



1단 수평보강 강재 거더의 보강재 휨강성 규정 제안을 위한 연구

박용명¹ · 김병준^{2*} · 성택룡³ · 박찬희⁴

¹교수, 부산대학교, 토목공학과, ²박사과정, 부산대학교, 토목공학과,

³공학박사, 포스코 철강솔루션연구소, ⁴공학박사, 포스코 철강솔루션연구소

A Study on the Proposition of Bending Rigidity of the Longitudinal Stiffener in Steel Girders Stiffened with Single Stiffener

Park, Yong Myung¹, Kim, Byung Jun^{2*}, Seong, Taek Ryeong³, Park, Chan Hee⁴

¹Professor, Dept. of Civil Engineering, Pusan National University, Busan, 46241, Korea

²Ph.D. student, Dept. of Civil Engineering, Pusan National University, Busan, 46241, Korea

³Ph.D., POSCO Steel Solution Research Laboratory, 21985, Korea

⁴Ph.D., POSCO Steel Solution Research Laboratory, 21985, Korea

Abstract - In the longitudinally stiffened steel girders, AASHTO LRFD Bridge Design Specifications stipulates the requirements for the bending rigidity of the stiffeners: 1) formation of a buckling nodal line, 2) ensuring column buckling strength of T-section composed of the stiffener and a part of the web. On the other hand, Eurocode 3 is based on the elastic buckling strength of the T-section considered as an elastically-supported column by the web. The first requirement of the AASHTO is somewhat irrational because the size of the stiffener should increase as the web slenderness ratio decreases. Meanwhile, since the longitudinal stiffeners are usually installed on one side, an eccentric effect of compressive force is inevitable, but these criteria do not consider such effect in the buckling strength. In this study, an equation for the bending rigidity of the stiffener based on the buckling strength of the T-section, which includes web slenderness ratio and yield strength of steel, was proposed. The proposed equation adopts the column strength of the AISC standards and the eccentric effect was considered as the effective buckling length of the T-section.

Keywords - Steel girder, Longitudinally-stiffened web, Web slenderness ratio, Yield strength, Eccentric force effect, Bending rigidity of stiffener

1. 서론

웹 높이가 큰 강재 거더에서는 경제성을 감안하여 웹의 두께를 가급적 얇게 설계하며, 웹의 휨압축 좌굴(bend-buckling) 강도 확보를 위해 Fig. 1.에 보인 바와 같이 편측(single-sided)에 편평한 판 형태의 수평보강재를 일반적으로 적용한다. 이 때 수평보강재는 웹의 면외 변형을 적절히 구속함으로써 탄성 좌굴에 저

항할 수 있도록 소정의 휨강성(bending rigidity)을 가져야 한다.

AASHTO LRFD 기준^[1]에서는 1) 웹의 판좌굴(plate-like buckling)에 대해 nodal line을 형성하기 위한 강성 요건과 2) 등가 T-단면(Fig 1.(a)에서 빗금친 부분)이 기둥 형태의 좌굴(column-like buckling)에 저항하기 위한 강성 요건의 두 가지 요건을 적용하고 있다. 한편, Eurocode 3^[2]에서는 등가 T-단면(Fig 1.(b))에서 빗금친 부분을 웹에 의해 탄성지지된 기둥으로 간주하고 Euler의 기둥 좌굴강도 요건을 적용하고 있다. 등가 T-단면은 수평보강재와 웹의 일부분으로 고려하며, 각 기준에서 정의하는 T-단면의 상세와 휨강성 요건에 대해서는 2장에서 제시하였다.

수평보강재는 일반적으로 제작 편의상 Fig. 1.에 보인 바와 같이 편측에 설치하는데, 웹 양측에 대칭으로 설치하는 경우에 비해 단면의 비대칭성으로 인해 T-단면의 중립축은 보강재 내에 존재하게 된다. 따라서, 압축응력이 웹을 통해 작용하는 것을 감안하면

Note.-Discussion open until August 31, 2019. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on November 29, 2018; revised January 11, 2019; approved on January 16, 2019.

Copyright © 2019 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-51-510-1460 Fax. +82-51-513-9596

E-mail. bjun1300@pusan.ac.kr

T-단면에는 편심하중 효과가 발생하게 된다. 하지만, AASHTO와 Eurocode 3 기준에서는 편심하중 효과를 고려하지 않고 있어 이에 대한 분석이 필요하다.

1단 수평 보강 거더에 대한 선행 실험 연구^[3]로부터 현재 기준들의 보강재 휨강성 요건은 웹의 세장비가 큰 경우 거더의 항복모멘트에 도달하지 못할 수 있는 것으로 분석되었다. 단, 실험 변수가 제한적이었고, 이에 본 논문에서는 거더 항복강도와 웹의 세장비 변수를 포함한 일관된 보강재 강성 요건식을 제안하기 위한 해석 연구를 수행하였다. 제안한 강성 요건식은 편심하중 효과를 고려한 T-단면의 기동좌굴 강도를 토대로 하였다.

제안식의 적정성 평가를 위해 거더 항복강도, 웹의 세장비, 그리고 형상비(수직보강재 간격/웹 높이) 변수에 대해 각 기준과 본 연구의 제안식에 의한 수평보강재 제원들을 도출하였다. 도출된 제원을 적용한 거더들에 대한 비선형해석으로부터 1) 극한한계상태 요건으로서 거더 휨강도의 항복모멘트 도달 여부와 2) 사용한 계상태 요건으로 플랜지 항복강도의 95%까지 재하한 후 하중을 제하(unloading)하였을 때 잔류변형률을 평가하였다. 지면 관례상 본 논문에서는 2축대칭 균질단면(homogeneous section) 거더에 대해서만 고려하였으며, 1축대칭단면 및 하이브리드단면 거더에 대해서는 후속 연구에서 수행하기로 한다.

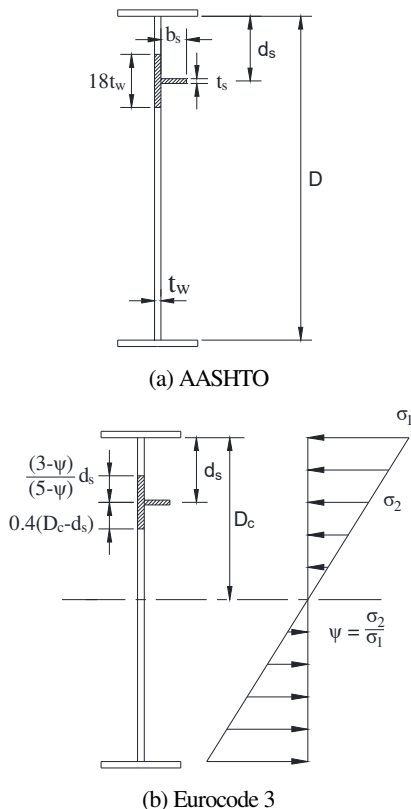


Fig. 1. Stiffened web and equivalent T-section

2. 설계기준 요약

수평보강재의 휨강성과 관련된 각 설계기준의 규정 및 배경에 대해서는 선행 논문에서 제시하였는데, 본 논문의 전개상 요약하여 제시하기로 한다.

2.1 AASHTO LRFD 기준 및 국내 강구조 부재 설계기준 (하중저항계수설계법)

AASHTO 기준^[11]에서는 1단 수평보강 웹의 세장비(D/t_w)가 식 (1)을 만족할 때 플랜지강도감소계수(web load-shedding factor) R_b 를 1.0으로, 즉 비조밀웹으로 간주한다.

$$\frac{D}{t_w} \leq 0.95 \sqrt{\frac{kE}{F_{yc}}} (= \lambda_{crw}) \quad (1)$$

여기서, D : 웹 높이, t_w : 웹 두께, F_{yc} : 압축플랜지의 항복강도(MPa), E : 강재의 탄성계수(본 연구에서는 $E = 205,000$ MPa로 고려), k : 휨압축 좌굴계수(2축대칭 단면에서 보강재가 $0.2D$ 에 설치될 때 $k = 129.3$).

먼저 수평보강재의 요건으로 국부좌굴을 억제하기 위해 보강재의 폭·두께비를 다음 식으로 제한하고 있다.

$$b_s \leq 0.48t_s \sqrt{\frac{E}{F_{ys}}} \quad (2)$$

여기서, b_s : 수평보강재의 폭, t_s : 수평보강재의 두께, F_{ys} : 수평보강재의 항복강도

한편, 좌굴 nodal line을 형성하기 위한 강성 요건으로 웹의 $18t_w$ 를 포함하는 T-단면(Fig. 1.(a))의 필요 단면2차모멘트를 다음 식으로 제시하고 있다.

$$I_l \geq Dt_w^3 \left[2.4 \left(\frac{d_0}{D} \right)^2 - 0.13 \right] \beta \quad (3)$$

여기서, I_l : T-단면의 도심에 대한 단면2차모멘트, d_0 : 수직보강재의 간격, β : 곡선거더에 설치되는 수평보강재의 곡률 보정계수(직선 거더 : $\beta = 1.0$).

또한, T-단면을 양단 힌지지 기동으로 간주하고 기동 형태의 좌굴에 저항하기 위해 단면회전반경에 대한 요건을 다음과 같이 제시하고 있다.

$$r \geq \frac{0.16d_0 \sqrt{\frac{F_{ys}}{E}}}{\sqrt{1 - 0.6 \frac{F_{yc}}{R_h F_{ys}}}} \quad (4)$$

여기서, r : T-단면의 회전반경, R_h : 하이브리드 계수.

한편, 국내 하중저항계수설계 기준^[4]에서는 상기 AASHTO LRFD 기준을 적용하고 있다.

2.2 Eurocode 3

Eurocode 3 기준^[2]에서는 T-단면을 웨브에 의해 탄성지지된 기둥(양단 힌지지 가정)으로 가정하고 보강재 위치에서의 좌굴강도(σ_{cr})를 식 (5)로 제시하고 있다. 즉, T-단면에 대해 식 (5)로부터 구한 좌굴강도가 보강재 위치의 압축응력보다 커야 한다. AASHTO에서는 T-단면의 웨브 부분을 $18t_w$ 로 고려하는 반면, Eurocode 3에서는 Fig. 1.(b)와 같이 보강재 위쪽의 $\frac{(3-\psi)}{(5-\psi)}d_s$ 와 아래쪽의 $0.4(D_c - d_s)$ 부분을 고려한다(여기서, D_c : 압축측 중립축의 높이, $\psi = \sigma_2/\sigma_1$, σ_1 : 웨브 상단의 응력, σ_2 : 보강재 위치의 응력).

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 EI_{sl}}{A_{sl} d_o^2} + \frac{EDt_w^3 d_o^2}{4\pi^2(1-\nu^2) A_{sl} d_s^2 (D-d_s)^2} \quad \text{if } d_o \leq d_{oc} \quad (5a)$$

$$\sigma_{cr} = \frac{1.05E}{A_{sl}} \frac{\sqrt{I_{sl} D t_w^3}}{d_s (D-d_s)} \quad \text{if } d_o > d_{oc} \quad (5b)$$

$$d_{oc} = 4.33 \sqrt{\frac{I_{sl} d_s^2 (D-d_s)^2}{D t_w^3}} \quad (5c)$$

여기서, A_{sl} : Fig. 1.(b)의 T-단면 단면적, I_{sl} : T-단면의 도심에 대한 단면2차모멘트. 식 (5a)는 기둥의 1st 좌굴모드(half-sine wave)에 해당하는 좌굴강도이며 우변의 두 번째 항은 웨브에 의한 탄성지지 효과에 해당한다. 반면 식 (5b)는 multi-wave 형태의 좌굴모드 발생 시 좌굴강도이다.

3. 필요 휨강성 기준식의 도출

수평보강재 위치의 압축응력은 압축플랜지의 응력보다 작으므로 실무에서는 종종 압축플랜지보다 항복강도가 낮은 강재를 보강재에 적용하기도 한다. 그러나, 4장에서 제시한 비선형해석에 의하면 형상비가 1.0 보다 작을 때 수평보강재 위치에서 웨브의 von Mises 응력이 항복강도에 도달하는 경우가 많았다. 따라서, 수평보강재의 강종은 압축플랜지와 동급의 강재를 적용하는 것으로 규정하는 것이 필요하다고 판단되며, 본 연구에서는 수평보강재를 플랜지와 동급 강재로 고려하였다.

3.1 T-단면의 유효폭

Fig. 1.(a)와 Fig. 1.(b)에서 AASHTO와 Eurocode 3에서 고려하는 T-단면의 웨브 유효폭에 차이가 있다. AASHTO에서는 Cooper^[5]의 제안값 $20t_w$ 에 근거하여 $18t_w$ 로 고려하고 있다.

Eurocode 3에서는 거더의 휨강도를 압축 플랜지와 압축측 웨브의 판좌굴강도에 따라 산정한 유효폭을 갖는 단면으로부터 구한다. 1단 수평 보강 거더에서 웨브 서브패널(sub-panel)의 유효폭은 Fig. 2와 같이 고려하는데, 수평보강재 위쪽과 아래쪽의 웨브 유효폭($b_{1,inf}$, $b_{2,sup}$) 산정식은 식 (6)과 같다.

$$b_{1,inf} = \frac{3-\psi}{5-\psi} b_{1,eff}, \quad b_{1,eff} = \rho d_s \quad (6a)$$

$$b_{2,sup} = 0.4 b_{2,eff}, \quad b_{2,eff} = \rho (D_c - d_s) \quad (6b)$$

여기서, $\rho (\leq 1.0)$ 는 각 서브패널의 판좌굴강도에 따라 유효폭 산정을 위한 감소계수(reduction factor)이며, 상세한 정의는 EN 1993-1-5^[2]의 4.4절에 제시되어 있다. 식 (6)과 Fig. 1.(b)로부터 Eurocode 3는 T-단면의 보강재 위쪽 및 아래쪽 웨브 유효폭을 웨브 세장비에 관계없이 $\rho = 1.0$ 으로 간주하는 셈이다.

본 연구에서는 등가 T-단면의 웨브 유효폭을 판좌굴강도와 연계되는 서브패널의 세장비를 고려하여 식 (6)에 따라 산정하기로 한다. 이를 위해 항복강도 변수($F_{yc} = 315, 460, 690 \text{ MPa}$)와 웨브 세장비 변수를 고려하여 감소계수 ρ 를 계산한 후 식 (6)으로부터 유효폭을 산정하였다. 웨브 높이 $D = 2,000 \text{ mm}$ 에 대해 웨브의 유효폭을 산정한 결과는 Table 1과 같다. 각 항복강도에 대해 세 가지의 웨브 두께를 고려하였는데, 세장비로 평가하면 식 (1)의 수평보강 웨브의 비조밀 한계세장비(λ_{crw})의 약 1.0~0.65 배에 해당된다. Table 1로부터 T-단면의 보강재 위쪽 및 아래쪽 웨브 유효폭은 다음 식으로 산정하면 실용적이라고 판단된다.

$$b_{eff} = b_{1,inf} + b_{2,sup} \doteq 42\epsilon t_w \quad (7)$$

여기서, $\epsilon = \sqrt{235/F_{yw}}$ 이다.

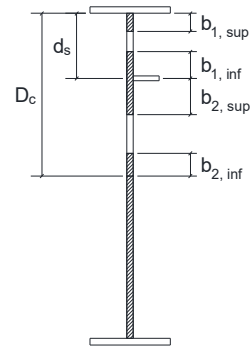


Fig. 2. Effective width of stiffened web (Eurocode 3)

Table 1. Effective width of web ($D = 2,000 \text{ mm}$)(a) $F_{yc} = 315 \text{ MPa}$ ($\epsilon = 0.864$)

$t_w \text{ (mm)}$	7.3	9.0	11.0	$21 \epsilon t_w$
$b_{1,inf}$	$23.9t_w$	$22.6t_w$	$19.8t_w$	$18.1t_w$
$b_{2,sup}$	$22.7t_w$	$22.4t_w$	$21.9t_w$	$18.1t_w$

(b) $F_{yc} = 460 \text{ MPa}$ ($\epsilon = 0.715$)

$t_w \text{ (mm)}$	8.8	11.0	14.0	$21 \epsilon t_w$
$b_{1,inf}$	$19.8t_w$	$18.6t_w$	$15.6t_w$	$15.0t_w$
$b_{2,sup}$	$18.8t_w$	$18.5t_w$	$18.2t_w$	$15.0t_w$

(c) $F_{yc} = 690 \text{ MPa}$ ($\epsilon = 0.584$)

$t_w \text{ (mm)}$	10.8	13.5	16.0	$21 \epsilon t_w$
$b_{1,inf}$	$16.2t_w$	$15.2t_w$	$14.3t_w$	$12.3t_w$
$b_{2,sup}$	$15.3t_w$	$15.1t_w$	$14.9t_w$	$12.3t_w$

3.2 T-단면의 좌굴강도 산정

앞에서 제시한 방법으로 산정한 웹 유효폭을 갖는 T-단면을 양단 힌지지지로 가정하고 도심하중 및 편심하중 작용 시 좌굴강도를 평가하였다. 세 가지 항복강도와 $D = 2,000 \text{ mm}$ 에 대해 두 가지 웹 세장비를 고려하고 각 경우에 대해 보강재 규격 네 경우를 고려하였으며 보강재의 폭 두께비는 식 (2)를 적용하였다. 좌굴강도 해석에 사용된 상세한 제원들은 Table 2에 제시하였다. 각 보강재 규격별로 다음 식 (8)로 정의한 세장비모수($\bar{\lambda}$) 범위를 Table 2와 같이 고려하였으며, T-단면의 해당 최소 및 최대 길이 L (수직 보강재 간격에 해당)을 함께 제시하였다.

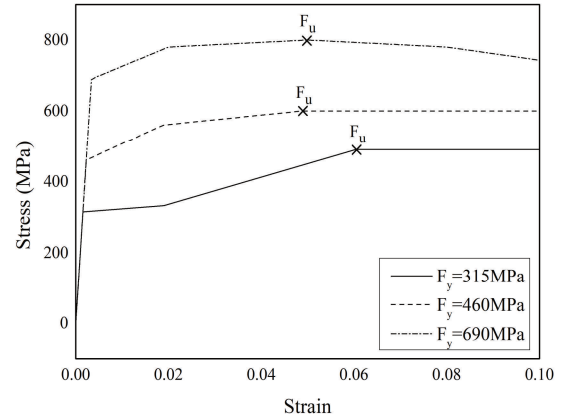
$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{F_{yc}}{F_e}} = \frac{L}{\pi r} \sqrt{\frac{F_{yc}}{E}} \quad (8)$$

Table 2. Section properties for the evaluation of buckling strength of T-sections ($D = 2,000 \text{ mm}$)

range of $\bar{\lambda}$	$F_{yc} = 315 \text{ MPa}$			$F_{yc} = 460 \text{ MPa}$			$F_{yc} = 690 \text{ MPa}$		
	$t_w \text{ (mm)}$	$b_s \times t_s$	$L \text{ (mm)}$	$t_w \text{ (mm)}$	$b_s \times t_s$	$L \text{ (mm)}$	$t_w \text{ (mm)}$	$b_s \times t_s$	$L \text{ (mm)}$
0.2~0.8	8.0 (Case 1)	85×7.0	340 ~ 9,600	9.6 (Case 3)	94×9.3	330 ~ 8,940	12.0 (Case 5)	103×12.4	320 ~ 8,340
0.6~1.25		120×9.8			132×13.0			145×17.5	
0.8~1.8		138×11.3			152×15.0			168×20.3	
1.25~2.4		155×12.6			170×16.8			190×23.0	
0.2~0.8	10.0 (Case 2)	100×8.2	390 ~ 11,000	12.0 (Case 4)	110×10.9	380 ~ 10,500	15.0 (Case 6)	125×15.1	380 ~ 10,050
0.6~1.25		140×11.4			155×15.3			175×21.2	
0.8~1.8		162×13.2			180×17.7			204×24.6	
1.25~2.4		182×14.8			202×20.0			230×27.8	

여기서, $F_e = \pi^2 E / (L/r)^2$: Euler 좌굴강도

좌굴강도 평가는 ABAQUS^[6]를 사용하여 보요소에 대해 비선형해석으로 평가하였다. 세 가지 강재에 대한 재료모델은 Fig. 3과 같이 multi-linear 모델로 고려하였으며 항복 및 인장강도와 해당 변형률을 제시하였다. T-단면에 대한 도심하중과 편심하중 재하에 의한 해석 예를 Fig. 4에 제시하였다. 편심 고려 시에는 웹 두께 중심과 T-단면 도심 간의 거리를 편심으로 간주하여 모멘트 하중을 추가로 재하하였다. T-단면의 초기처짐은 $L/200$ 로 가정하였고 도심 및 편심하중에 의한 좌굴강도 결과를 Fig. 5에 제시하였다. 이로부터 도심하중에 대해서는 AISC 기준^[7]의 기동 좌굴강도 곡선에 대체로 부합하며, 편심하중에서는 AISC 기준보다 감소된 강도를 보인다. 한편, Fig. 5로부터 AASHTO의 r 요건식 (4)의 근거가 된 Cooper^[5]가 적용한 좌굴강도 곡선은 편심하중 조건에 비해 상당히 비안전측임을 알 수 있다.



F_y	ϵ_y	F_u	ϵ_u
315	0.0015	490	0.060
460	0.0022	600	0.049
690	0.0033	800	0.050

Fig. 3. Material models

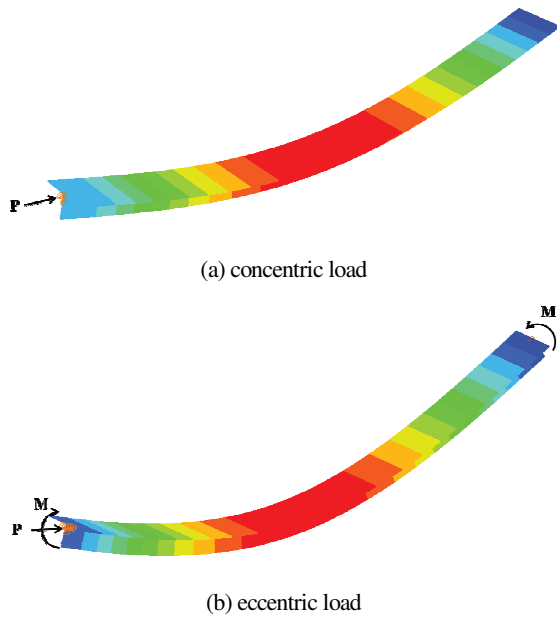
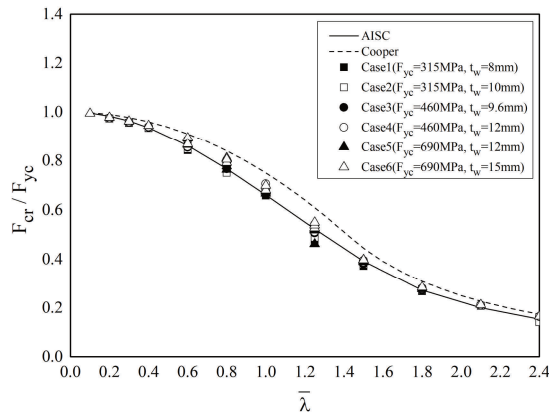
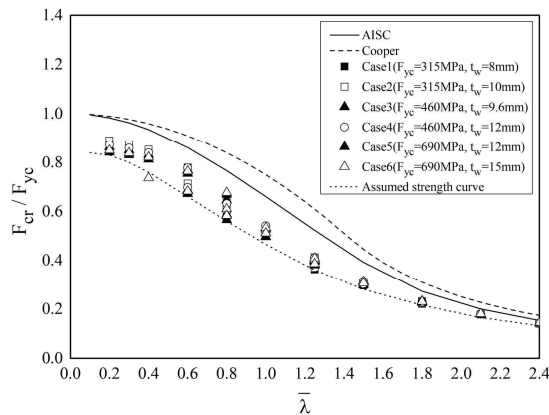


Fig. 4. Numerical model for T-section



(a) Concentric load



(b) Eccentric load

Fig. 5. Column buckling strength of T-sections

3.3 T-단면 유효좌굴길이 및 필요 강성식 제안

편심하중을 받는 T-단면의 좌굴강도를 Fig. 5.(b)에서 점선으로 고려하였다. T-단면의 좌굴강도는 AISC 기준의 기둥 강도 곡선을 적용하고자 하며, 이에 대응되는 유효세장비를 세장비모수로 표현하면 다음 식으로 구해졌다.

$$\bar{\lambda}_{eff} = 0.89 \bar{\lambda} + 0.46 \quad (9)$$

이를 세장비로 표현하면 유효세장비는 다음 식과 같이 된다.

$$\left(\frac{L}{r}\right)_{eff} = 0.89 \left(\frac{L}{r}\right) + 1.45 \sqrt{\frac{E}{F_{yc}}} \quad (10)$$

식 (10)에서 L 은 수직보강재 간격 d_o 에 해당되며, AISC 기준의 기둥 강도를 유효세장비에 대해 적용하고, 식 (5a)의 웨브의 탄성지지 효과를 포함하여 T-단면의 좌굴강도를 다음 식으로 제안한다.

· $F_{yc}/F_e \leq 2.25$ 일 때

$$F_{cr} = [0.658^{F_{yc}/F_e}] F_{yc} + \frac{EDt_w^3 d_o^2}{4\pi^2(1-\nu^2)A'_l d_s^2 (D-d_s)^2} \quad (11a)$$

· $F_{yc}/F_e > 2.25$ 일 때

$$F_{cr} = 0.877 F_e + \frac{EDt_w^3 d_o^2}{4\pi^2(1-\nu^2)A'_l d_s^2 (D-d_s)^2} \quad (11b)$$

$$\text{단, } d_o \leq d_{oc} = 4.33 \sqrt{\frac{I'_l d_s^2 (D-d_s)^2}{Dt_w^3}} \quad (11c)$$

여기서,

$$F_e = \frac{\pi^2 E}{\left(\frac{d_o}{r}\right)_{eff}^2} \quad (11d)$$

A'_l , I'_l : 본 연구에서 제안한 웨브 유효폭($= 42\epsilon t_w$)을 갖는 T-단면의 단면적 및 단면2차모멘트

뒤의 4장에서 수행한 수평보강 거더의 휨강도 평가를 위한 비선형 해석에 의하면 T-단면의 종국 변형 형상은 형상비(d_o/D)에 관계없이 모두 기둥의 1st 좌굴모드 형상(half-sine wave)으로 나타났다. 따라서 식 (11c)는 이를 고려하기 위한 제한조건으로 설정하였다. 즉 보강재 위치에서 식 (11a) 또는 식 (11b)에 의한 좌굴강도를 만족하더라도 T-단면의 단면2차모멘트(I'_l)가 식 (11c)를 만족하도록 보강재 제원을 결정하여야 한다.

3.4 보강재 제원 산정 예

웹의 깊이를 $D=2,000\text{ mm}$ 로 설정하고 세 가지 항복강도에 대해 식 (1)의 λ_{crw} 의 약 0.9 배에 해당하는 세장비를 갖는 웹에 대해 AASHTO의 I_t 요건인 식 (3)과 r 요건인 식 (4), Eurocode 3의 식 (5), 그리고 본 연구에서 제안한 식 (11)을 만족하는 보강재의 제원을 산정하여 Table 3(a)~(c)에 제시하였다. 형상비($=d_o/D$)는 0.5~2.0 범위를 고려하였다. 한편, 웹 세장비에 따른 보강재 필요 강성을 평가하기 위해 $F_{yc}=315\text{ MPa}$ 강재에 대해 λ_{crw} 의 0.73 배에 해당하는 세장비(Table 3(d))를 고려하였다. Eurocode 3와 본 연구의 경우 보강재 위치를 $0.2D$ 로 고려하여 식 (5) 및 식 (11)로 산출한 좌굴강도가 $0.6F_{yc}$ 를 만족할 때의 제원으로 결정하였다.

보강재의 휨강성은 일반적으로 다음 식의 웹 휨강성 대비 T-단면의 휨강성의 비(이하 강성비, γ)로 정의한다.

$$\gamma = \frac{EI_t}{DD_{pl}} \quad (12)$$

여기서, $D_{pl} = Et_w^3/12(1-\nu^2)$ 으로 웹의 단위폭당 휨강성이며 포아송비 $\nu = 0.3$ 이다. 각 기준마다 고려하는 웹 유효폭이 다르므로 동일한 조건에서 비교하기 위해 Table 3에 제시한 γ 값은 웹 유효폭을 AASHTO 기준의 $18t_w$ 로 고려하였을 때의 값이다.

Table 3. Required size of stiffeners

(a) $F_{yc} = 315\text{ MPa}$, $D \times t_w = 2,000 \times 8\text{ mm}$ ($\approx 0.9\lambda_{crw}$)

Criteria		d_o (mm)			
		1,000	2,000	3,000	4,000
AASHTO	I_t	66×5.4 (5.3)	104×8.5 (25.2)	134×10.9 (58.1)	160×13.1 (103.4)
	r	46×3.8 (1.5)	72×5.9 (7.2)	94×7.7 (18.0)	119×9.7 (39.4)
Eurocode 3		59×4.8 (3.6)	86×7.0 (13.3)	107×8.7 (27.7)	123×10.0 (43.9)
This study		73×6.0 (7.6)	106×8.7 (26.0)	129×10.5 (51.3)	143×11.7 (71.8)

(b) $F_{yc} = 460\text{ MPa}$, $D \times t_w = 2,000 \times 9.6\text{ mm}$ ($\approx 0.9\lambda_{crw}$)

Criteria		d_o (mm)			
		1,000	2,000	3,000	4,000
AASHTO	I_t	72×7.1 (5.4)	113×11.2 (24.9)	146×14.4 (57.7)	175×17.3 (103.9)
	r	52×5.1 (1.7)	82×8.1 (8.4)	111×11.0 (23.4)	141×13.9 (51.5)
Eurocode 3		65×6.4 (3.8)	95×9.4 (13.9)	120×11.8 (30.4)	141×13.9 (51.5)
This study		81×8.0 (8.1)	121×11.9 (31.2)	152×15.0 (65.8)	176×17.4 (105.8)

(c) $F_{yc} = 690\text{ MPa}$, $D \times t_w = 2,000 \times 12\text{ mm}$ ($\approx 0.9\lambda_{crw}$)

Criteria		d_o (mm)			
		1,000	2,000	3,000	4,000
AASHTO	I_t	80×9.7 (5.3)	127×15.4 (25.3)	164×19.8 (58.3)	196×23.7 (103.8)
	r	62×7.5 (2.2)	97×11.7 (10.2)	133×16.1 (29.4)	171×20.7 (66.8)
Eurocode 3		72×8.7 (3.7)	108×13.1 (14.7)	137×16.6 (32.4)	163×19.7 (57.2)
This study		92×11.1 (8.5)	140×16.9 (34.8)	184×22.2 (84.6)	225×27.2 (162.3)

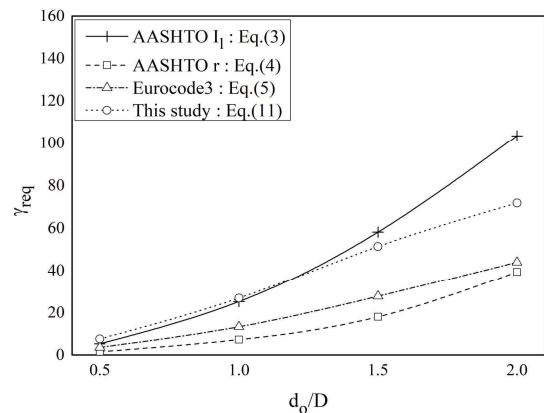
(d) $F_{yc} = 315\text{ MPa}$, $D \times t_w = 2,000 \times 10\text{ mm}$ ($= 0.73\lambda_{crw}$)

Criteria		d_o (mm)			
		1,000	2,000	3,000	4,000
AASHTO	I_t	77×6.3 (5.2)	121×9.9 (24.8)	157×12.8 (58.8)	187×15.3 (103.9)
	r	50×4.1 (1.1)	76×6.2 (5.0)	100×8.2 (13.0)	123×10.0 (26.2)
Eurocode 3		61×5.0 (2.3)	88×7.2 (8.4)	107×8.7 (16.4)	118×9.6 (22.8)
This study		80×6.5 (6.0)	112×9.1 (19.1)	127×10.4 (29.2)	131×10.7 (32.3)

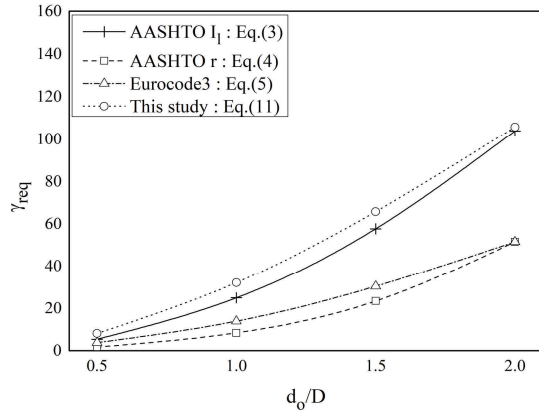
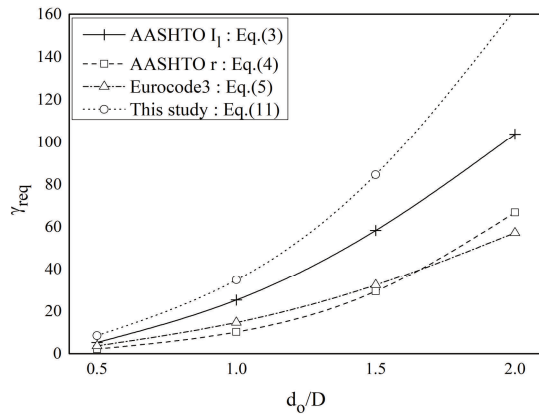
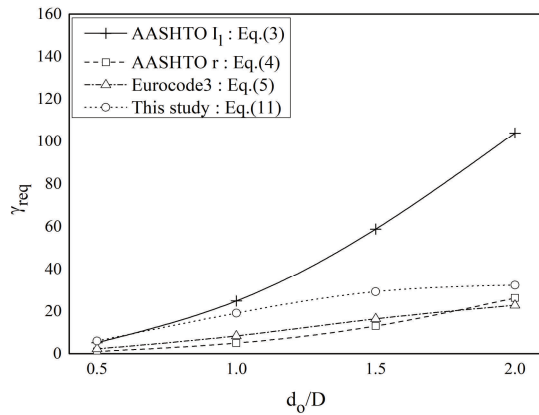
Note) The values in parentheses are the rigidity ratio (γ) when the part of the web was considered as $18t_w$.

3.5 보강재 강성의 비교

Table 3(a)~(d)의 결과를 Fig. 6(a)~(d)에 도시하였다. 먼저 Fig. 6(a)~(c)로부터 T-단면의 좌굴강도를 토대로 하는 AASHTO의 r 요건(식 (4)), Eurocode 3 기준(식 (5)) 그리고 본 연구의 제안식(식 (11)) 모두 플랜지 항복강도(F_{yc})가 증가함에 따라 필요강성비(이하 γ_{req})가 증가한다. 하지만, AASHTO 및 Eurocode 3 기준에 비해 본 연구의 제안식은 훨씬 큰 γ_{req} 를 요한다. 그 원인으로 두 기준 모두 편심하중 효과를 고려하지 않아 AASHTO의 r 요건은 Fig. 5로부터 T-단면의 좌굴강도를 과다 평가함을 알 수 있었고, 더욱이



(a) $F_{yc} = 315\text{ MPa}$, $D \times t_w = 2,000 \times 8\text{ mm}$


 (b) $F_{yc} = 460 \text{ MPa}$, $D \times t_w = 2,000 \times 9.6 \text{ mm}$

 (c) $F_{yc} = 690 \text{ MPa}$, $D \times t_w = 2,000 \times 12 \text{ mm}$

 (d) $F_{yc} = 315 \text{ MPa}$, $D \times t_w = 2,000 \times 10 \text{ mm}$
Fig. 6. Required bending rigidity ratio γ_{req}

Eurocode 3는 탄성 좌굴강도(식 5(a)의 우변 첫째 항)로 고려하기 때문으로 판단된다.

한편, Fig. 6.(a)와 (d)로부터 기둥의 좌굴강도를 기준으로 하는 AASHTO의 r 요건, Eurocode 3 기준 및 본 연구의 제안식은 F_{yc} 가 일정할 때 웹의 세장비가 감소함에 따라 γ_{req} 가 감소, 즉 Table 3(a)

와 (d)로부터 보강재의 제원에 큰 변동이 없음을 알 수 있다. 반면, AASHTO의 I_1 요건(식 (3))은 γ_{req} 가 형상비에만 관계되므로 Table 3(a)와 (d)에서 알 수 있듯이 웹의 세장비가 감소함에 따라 보강재의 제원이 커져야 하는 상충된 측면이 있다.

4. 강재 거더 비선형해석에 의한 보강재 강성의 적정성 분석

수평보강재 휨강성의 적정성 요건으로 본 연구에서는 1) 극한 한계상태에 대한 요건으로 휨강도가 항복모멘트를 보장할 것, 2) 사용한계상태에 대한 요건으로 압축플랜지가 $0.95 F_{yc}$ 에 도달하도록 재하한 후 하중을 제하하였을 때 잔류변형률이 미소할 것으로 고려하였다.

4.1 거더 시험체 검증 해석

비선형해석에 의한 거더 휨강도 평가에 앞서 사용하고자 하는 해석모델의 타당성 분석을 위해 선행 논문^[3]의 보강 거더 시험체에 대해 비선형해석을 수행하였다. 초기처짐은 Fig. 7.과 같은 형상의 웹 면외 방향 초기처짐을 고려하였으며, 초기처짐량(δ_o)은 AWS 기준^[8]에 따라 $\min(D/100, d_o/100)$ 으로 고려하였다. 비선형해석은 ABAQUS^[6]의 S4R 쉘요소를 사용하여 수행하였으며, 실험 결과와 함께 Table 4에 제시하였다. 해석 결과는 실험값과 (-)5%에서 (+)0.5%의 오차를 보여 해석 방법은 적절한 것으로 판단된다.

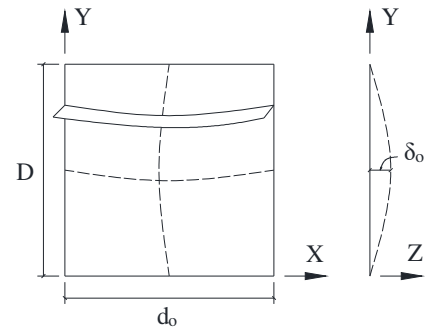

Fig. 7. Assumed initial imperfection of web

Table 4. Ultimate moments from tests^[3] and FE analysis

Girder specimen	$M_{u, Test}$ ($kN \cdot m$)	$M_{u, FEA}$ ($kN \cdot m$)	$\frac{M_{u, FEA}}{M_{u, Test}}$
T3-A	692.0	685.2	0.990
T3-B	761.1	723.0	0.950
T4-A	763.1	755.9	0.991
T4-B	787.3	791.4	1.005

4.2 거더 휨강도 평가 해석

AASHTO와 Eurocode 3, 그리고 본 연구에서 제안한 수평보강재 강성 요건식의 적정성을 평가하기 위해 Table 3에 제시된 보강재 제원을 갖는 거더의 휨강도 평가를 비선형해석으로 수행하였다. 거더 모델은 Fig. 8.과 같이 4점 재하에 의한 순수휨상태 모델을 사용하였는데, 이는 선행 논문의 시험체와 유사한 형태이다. 웹 높이는 $2,000\text{ mm}$ 로 하고 상·하 플랜지의 폭은 340 mm ($\approx D/6$: 최소폭 규정)로 하였으며, 플랜지 두께는 조밀플랜지 한계세장비 ($= 0.38\sqrt{E/F_{yc}}$)에 해당하는 두께를 적용하였다. 항복강도별 재료모델은 앞의 Fig. 3.의 모델을 적용하고 초기처짐은 Fig. 7.의 모델을 적용하였다.

Table 3(a)~(d)의 경우들에 대해 최대 휨모멘트($M_{u,FEA}$)와 항복모멘트(M_{yc})의 비를 Fig. 9.(a)~(d)에 제시하였다. 항복모멘트 산정 시 보강재는 단면계수에 포함하지 않았다. AASHTO의 I_l 요건은 웹세장비가 가장 큰 Fig. 9.(a)의 경우, 형상비가 1.0보다 작을 때 항복모멘트에 도달하지 못하였으며, AASHTO의 r 요건은 Fig. 9.(a)~(d)의 경우에서 형상비가 1.0~1.5 이하일 때 항복모멘트에 도달하지 못하였다. 한편, Eurocode 3 기준은 대부분의 경우 형상비가 1.0 이하일 때 항복모멘트에 도달하지 못하였다. 반면, 본 연구의 제안식은 모든 경우 항복모멘트를 보장하는 결과를 보였다.

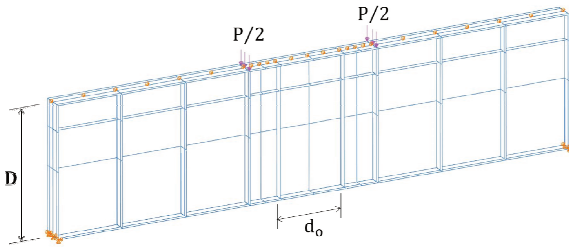
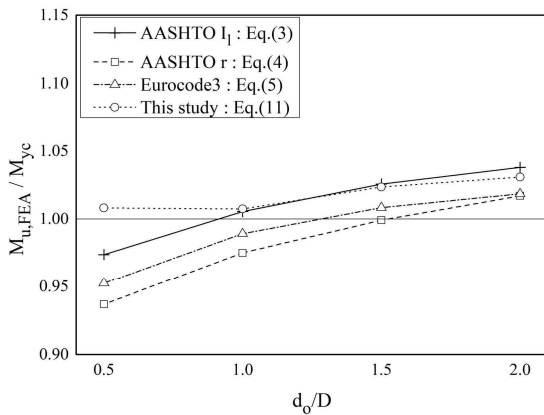
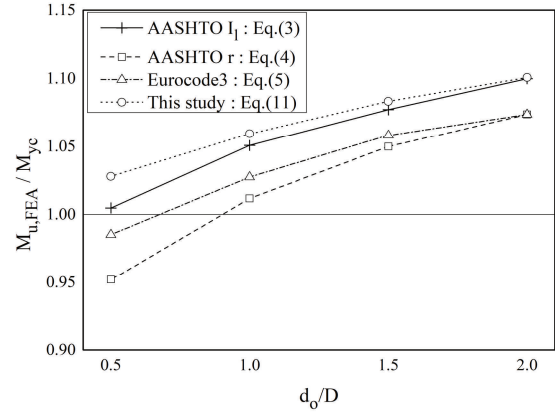


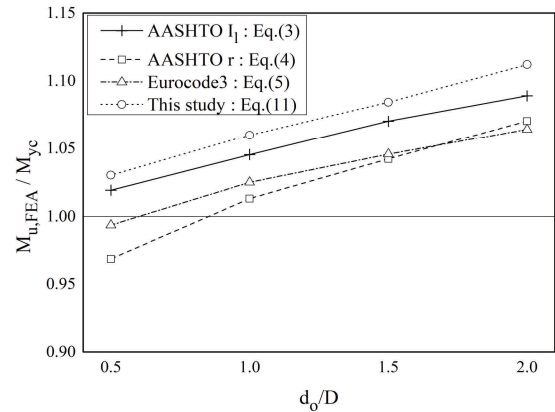
Fig. 8. Configuration of Girder model



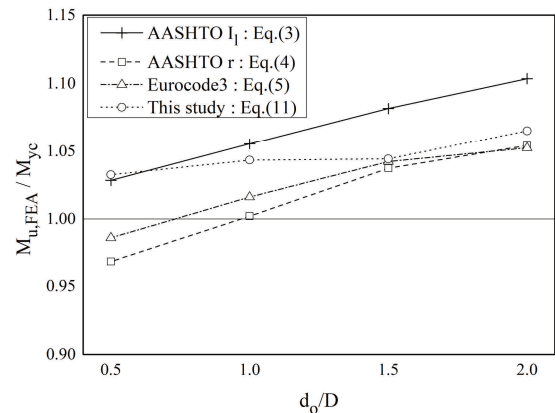
(a) $F_{yc} = 315\text{ MPa}$, $D \times t_w = 2,000 \times 8\text{ mm}$



(b) $F_{yc} = 460\text{ MPa}$, $D \times t_w = 2,000 \times 9.6\text{ mm}$



(c) $F_{yc} = 690\text{ MPa}$, $D \times t_w = 2,000 \times 12\text{ mm}$



(d) $F_{yc} = 315\text{ MPa}$, $D \times t_w = 2,000 \times 10\text{ mm}$

Fig. 9. $M_{u,FEA} / M_{yc}$

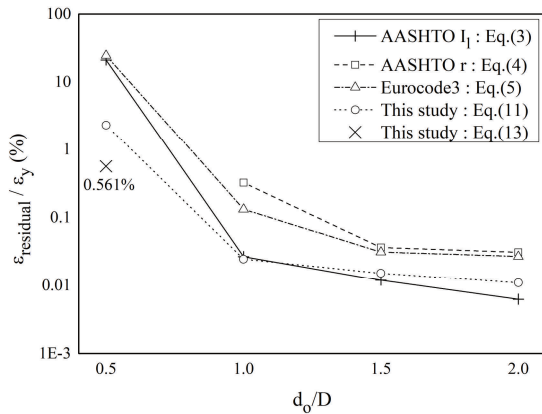
4.3 사용한계상태 잔류변형률 평가

사용한계상태에 대한 요건으로 압축플랜지 응력이 $0.95F_{yc}$ 에 도달할 때까지 재하한 후 제하하였을 때 보강재 위치에서의 웹 두께 중심의 항복변형률(ϵ_y) 대비 잔류변형률($\epsilon_{\text{residual}}$)의 비를 Fig. 10.에 log scale로 제시하였다. Fig. 10.으로부터 대부분의 경우 본 연구의 제안식에 의한 경우가 AASHTO 및 Eurocode 3 기준보다 잔류변형률이 작게 발생하였고, 형상비가 1.0 이상일 때 잔류변형률은 매우 미소한 수준이다. 하지만, 세장비가 가장 큰 Fig. 10.(a)의 경우 형상비 0.5에서 AASHTO의 I_t 요건에 의한 경우 21%, Eurocode 3 기준에 의한 경우 24%의 상당히 큰 잔류변형률이 발생하였다. 본 연구의 제안식에 의한 경우 잔류변형률은 2.3%이었는데, $0.95F_{yc}$ 까지 재하하였을 때의 von Mises 응력 분포를 Fig. 11.에 제시하였다. 이로부터 보강재 중간 위치에서 웹의 일부 영역이 항복에 도달하여 형상비가 1.0 미만일 때 잔류변형률이 상대적으로 큰 경향을 보였다.

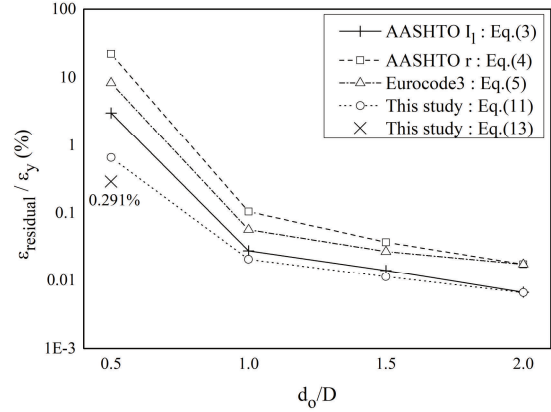
따라서, 수평보강재는 플랜지 항복강도와 동등한 강재를 사용하고, 형상비 1.0 이하에서는 단면2차모멘트의 최소값을 설정하는 것이 필요하다고 판단된다. AASHTO I_t 요건인 식 (3)에서 형상비가 1.0일 때 $I_t = 2.27Dt_w^3$ 인데, 본 연구의 식 (7)에 의한 웹 유효 폭이 AASHTO의 $18t_w$ 보다 조금 크므로 이를 감안하여 단면2차모멘트(I_t')의 최소값을 다음과 같이 설정하기로 한다.

$$I_t' \geq 2.5Dt_w^3 \quad (13)$$

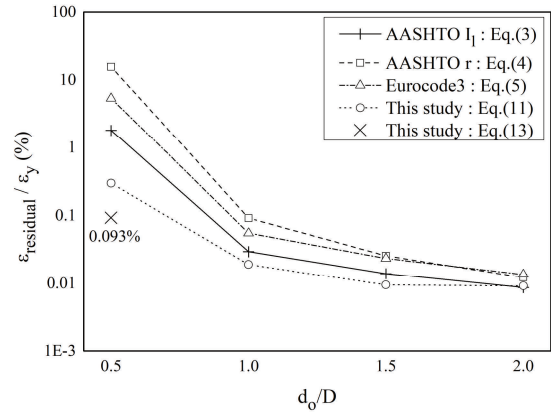
형상비 0.5에 대해 식 (13)으로부터 결정된 보강재 제원과 이를 적용하여 잔류변형률을 평가한 결과를 “x” 마크로 Fig. 10.에 제시하였다.



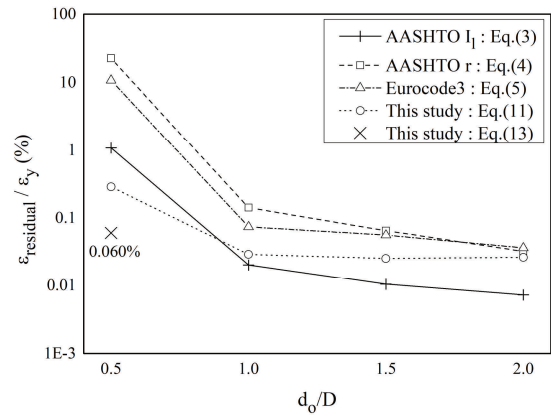
(a) $F_{yc} = 315 \text{ MPa}$, $D \times t_w = 2,000 \times 8 \text{ mm}$



(b) $F_{yc} = 460 \text{ MPa}$, $D \times t_w = 2,000 \times 9.6 \text{ mm}$



(c) $F_{yc} = 690 \text{ MPa}$, $D \times t_w = 2,000 \times 12 \text{ mm}$



(d) $F_{yc} = 315 \text{ MPa}$, $D \times t_w = 2,000 \times 10 \text{ mm}$

Fig. 10. Residual strains after loading up to $0.95F_{yc}$ and unloading (size of stiffener by Eq. (13) when $d_0/D = 0.5$: (a) $101 \times 8.3 \text{ mm}$, (b) $111 \times 11.0 \text{ mm}$, (c) $126 \times 15.2 \text{ mm}$, (d) $119 \times 9.7 \text{ mm}$)

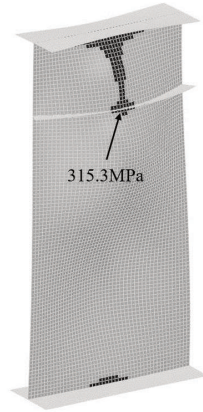


Fig. 11. von Mises stress under $0.95F_{yc}$
 $(F_{yc} = 315 \text{ MPa}, D \times t_w = 2,000 \times 8 \text{ mm}, d_o/D = 0.5,$
 $b_s \times t_s = 73 \times 6.0 \text{ mm})$

4.4 필요 휨강성 요건 정리

본 연구에서는 수평보강재의 휨강성 요건으로 T-단면의 기둥 좌굴강도를 토대로 하였으며, 그 절차를 요약하면 다음과 같다.

- 1) 등가 T-단면의 웹 부분 유효폭은 식 (7)로부터 산정한다.
- 2) 편심하중 효과를 고려한 T-단면의 유효좌굴길이를 식 (10) 으로부터 구한다.
- 3) 식 (11)로 제안한 T-단면의 기둥 좌굴강도가 수평보강재 위치에서의 압축응력을 만족하도록 보강재 제원을 결정한다.
- 4) T-단면의 단면2차모멘트는 식 (13)을 만족하여야 한다(형상비가 1.0보다 작은 경우에 해당).
- 5) 수평보강재의 항복강도(F_{ys})는 압축플랜지 항복강도(F_{yc})와 동등한 것을 사용한다.

5. 결 론

본 연구에서는 수평보강재로 1단 보강된 강재 거더에서 보강재의 합리적인 휨강성 요건 제안을 위해 항복강도와 웹 세장비 변수를 고려한 해석 연구를 수행하였으며 주요 결론은 다음과 같다.

- 1) AASHTO의 I_y 요건인 식 (3)은 웹 세장비가 감소할수록 보강재 제원이 불필요하게 커져야 하는 비합리적인 면이 있고, 웹 세장비가 큰 경우에는 형상비가 1.0보다 작을 때 항복모멘트를 보장하지 못하는 문제점이 있었다. 또한 AASHTO의 r 요건인 식 (4)는 형상비가 1.0~1.5 이하인 경우 보강재 제원을 과소평가하여 항복모멘트에 도달하지 못하는 경우가 많았다.

2) Eurocode 3 요건은 많은 경우 형상비 1.0 이하에서 보강재 강성 부족으로 항복모멘트에 도달하지 못하였다.

3) 본 연구에서는 보강재의 휨강성 요건으로 등가 T-단면의 좌굴강도를 토대로 하였다. T-단면의 웹 부분 유효폭을 식 (7)로 제안하였고, 편심효과를 고려한 유효좌굴길이를 식 (10)으로, 그리고 T-단면의 좌굴강도는 AISC 강도식을 적용하여 식 (11)로 제안하였다.

4) 제안식의 적정성 평가는 극한한계상태에 대한 요건으로 항복모멘트를 보장할 것과 사용한계상태에 대한 요건으로 압축플랜지 응력이 $0.95F_{yc}$ 까지 도달한 후 제하(unloading)하였을 때 잔류변형률이 거의 남지 않을 것으로 고려하였다.

5) 본 연구에 의한 보강재 제원을 적용한 거더 비선형해석으로부터 모든 변수의 경우에 항복모멘트를 적절히 보장하였다. 단, 잔류변형률은 형상비가 1.0 이하일 때가 1.0 이상일 때에 비해 상대적으로 크게 발생하여 식 (13)의 부가 조건을 적용하도록 하였으며, 보강재의 항복을 방지하기 위해 보강재는 압축플랜지와 동급의 강재를 적용할 것으로 제안하였다.

감사의 글

본 연구는 국토교통부/국토교통과학기술진흥원 건설기술연구사업의 연구비지원(13건설기술A01)에 의해 수행되었습니다.

참고문헌(References)

- [1] American Association of State Highway and Transportation Officials (2017) *AASHTO LRFD Bridge Design Specifications* (8th 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, 김병준, 김희순, 만경록(2018) 수평보강재로 1단 보강된 강재 거더의 웹 세장비와 보강재 강성 변수에 대한 실험 연구, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, Vol.30, No.6, pp.361-371.
 Park, Y.M., Kim, B.J., Kim, H.S., and Man, K.R. (2018) An Experimental Study on the Web Slenderness Ratio and Stiffener Rigidity of Steel Girders Stiffened with Single Longitudinal Stiffener, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.30, No.6, pp.361-371 (in Korean).
- [4] 국가건설기준센터(2017) 강구조 부재 설계기준(하중저항계 수설계법, KDS 14 31 10).
 Korea Construction Standards Center (2017) *Design Stand-*

ards for Steel Member (Load and Resistance Factored Design, KDS 14 31 10), Korea (in Korean).

- [5] Cooper, P.B. (1967) Strength of Longitudinally Stiffened Plate Girders, *Journal of Structural Division*, American Society of Civil Engineers, Vol.93, No.ST2, pp.419-451.
- [6] Dassault Systèmes Simulia Corp. (2014) *Abaqus Analysis*

User's Manual Version 6.14, DSS, USA.

- [7] American Institute of Steel Construction (2016) *Specification for Structural Steel Buildings* (ANSI/AISC 360-16), USA.
- [8] American Welding Society (1994) *Structural Welding Code - Steel* (ANSI/AWS D1.1-94), USA.

요 약 : 수평보강 강재 거더에서 수평보강재의 휨강성 요건으로 AASHTO LRFD 교량 설계 기준에서는 1) 좌굴 nodal line 형성과 2) 보강재와 웹 일부부분으로 구성되는 T-단면의 기둥으로서의 좌굴강도를 토대로 하고 있다. 반면 Eurocode 3는 T-단면을 웹에 의해 탄성지지된 기둥으로 간주한 탄성좌굴강도를 기준으로 하고 있다. AASHTO의 첫 번째 요건은 웹 세장비가 감소함에 따라 보강재의 제원이 커져야 하는 다소 비합리적인 면이 있다. 한편, 수평보강재가 편측에 설치됨으로 인해 T-단면에는 압축력의 편심효과가 발생하나 이들 기준에서는 좌굴강도에 이를 고려하지 않고 있다. 본 연구에서는 웹 세장비와 강재의 항복강도를 포함하여 T-단면의 좌굴강도를 토대로 한 보강재 휨강성 요건식을 제안하였다. 제안 식은 AISC 기준의 기둥 강도를 적용하고 편심 효과를 T-단면의 유효 좌굴길이로 고려하였다.

핵심용어 : 강재 거더, 수평보강 웹, 웹 세장비, 항복강도, 편심하중 효과, 보강재 휨강성
