

# 수평보강재로 1단 보강된 플레이트거더의 휨강도 평가 방안 연구

김병준<sup>1</sup> · 박용명<sup>2\*</sup> · 미키타 코발렌코<sup>3</sup> · 조광일<sup>4</sup>

<sup>1</sup>박사과정, 부산대학교, 토목공학과, <sup>2</sup>교수, 부산대학교, 토목공학과

<sup>3</sup>석사과정, 부산대학교, 토목공학과, <sup>4</sup>공학박사, POSCO Global R&D Center

## A Study for an Evaluation of Flexural Strength of Plate Girders Reinforced with One Line of Longitudinal Stiffeners

Kim, Byung Jun<sup>1</sup>, Park, Yong Myung<sup>2\*</sup>, Mykyta, Kovalenko<sup>3</sup>, Cho, Kwang Il<sup>4</sup>

<sup>1</sup>Ph.D. Student, Dept. of Civil Engineering, Pusan National University, Busan, 46241, Korea

<sup>2</sup>Professor, Dept. of Civil Engineering, Pusan National University, Busan, 46241, Korea

<sup>3</sup>M.Sc. Student, Dept. of Civil Engineering, Pusan National University, Busan, 46241, Korea

<sup>4</sup>Ph.D., POSCO Global R&D Center, Incheon, 21985, Korea

**Abstract** - The current AASHTO LRFD and Eurocode 3 specifications have been found to underestimate the flexural strength of longitudinally reinforced plate girders. This is because the web-flange interaction is not considered appropriately when a web is reinforced. The buckling strength of compression flange increases due to the improved rotational restraint to the compression flange. Also, the compression flange and the longitudinal stiffener could constrain the web rotation, so that a certain area of the web reaches yield strength. In this study, a model for evaluating the flexural strength is proposed for plate girders reinforced with one line of longitudinal stiffeners, considering the increase of the buckling strength of the compression flange and the actual stress distribution of the web. The flexural strengths of the conventional steel(SM490) and the high-strength steel(HSB800) plate girders were evaluated from the nonlinear analysis and the applicability of the proposed model was analyzed.

**Keywords** - Plate girder, One line longitudinally reinforced web, Flexural strength, Web-flange interaction, Flexural strength model

### 1. 서론

플레이트거더는 중지간 규모의 교량에서 흔히 적용되며, 경제성 측면에서 웹을 가급적 얇게 적용하는 것이 유리하다. 이때 웹의 휨압축 좌굴(web bend-buckling) 강도 향상을 위해 Fig. 1과 같이 편측에 판 형상의 수평보강재로 보강하는 방식을 일반적으로 적용하고 있다.

1단 수평보강 SM490 플레이트거더에 대한 휨강도 평가

Note.-Discussion open until February 28, 2018. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on April 2, 2017; revised July 6, 2017; approved on July 10, 2017.

Copyright © 2017 by Korean Society of Steel Construction

\*Corresponding author.

Tel. +82-51-510-2350 Fax. +82-51-513-9596

E-mail. ympk@pusan.ac.kr

로부터 현재의 AASHTO LRFD 기준<sup>[1]</sup>(이하, AASHTO로 칭함) 및 Eurocode 3<sup>[2]</sup> 모두 휨강도를 과소 평가하는 경향을

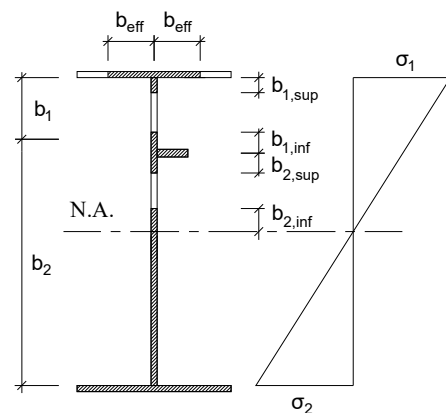


Fig. 1. Effective cross-section of girder<sup>[2]</sup>

보인다<sup>[3]</sup>. 이는 수평보강재가 설치될 경우 웹 자체의 휨좌굴강도 증가뿐만 아니라, 웹-플랜지 상호 작용으로 인해 휨강도가 증가하는 이점들을 고려치 않은 것에 그 원인이 있다. 즉, 웹 보강 시 웹 강성의 증가로 압축플랜지의 회전을 구속하는 효과가 증가하고, 이로 인해 압축플랜지의 좌굴(FLB: Flange Local Buckling) 강도가 증가한다<sup>[4],[5]</sup>. 또한, 웹의 휨좌굴강도 증가로 인해<sup>[6],[7]</sup> 압축플랜지와 수평보강재가 압축측 웹, 특히 상부 서브패널(Fig. 1의  $b_1$  구역)의 회전을 구속함으로써 상부의 일정 영역이 항복에 도달하고 동시에 하부 영역도 항복에 이르러 휨강도의 증가가 기대된다.

그러나 AASHTO(그리고 이에 기초한 국내 강구조설계기준<sup>[8]</sup>)에서는 비보강 웹 거더에 대한 실험으로부터 구해진 좌굴계수<sup>[9]</sup>를 바탕으로 비조밀 플랜지(noncompact flange)의 한계세장비( $\lambda_{rp}$ )를 정의하고 있어 보강된 웹-플랜지 상호작용의 이점을 고려치 않고 있다. 이에 따라 압축플랜지가 비조밀한계에 가까울수록, 그리고 웹 세장비( $D/t_w$ )가 감소할수록 휨강도를 상당히 과소 평가하는 경향을 보인다<sup>[3],[10]</sup>. 한편, 판의 세장비에 따라 유효폭(effective width) 개념을 적용하는 Eurocode 3는 압축 플랜지는 웹에 의해, 웹는 압축플랜지와 수평보강재에 의해 각각 단순지지 조건으로 고려함으로써 역시 압축플랜지의 세장비가 커질수록, 그리고 웹 세장비가 감소할수록 휨강도를 과소 평가한다<sup>[3],[10]</sup>.

이들 기준들은 웹-플랜지 상호 작용의 증가를 고려치 않을 뿐만 아니라 압축플랜지 및 인장플랜지에 의한 항복모멘트 중 작은 값을 휨강도로 제한하고 있다. 이러한 개념은 안전측의 설계는 되겠지만, 특히 거더의 부모멘트부에서 비경제적인 설계를 초래한다. 즉, AASHTO의 경우 사용한계상태(service limit state)에 대해 플랜지의 최대응력을 항복강도 이하(합성단면의 경우 95%)로 제한하고 있으므로, 강도한계상태(strength limit state)에서는 거더의 최대 휨강도를 항복모멘트 이상으로 적용하는 것이 가능하다고 판단된다.

본 연구의 목적은 수평보강재로 1단 보강된 플레이트거더의 휨강도를 합리적으로 평가하기 위한 방안을 제시하는 것이다. 비합성 거더 또는 합성 거더의 부모멘트부에 초점을 두었으며, 따라서 대칭단면 거더에 대해 고려하였다. 일반강 및 고강도강 거더를 고려하기 위해 SM490 및 HSB800 강재 거더를 대상으로 하였다. 플랜지와 웹의 세장비 변수를 고려하였으며 비선형해석으로부터 휨강도를 평가하였

다. 휨강도 평가를 위한 제안 모델은 Eurocode 3 절차에 기초하되 압축플랜지의 유효폭을 보강웹-플랜지 상호작용을 고려한 수정 플랜지 좌굴계수로부터 산정하며, 웹의 유효폭 및 응력분포 모델은 비선형해석 결과의 분석으로부터 도출하였다. 이로부터 압축 및 인장플랜지의 항복을 동시에 고려한 휨강도를 일관적이고 합리적으로 평가할 수 있는 방안을 제안하였다.

## 2. 설계 기준

### 2.1 AASHTO LRFD 본문 6.10<sup>[11]</sup>

#### 2.1.1 보강 웹 휨좌굴 강도

AASHTO에서는 보강 웹의 폭-두께비( $D/t_w$ )를 300 이하로 제한하고 있다. 보강 웹의 세장비( $\lambda_w$ )가 다음 식 (1)을 만족하면 압축플랜지 강도감소계수( $R_b$ )를 1.0, 즉 웹 전체 길이에 대해 웹는 탄성범위 내에서 유효한 것으로 간주한다.

$$\frac{D}{t_w} (= \lambda_w) \leq 0.95 \sqrt{\frac{Ek}{F_{yc}}} \quad (1)$$

여기서,  $D$ : 웹 깊이,  $t_w$ : 웹 두께,  $E$ : 강재 탄성계수 (= 205.0 GPa로 고려),  $F_{yc}$ : 압축플랜지 항복강도(MPa)이며,  $k$ 는 수평보강 웹의 휨좌굴계수로서 대칭 단면에서  $d_s/D_c = 0.4$ 일 때  $k = 129.3$ 이다. 여기서,  $d_s (= b_1, \text{Fig. 1})$ : 압축플랜지와 수평보강재 간 거리,  $D_c$ : 압축측 웹 깊이이다.

#### 2.1.2 공칭 휨강도

휨강도는 압축플랜지 또는 인장플랜지의 항복에 의한 휨강도 중 작은 값으로 정의하고 있다. 비합성단면 또는 부모멘트를 받는 합성단면의 압축플랜지 기준 공칭 휨강도( $F_{nc}$ , FLB strength)는 응력으로 정의하고 있으며, 다음 식 (2)와 같다.

$$\lambda_f \leq \lambda_{pf} \text{인 경우: } F_{nc} = R_b R_h F_{yc} \quad (2a)$$

• 그 외의 경우:

$$F_{nc} = \left[ 1 - \left( 1 - \frac{F_{yr}}{R_h F_{yc}} \right) \left( \frac{\lambda_f - \lambda_{pf}}{\lambda_{rf} - \lambda_{pf}} \right) \right] R_b R_h F_{yc} \leq R_b R_h F_{yc} \quad (2b)$$

여기서,  $\lambda_f$ : 압축플랜지의 세장비( $=b_{fc}/2t_{fc}$ ),  $b_{fc}$ : 압축플랜지 폭,  $t_{fc}$ : 압축플랜지 두께,  $R_b$ : 플랜지 강도감소계수(AASHTO 6.10.1, 10.2 참조),  $R_h$ : 하이브리드단면 계수(균질단면=1.0),  $F_{yr}$ : 잔류응력 영향을 포함한 항복강도이며,  $\lambda_{pf}$ (조밀플랜지 한계세장비)와  $\lambda_{rf}$ (비조밀플랜지 한계세장비)는 다음과 같다.

$$\lambda_{pf} = 0.38 \sqrt{\frac{E}{F_{yc}}} \quad (3a)$$

$$\lambda_{rf} = 0.56 \sqrt{\frac{E}{F_{yc}}} \quad (3b)$$

한편, 인장플랜지 기준 공칭 휨강도( $F_{nt}$ )는 다음 식 (4)와 같다.

$$F_{nt} = R_h F_{yt} \quad (4)$$

## 2.2 Eurocode 3의 공칭 휨강도

EN 1993-1-5<sup>[2]</sup>에서는 압축응력을 받는 판에 대해 판의 세장비에 따라 감소계수( $\rho$ )를 적용하여 유효폭( $b_{eff}$ )을 계산하고, 이로부터 결정된 유효단면에 대해 휨강도를 산정하는 개념이다. 웨브 보강 단면의 유효폭에 대한 개념을 Fig.1(빗

금친 부분)에 제시하였으며, 감소계수 산정식은 다음과 같다.

• 웨브

$$\rho = 1.0: \bar{\lambda}_p \leq 0.673 \quad (5a)$$

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0.055(3 + \psi)}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1.0: \bar{\lambda}_p > 0.673, (3 + \psi) \geq 0 \quad (5b)$$

• 플랜지

$$\rho = 1.0: \bar{\lambda}_p \leq 0.748 \quad (6a)$$

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0.188}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1.0: \bar{\lambda}_p > 0.748 \quad (6b)$$

여기서,  $\bar{\lambda}_p = \sqrt{F_y/\sigma_{cr}} = (\bar{b}/t)/(28.4\epsilon\sqrt{k_\sigma})$ ,  $\psi$ : 응력비( $=\sigma_2/\sigma_1$ , Fig. 1),  $k_\sigma$ : 지지조건과 응력비에 따른 좌굴계수,  $\sigma_{cr}$ : 판의 탄성좌굴응력,  $\epsilon = \sqrt{235/F_y [MPa]}$ 이다.

보강 웨브의 유효폭은 Fig. 1과 같이  $b_1$ 과  $b_2$ 의 서브패널로 구분하여 각각 계산한다. 이때 웨브의 좌굴계수는 각 서브패널의 상·하단을 단순지지 조건으로 고려한다. 압축플랜지의 유효폭은  $\rho c$ 이며,  $c$ 는 플랜지의 편측 돌출폭이다. 압축플랜지는 웨브에 의해 단순지지 조건, 즉  $k_\sigma = 0.43$ 으로 고려한다.

Eurocode 3에서는 휨강도 산정 시 수평보강재를 유효단면에 포함하며, 휨강도는 유효단면에 대한 압축 및 인장측 단면계수 중 작은 값을 적용하여 산출한다.

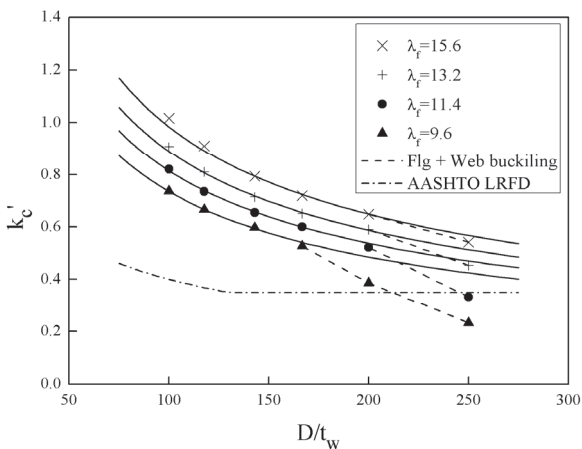


Fig. 3. Regression of flange buckling coefficients<sup>[10]</sup>

## 3. 압축플랜지 좌굴계수

### 3.1 해석 모델 및 제원

1단 수평보강 플레이트거더의 압축플랜지 좌굴계수 도출을 위한 연구는 기 수행되었으며<sup>[10]</sup>, 이해를 돕기 위해 개요 및 결과를 간단히 제시하기로 한다. 고유치 해석 모델은 Fig. 2(a)와 같이 단순보의 두 점에서 연직하중을 재하하여 중앙패널 구간이 순수휨 상태가 되는 4점재하 모델을 적용하였다. 중앙패널 구간의 비지지길이( $L_b$ )는  $0.9L_p$ (여기서,  $L_p$ : 횡비틀림좌굴이 발생하지 않는 AASHTO의 한계 비지지

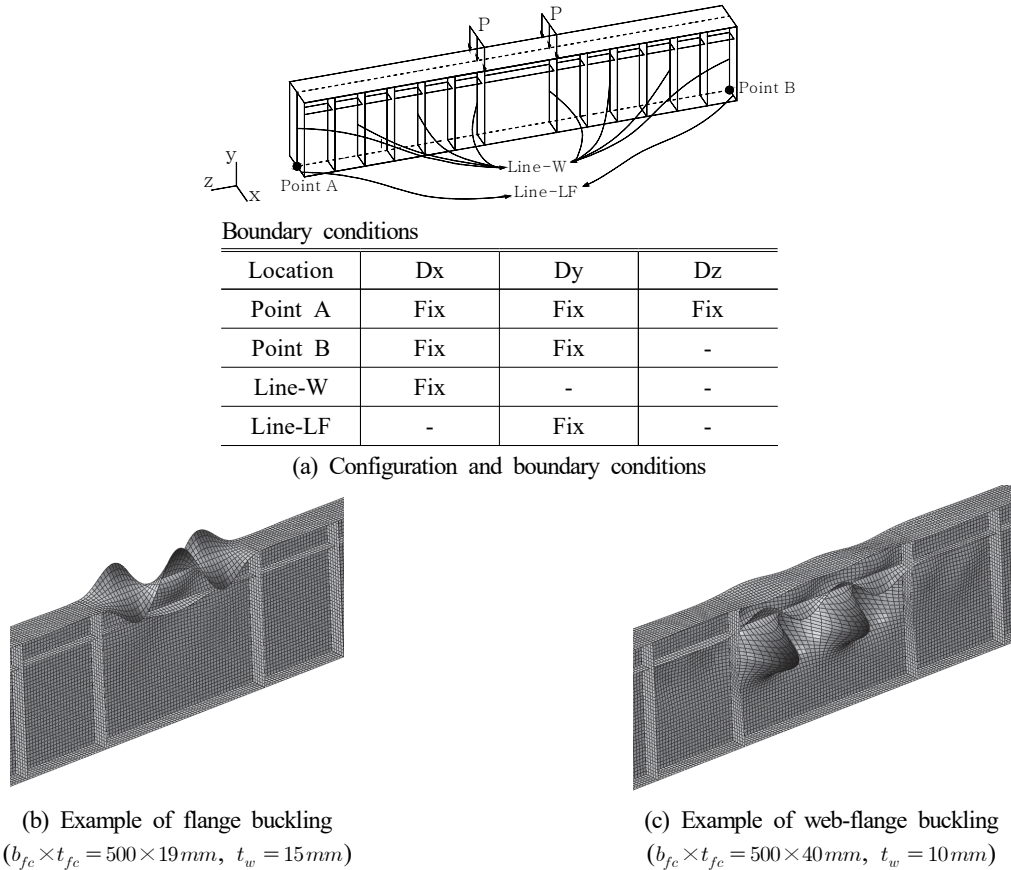


Fig. 2. Numerical model

길이)로 하였으며, 수평보강재는 AASHTO의 강성 요건을 만족하도록 결정하였다.

수평보강재의 설치 위치( $d_s$ )는 최적 위치인  $0.4D_c (= 0.2D$ : 대칭단면)로 하였다. 플랜지의 세장비는 15.6~9.6까지 고려하였으며, 웨브의 세장비( $D/t_w$ )는 100~250까지 고려하였다. 고유치해석은 ABAQUS<sup>[11]</sup>의 S4R 쉘요소를 사용하여

### 3.2 고유치 해석 결과

고유치해석 결과를 Fig. 3에 제시하였으며, 다중회귀분석으로부터 보강웨브를 갖는 압축플랜지의 좌굴계수( $k_c'$ )를 다음 식으로 제시하였다<sup>[10]</sup>.

$$k_c' = 3.0 \left( \frac{\lambda_f}{\lambda_w} \right)^{0.6} \quad (0.35 \leq k_c' \leq 1.28) \quad (7)$$

Fig. 3에서 실선은 식 (7)로 계산한 것이며, 점선으로 표시한 구간은 웨브-플랜지 상호좌굴 또는 웨브좌굴 지배 모드에 해당한다. 이로부터 식 (7)은 웨브 보강 시 플랜지 좌굴 계수를 적절히 제시함을 알 수 있다. 식 (7)에서  $k_c'$ 의 하한치

수행하였다. 웨브는 높이 방향으로 80열의 요소로 분할하고 요소의 형상비는 1.0에 가깝도록 하였으며, 플랜지와 수평 및 수직보강재는 웨브와 유사한 요소 크기를 갖도록 분할하였다. Fig. 2(b)와 (c)에 각각 플랜지 좌굴과 웨브-플랜지 좌굴모드 예를 제시하였다.

는 비보강 웨브의 플랜지 좌굴계수(=0.35, 아래 식 (8) 참조)를, 상한치는 고정지지 플랜지의 좌굴계수(=1.28)를 감안한 것이다.

한편, AASHTO에서는 비보강 거더에 대한 실험으로부터 구해진 다음의 플랜지 좌굴계수를 적용하고 있으며<sup>[9]</sup>, 식 (3b)의 비조밀플랜지 한계세장비는 하한치  $k_c = 0.35$ 를 적용한 것이다.

$$k_c = \frac{4.0}{\sqrt{D/t_w}} \quad (0.35 \leq k_c \leq 0.76) \quad (8)$$

Fig. 3에서 알 수 있듯이 AASHTO 기준은 웹 세장비가 작아질수록, 플랜지 세장비는 커질수록 보강 거더의 압축플랜지 좌굴계수를 매우 안전측으로 평가함을 알 수 있다. 이는 앞에서 설명한 바와 같이 AASHTO 및 Eurocode 3 기준이 휨강도를 과소 평가하는 한 요인이 된다.

위를 고려하였다. 즉, SM490 거더(한계세장비=275.6)에서는  $D/t_w=250(t_w=8mm)$ ,  $200(t_w=10mm)$  및  $166.7, (t_w=12mm)$ 을 고려하였고, HSB800 거더(한계세장비=186.2)에서는  $D/t_w=166.7(t_w=12mm)$ ,  $153.8(t_w=13mm)$  및  $133.3(t_w=15mm)$ 을 고려하였다.

### 4. 휨강도 해석

#### 4.1 해석 방법

휨강도 해석 대상 단면의 제원을 Table 1에 제시하였으며 플랜지와 웹, 보강재 모두 SM490( $F_y=315MPa$ ) 또는 HSB800( $F_y=690MPa$ ) 강재의 균일단면 거더를 고려하였다. 압축플랜지는 현행 AASHTO 기준의 비조밀플랜지(NF) 2개와 조밀플랜지(CF) 1개를 고려하였다. 보강 웹의 세장비는 식 (1)의 한계세장비를 만족하는 경우로 제한하였으며, 부모멘트부에서 실제 적용 가능하다고 판단되는 세장비 범

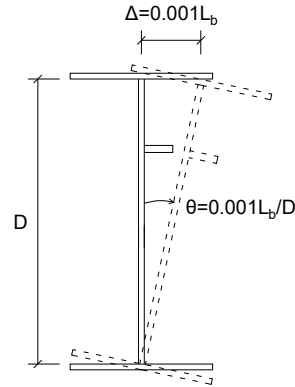


Fig. 4. Initial imperfection model

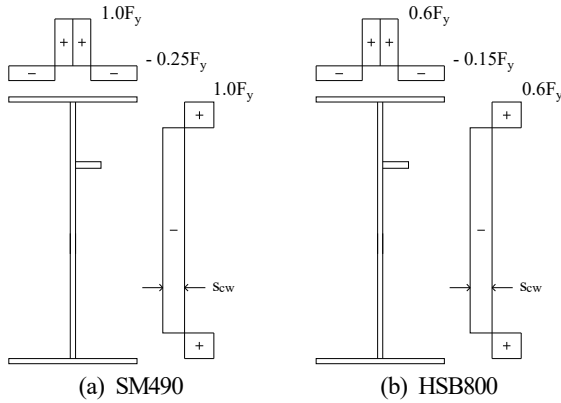
Table 1. Results of flexural strength

Flange $b_f \times t_f$	Web $D \times t_w$	Long. stiffener $b_s \times t_s$	$M_{u,FEA}$ ( $kN \cdot m$ )	AASHTO	Eurocode 3	Proposed	
				$M_{n,AASHTO}$	$M_{n,EC3}$	$k_c'$	$M_{n,Prop}$
(i) SM490							
500×19 (NF)	2000×8	132×15	8,716.9	6,958.1 <sup>C</sup> (1.25)	7,635.7 <sup>C</sup> (1.14)	0.513	8,036.8 (1.08)
	2000×10	130×17	9,323.8	7,345.6 <sup>C</sup> (1.27)	7,979.7 <sup>T</sup> (1.17)	0.586	8,496.7 (1.10)
	2000×12	145×19	10,117.8	7,791.6 <sup>C</sup> (1.30)	8,398.8 <sup>T</sup> (1.20)	0.654	9,003.0 (1.12)
500×22 (NF)	2000×8	134×15	9,544.4	8,439.4 <sup>C</sup> (1.13)	8,646.1 <sup>T</sup> (1.10)	0.470	9,005.4 (1.06)
	2000×10	130×17	10,279.1	8,853.0 <sup>C</sup> (1.16)	8,959.3 <sup>T</sup> (1.15)	0.537	9,461.1 (1.09)
	2000×12	145×19	11,041.8	9,337.8 <sup>C</sup> (1.18)	9,374.3 <sup>T</sup> (1.18)	0.599	9,968.5 (1.11)
500×26 (CF)	2000×8	136×15	10,967.7	9,779.3 <sup>T</sup> (1.12)	9,926.6 <sup>T</sup> (1.10)	0.425	10,299.2 (1.07)
	2000×10	135×15	11,506.5	10,201.4 <sup>T</sup> (1.13)	10,317.7 <sup>T</sup> (1.12)	0.486	10,724.3 (1.07)
	2000×12	150×18	12,388.8	10,613.1 <sup>T</sup> (1.17)	10,732.0 <sup>T</sup> (1.15)	0.542	11,250.2 (1.10)
(ii) HSB800							
500×22 (NF)	2000×12	130×17	21,164.9	15,401.8 <sup>C</sup> (1.37)	18,364.2 <sup>C</sup> (1.15)	0.599	20,764.7 (1.02)
	2000×13	140×18	22,397.0	15,819.5 <sup>C</sup> (1.42)	19,316.0 <sup>C</sup> (1.16)	0.628	21,502.0 (1.04)
	2000×15	150×20	24,536.2	16,604.0 <sup>C</sup> (1.48)	21,030.4 <sup>C</sup> (1.17)	0.685	22,881.3 (1.07)
500×28 (NF)	2000×12	130×18	28,785.4	22,182.3 <sup>C</sup> (1.30)	24,559.4 <sup>C</sup> (1.17)	0.518	25,943.1 (1.11)
	2000×13	145×17	29,802.2	22,608.7 <sup>C</sup> (1.32)	25,345.8 <sup>T</sup> (1.18)	0.544	26,452.1 (1.13)
	2000×15	155×19	31,828.9	23,556.2 <sup>C</sup> (1.35)	26,174.8 <sup>T</sup> (1.22)	0.592	27,538.6 (1.16)
500×40 (CF)	2000×12	135×17	37,089.5	32,796.0 <sup>T</sup> (1.13)	32,886.3 <sup>T</sup> (1.13)	0.418	34,490.0 (1.08)
	2000×13	148×16	38,380.0	33,245.9 <sup>T</sup> (1.15)	33,955.7 <sup>T</sup> (1.13)	0.439	34,982.0 (1.10)
	2000×15	155×19	40,754.8	34,128.8 <sup>T</sup> (1.19)	34,140.3 <sup>T</sup> (1.19)	0.478	36,103.1 (1.13)

Note) 1. Superscript C or T means the flexural resistance was determined by yielding of compression or tensile flange.

2. The values in parenthesis are  $M_{u,FEA}/M_{n,Code}$  and  $M_{u,FEA}/M_{n,Prop}$

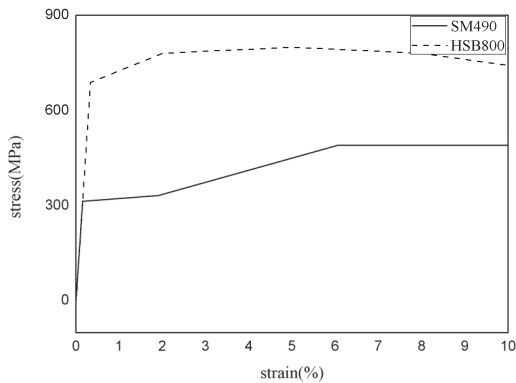
휨강도 해석 모델 역시 Fig. 2(a)와 같이 4점 재하 모델로 고려하였다. 중앙패널 구간의 비지지길이( $L_b$ )를  $1.0L_p$ 로 하였으며, 수평보강재의 위치는  $d_s = 0.2D$ 로 하였다. 초기처짐은 Yura의 제안 모델<sup>[12]</sup>을 사용하였으며, 순수휨 구간의 중앙단면에서 Fig. 4와 같이 웹과 압축플랜지의 회전 형태로 고려하였다. 잔류응력 분포는 Fig. 5와 같이 고려하였다.



$D/t_w$	$s_{cw}$
125	$-0.09F_y$
163	$-0.06F_y$
250	$-0.04F_y$

(c) Compressive residual stress of web

Fig. 5. Residual stress model



SM490		HSB800		$F_y, F_u$
Stress (MPa)	Strain	Stress (MPa)	Strain	
315.0	0.00154	690	0.00337	$F_y$
332.5	0.0190	780	0.020	
490.0	0.06046	800	0.050	$F_u$
-	-	780	0.080	
-	-	650	0.150	

Fig. 6. Idealized stress-strain curves

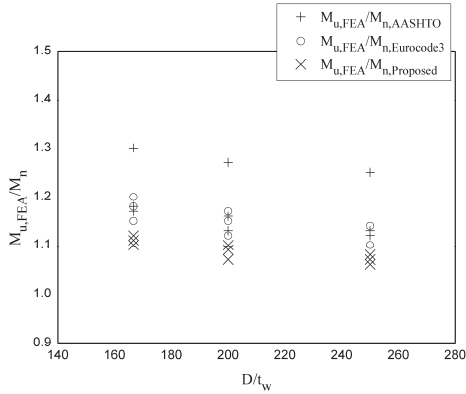
SM490 거더의 플랜지-웹 접합부에서는  $1.0F_y$ 의 인장 잔류응력을, 플랜지 양측은  $-0.25F_y$ 의 잔류응력을 고려하였으며, HSB800 거더에서는 Kang *et al.*<sup>[13]</sup>의 연구에 따라 일반강(SM490)의 60% 수준, 즉 최대 인장 잔류응력은  $0.6F_y$ , 플랜지의 압축잔류응력은  $-0.15F_y$ 로 고려하였다. 웹의 압축 잔류응력( $s_{cw}$ )은 웹세장비에 따라 Fig. 5에 제시된 값을 적용하였으며, 수평보강재 부착에 따른 잔류응력이 중국 휨강도에 미치는 영향은 미미하여<sup>[10]</sup> 무시하였다.

SM490 및 HSB800 강재의 재료모델은 Fig. 6에 보인 바와 같이 Multi-linear 모델로 고려하였다. 휨강도는 ABAQUS 프로그램을 사용하여 재료 및 기하비선형 해석으로 평가하였으며, 요소 분할은 앞의 고유치해석에서와 같은 방식으로 하였다. 비선형해석에서 항복기준은 Von Mises 기준을 적용하였고 변형률 경화 구간에서는 isotropic strain hardening 모델을 사용하였다.

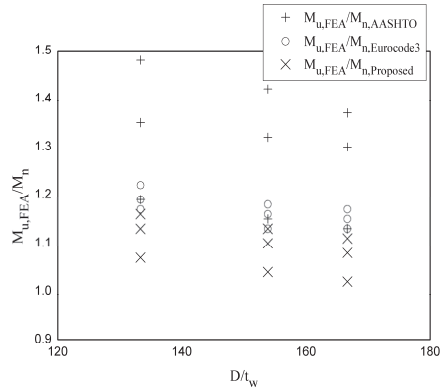
#### 4.2 휨강도 해석 결과

전산해석에 의한 휨강도( $M_{u,FEA}$ )와 AASHTO( $M_{n,AASHTO}$ ) 및 Eurocode 3( $M_{n,EC3}$ )에 의한 휨강도를 Table 1에 제시하였다. Table 1에서  $M_{n,AASHTO}$ 는 식 (2)와 (4)로부터  $F_{nc}$  및  $F_{nt}$ 를 계산하고  $M_{nc} = F_{nc}S_{xc}$ 와  $M_{nt} = F_{nt}S_{xt}$  중 작은 값이다. 여기서,  $S_{xc}$ 와  $S_{xt}$ 는 압축 및 인장측 단면계수이며 수평보강재를 포함하였다.  $M_{n,EC3}$ 는 앞의 2.2절에 따라 산정된 유효단면(수평보강재 포함)에 대해 압축 및 인장측 유효 단면계수를 구하고, 이 중 작은 값을 적용하여  $M_n = \min(S_{xc\_eff}, S_{xt\_eff}) \cdot F_y$ 로부터 산정한 것이다.

해석 대비 각 설계기준의 휨강도 비를 Table 1과 Fig. 7에 제시하였다. 이로부터 AASHTO와 Eurocode 3 모두 플랜지 세장비가 클수록, 웹 세장비는 작을수록 휨강도를 더 과소 평가하는 경향을 보인다. 이에 따라 AASHTO는 SM490 거더에서 최대 30%, HSB800 거더에서는 48% 까지 과소 평가하였다. Eurocode 3 역시 보강 거더의 휨강도를 SM490 거더에서 최대 20%, HSB800 거더에서는 22% 과소 평가하지만 AASHTO에 비해 과소 평가 정도가 상대적으로 작고 강재의 항복강도에 따른 차이가 작은 경향을 보인다. 따라서 AASHTO 보다는 Eurocode 3 개념이 휨강도 산정을 위한 모델의 도출에 적절한 것으로 판단된다.



(a) SM490



(b) HSB800

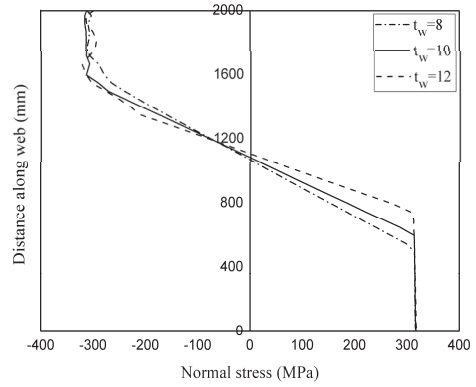
Fig. 7. Comparison of  $M_{u,FEA}/M_{n,Code}$  and  $M_{u,FEA}/M_{n,Prop}$

## 5. 휨강도 평가 방안

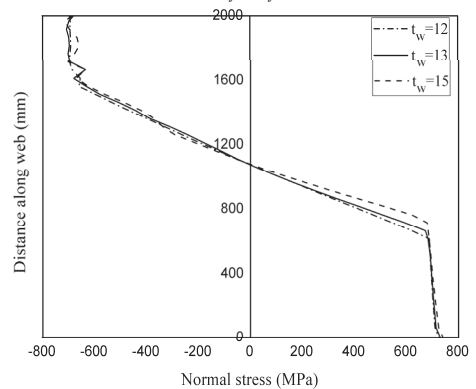
### 5.1 휨강도 평가 모델

본 연구에서는 휨강도 평가 모델의 도출을 위해 Eurocode 3 방법에 기초하기로 한다. 현재 기준들<sup>[1],[2],[8]</sup>이 웹 보강 거더의 휨강도를 과소 평가하는 원인은 앞에서 언급한 바와 같이 웹-플랜지 상호작용에 의한 플랜지 회전 구속 효과의 증가 및 웹 상하부의 일정 영역이 항복에 도달하는 것을 고려하지 않은 것에 있다. 먼저, 플랜지 구속 효과의 증가는 식 (7)로 고려할 수 있다. 즉, 압축플랜지의 유효폭은 Eurocode 3의 식 (6)을 적용하되 플랜지 좌굴계수를 식 (7)의  $k'_c$ 을 적용하여 구한다. 각 단면에 대한  $k'_c$  값을 Table 1에 예시하였다.

한편, 웹의 항복 영역을 평가하기 위하여 축방향 수직 응력 분포를 분석하였으며 Fig. 8에 예시하였다. 이로부터 보강웹의 세장비가 식 (1)을 만족하면 압축플랜지와 수평 보강재 사이 서브패널의 대부분 영역이 항복에 도달하고, 하부에서도 일정 영역이 항복에 이르러 휨강도 증가에 기여함을 알 수 있다.



(a) SM490 ( $b_f \times t_f = 500 \times 22$ )



(b) HSB800 ( $b_f \times t_f = 500 \times 28$ )

Fig. 8. Stress distribution of webs

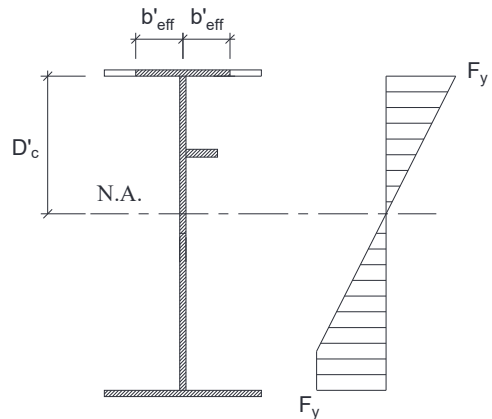


Fig. 9. Proposed model

휨강도의 평가를 위해 본 연구에서 제시하는 모델은 Fig. 9와 같다. 압축플랜지의 유효폭( $b_{eff}$ )은 전술한 바와 같이  $k'_c$ 을 적용하여 결정한다. Fig. 8로부터 웹 세장비가 식 (1)을 만족하는 경우 일정 영역이 항복에 도달하지만, Fig. 9와 같이 압축측 상단을 항복강도로 설정한 선형분포로 가정하였다. 이는 일반적으로 보강 웹은 판두께가 얇고 이로 인해



**Table 2.** Mean and COV of  $M_{u,FEA}/M_{n,Code}$  and  $M_{u,FEA}/M_{u,Prop}$

Steel	AASHTO	Eurocode 3	Proposed
SM490	Mean: 1.19 COV: 0.056	Mean: 1.15 COV: 0.030	Mean: 1.09 COV: 0.019
HSB800	Mean: 1.30 COV: 0.093	Mean: 1.17 COV: 0.025	Mean: 1.09 COV: 0.041

연성이 크지 않은 것으로 제시되고 있는 점과<sup>[6]</sup> 보강 웹브에 대한 실험 데이터가 극히 제한적이기 때문이다. 유효단면의 중립축( $D_c'$ )은 총 압축력과 인장력이 같도록 반복 계산으로부터 도출한다. 이때  $D_c' < 0.5D$ 인 경우 웹브 하단의 일정 영역은 Fig. 9와 같이 항복강도에 이르는 것으로 고려한다. 본 모델은 압축 및 인장측 항복을 모두 고려한 휨강도를 도출할 수 있다.

### 5.2 휨강도 평가 결과

Fig. 9의 모델에 의한 휨강도 평가 결과( $M_{n,Prop}$ )를 Table 1 및 Fig. 7에 제시하였다. 여기서, 수평보강재를 휨강성 산정시 포함하였다. 실무에서는 보통 수평보강재를 포함하지 않는 것을 감안하면 제시한 결과보다 조금 안전측의 휨강도가 도출될 것이다. Table 1로부터 웹브의 세장비가 감소할수록 휨강도를 안전측으로 예측하는데, 이는 Fig. 8로부터 웹브가 두꺼워질수록 상·하부 항복 영역이 증가하는 것으로 설명될 수 있다. 그리고 식 (1)의 한계세장비에 가까울수록 안전율이 상대적으로 감소하나, 본 휨강도 평가 모델은 해석 휨강도의 하한치를 적절히 보수적으로 예측함을 알 수 있다.

한편, 해석 휨강도 대비 현재 기준들 및 제안 방법의 휨강도 비의 평균(Mean) 및 변동계수(COV)를 Table 2에 제시하였다. Table 2로부터 제안 방법은 현재 기준들에 비해 강재의 항복강도에 관계없이 ‘평균 측면’에서 휨강도를 합리적으로, ‘COV 측면’에서 일관되게 예측할 수 있음을 알 수 있다.

### 6. 결론

본 연구에서는 수평보강재로 1단 보강된 플레이트거더의 휨강도를 합당하게 평가하기 위한 방안에 대해 고찰하였다. 본 연구의 주요 결론은 다음과 같다.

- (1) 현재 AASHTO LRFD 및 Eurocode 3 기준은 웹브 보강에 따른 웹브-플랜지 상호작용이 증가하는 효과를 고려

하지 않아 압축플랜지의 세장비가 클수록, 웹브 세장비가 작을수록 휨강도를 과소 평가하였다.

- (2) Table 2에 보인 바와 같이 AASHTO는 SM490 거더에서 평균 19%, HSB800 거더에서는 30% 과소 평가하였으며, Eurocode 3는 SM490 거더에서 평균 15%, HSB800 거더에서는 17% 과소 평가하였다. 따라서 AASHTO 기준에 비해 Eurocode 3는 휨강도를 과소 평가하는 정도, 그리고 강재의 항복강도에 따른 과소 평가의 차이가 상대적으로 덜하였다.
- (3) 이에 본 연구에서는 Eurocode 3 방법에 근거하되 보강 웹브-플랜지 상호작용을 고려하여 휨강도를 합리적으로 평가할 수 있는 방안을 제안하였다. 즉, 압축플랜지의 유효폭은 수정 좌굴계수( $k_c'$ , 식 (7))를 적용하여 산정하고, 보강 웹브는 세장비가 식 (1)을 만족하는 조건에서 Fig. 9와 같이 전체 웹브가 유효하며 압축측 상단이 항복에 도달하는 선형응력 분포로 고려하였다.
- (4) 제안 모델로 일반강(SM490) 및 고강도강(HSB800) 강재 거더의 휨강도를 평가한 결과, 강재의 강도 및 플랜지와 웹브의 세장비에 관계없이 휨강도를 합리적이고 일관되게 예측할 수 있는 것으로 나타났다.

### 감사의 글

이 논문은 부산대학교 기본연구지원사업(2년)에 의하여 연구되었음.

### 참고문헌(References)

- [1] American Association of State Highway and Transportation Officials (2014) *AASHTO LRFD Bridge Design Specifications* (7th Ed.), USA.
- [2] European Committee for Standardization (2006) *Eurocode 3: Design of Steel Structures, Part 1-5: Plated Structural Elements* (EN 1993-1-5: 2006), Belgium.
- [3] 박용명, 이건준, 최병호, 백성용(2014) 수평보강재로 보강된 세장 복부판을 갖는 플레이트 거더의 휨강도 평가 방법의 제안, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제26권, 제2호, pp.119-132.
- Park, Y.M., Lee, K.J., Choi, B.H., and Back, S.Y. (2014) A Proposal for an Evaluation of Flexural Resistance of



- Longitudinally Stiffened Plate Girder with Slender Web, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.26, No.2, pp.119-132 (in Korean).
- [4] Cooper, P.B. (1967) Strength of Longitudinally Stiffened Plate Girders, *Journal of Structural Division*, American Society of Civil Engineers, Vol.93, No.2, pp.419-452.
- [5] Galambos, T.V. (1988) *Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures* (5th Ed.), John Wiley & Sons, USA.
- [6] 윤동용, 김경식(2007) 수평보강재가 설치된 플레이트 거더의 휨 연성에 관한 연구, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제19권, 제6호, pp.643-653.  
Yoon, D.Y., and Kim, K.S. (2007) A Study on Flexural Ductility of Longitudinally Stiffened Plate Girders, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol. 19, No.6, pp.643-653 (in Korean).
- [7] 이명수, 이두성, 이성철(2010) 수평보강재가 설치된 플레이트 거더 복부판의 조밀기준에 관한 연구, 대한토목학회 논문집 A, 대한토목학회, 제30권, 제6A호, pp.503-512.  
Lee, M.S., Lee, D.S., and Lee, S.C. (2010) A Study on Compact Section Requirements for Plate Girder Web Panels with Longitudinal Stiffeners, *Journal of Korean Society of Civil Engineers A*, Korean Society of Civil Engineers, Vol.30, No.6A, pp.503-512 (in Korean).
- [8] 한국강구조학회(2014) 강구조설계기준(하중저항계수설계법), 국토교통부.  
KSSC (2014) *Steel Structure Design Code*, Ministry of Land, Infrastructure and Transport, Korea (in Korean).
- [9] Johnson, D.L. (1985) An Investigation into the Interaction of Flanges and Webs in Wide Flange Shapes, *Proceedings of SSRC Annual Technical Session: Stability Aspects of Industrial Buildings*, Structural Stability Research Council, USA, pp.395-405.
- [10] Park, Y.M., Lee, K.-J., Choi, B.H., and Cho, K.I. (2016) Modified Slenderness Limits for Bending Resistance of Longitudinally Stiffened Plate Girders, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol.122, pp.354-366.
- [11] Dassault Systèmes Simulia Corp. (2004) *Abaqus User's Manual, Ver. 6.5*, DSS, USA.
- [12] Yura, J.A. (2001) Fundamentals of Beam Bracing, *Engineering Journal*, American Institute of Steel Construction, Vol.38, No.1, pp.11-26.
- [13] Kang, S.-C., Kim, K.-S., and Lee, J.-K. (2011) Experimental Investigation of Residual Stresses in HSB800 Structures by the Sectioning Method, *Proceedings of IABSE-IASS Symposium*, International Association for Bridge and Structural Engineering & International Association for Shell and Spatial Structures, UK.

---

**요 약** : 현재의 AASHTO LRFD 및 Eurocode 3 기준은 수평보강 플레이트거더의 휨강도를 과소 평가하는 것으로 나타났다. 이는 웹 보강으로 인한 웹-플랜지 상호작용을 적절히 고려치 않는 것에 그 원인이 있다. 즉, 웹 보강 시 압축플랜지의 회전을 구속하는 효과가 증가하여 압축플랜지의 좌굴강도가 증가한다. 또한 압축플랜지와 수평보강재가 웹의 회전을 구속함으로써 웹의 일정 영역이 항복강도에 도달하게 된다. 본 연구에서는 수평보강재로 1단 보강된 플레이트 거더에 대해 압축플랜지의 좌굴강도 증가와 웹의 실제 응력분포를 고려하여 휨강도를 합리적으로 평가하기 위한 모델을 제안하였다. 일반강(SM490) 및 고강도강(HSB800) 플레이트거더에 대해 비선형해석으로부터 휨강도를 평가하고 본 제안 모델의 적용성을 분석하였다.

**핵심용어** : 플레이트거더, 1단 수평보강 웹, 휨강도, 웹-플랜지 상호작용, 휨강도 모델

---