



수평보강재로 보강된 세장 복부판을 갖는 플레이트 거더의 휨강도 평가 방법의 제안

박용명¹ · 이건준^{2*} · 최병호³ · 백성용⁴

¹교수, 부산대학교 토목공학과 ²박사과정, 부산대학교 토목공학과 ³교수, 한밭대학교 건설환경공학과 ⁴교수, 인제대학교 토목도시공학부

A Proposal for an Evaluation of Flexural Resistance of Longitudinally Stiffened Plate Girder with Slender Web

Park, Yong Myung¹, Lee, Kun Joon^{2*}, Choi, Byung Ho³, Back, Sung Yong⁴

¹Professor, Department of Civil Engineering, Pusan National University, Busan, 609-735, Korea

²Ph.D., Department of Civil Engineering, Pusan National University, Busan, 609-735, Korea

³Associate Professor, School of Civil and Environmental Engineering, Hanbat University, Deajeon, 305-709, Korea

⁴Professor, School of Civil and Urban Engineering, Inje University, Gimhae, 621-749, Korea

Abstract - In this paper, a series of numerical analyses were performed to evaluate the flexural resistance of steel plate girder with longitudinally stiffened and slender web. The SM490 steel was adopted for the study and the flexural resistances evaluated from the numerical analysis were compared with those suggested by the AASHTO LRFD and the Eurocode 3 codes, respectively. It was found that the AASHTO LRFD code could considerably underestimate the flexural resistance as the web slenderness becomes smaller. This comes from the fact that current AASHTO LRFD code does not consider a possible increase of slenderness limits for compact and noncompact web, and also an additional effect of web restraint on the rotation of compression flange in longitudinally stiffened web. Therefore, the slenderness limits of web and flange have been newly proposed for the plate girders with longitudinally stiffened web and it is analytically verified that the flexural resistance can be appropriately estimated by applying the proposed slenderness limits to the AASHTO LRFD code.

Keywords - Longitudinal stiffener, Slender web, Plate girder, Flexural strength, Slenderness limits, AASHTO LRFD

1. 서론

교량용 거더와 같은 휨부재는 지점부를 제외한 대부분 영역에서 주로 휨모멘트가 설계를 지배한다. 주지하는 바와 같이 복부판은 단면2차모멘트에 대한 기여도가 작으므로 교량용 거더와 같이 높이가 큰 보에서는 복부판을 가급적 얇게 하는 것이 경제적이다. 그러나 세장한 복부판(slender

web)에서는 압축측 복부판의 탄성 휨압축좌굴로 인해 복부판의 저항 능력이 저하되고 이로 인해 압축플랜지의 응력이 증가하여 궁극적으로 휨강도의 저하가 발생한다. 이러한 휨강도의 저하를 방지하는 현실적인 방법으로 수평보강재가 적용되고 있다.

Cooper^[1]는 항복강도 33ksi(228 MPa)의 강재로 복부판의 폭-두께비가 400 이상인 조립보를 제작하고 수평보강재 유·무에 따른 실험 연구를 수행하였다. 수평보강재가 없는 보에서는 압축측 복부판에 면외변형이 크게 발생하여 하중 저항능력이 크게 상실되고, 이로 인해 압축플랜지에는 보이론의 응력을 초과하는 이른바 응력재분배현상이 발생하였다. 반면에 수평보강재를 갖는 보에서는 복부판의 면외변형이 크게 감소하여 압축측 복부판이 휨에 저항하고 압축플랜지로의 응력재분배가 발생하지 않아 휨강도가 크

Note.-Discussion open until October 31, 2014. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on February 5, 2014; revised March 28, 2014; approved on March 31, 2014.

Copyright © 2014 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

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

E-mail. kunjoon@pusan.ac.kr

게 증가하였다고 제시하였다.

수평보강재가 없는 복부판의 좌굴계수(k)는 23.9(이축 대칭단면 기준)에서 수평보강재가 설치되면 129로 증가하므로 복부판의 휨좌굴강도는 5배 이상 증가한다. 하지만, 현재 강구조설계기준^[2]이나 AASHTO LRFD 기준^[3]에서는 수평보강재의 유무에 관계없이 무보강 복부판의 세장비 기준을 일률적으로 적용하고 있으며, 조밀복부판의 한계세장비는 $3.76\sqrt{E/F_y}$, 비조밀복부판의 한계세장비는 $5.7\sqrt{E/F_y}$ 로 규정하고 있다. 이에 최근, Lee et al.^[4]은 수평보강재가 설치된 복부판의 휨강도에 대한 해석적 연구를 수행하고 보강복부판의 조밀 한계세장비를 $7.47\sqrt{E/F_y}$ 로 제안한 바 있다.

수평보강재가 설치될 경우 기대되는 또 다른 이점은 압축측 복부판의 강성이 증가함에 따라 압축플랜지-복부판의 접합부에서 복부판이 플랜지의 회전을 구속하는 효과가 증가하고, 이로 인해 압축플랜지의 좌굴강도 증가가 기대된다^[5]. 하지만, 현재 국내 강구조설계기준이나 AASHTO LRFD 기준에서는 보강 복부판에 대해 복부판 세장비 기준과 더불어 플랜지 회전 구속 효과의 증가를 고려하지 않고 있어 현재 기준에 따르면 수평보강재를 갖는 거더의 휨성능을 과소 평가할 소지가 있다.

본 연구에서는 현재 AASHTO LRFD 기준으로 세장 및 비조밀 한계에 가까운 복부판을 가지며 비조밀 및 조밀플랜지를 갖는 균질단면에 수평보강재가 설치된 플레이트 거더의 휨강도를 해석적으로 평가하였다. 해석으로부터 구해진 휨강도를 AASHTO LRFD 기준^[3] 및 Euorcode 3^[6] 기준과 비교함으로써 현재 기준들의 문제점을 분석하였다. 이로부터 수평보강재가 설치된 단면에 대해 복부판과 플랜지의 세장비 한계를 새로이 제안하였으며, 이 때 세장복부판 단면에 대해서는 AASHTO LRFD 본문 6.10.8을, 비조밀 복부판 단면에 대해서는 부록 A6 기준을 적용함으로써 휨강도를 비교적 합리적으로 평가할 수 있음을 제시하였다.

2. 휨강도 설계기준

2.1 AASHTO LRFD 기준^[3]

2.1.1 복부판 휨좌굴강도

1) 수평보강재가 없는 경우

수평보강재가 없는 경우, 복부판 휨좌굴강도(F_{crw})는 다음 식 (1)로부터 구할 수 있다. 단, $R_h F_{yc}$ 와 $F_{yw}/0.7$ 중 작

은 값을 초과하지 않는다.

$$F_{crw} = \frac{0.9Ek}{\left(\frac{D}{t_w}\right)^2} \quad (1)$$

여기서, E : 강재의 탄성계수

k : 복부판 휨좌굴계수(= $\frac{9}{(D_c/D)^2}$)

D : 복부판 높이

D_c : 탄성범위에서의 압축측 복부판 높이

t_w : 복부판 두께

2) 수평보강재가 있는 경우

수평보강재가 있는 경우, 복부판 휨좌굴강도는 앞의 식 (1)과 동일하되 휨좌굴계수(k)는 다음 식 (2)로 구한다.

$$\frac{d_s}{D_c} \geq 0.4 : k = \frac{5.17}{(d_s/D)^2} \geq \frac{9}{(D_c/D)^2} \quad (2a)$$

$$\frac{d_s}{D_c} < 0.4 : k = \frac{11.64}{\left(\frac{D_c - d_s}{D}\right)^2} \quad (2b)$$

여기서, d_s : 압축플랜지 중심과 수평보강재 중심간 거리

2.1.2 플랜지강도감소계수

전술한 바와 같이 세장복부판을 갖는 단면은 압축측 복부판의 좌굴로 인해 하중저항 능력이 저하되고, 이로 인해 압축플랜지의 응력이 증가하게 되어 휨강도의 저하가 발생한다. 이러한 현상을 AASHTO LRFD 기준에서는 플랜지 강도감소계수(R_b)로 고려하고 있다. AASHTO LRFD에 따르면 한 개 또는 그 이상의 수평보강재를 갖는 경우 식 (3a), 보강재가 없는 경우는 복부판 세장비가 식 (3b)를 만족할 경우 플랜지 강도감소계수(R_b)는 1.0이 되며,

$$\frac{D}{t_w} \leq 0.95\sqrt{\frac{Ek}{F_{yc}}} \quad (3a)$$

$$\frac{2D_c}{t_w} \leq \lambda_{rw} \quad (3b)$$

이를 만족하지 않을 경우, 플랜지 강도감소계수(R_b)는 다음 식으로 구한다.

$$R_b = 1 - \left(\frac{a_{wc}}{1200 + 300a_{wc}} \right) \left(\frac{2D_c}{t_w} - \lambda_{rw} \right) \leq 1.0 \quad (4)$$

여기서, k : 복부판 휨좌굴계수(2.1.1항 참조)

F_{yc} : 압축플랜지의 항복강도

$$\lambda_{rw} : \text{비조밀복부판의 한계세장비} (= 5.7 \sqrt{\frac{E}{F_{yc}}}) \quad (5)$$

a_{wc} : 압축측 복부판 넓이의 2배와 압축플랜지 넓이의 비($= \frac{2D_c t_w}{b_f t_{fc}}$)

2.1.3 압축플랜지 국부좌굴강도 : 본문 기준

비합성단면 또는 부모멘트를 받는 합성단면의 압축플랜지 국부좌굴강도는 본문 6.10.8.2.2항에 제시되어 있으며, 응력으로 표현한 압축플랜지의 국부좌굴강도(F_{nc})는 다음과 같다.

$$\cdot \lambda_f \leq \lambda_{pf} \text{인 경우} : F_{nc} = R_b R_h F_{yc} \quad (6a)$$

· 그 외의 경우 :

$$F_{nc} = \left[1 - \left(1 - \frac{F_{yr}}{R_h F_{yc}} \right) \left(\frac{\lambda_f - \lambda_{pf}}{\lambda_{rf} - \lambda_{pf}} \right) \right] R_b R_h F_{yc} \leq R_b R_h F_{yc} \quad (6b)$$

여기서, λ_f : 압축플랜지 세장비($= \frac{b_{fc}}{2t_{fc}}$)

b_{fc} : 압축플랜지 폭

t_{fc} : 압축플랜지 두께

$$\lambda_{pf} : \text{조밀플랜지 한계세장비} (= 0.38 \sqrt{\frac{E}{F_{yc}}}) \quad (7a)$$

$$\lambda_{rf} : \text{비조밀플랜지 한계세장비} (= 0.56 \sqrt{\frac{E}{F_{yr}}}) \quad (7b)$$

R_b : 플랜지 강도감소계수

R_h : 하이브리드단면 계수(균질단면=1.0)

F_{yr} : 잔류응력 영향을 포함한 항복강도

2.1.4 압축플랜지 국부좌굴강도 : 부록 A6 기준

앞의 2.1.3에서 제시한 AASHTO LRFD 본문 6.10.8.2.2의 기준에 의하면 거더의 최대 휨강도는 항복모멘트(M_y)로 제한된다. 그러나, 조밀단면에서는 최대 휨강도가 소성모멘트(M_p)까지 도달하므로 이를 감안하기 위하여 다음 세 조건들을 만족하는 조밀 또는 비조밀 복부판을 갖는 단면은 부록 A6 기준을 적용할 수 있다.

$$F_y \leq 485 \text{ MPa}$$

$$\frac{2D_c}{t_w} (= \lambda_w) < 5.7 \sqrt{\frac{E}{F_{yc}}} (= \lambda_{rw}) \quad (8)$$

$$\frac{I_{yc}}{I_{yt}} \geq 0.3$$

여기서, F_y : 강재의 항복강도

λ_w : 복부판의 세장비

I_{yc} : 압축플랜지의 복부판 축에 대한 단면2차모멘트

I_{yt} : 인장플랜지의 복부판 축에 대한 단면2차모멘트

이때 압축플랜지의 국부좌굴강도에 의한 휨강도는 다음과 같다.

$$\cdot \lambda_f \leq \lambda_{pf} \text{인 경우} : M_{nc} = R_{pc} M_{yc} \quad (9a)$$

· 그 외의 경우 :

$$M_{nc} = \left[1 - \left(1 - \frac{F_{yr} S_{xc}}{R_{pc} M_{yc}} \right) \left(\frac{\lambda_f - \lambda_{pf}}{\lambda_{rf} - \lambda_{pf}} \right) \right] R_{pc} M_{yc} \quad (9b)$$

여기서, S_{xc} : 압축플랜지에 대한 단면계수

M_{yc} : 압축플랜지에 대한 항복모멘트

R_{pc} : 복부판 소성화계수

$$\lambda_{rf} : \text{비조밀플랜지 한계세장비} (= 0.95 \sqrt{\frac{k_c E}{F_{yr}}}) \quad (10)$$

k_c : 플랜지 국부좌굴계수

$$\cdot \text{조립단면} : = \frac{4.0}{\sqrt{D/t_w}} \quad (0.35 \leq k_c \leq 0.76)$$

$$\cdot \text{형강} : = 0.76$$

여기서, 복부판 소성화계수 R_{pc} 는 다음과 같다.

$$\cdot \frac{2D_{cp}}{t_w} \leq \lambda_{pw(Dcp)} \quad (\text{조밀복부판}) \quad : \quad R_{pc} = \frac{M_p}{M_{yc}} \quad (11a)$$

$$\cdot \frac{2D_c}{t_w} \leq 5.7 \sqrt{\frac{E}{F_{yc}}} \quad (\text{비조밀복부판}) :$$

$$R_{pc} = \left[1 - \left(1 - \frac{R_h M_{yc}}{M_p} \right) \left(\frac{\lambda_w - \lambda_{pw(Dc)}}{\lambda_{rw} - \lambda_{pw(Dc)}} \right) \right] \frac{M_p}{M_{yc}} \leq \frac{M_p}{M_{yc}} \quad (11b)$$

여기서, D_{cp} : 소성단면에서 압축측 복부판의 높이

$$\lambda_{pw(Dcp)} : \text{조밀복부판 한계세장비}$$

$$= \frac{\sqrt{\frac{E}{F_{yc}}}}{(0.54 \frac{M_p}{R_h M_y} - 0.09)^2} \leq \lambda_{rw} \left(\frac{D_{cp}}{D_c} \right) \quad (12)$$

$$\lambda_{pw(Dc)} = \lambda_{pw(Dcp)} (D_c / D_{cp}) \leq \lambda_{rw}$$

2.1.5 수평보강재

AASHTO LRFD에서는 수평보강재의 국부좌굴을 억제하기 위해 보강재의 폭-두께비를 식 (13)과 같이 제한하고 있다.

$$b_t \leq 0.48 t_s \sqrt{\frac{E}{F_{yc}}} \quad (13)$$

여기서, b_t : 수평보강재의 폭

t_s : 수평보강재의 두께

또한, 보강재가 복부판의 휨변형을 억제하기 위해 적절한 강성을 가지도록 단면2차모멘트에 관한 규정을 식 (14)와 같이 제시하고 있다.

$$I_t \geq D t_w^3 \left[2.4 \left(\frac{d_0}{D} \right)^2 - 0.13 \right] \beta \quad (14)$$

여기서, I_t : 복부판과 접하는 면에 대한 수평보강재의 단면2차모멘트

d_0 : 수직보강재의 간격

β : 곡선거더에 설치되는 수평보강재의 곡률 보정계수(직선거더=1)

한편, 수평보강재가 횡좌굴을 일으키지 않고 축방향 압축력에 저항하기 위한 강성을 가지도록 단면회전반경에 대한 규정을 식 (15)와 같이 제시하고 있다.

$$r \geq \frac{0.16 d_0 \sqrt{\frac{F_{ys}}{E}}}{\sqrt{1 - 0.6 \frac{F_{yc}}{R_h F_{ys}}}} \quad (15)$$

여기서, r : 수평보강재와 복부판 $18t_w$ 부분의 단면으로 구성된 회전반경
 F_{ys} : 보강재의 항복강도

2.2 Eurocode 3 기준^[6]

EN 1993-1-5에서는 압축응력을 받는 판에 대해 판의 세장비에 따라 감소계수(ρ)를 적용하여 유효폭(b_{eff})을 계산하고, 이로부터 유효단면에 대한 휨강도(M_{yc})를 구하는 개념이다. 감소계수(ρ) 산정식은 다음과 같다.

(1) 복부판

$$\bar{\lambda}_p \leq 0.673 \text{ 이면, } \rho = 1.0 \quad (16a)$$

$\bar{\lambda}_p > 0.673$, $(3 + \psi) \geq 0$ 이면,

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0.055(3 + \psi)}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1.0 \quad (16b)$$

(2) 플랜지

$$\bar{\lambda}_p \leq 0.748 \text{ 이면, } \rho = 1.0 \quad (17a)$$

$$\bar{\lambda}_p > 0.748 \text{ 이면, } \rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0.188}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1.0 \quad (17b)$$

여기서, $\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}}} = \frac{\bar{b}/t}{28.4 \epsilon \sqrt{k_\sigma}}$

ψ : 응력비

k_σ : 지지조건과 응력비에 따른 좌굴계수

σ_{cr} : 판의 탄성좌굴응력

$$\epsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y [MPa]}}$$

유효폭(b_{eff})에 대한 개념을 Fig. 1에 제시하였다. 복부판의 유효폭은 Fig. 1과 같이 수평보강재가 있는 경우 b_1 과

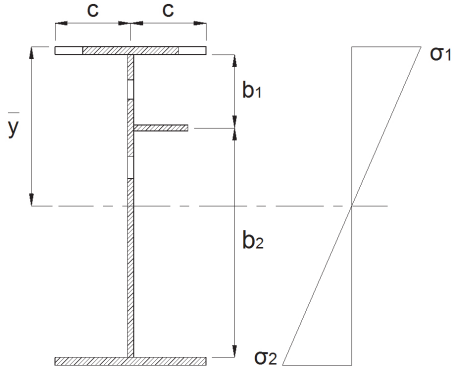


Fig. 1. Effective cross-section of girder (Eurocode 3)

b_2 의 2개 구역으로 구분하여 각각 유효폭을 계산한다. 그리고 플랜지의 유효폭은 ρc 이며, c 는 플랜지의 편측 돌출폭이다. 한편, Eurocode 3에서는 휨강도 산정 시 수평보강재를 유효단면에 포함한다.

3. 해석 모델 및 해석 방법

3.1 해석 모델

해석 모델은 Fig. 2와 같이 단순보의 중간 두 지점에 연직하중을 재하하여 중앙패널 구간이 순수휨 상태가 되도록 고려하였다. 복부판의 높이는 2,000mm, 상·하부 플랜지의 폭은 500mm로 하였으며 해석 단면들의 상세한 제원은 4.1절에서 제시하기로 한다. 횡비틀림좌굴에 앞서 플랜지 국부좌굴이 선행되도록 하기 위해 L_p (횡비틀림이 발생하지 않는 한계 비지지길이)보다 짧은 비지지길이(L_b)를 고려하였다. 또한, 사이드패널의 길이는 L_b 의 3배로 하였으며, L_b 간격으로 횡방향 지지를 고려하였다. 모델들의 지지조건은 Table 1과 같고 D_x , D_y , D_z 는 각각 x , y , z 축 이동변위이다. 지점부 및 하중재하점에서는 국부변형을 방지하기 위해 수직보강재를 양면에 부착하였고 사이드패널 중간에는 복부판 두께의 수직보강재를 편측에만 부착하였다. 수평보강재는 $0.4D_c$ 위치에 편측에만 1단 부착하였으며, 수직보강재와는 용접 연결되지 않는 것으로 고려하였다.

전산해석은 ABAQUS/Standard(Ver. 6.5)^[7]를 사용하여 재료 및 기하비선형성을 고려하였으며, 모든 부재는 S4R 쉘요소를 사용하여 모델링하였다. 잔류응력분포를 적절히 고려하기 위해 주거더의 플랜지는 편측당 7열의 요소를 사용하였고, 복부판은 높이 방향으로 51열의 요소로 분

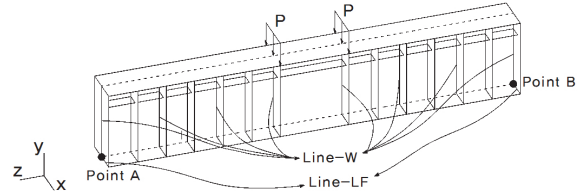


Fig. 2. Configuration of Numerical Model

Table 1. Boundary Conditions

Location	D_x	D_y	D_z
Point A	Fix	Fix	Fix
Point B	Fix	Fix	-
Line-W	Fix	-	-
Line-LF	-	Fix	-

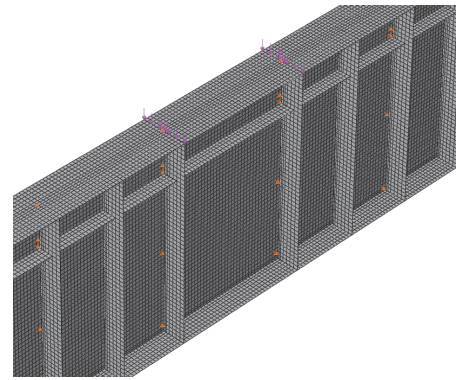


Fig. 3. Partial View of Finite Element Model

할하였다. Fig. 3는 유한요소망의 형상(중앙 부분)이다.

3.2 재료 모델

본 연구에서는 SM490 강재($F_y = 315 \text{ MPa}$)를 고려하였으며 재료모델은 Fig. 4에 보인 바와 같이 Multi-linear 모델로 고려하였다. 재료모델의 상세한 정보는 Table 2에 제시하였다. 강재의 탄성계수는 $E = 205 \text{ GPa}$ 을, 항복기준은 Von Mises 기준을 적용하였으며 변형률 경화 구간에서는 isotropic strain hardening 모델을 사용하였다.

3.3 초기 처짐

초기처짐은 도로교표준시방서^[8]에 제시된 허용제작오차를 적용하였으며 Fig. 5와 같이 복부판 패널 중앙점에서의 초기변형(δ_w)은 D (복부판 높이)/250로, 압축플랜지의 초기변형(δ_f)은 b (플랜지폭)/200으로 설정하였다.

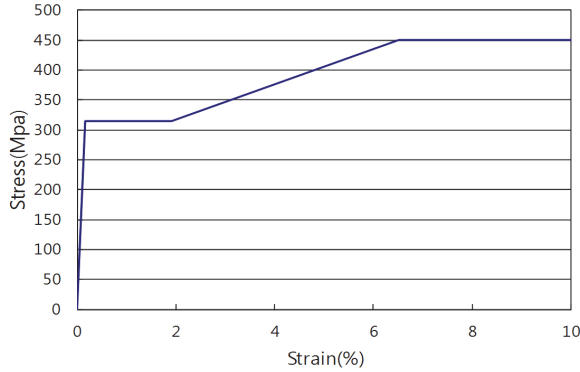


Fig. 4. Idealized Stress-Strain Curves (SM490)

Table 2. Material Properties used in the Analysis

SM490		비고
Stress (MPa)	Strain	
315	0.00154	F_y
332.5	0.0190	
490	0.06046	F_u

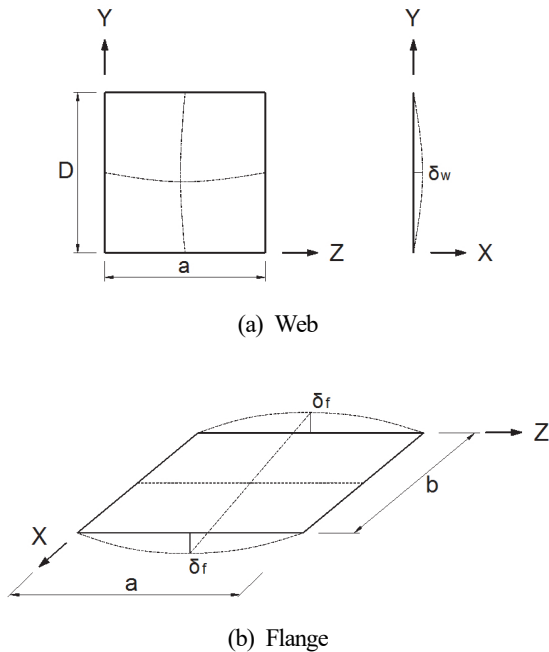


Fig. 5. Initial Imperfection Model

3.4 잔류응력 분포

3.4.1 ECCS 기준

ECCS 기준^[9]에서 제시한 플레이트거더의 용접제작에 의한 잔류응력분포 모델은 Fig. 6과 같다. 여기서, c_f 는 강

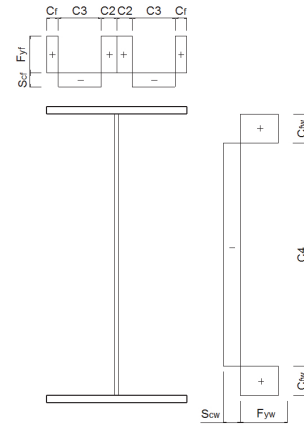


Fig. 6. Residual Stress Model^[9]

판의 절단에 의한 인장 잔류응력 폭으로서 다음 식과 같으나 일반적인 강판두께에서 그 폭은 매우 작다.

$$c_f = \frac{110\sqrt{t}}{F_y} \quad (18)$$

여기서, t : 강판 두께(mm)

한편, 복부판 상·하부의 인장 잔류응력 폭은 다음 식과 같다.

$$c_{fw} = (c_f^4 + c_w^4)^{0.25} \approx c_w \quad (19)$$

$$\text{여기서, } c_w = \frac{12,000pA_w}{F_y \Sigma t} \quad (20)$$

p : 용접효율지수(서브머지드 아크용접=0.9)

A_w : 용접 단면적(mm²)

Σt : 플랜지와 복부판 두께의 합(mm)

플랜지와 복부판의 접합부에서 플랜지의 인장 잔류응력 폭 c_2 는 다음 식으로 계산한다.

$$c_2 = c_w + 0.5t_w \quad (21)$$

3.4.2 White 등의 잔류응력 분포

White *et al.*^[10]은 플랜지의 압축 잔류응력 크기를 $0.3 \sim 0.6F_y$ 로 추정하였으며, 복부판의 압축 잔류응력 크기를 $D/t_w = 163$ 일 때 $0.03 \sim 0.07F_y$, $D/t_w = 125$ 일 때 $\sim 0.05 \sim 0.10F_y$, $D/t_w = 86$ 일 때 $0.07 \sim 0.15F_y$ 로 추정하였다. 복

부판의 세장비에 따른 최대 및 최소 압축 잔류응력 범위는 Fig. 7과 같다. White 등은 휨부재에서 잔류응력의 크기가 조기 항복(early yielding)에는 영향을 미치지 않지만 최대 휨강도에 미치는 영향을 적다고 제시하였다.

3.4.3 본 연구의 잔류응력 분포 가정

본 연구에서는 수평보강재가 설치된 거더의 잔류응력 분포를 2단계로부터 결정하였다. 먼저, 첫 번째 단계는 수평보강재가 설치되기 전의 응력분포를 설정하기 위한 것으로 Fig. 6에서 플랜지와 복부판이 만나는 위치에서 플랜지의 인장 잔류응력 크기(f_{yf})는 항복강도 F_y 로 설정하고, 압축 잔류응력 크기(s_{cf})는 $0.3F_y$ 로 고려하였다. Fig. 6에서 c_f 를 무시하면 인장-압축 평형조건으로부터 인장폭(c_2)과 압축폭(c_3)을 산정할 수 있다. 한편, 복부판의 인장 잔류응력 크기(f_{yw})는 F_y 로, 압축 잔류응력 크기(s_{cw})는 Fig. 7의

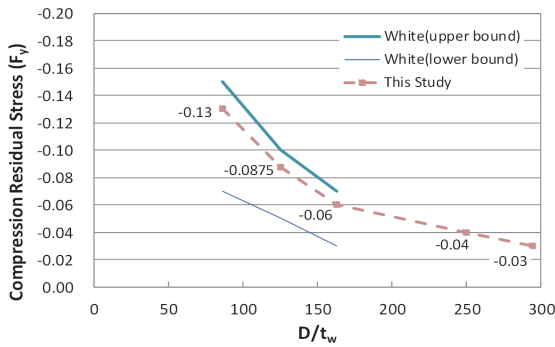


Fig. 7. Compressive Residual Stress of Web

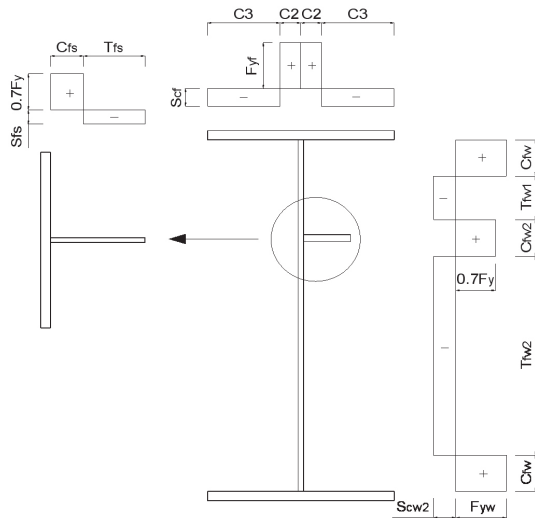


Fig. 8. Residual Stress Model for Longitudinally stiffened Girder

White *et al.*^[10]이 제안한 분포에 근거하여 복부판의 세장비에 따라 Fig. 7의 점선과 같이 고려하였다. 이로부터 평형을 고려하면 Fig. 6에서 c_{fw} 와 c_4 가 결정된다.

두 번째 단계는 수평보강재의 용접에 의한 잔류응력을 고려하기 위한 것으로 개요는 Fig. 8과 같다. 수평보강재의 인장 잔류응력 크기는 $0.7F_y$ 로 설정하고 인장폭(c_{fs})는 필렛용접치수 $s = 6\text{ mm}$ 로 가정하여 식 (20)으로부터 결정하였다. 평형조건으로부터 보강재의 압축 잔류응력 크기와 압축폭(T_{fs})가 결정된다. 한편, 수평보강재와 접하는 복부판의 인장 잔류응력 크기도 $0.7F_y$ 로 가정하였으며, c_{fw2} 는 식 (21)로부터 결정하였다. 수평보강재와 접하는 위치에서 복부판에 인장 잔류응력이 추가되었으므로 이를 고려하여 새로이 평형을 만족하는 압축 잔류응력 크기(s_{cw2})를 최종 결정하였다.

4. 휨강도 해석 단면 제원 및 해석 결과

4.1 해석 단면 제원

본 연구에서 고려한 수평보강재로 보강된 거더 단면의 형상은 Fig. 9와 같다. 플랜지와 복부판은 모두 SM490 강재로 구성된 균질단면을 대상으로 하였다. SM490강재

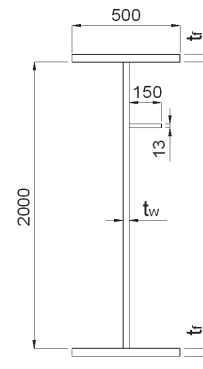


Fig. 9. Configuration of Girder Section

Table 3. Thickness and Slenderness Ratio of Flange and Web considered in this Study

Flange	t_f	16mm	19mm	22mm	26mm	
	$b/2t_f$	15.63	13.16	11.36	9.62	
Web	t_w	6.8mm	8mm	10mm	12mm	14mm
	D/t_w	294	250	200	167	143

($F_y = 315 \text{ MPa}$)에서 식 (5)로부터 복부판의 비조밀한계세장비(λ_{rw})는 145이고, 식(7a)와 (7b)로부터 플랜지의 조밀한계세장비(λ_{pf})는 9.7, 비조밀한계세장비(λ_{rf})는 17.1이 된다.

본 연구에서 고려한 단면의 복부판과 플랜지의 두께를 Table 3에 제시하였다. 복부판은 현재 AASHTO LRFD 기준으로 세장복부판에 해당하는 폭-두께비(D/t_w)가 294 ($t_w = 6.8 \text{ mm}$), 250($t_w = 8 \text{ mm}$), 200($t_w = 10 \text{ mm}$), 167 ($t_w = 12 \text{ mm}$)과 비조밀 한계세장비에 가까운 폭-두께비 143($t_w = 14 \text{ mm}$)을 고려하였다. 참고로 AASHTO LRFD 기준^[3]에서는 수평보강재 설치 시 복부판의 최대 폭-두께비를 $D/300$ 로 제한하고 있으며, 상기 복부판 두께는 이 한계를 포함하도록 결정한 것이다. 한편, 플랜지는 비조밀 한계세장비에 가까운 두께($t_f = 16 \text{ mm}$), 조밀 한계세장비에 가까운 두께($t_f = 22 \text{ mm}$), 그리고 이들의 중간 두께($t_f = 19 \text{ mm}$)의 3개 비조밀플랜지와 조밀 한계세장비에 가까운 조밀플랜지($t_f = 26 \text{ mm}$)를 고려하였다.

수평보강재는 2.1.5에서 기술한 AASHTO LRFD의 기준을 만족하도록 결정하였으며, 모든 단면에 대해 $150 \times 13t$ 를 적용하였다. 한편, Fig. 2에서 중앙패널부 길이, 즉 비지지길이(L_b)는 모든 단면에서 조밀 한계길이인 L_p (단면에 따라 2.9m 내외)보다 짧은 길이인 1.5m로 하였으며, 따라서 형상비는 0.75가 된다.

4.2 휨강도 해석 결과

전산해석에 의한 극한하중 상태에서의 처짐 형상을 두 개 단면에 대해서만 Fig. 10에 예시하였다. 전산해석으로부터 구해진 휨강도(M_u)와 압축플랜지에 관한 항복모멘트(M_{yc}) 및 소성모멘트(M_p)에 대한 비를 Table 4 및 Fig. 11 과 Fig. 12에 제시하였다. 전산해석에 의한 휨강도는 수평보강재가 고려된 것이므로 본 연구에서는 M_{yc} 와 M_p 산정시 수평보강재를 포함하였다. Table 4와 Fig. 11, 12로부터 복부판 세장비가 작아짐에 따라 휨강도비(M_u/M_{yc} 및 M_u/M_p)는 증가하는 것을 알 수 있다. 또한, 수평보강재가 설치되는 경우 현재 AASHTO LRFD 기준으로 세장복부판 범위($t_w = 8 \sim 12 \text{ mm}$)의 비조밀 플랜지($t_f = 16 \sim 22 \text{ mm}$)를 갖는 다수의 단면에서도 M_y 에 도달한 휨강도를 보이며, 조밀 플랜지를 갖는 비조밀 복부판 단면($t_f = 26 \text{ mm}$, $t_w = 14 \text{ mm}$)에서는 거의 M_p 에 도달하는 휨강도를 보였다.

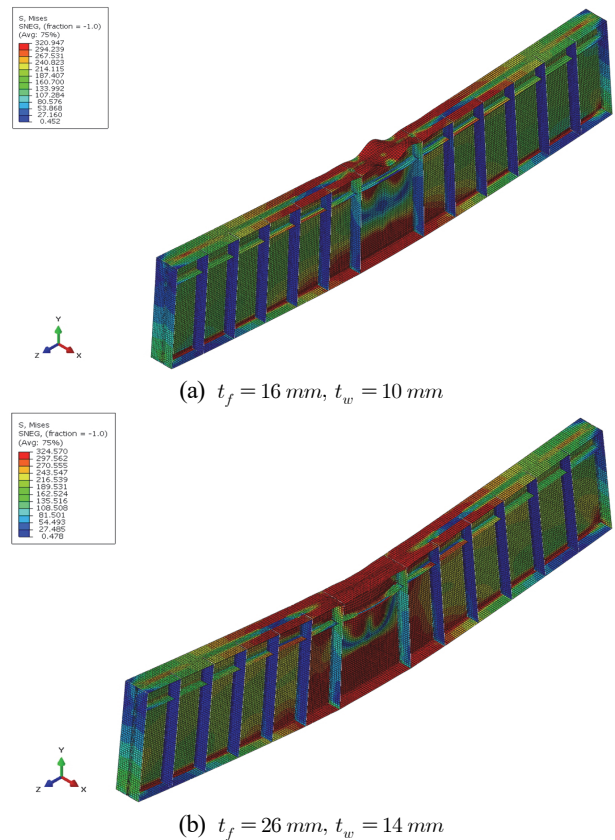


Fig. 10. Deformed Shapes at Ultimate Condition

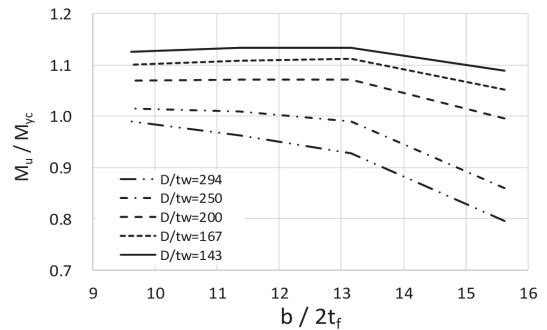


Fig. 11. Ratio of M_u/M_{yc}

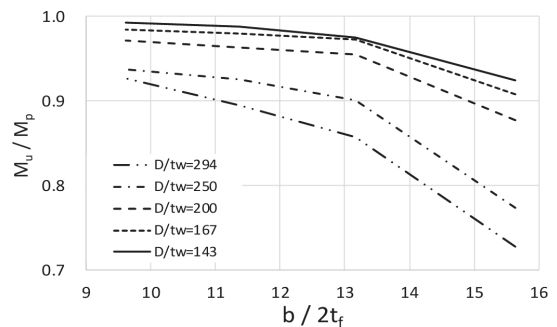


Fig. 12. Ratio of M_u/M_p

Table 4. Ratio of M_u/M_{yc} and M_u/M_p

(a) M_u/M_{yc}					
$t_w(D/t_w)$	6.8mm (294)	8mm (250)	10mm (200)	12mm (167)	14mm (143)
16mm(15.63)	0.795	0.860	0.996	1.051	1.089
19mm(13.16)	0.928	0.990	1.071	1.111	1.133
22mm(11.36)	0.963	1.009	1.071	1.108	1.134
26mm(9.62)	0.990	1.014	1.070	1.101	1.126

(b) M_u/M_p					
$t_w(D/t_w)$	6.8mm (294)	8mm (250)	10mm (200)	12mm (167)	14mm (143)
16mm(15.63)	0.727	0.774	0.877	0.908	0.925
19mm(13.16)	0.857	0.901	0.955	0.972	0.975
22mm(11.36)	0.895	0.925	0.964	0.980	0.987
26mm(9.62)	0.926	0.937	0.971	0.984	0.992

4.3 현재 기준들과의 비교

4.3.1 AASHTO LRFD 기준과의 비교

Table 5에 현재 AASHTO LRFD 본문 기준(2.1.3항 참조)으로 평가한 압축플랜지의 강도비(F_{nc}/F_{yc})를 제시하였다. 즉, 수평보강재가 $d_s/D_c = 0.4$ 위치에 설치되었으므로 식 (2a)로부터 $k = 129$, 식(3a)로부터 $0.95\sqrt{Ek/F_{yc}} = 275$ 로 계산된다. 따라서 $t_w = 6.8\text{ mm}$ 단면들에서 $R_b < 1.0$ 이고 $t_w \geq 2000/275 (= 7.3\text{ mm})$ 인 단면들에서는 $R_b = 1.0$ 이 된다. 이 때 플랜지 세장비에 따른 압축플랜지의 강도 F_{nc} 는 복부판의 세장비에 관계없이 식 (6a) 또는 식 (6b)로부터 계산된다.

한편, 해석에 의한 휨강도(M_u)와 현재 AASHTO LRFD 기준의 압축플랜지 강도에 압축축 단면계수를 곱하여 구한 휨강도($F_{nc}S_{xc}$)의 비를 Table 5와 Fig. 13에 제시하였다. 이로부터 AASHTO LRFD 기준은 수평보강재가 설치된 거더에 대해 복부판의 세장비가 작아짐에 따라 휨강도를 과소 평가하며, 플랜지 세장비가 비조밀 일수록 지나치게 안전측으로 평가하는 것으로 나타났다.

4.3.2 Eurocode 3 기준과의 비교

본 연구의 해석에 의한 휨강도(M_u)와 앞의 2.2절에서 기술한 Eurocode 3로부터 휨강도(M_{EC})를 계산하고 M_u/M_{EC} 비를 Table 6과 Fig. 14에 제시하였다. 이로부터 Eurocode

Table 5. Comparison with AASHTO LRFD code

$t_f(\text{mm})$	$M_u/F_{nc}S_{xc}$				
	$t_w = 6.8$	$t_w = 8$	$t_w = 10$	$t_w = 12$	$t_w = 14$
16	1.209	1.133	1.312	1.385	1.435
19	1.226	1.153	1.247	1.293	1.319
22	1.158	1.083	1.149	1.189	1.217
26	1.094	1.014	1.070	1.101	1.126

Table 6. Ratio of M_u/M_{EC} by Eurocode 3

$t_w(D/t_w)$	6.8mm (294)	8mm (250)	10mm (200)	12mm (167)	14mm (143)
16mm(15.63)	0.949	0.999	1.104	1.148	1.183
19mm(13.16)	1.020	1.068	1.115	1.147	1.167
22mm(11.36)	1.010	1.044	1.077	1.108	1.134
26mm(9.62)	1.033	1.045	1.075	1.101	1.126

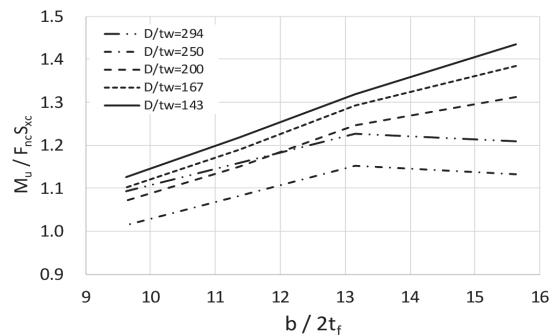


Fig. 13. Ratio of $M_u/F_{nc}S_{xc}$ (AASHTO LRFD)

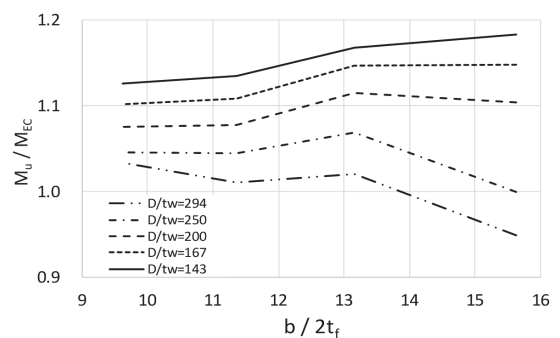


Fig. 14. Ratio of M_u/M_{EC} (Eurocode 3)

3 역시 복부판의 세장비가 작아짐에 따라 실제보다 휨강도를 대부분 낮게 평가하는 것을 알 수 있다. 그 이유는 Table 4(a)로부터 복부판의 세장비가 작아짐에 따라 비조밀플랜지 단면에서도 항복모멘트(M_{yc})를 초과하는 휨강도

를 보이는데 비해 Eurocode 3에서는 최대 휨강도를 항복 모멘트까지만 고려하기 때문이다.

5. 수평보강재로 보강된 거더의 휨강도 평가 방안

앞의 4장에서 제시한 바와 같이 수평보강재로 보강된 거더에 대해 AASHTO LRFD 본문 기준과 Eurocode 3 모두 복부판의 세장비가 작아질수록, 그리고 플랜지가 비조밀일수록 휨강도를 과소평가하는 것으로 나타났다. 이러한 경향은 Fig. 13과 Fig. 14로부터 알 수 있듯이 Eurocode 3에 비해 AASHTO LRFD 기준에서 그 정도가 더욱 두드러졌다.

이에 본 연구에서는 AASHTO LRFD 기준을 토대로 수평보강재로 보강된 거더의 휨강도를 보다 합리적으로 평가하기 위한 방안을 검토하였다. 이를 위해 수평보강재가 설치된 단면의 복부판과 플랜지의 세장비 한계를 재설정하고, 복부판의 세장비에 따라 AASHTO LRFD 본문 기준과 부록 A6 기준을 적용할 수 있는지 여부에 대해 검토하였다.

5.1 복부판 한계세장비

5.1.1 비조밀복부판 한계세장비

식 (5)의 비조밀복부판 한계세장비($2D_c/t_w < 5.7 \sqrt{E/F_{yc}}$)는 수평보강재가 없는 경우 좌굴계수 $k=36$ 을 판좌굴강도식에 적용하였을 때로부터 설정된 것이다. 하지만, 수평보강재가 복부판 상단 $0.2D$ 위치에 설치되면 식 (2a)로부터 좌굴계수 $k=129$ 가 되므로 수평보강재가 설치된 복부판의 비조밀 한계세장비를 다음과 같이 제안한다.

$$\lambda_{rw}' = \sqrt{\frac{k\pi^2}{12(1-\nu^2)} \frac{E}{F_{yc}}} = 10.8 \sqrt{\frac{E}{F_{yc}}} \quad (22)$$

5.1.2 조밀복부판 한계세장비

수평보강재가 없는 경우 조밀복부판의 한계세장비는 다음과 같다.

$$\lambda_{pw} = \frac{2D_{cp}}{t_w} = 3.76 \sqrt{\frac{E}{F_{yc}}} \quad (23)$$

이 값은 식 (12)에 형상계수(M_p/M_y)를 대푯값 1.12로 고려하였을 때 결정된 것이다. 무보강 복부판의 조밀 한계세장비인 식 (12)로부터 수평보강재로 보강된 복부판의 조밀 한계세장비를 식 (24)의 형태로 도출하기로 한다. Table 4(b)로부터 수평보강재가 설치된 경우 조밀플랜지($t_f = 26 \text{ mm}$)를 갖고 복부판 두께 $t_w = 14 \text{ mm}$ 일 때 거의 소성모멘트에 도달하였다. 이 단면의 $2D_{cp}/t_w = 129$, 형상계수는 1.135이고, 이 때 식 (24)로부터 $\alpha = 1.38$ 로 계산된다. 이에 본 연구에서는 $\alpha = 1.30$ 을 적용하기로 한다.

$$\lambda_{pw(D_{cp})}' = \frac{\alpha \sqrt{E/F_{yc}}}{(0.54 \frac{M_p}{R_h M_y} - 0.09)^2} \quad (24)$$

여기서, $\alpha = 1.30$ (제안 값)

5.2 플랜지 한계세장비

5.2.1 비조밀플랜지 한계세장비

식 (7b)의 비조밀플랜지 한계세장비($0.56 \sqrt{E/F_{yr}}$)는 식 (10)에서 좌굴계수 k_c 를 하한치인 0.35로 고려하여 설정된 것이다. 여기서 k_c 는 Johnson^[11]의 연구로부터 제안된 것으로 압축플랜지와 복부판의 접합부에서 복부판이 플랜지 회전을 구속하는 효과, 즉 복부판-플랜지 상호작용을 고려한 플랜지 국부좌굴계수로서 수평보강재가 없는 보의 실험으로부터 결정된 것이다.

하지만, 수평보강재가 설치된 복부판에서는 플랜지의 회전을 구속하는 효과가 증가할 것이다. 이에 대한 내용을 부록에 제시하였으며, 수평보강재가 설치된 경우 k_c 는 수평보강재가 없는 경우에 비해 복부판 세장비가 작아질수록 크게 증가하는 것을 알 수 있다. 이에 수평보강재가 설치된 거더의 비조밀플랜지 한계세장비를 다음 식으로 제안하며, 복부판 세장비에 따른 좌굴계수 k_c 는 부록 Table 8에 제시하였다.

$$\lambda_{rf}' = 0.95 \sqrt{\frac{k_c E}{F_{yr}}} \quad (25)$$

여기서, F_{yr} 은 $0.7F_{yc}$ 를 적용하기로 한다.

Table 7. Flexural Resistance based on Proposed Slenderness Ratio

(a) $t_w = 6.8mm$ ($k_c = 0.37, \lambda_{rf}' = 17.62$)										
t_f (Compactness)	Flange strength by AASHTO 6.10.8.2.2 with proposed λ_{rf}'		Flexural strength by AASHTO Appendix A6 with proposed λ_{rf}' , $\lambda_{pw(Dcp)}'$ and λ_{rw}'							
	F_{nc}'/F_{yc}	$M_u/F_{nc}'S_{xc}$	M_p/M_{yc}	Web compactness				R_{pc}	M_{nc}'/M_{yc}	M_u/M_{nc}'
				$\lambda_{pw(Dcp)}$	$2D_{cp}/t_w$	$2D_c/t_w$	Web			
16mm(NF)	0.770	1.033	-	-	-	283	SW	-	-	-
19mm(NF)	0.862	1.076	-	-	-	284	SW	-	-	-
22mm(NF)	0.930	1.036	-	-	-	285	SW	-	-	-
26mm(CF)	0.993	0.997	-	-	-	286	SW	-	-	-

(b) $t_w = 8mm$ ($k_c = 0.46, \lambda_{rf}' = 19.65$)										
t_f (Compactness)	Flange strength by AASHTO 6.10.8.2.2 with proposed λ_{rf}'		Flexural strength by AASHTO Appendix A6 with proposed λ_{rf}' , $\lambda_{pw(Dcp)}'$ and λ_{rw}'							
	F_{nc}'/F_{yc}	$M_u/F_{nc}'S_{xc}$	M_p/M_{yc}	Web compactness				R_{pc}	M_{nc}'/M_{yc}	M_u/M_{nc}'
				$\lambda_{pw(Dcp)}$	$2D_{cp}/t_w$	$2D_c/t_w$	Web			
16mm(NF)	0.821	1.048	1.111	128	216	241	NW	1.028	0.833	1.032
19mm(NF)	0.896	1.105	1.099	131	215	242	NW	1.026	0.912	1.086
22mm(NF)	0.950	1.062	1.090	133	214	243	NW	1.024	0.969	1.041
26mm(CF)	1.000	1.014	1.082	136	213	243	NW	1.022	1.022	0.993

(c) $t_w = 10mm$ ($k_c = 0.76, \lambda_{rf}' = 25.25$)										
t_f (Compactness)	Flange strength by AASHTO 6.10.8.2.2 with proposed λ_{rf}'		Flexural strength by AASHTO Appendix A6 with proposed λ_{rf}' , $\lambda_{pw(Dcp)}'$ and λ_{rw}'							
	F_{nc}'/F_{yc}	$M_u/F_{nc}'S_{xc}$	M_p/M_{yc}	Web compactness				R_{pc}	M_{nc}'/M_{yc}	M_u/M_{nc}'
				$\lambda_{pw(Dcp)}$	$2D_{cp}/t_w$	$2D_c/t_w$	Web			
16mm(NF)	0.886	1.124	1.136	121	177	194	NW	1.078	0.934	1.066
19mm(NF)	0.933	1.148	1.122	125	177	194	NW	1.072	0.989	1.083
22mm(NF)	0.968	1.106	1.112	127	176	195	NW	1.067	1.028	1.042
26mm(CF)	1.000	1.070	1.101	130	175	195	NW	1.062	1.062	1.008

(d) $t_w = 12mm$ ($k_c = 0.76, \lambda_{rf}' = 25.25$)										
t_f (Compactness)	Flange strength by AASHTO 6.10.8.2.2 with proposed λ_{rf}'		Flexural strength by AASHTO Appendix A6 with proposed λ_{rf}' , $\lambda_{pw(Dcp)}'$ and λ_{rw}'							
	F_{nc}'/F_{yc}	$M_u/F_{nc}'S_{xc}$	M_p/M_{yc}	Web compactness				R_{pc}	M_{nc}'/M_{yc}	M_u/M_{nc}'
				$\lambda_{pw(Dcp)}$	$2D_{cp}/t_w$	$2D_c/t_w$	Web			
16mm(NF)	0.886	1.186	1.158	116	150	162	NW	1.119	0.959	1.096
19mm(NF)	0.933	1.191	1.143	119	150	162	NW	1.111	1.019	1.090
22mm(NF)	0.968	1.145	1.131	122	149	163	NW	1.104	1.060	1.045
26mm(CF)	1.000	1.101	1.119	125	149	163	NW	1.097	1.097	1.004

(e) $t_w = 14mm$ ($k_c = 0.76, \lambda_{rf}' = 25.25$)										
t_f (Compactness)	Flange strength by AASHTO 6.10.8.2.2 with proposed λ_{rf}'		Flexural strength by AASHTO Appendix A6 with proposed λ_{rf}' , $\lambda_{pw(Dcp)}'$ and λ_{rw}'							
	F_{nc}'/F_{yc}	$M_u/F_{nc}'S_{xc}$	M_p/M_{yc}	Web compactness				R_{pc}	M_{nc}'/M_{yc}	M_u/M_{nc}'
				$\lambda_{pw(Dcp)}$	$2D_{cp}/t_w$	$2D_c/t_w$	Web			
16mm(NF)	0.886	1.229	1.178	111	131	139	NW	1.155	0.981	1.110
19mm(NF)	0.933	1.214	1.162	115	130	139	NW	1.145	1.046	1.083
22mm(NF)	0.968	1.171	1.149	118	130	140	NW	1.136	1.089	1.041
26mm(CF)	1.000	1.126	1.135	121	129	140	NW	1.127	1.127	0.999

5.2.2 조밀플랜지 한계세장비

Table 6으로부터 조밀플랜지 단면에서는 비조밀플랜지 단면에 비해 휨강도를 과소평가하는 정도가 크지 않으므로 조밀플랜지 한계세장비는 식 (7a)의 현재 기준을 적용하기로 한다.

5.3 휨강도 평가 방안

수평보강재가 설치된 거더에 대해 본 연구에서 제안한 한계세장비를 요약하면 복부판의 비조밀 한계세장비는 식 (22), 조밀 한계세장비는 식 (24)와 같다. 플랜지의 비조밀 한계세장비는 식 (25)와 같고 조밀 한계세장비는 현재 기준인 식 (7a)로 고려한다. 제안한 세장비를 AASHTO LRFD 본문 기준(2.1.3항)에 적용한 경우와 비조밀복부판에 대해서는 AASHTO LRFD 부록 A6 기준을 추가로 고려한 경우에 대한 결과를 Table 7에 제시하였다.

먼저, 비조밀플랜지의 제안 세장비 λ_{rf} 를 AASHTO LRFD 본문 기준인 식 (6a) 또는 식 (6b)에 적용한 경우 플랜지의 휨강도(F_{nc}')와 항복강도의 비(F_{nc}'/F_{yc})를 Table 7의 왼쪽 부분에 제시하였다. 여기서 'NF'는 비조밀 플랜지, 'CF'는 조밀 플랜지를 의미한다. 또한, 해석에 의한 휨강도(M_u)와 본문 기준 적용 시 휨강도($F_{nc}' S_{xc}$)의 비를 제시하였다. 이를 Table 5에 제시한 현재 기준에 의한 결과와 비교하면 휨강도를 과소평가하는 정도가 많이 줄어 들었으나, 복부판의 세장비가 작아짐에 따라 여전히 휨강도를 과소평가하는 것을 알 수 있다.

SM490 강재에 대해 식 (22)에 제안한 비조밀복부판의 한계세장비로 평가하였을 때 $\lambda_{rw}' = 275$ 이므로 $t_w \geq 8 \text{ mm}$ 인 단면은 최소한 비조밀복부판에 해당된다. 이들 단면에 대해서는 AASHTO LRFD 부록 A6의 복부판 소성화계수를 적용하여 휨강도(M_{nc}')를 평가하고 항복모멘트에 대한 비를 Table 7의 우측 부분에 제시하였다. Table 7에서 'SW'는 세장 복부판, 'NW'는 비조밀 복부판을 의미한다. Table 7로부터 본 연구에서 제안한 세장비 기준으로 비조밀복부판에 대해서는 부록 A6 기준 적용 시 대체로 휨강도를 적절하게 평가함을 알 수 있다.

이상으로부터 수평보강재로 보강된 거더의 휨강도는 본 연구에서 제안한 플랜지 및 복부판의 세장비를 적용하고, 이 때 비조밀복부판으로 판정되는 경우 AASHTO LRFD 부록 A6의 기준을 적용함으로써 휨강도를 적절하게 평가

할 수 있을 것으로 판단된다.

6. 결론

본 연구에서는 수평보강재가 설치된 세장한 복부판을 갖는 플레이트거더의 휨강도 평가를 위한 해석적 연구를 수행하였으며, 본 연구의 결론은 다음과 같다.

- (1) 복부판의 세장비가 현재 AASHTO LRFD 기준에서 정의한 세장복부판 범위에 해당하는 복부판을 수평보강재로 보강할 경우, 복부판의 세장비가 작아질수록 현재 기준은 휨강도를 지나치게 과소 평가하는 것으로 나타났다.
- (2) Eurocode 3는 AASHTO LRFD 기준에 비해 휨강도를 과소 평가하는 정도는 덜 하였으나, 복부판의 세장비가 작아질수록 역시 단면의 휨강도를 과소평가하였다.
- (3) 수평보강재가 설치될 경우 비조밀복부판(λ_{rw}') 및 조밀복부판($\lambda_{pw}(Dp)'$)의 한계세장비를 식 (22)와 식 (24)로 제안하였다.
- (4) 무보강 복부판에 비해 수평보강재로 보강된 단면에서 플랜지 국부좌굴계수(k_c)는 복부판의 세장비가 감소함에 따라 크게 증가하였다. 이로부터 수평보강재가 설치된 경우 복부판 세장비에 따른 좌굴계수 k_c 를 제안하였으며, 비조밀플랜지의 한계세장비(λ_{rf}')를 식 (25)로부터 결정할 것을 제안하였다.
- (5) 수평보강재로 보강된 단면에 대해 본 연구에서 제안한 한계세장비를 적용하고, 이 때 비조밀복부판 범위인 경우 AASHTO LRFD 부록 A6 기준의 복부판 소성화계수를 적용함으로써 비조밀 및 조밀플랜지를 갖는 단면의 휨강도를 비교적 합리적으로 평가할 수 있는 것으로 판단되었다.

감사의 글

본 연구는 국토해양부가 출연하고 한국건설교통기술평가원에서 위탁 시행한 R&D정책인프라사업(과제번호11 기술표준화01-01)의 지원에 의해 수행되었습니다.

참고문헌(References)

[1] Cooper, P.B. (1967) Strength of Longitudinally Stiffened Plate Girders, *Journal of the Structural Division*, American Society of Civil Engineers, Vol.93, No.2, pp.419-452.

[2] 국토해양부(2009) 하중저항계수설계법에 의한 강구조설계기준.
Ministry of Land, Transportation and Maritime Affairs (2009) *Steel Structure Design Code (Load and Resistant Factored Design)*, Korea (in Korean).

[3] American Association of State Highway and Transportation Officials (2012) *AASHTO LRFD Bridge Design Specifications* (6th Ed.), USA.

[4] 이명수, 이두성, 이성철(2010) 수평보강재가 설치된 플레이트거더 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*, KSCE, Vol.30, No.6A, pp. 503-512 (in Korean).

[5] Galambos, T.V. (1988) *Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures* (5th Ed.), John Wiley & Sons, USA.

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

[7] Dassault Systèmes Simulia Corp. (2004) *Abaqus Analysis User's Manual, Ver: 6.5*, DSS, USA.

[8] 건설교통부(2005) 도로교표준시방서.
Ministry of Construction & Transportation (2005) *Standard Specifications for Highway Bridges*, Korea (in Korean).

[9] ECCS Committee 8: Stability (1976) *Manual on Stability of Steel Structures* (2nd Ed.), European Convention for Constructional Steelwork, Belgium.

[10] White, D.W., Zureick, A.H., Phoawanich, N., and Jung, S.-K. (2001) *Development of Unified Equations for Design of Curved and Straight Steel Bridge I-Girders*, Final Report (Prepared for American Iron and Steel Institute Transportation and Infrastructure Committee, Professional Service Industries, Inc. and Federal Highway Administration), Georgia Institute of Technology USA.

[11] Johnson, D.L. (1985) An Investigation into the Interaction of Flanges and Webs in Wide Flange Shapes, *Proceedings of SSRC Annual Technical Session*, Structural Stability Research Council, USA, pp.395-405.

부록(Appendix)

수평보강재가 설치된 경우 플랜지 국부좌굴계수(k_c) 평가
Johnson은 비조밀 플랜지를 갖는 보의 휨에 대한 압축 플랜지 강도를 다음 식으로 고려하였다.

$$\frac{F_{cr}}{F_y} = 1 - 0.55(\lambda - 0.46)^{1.92} \quad (26)$$

$$\text{여기서, } \lambda = \sqrt{\frac{F_y 12(1-\nu^2)}{k_c \pi^2 E} \frac{b}{t}} \quad (27)$$

b : 플랜지 편측돌출폭

t : 플랜지 두께

한편, Johnson은 수평보강재가 없는 비조밀플랜지 보에 대한 실험으로부터 플랜지좌굴계수 k_c 를 평가하고 이를 다음 식으로 제안하였다.

$$k_c = \frac{4.05}{(D/t_w)^{0.46}} \quad (28)$$

이를 현재 AASHTO LRFD 기준에서는 다음 식으로 단순화하여 적용하고 있다.

$$k_c = \frac{4.0}{\sqrt{D/t_w}} \quad (0.35 \leq k_c \leq 0.76) \quad (29)$$

위 식들을 Johnson의 실험 결과와 함께 Fig. 15에 제시하였다.

한편, $t_f = 16\text{ mm}$ 에 대해 수평보강재를 갖는 $t_w = 9\text{ mm}$ ($D/t_w = 222$)의 경우를 추가하여 해석을 수행하였으며, 본문의 Table 4(a)에서 $t_w = 6.8\text{ mm}$, 8 mm 및 10 mm 의 결

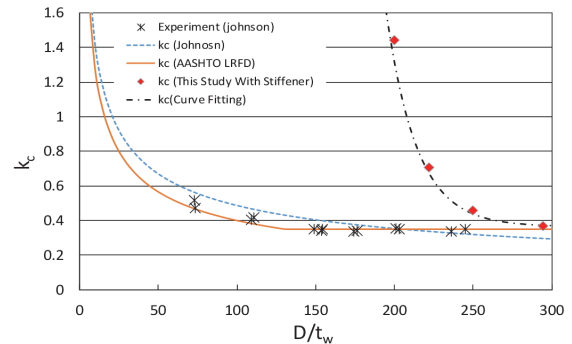


Fig. 15. Flange Buckling Coefficient k_c

과와 함께 식 (26) 및 식 (27)로부터 k_c 를 평가한 결과를 Table 8과 Fig. 15에 제시하였다. 이 때 식 (26)에서 F_{cr}/F_y 는 M_u/M_{yc} 로 고려하였다. 한편, 비선형 회귀분석으로부터 k_c 는 다음 식으로 곡선접합할 수 있으나 강재의 성질 등을 고려한 보완 연구가 필요하다.

$$k_c = 0.366 + 27300 \times 0.95^{(D/t_w)} \quad (30)$$

Fig. 15으로부터 수평보강재가 설치된 경우 k_c 는 무보강 복부판에 비해 복부판의 세장비가 작아짐에 따라 급격히 증가하는 것을 알 수 있고, 이는 수평보강재가 설치된 경우 플랜지의 회전을 구속하는 효과가 크게 증가하는 것을 의

Table 8. Flange Buckling Coefficient of Longitudinally Stiffened Girder

$t_w (D/t_w)$	6.8mm (294)	8mm (250)	9mm (222)	10mm (200)
M_u/M_y	0.759	0.860	0.943	0.996
k_c : Eq. (A1)	0.37	0.46	0.71	1.44
k_c proposed	0.37	0.46	0.71	0.76 ($D/t_w \leq 220$)

미한다. 따라서, 수평보강재가 설치되는 경우 복부판의 세장비에 따른 플랜지 국부좌굴계수를 Table 8의 제안값을 적용하기로 한다. 단, 최대값은 식 (29)로부터 상한치 0.76으로 고려하기로 한다.

요 약 : 본 연구에서는 수평보강재가 설치된 세장한 복부판을 갖는 플레이트 거더의 휨강도 평가를 위한 해석적 연구를 수행하였다. SM490강재를 대상으로 해석에서 구해진 휨강도를 AASHTO LRFD 기준 및 Eurocode 3 기준과 비교한 결과, 특히 AASHTO LRFD 기준은 수평보강재로 보강된 복부판의 세장비가 감소함에 따라 휨강도를 크게 과소평가하는 것으로 나타났다. 그 원인은 현재 AASHTO LRFD 기준은 수평보강재 보강에 따른 복부판의 비조밀 및 조밀 한계세장비 증가를 고려하지 않은 점과 보강 복부판이 압축플랜지의 회전을 구속하는 효과가 증가하는 것을 적절히 고려하지 않기 때문으로 분석되었다. 이에 본 연구에서는 보강 시 복부판과 플랜지의 한계세장비를 제안하였으며, 이를 AASHTO LRFD 기준에 적용함으로써 휨강도를 비교적 합리적으로 평가할 수 있음을 제시하였다.

핵심용어 : 수평보강재, 세장복부판, 플레이트거더, 휨강도, 한계세장비, AASHTO LRFD