나타난 최대 전단응력을 표기하였으며, 해석결과와 연구자별 제안식에 따른 좌굴응력과 전단항복응력의 비를 정리하였다. 여기서 V_{fem}/V_{bw-Rd} 은 해석결과와 Eurocode 3(2006)^[18]의 전단강도의 비, τ_{fem} 은 해석결과, $[\tau_{cr}/\tau_y]_E$ 는 Eurocode 3, $[\tau_{cr}/\tau_y]_M$ 은 Moon *et al.*(2009)^[6], $[\tau_{cr}/\tau_y]_S$ 는 Sause *et al.*(2003)^[4], $[\tau_{cr}/\tau_y]_K$ 는 김영숙 등의 제안식에 따른 계산결과이다. 해석결과와 비교하였을 때 Eurocode의 전단강도 설계식은 절곡 웹브가 적용된 보의 전단성능을 126~152%정도 안전측으로 보고 있다. 이는 본 연구의 해석모델이 전단항복강도에 지배적이고, Eurocode의 설계식이 국부 전단좌굴 응력식의 경계조건을 가장 보수적인 조건으로 제시하기 때문으로 보인다. 하지만 경계조건을 식(2)의 장변 단순지지 단변 고정지지 조건식을 적용한 계산결과와의 비교를 하였을 때에도 해석결과와 설계전단강도의 비는 Eurocode 설계전단강도와의 비에서 3~15%p 정도 감소하였다. 여전히 설계식은 보수적인 수치를 제시하고 있다.

Table 2의 해석결과를 Fig. 6에 도식화하였다. Eurocode는 좌굴감소계수를 Y축으로 하여 나타냈다. 즉 식(17)을 도식화한 것이며, $\lambda_1 \leq 0.25$ 일 경우 전단항복응력이 지배적임을 보인다. Fig. 6(a)와 같이 Eurocode는 안전측으로 예상하는 것을 확인할 수 있었다. Fig. 6(b)는 문지호의 제안식을 도식화한 것으로, 세로 점선은 영역에 대한 구분을 나타낸다. 좌굴계수의 산정에 있어 연성좌굴식을 사용함으로써 Eurocode에 비해 정확한 예측을 보이고 있다. Fig. 6(b)와 같이 모든 모델은

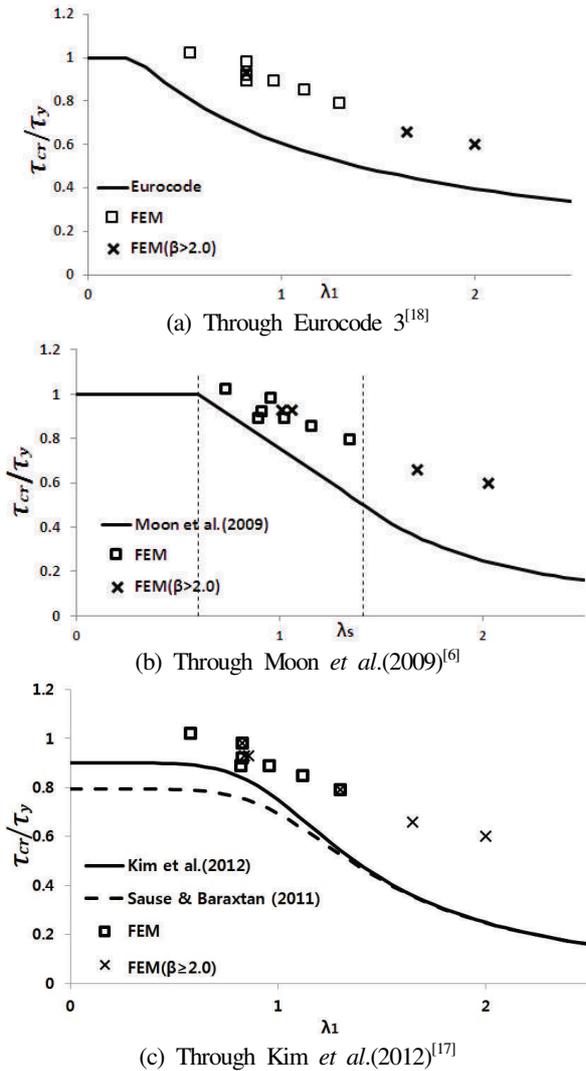


Fig. 6. Analysis of FEA models through previous studies

비탄성영역에 포함되며, 탄성좌굴응력의 기여가 증가할수록 제안식과의 차이는 증가하는 것을 볼 수 있다. Fig. 6(c)는 Sause와 김영숙의 제안식을 도식화하였다. Sause의 제안식은 $\beta=1.0$ 인 절곡 웨브에 대한 것이나, 모든 해석모델에 대해서 제안식이 안전 측으로 만족하였다. Sause의 제안식을 수정하여 β 가 2.0 초과하는 보에 효율적인 제안식을 제시한 김영숙의 제안식은 Sause의 제안식에 비해 비탄성 거동을 보이는 모델에 대해 경제적인 예측을 하고 있다. 김영숙의 연구에서 식 (6)의 $n=3$ 일 경우의 전단항복응력의 기여만을 수정하였으며, 이는 본 해석결과에 비추어 봤을 때에도 적절한 제안식을 제시한 것으로 판단된다. 하지만 전단항복응력에 도달하지 못하고 탄성거동을 보이는 해석모델에 대해서는 다소 보수적임을 확인할 수 있었다.

5. 결론

본 연구에서는 건축물에 적용이 적절한 절곡 웨브의 변수 수평패널과 경사패널의 길이 비 β 에 대한 영향을 파악하기 위한 해석적 연구를 진행하였으며, 결과를 정리하면 다음과 같다.

- (1) 선행 실험연구의 실험체를 통해 비교적 정확도가 높은 비선형 유한요소해석모델을 검증하였고, 이를 토대로 β 에 영향을 끼치는 주요 변수에 대한 따른 변수해석을 실시하였다. β 의 범위를 1.0~2.9로 설정하였으며, 건축물에 적용을 목적으로 하기 위해 탄성 좌굴의 영향보다 전단항복강도에 도달하는 비탄성 좌굴이 거동을 지배하도록 하였다. 변수해석 결과, 수평패널 길이 a 와 주름의 파고 d 에 의한 β 의 변화는 ⑨, ⑩, ⑪번 모델, 즉 수평패널 길이 a 에 의한 β 를 변화시킨 모델을 제외하고 전단강도에 큰 영향을 끼치지 않았다. 이는 모든 해석모델이 연성좌굴을 제외한 좌굴모드 중 국부좌굴에 영향을 받으며, 해당 모델의 변수는 국부좌굴에 직접적인 영향을 끼치지 때문이다.
- (2) 거동양상의 경우, 좌굴에 의해 강도가 감소한 ⑨, ⑩, ⑪번 모델은 국부좌굴에 가까운 연성좌굴을 보이며 거동하였다. 이외의 모델들은 전단항복강도에 도달한 후 비탄성 거동을 보이며 최대강도 도달한 이후, 계산에 의해 지배적인 좌굴강도에 근접한 연성좌굴거동을 보이며 강도가 하락하였다. 또한 명확한 국부·전체좌굴거동은 일시적인 확인이 가능하나, 대부분의 모델은 연성좌굴에 가까운 거동을 보였다.
- (3) 해석 결과를 통해 선행 연구자의 제안식을 분석하였을 때, Eurocode는 다른 제안식들에 비해 안전측으로 설계를 하고 있었다. 문지호의 제안식에 따라 비탄성영역에 들어가는 모델에 한하여, β 가 2.0을 초과하는 모델에 적합하다는 김영숙의 제안식을 통해 경제적인 설계를 도모할 수 있음을 확인하였다.

위의 내용을 종합하였을 때, 비탄성 국부좌굴이 지배적인 절곡형 웨브가 적용된 보는 전단만을 고려할 경우 수평패널의 길이 a 를 제외한 다른 변수를 통하여 β 를 조정하는 것이 탄성거동을 배제할 수 있는 안정적이며 경제적인 방법이 될 것이라고 판단된다. 그러나 이는 앞서 말한 바와 같이 국부좌굴의 지배를 받는 모델 그룹의 영향만을 고려한 것이며, 전체좌굴의 지배를 받는 절곡형 웨브에서는 절곡의 파고 d 의 영향 지대할 것이고 이에 대한 추가적인 연구가 필요하다.

감사의 글

이 연구는 서울과학기술대학교 교내연구비의 지원으로 수행되었습니다.

참고문헌(References)

- [1] Hamilton, R.W. (1993) *Behavior of Welded Girders with Corrugated Webs*, Ph.D. Dissertation, University of Maine, USA.
- [2] El Metwally, A.S. (1998) *Prestressed Composite Girders with Corrugated Steel Webs*, Master's Thesis, University of Calgary, Canada.
- [3] Elgaaly, M., Hamilton, R.W., and Seshadri, A. (1996) Shear Strength of Beams with Corrugated Webs, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol.122, No.4, pp.390-398.
- [4] Sause, R., Abbas, H.H., Wassef, W.G., Driver, R.G., and Elgaaly, M. (2003) *Corrugated Web Girder Shape and Strength Criteria*, ATLSS Report No. 03-18, ATLSS Engineering Research Center at Lehigh University, USA.
- [5] 문지호, 이승록, 길홍배, 이학은(2004) 제형 파형 강판 복부 판의 전단 거동에 관한 실험 연구, 대한토목학회논문집 A, 대한토목학회, 제24권, 제2A호, pp.409-416.
- Moon, J.-H., Lee, S.R., Gill, H.B., and Lee, H.E. (2004) Experimental Study on Shear Behavior of Trapezoidally Corrugated Steel Web, *Journal of the Korean Society of Civil Engineering A*, KSCE, Vol.24, No.2A, pp.409-416 (in Korean).
- [6] Moon, J., Yi, J., Choi, B.H., and Lee, H.-E. (2009) Shear Strength and Design of Trapezoidally Corrugated Steel Webs, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol.65, No.5, pp.1198-1205.
- [7] Cafolla, J. (1995) *Corrugated Webs and Lateral Restraints in Plate Girders for Bridges*, Ph.D. Dissertation, University of Warwick, UK.
- [8] 길홍배, 이승록, 이학은, 이필규(2003) 제형파형강판의 전단거동에 영향을 미치는 기하학적 요소에 대한 연구, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제15권, 제5호, pp.591-601.
- Gill, H.B., Lee, S.R., Lee, H.E., and Lee, P.G. (2003) A Study on the Geometric Parameters that Influence the Shear Buckling of Trapezoidally Corrugated Webs, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.15, No.5, pp.591-601 (in Korean).
- [9] Abbas, H.H, Sause, R., and Driver, R.G. (2006) Behavior of Corrugated Web I-Girders Under In-Plane Loads, *Journal of Engineering Mechanics*, American Society of Civil Engineers, Vol.132, No.8, pp.806-814.
- [10] Yi, J., Gil, H., Youm, K., and Lee, H. (2008) Interactive Shear Buckling Behavior of Trapezoidally Corrugated Steel Webs, *Engineering Structures*, Elsevier, Vol.30, No. 6, pp.1659-1666.
- [11] Romejin, A., Sarkhosh, R., and de Hoop, H. (2009) Basic on Corrugated Web Girders with Cut Outs, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol.65, No.2, pp. 395-407.
- [12] Eldib, M.E.A.-H. (2009) Shear Buckling Strength and Design of Curved Corrugated Steel Webs for Bridges, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol. 65, No.12, pp.2129-2139.
- [13] Sause, R., and Braxtan, T.N. (2011) Shear Strength of Trapezoidal Corrugated Steel Webs, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol.67, No.2, pp.223-236.
- [14] Nie, J.-G., Zhu, L., Tao, M.-X., and Tang, L. (2013) Shear Strength of Trapezoidal Corrugated Steel Webs, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol.85, pp. 105-115.
- [15] Emami, F., Mofid, M., and Vafai, A. (2013) Experimental Study on Cyclic Behavior of Trapezoidally Corrugated Steel Shear Walls, *Engineering Structures*, Elsevier, Vol. 48, pp.750-762.
- [16] 손수덕, 유미나, 이승재, 강주원(2015) 제형 및 정현형 주름 강판의 전단좌굴 및 연성좌굴 경향성 비교 연구, 대한건축학회논문집 - 구조계, 대한건축학회, 제31권, 제4호, pp.39-46.
- Shon, S.-D., Yoo, M.-N., Lee, S.-J., and Kang, J.-W. (2015) A Comparative Study on Shear Buckling and Interactive Buckling Characteristics of Trapezoidal and Sinusoidal Corrugated Steel Plate, *Journal of the Architectural Institute of Korea - Structure & Construction*, AIK, Vol.31, No.4, pp.39-46 (in Korean).
- [17] 김영숙, 노승희, 박만우, 도병호, 주영규, 김상대(2012) 건축 지붕골조용 파형강판웹 철골보의 실험적 전단 성능 평가, 대한건축학회논문집 - 구조계, 대한건축학회, 제28권, 제9호, pp.57-65.
- Kim, Y.-S., Lho, S.-H., Park, M.-W., Do, B.H, Ju, Y.-K., and Kim, S.-D. (2012) Shear Capacity of Corrugated Web Beam for Roof Frame of Industrial Buildings, *Journal of the Architectural Institute of Korea - Structure & Construc-*

- tion, AIK, Vol.28, No.9, pp.57-65 (in Korean).
- [18] European Committee for Standardization (2006) *Eurocode 3: Design of Steel Structures, Part 1-5: Plated Structural Elements* (EN 1993-1-5: 2006), Annex D: Plate Girders with Corrugated Webs, Belgium.
- [19] Galambos, T.V. (1988) *Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures* (5th Ed.), John Wiley & Sons, USA.
- [20] Easley, J.T. (1975) Buckling Formulas for Corrugated Metal Shear Diaphragms, *Journal of the Structural Division*, American Society of Civil Engineers, Vol.101, No. 7, pp.1403-1417.
- [21] Sayed-Ahmed, E.Y. (2001) Behaviour of Steel and (or) Composite Girders with Corrugated Steel Webs, *Canadian Journal of Civil Engineering*, Canadian Science Publishing (NRC Research Press), Vol.28, No.4, pp.656-672.
- [22] Kayser, C.R, Swanson, J.A., and Linzell, D.G. (2006) Characterization of Material Properties of HPS-485W (70W) TMCP for Bridge Girder Applications, *Journal of Bridge Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol.11, No.1, pp.99-108.

요 약 : 본 연구는 비선형 유한 요소 해석을 통해 제형의 절곡형상 웹보를 갖는 보의 수평패널 길이와 경사패널의 비 β 에 따른 전단 거동을 파악하였다. 선행 실험연구 결과를 통해 정확도 높은 해석모델을 검증하였으며, 이를 토대로 β 및 전단거동에 영향을 미치는 핵심 변수에 대한 변수해석을 실시하였다. 또한 변수해석 결과를 통해 선행연구의 제안식을 평가하였다. 분석결과 Eurocode는 다른 제안식보다 보수적으로 평가하고 있으며, 김영숙의 제안식은 Moon의 제안식에 따라 비탄성 영역에 포함 된 모델만이 경제적인 평가를 하는 것으로 판단된다.

핵심용어 : 제형 절곡 웹, 전단성능, 전단좌굴, 유한요소해석, 플레이트거더
