



고성능 강재(HSB 800)를 적용한 플레이트 거더의 휨강도에 대한 플랜지 국부좌굴

김정훈¹ · 김경열² · 이정화³ · 김경식⁴ · 강영종^{5*}

¹연구원, 한전전력연구원, 송변전연구소 ²책임연구원, 한전전력연구원, 송변전연구소 ³박사과정, 고려대학교, 건축사회환경공학과
⁴교수, 청주대학교, 토목공학과 ⁵교수, 고려대학교, 건축사회환경공학과

Flange Local Buckling(FLB) for Flexural Strength of Plate Girders with High Performance Steel(HSB 800)

Kim, Jeong Hun¹, Kim, Kyoung Yul², Lee, Jeong Hwa³, Kim, Kyung Sik⁴, Kang, Young Jong^{5*}

¹Researcher, Power Transmission Laboratory, Korea Electric Power Research Institute, Daejeon, 305-760, Korea

²Principal Researcher, Power Transmission Laboratory, Korea Electric Power Research Institute, Daejeon, 305-760, Korea

³Ph.D. Course, Department of Civil, Environmental & Architectural Engineering, Korea University, Seoul, 136-713, Korea

⁴Professor, Department of Civil Engineering, Cheongju University, Cheongju, 360-764, Korea

⁵Professor, School of Civil, Environmental & Architectural Engineering, Korea University, Seoul, 136-713, Korea

Abstract - High performance steel for bridges(HSB 800) with a minimum tensile stress of 800MPa was recently developed. However, the study for local buckling behavior of plate girders considering interactive effects of flanges and webs is still insufficient. In this study, the flange local buckling(FLB) strength of plate girders with HSB 800 was evaluated by nonlinear finite element analysis. The flanges and webs of plate girders having I-section were modeled as 3D shell elements in the nonlinear analysis. Initial imperfection and residual stress were imposed on the plate girder. The high performance steel was modeled as a multi-linear material. Thus, parametric study of compression flanges with a compact, noncompact and slender web was performed. The flange local buckling behavior of plate girders was analyzed, and the nonlinear analysis results were compared with the nominal flexural strength of both AASHTO LRFD(2012) and KHBDC LSD(2012) codes.

Keywords - Flange local buckling(FLB), Interactive effect of flange and web, High performance steel(HSB 800), Plate girder, Flexural strength, Nonlinear finite element analysis

1. 서론

일반 강재에 비해 성능을 복합적으로 향상시킨 인장강도 800MPa급의 HSB(High-performance Steel for Bridges) 800 강재가 2008년 포항산업과학연구원(RIST)에 의해 개

발되었다. 이는 고강도/고성능 강재를 적용함으로써 기존 강재에 비해 경제적인 설계 유도가 가능하다. HSB 800 고성능 강재의 특징으로는 Fig. 1에서 보는 바와 같이 재료적으로 일반 구조용 강재에 비해 항복강도(690MPa)가 높고, 항복비(항복강도-인장강도 비)가 상대적으로 크기 때문에 항복 이후의 여유가 작으며, 극한 변형률에 대한 항복 변형률의 비가 작아 낮은 연성을 보이며, 변형률 경화계수가 작다는 부정적인 특성을 갖고 있다. 구조물, 특히 교량상부 구조물에 고성능 강재를 사용하는 경우의 경제성에도 불구하고 이런 재료적, 구조적인 취약성으로 인해 AASHTO LRFD(2012) 기준의 경우, 고성능 강재를 사용하는 경우 단면의 최대 휨저항강도는 플랜지와 복부판이 단면의 조밀

Note.-Discussion open until October 31, 2014. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on February 24, 2014; revised March 14, 2014; approved on March 24, 2014.

Copyright © 2014 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-2-3290-3317 Fax. +82-2-921-5166

E-mail. yjkang@korea.ac.kr

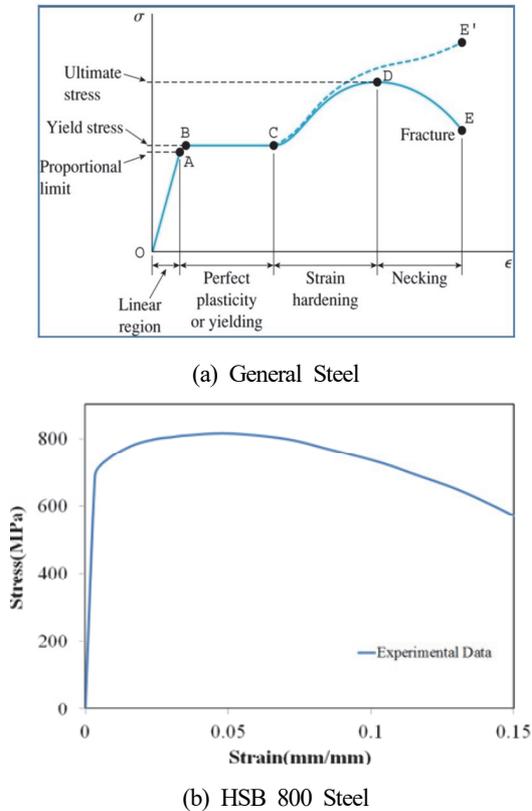


Fig. 1. Stress-Strain Curves of General and HSB 800 Steel

또는 비조밀 기준을 만족하는 경우라도 플랜지의 항복에 기초하는 항복 모멘트(M_y)로 제한되고 있다^[1]. 또한, 고성능 강재를 사용하는 경우 항복강도가 증가할수록 한계세장비 기준이 낮아지므로, 동일한 단면을 사용하는 경우 고성능 강재는 상대적으로 국부좌굴에 취약한 특성을 가지고 있다.

고성능 강재에 대한 휨을 받는 부재의 설계기준에 대해 살펴보면, AASHTO LRFD(2012) Appendix A6에서의 비탄성 설계 제한 조건으로 $F_y \leq 485$ MPa로 규정하고 있다. 이는 AASHTO LRFD 본문의 탄성 설계만을 유도하고 있으므로 고성능 강재에 대한 보수적인 설계로 인해 효율성 및 경제성이 저하된다. 또한, 도로교 설계기준(한계상태설계법, 2012)의 제한 조건으로는 고성능 강재를 탄성영역의 강도만을 이용하는 비조밀 단면으로 설계하도록 규정하고 있다^[2]. 따라서, 고성능(HSB 800) 강재를 설계기준에 적용함에 있어 효율성 및 경제성이 저하될 우려가 상당히 높으므로 HSB 800 강재의 비탄성 설계에 대한 적용성 검토가 반드시 필요한 실정이다.

고성능 강재를 적용한 플레이트 거더의 휨에 대한 압축 플랜지 국부좌굴에 대한 연구로써 Mcdermott(1969)는 항

복강도가 690MPa인 7개 고성능 강재를 적용한 플레이트 거더의 순수 휨실험을 수행하였으며^[3], Green(2000)은 항복강도가 552MPa인 고성능 강재를 적용한 유한요소해석과 휨 실험을 수행하여 AASHTO LRFD(1997)의 비탄성 설계를 적용할 수 있는 항복강도를 연구하였다^[4]. 김종민 등(2009)은 HSB 800을 적용한 플레이트 거더의 극한 휨거동을 알아보기 위해 플랜지와 웹의 폭-두께비를 매개변수로 하는 극한거동 해석을 수행하였다^[5]. 이철호 등(2012)은 고성능 강재인 HSB800, HSA800의 조립 H형강 보에 대해 실험 연구를 수행하였으며, 현행 일반강재 기준의 폭-두께비 규정을 고성능 강재에 적용할 수 있는지의 여부를 평가하였다^[6]. 조은영 등(2012)은 교량용 HSB 고성능 강재를 적용한 휨을 받는 강거더에 대하여 압축플랜지의 비탄성 국부좌굴 거동을 비선형 유한요소해석으로 분석하고 일반강재에 대한 설계규정과 비교를 통하여 고성능 강재의 적용성을 검토하였다^[7]. 또한, HSB 800 강재를 적용한 플레이트 거더에 대한 연구로써 조은영 등(2012)은 HSB 고성능 강재를 적용한 균일모멘트를 받는 세장 복부판을 갖는 강거더에 대하여 비탄성 횡비틀좌굴 거동을 상용 ABAQUS 프로그램을 이용하여 비선형 유한요소해석으로 분석하였으며^[8], 박용명 등(2013)은 균일휨모멘트를 받는 일축 및 이축 대칭 단면 HSB 800 고성능 강재를 적용한 플레이트거더의 횡비틀좌굴 강도를 비선형해석으로 평가하였다^{[9],[10]}.

요컨대, 현행 국내의 설계기준에서 제시하는 플레이트 거더의 휨강도에 대한 평가는 플랜지와 복부판의 국부좌굴 강도를 각각 독립적으로 고려하고 있으나 플랜지와 복부판의 상호구속 효과를 고려한 단면의 강도로 평가하는 것이 더욱 타당할 것으로 판단된다. 그러므로 기존 연구들의 범위를 더욱 세분화하고 확장하여 복부판의 상호구속 효과를 고려한 플랜지 국부좌굴에 대한 거동을 면밀히 분석하고 이를 반영한 국내의 설계기준으로의 적용성 검토가 반드시 필요하다.

본 연구에서는 고성능 강재를 적용한 플레이트 거더의 플랜지 국부좌굴 거동을 보다 면밀히 검토하기 위해 휨 부재에 HSB 800 강재를 적용하여 복부판이 조밀, 비조밀 그리고 세장 단면인 플레이트 거더에 대해 조밀, 비조밀 그리고 세장 단면의 플랜지 휨강도를 비선형 유한요소해석을 수행하여 산정하였다. 그리고 국내외 LRFD 설계기준(AASHTO 및 도로교 설계기준)에서 제시하는 플레이트 거더 단면의 플랜지 휨강도 식에 대한 적용성 검토를 수행하였다.

2. 국내의 설계기준 분석

2.1 AASHTO LRFD(2012)

AASHTO LRFD의 경우 합성단면의 정모멘트의 경우 조밀단면에 대하여는 기본적으로 전소성 모멘트를 단면의 강도로 적용하고 있으며, 비조밀단면의 경우 극한 응력을 제시하여 탄성응력 설계를 유도하고 있다. 부모멘트 구간 혹은 비합성 단면의 경우도 탄성응력 설계를 하도록 규정되어 있어 단면의 극한 모멘트를 고려한 설계에 비하여 상당한 안전측 설계를 유도하고 있음을 알 수 있다. 하지만 Appendix A6를 별도로 제시하고 있어 특정한 경우에 대해서는 소성설계도 가능하다. 이에 부모멘트 구간 혹은 비합성 플레이트거더의 횡좌굴을 제외한 휨에 대한 단면설계에 적용할 수 있는 AASHTO LRFD의 본문 규정과 Appendix A6의 규정을 정리하였다.

2.1.1 AASHTO LRFD(2012) 본문

플랜지 세장비에 대한 기준은 식 (1), (2)와 같으며, 부모멘트 구간 혹은 비합성 단면에서 플랜지가 조밀할 경우 식 (3)과 같이 항복응력에 대한 응력설계를 하도록 하고 있다. 비조밀 플랜지의 경우 조밀 한계점의 플랜지 항복응력과 비조밀 한계점의 탄성좌굴 응력을 선형으로 보고 응력 식 (4)를 제시하였으며, 세장한 경우에 대해서는 별도의 식을 제시하지 않고 있다. 또한, 인장플랜지의 경우 항복응력 설계를 하게 되어 모두 탄성 응력설계를 하고 있음을 알 수 있다.

1) 플랜지 세장비 기준

- 조밀단면의 압축 플랜지 세장비

$$\frac{b_{fc}}{2t_{fc}} \leq 0.38 \sqrt{\frac{E}{F_{yc}}} \quad (= \lambda_{pf}) \quad (1)$$

- 비조밀단면의 압축 플랜지 세장비

$$\frac{b_{fc}}{2t_{fc}} \leq 0.56 \sqrt{\frac{E}{F_{yr}}} \quad (= \lambda_{rf}) \quad (2)$$

여기서, b_{fc} = 압축 플랜지 폭

t_{fc} = 압축 플랜지 두께

F_{yc} = 압축 플랜지의 항복강도

2) 플랜지 휨강도 기준

- 조밀단면의 압축 플랜지 휨강도

$$F_{nc} = R_b R_h F_{yc} \quad (3)$$

- 비조밀단면의 압축 플랜지 휨강도

$$F_{nc} = \left[1 - \left(1 - \frac{F_{yr}}{R_h F_{yc}} \right) \left(\frac{\lambda_f - \lambda_{pf}}{\lambda_{rf} - \lambda_{pf}} \right) \right] R_b R_h F_{yc} \quad (4)$$

여기서, R_b = Web Load-Shedding Factor

R_h = Hybrid Factor

2.1.2 AASHTO LRFD(2012) Appendix A6

Appendix A6에서는 탄성응력설계를 하도록 되어있는 본문과는 다르게 식 (5)에서 나타난 3가지 조건을 만족하는 조밀, 비조밀 복부판에 대하여 적용할 수 있다. 항복응력이 485MPa을 넘지 않는 소재를 사용하고, 복부판의 세장비가 비조밀 한계를 넘지 않는 경우에는 소성설계를 할 수 있도록 제시되어 있다. 이때 복부판의 소성과 가능한 정도를 평가하여 단면의 휨강도 평가에 반영하고 있다. 이러한 복부판의 소성과 가능한 정도는 복부판의 세장한 정도에 따라 조밀한 경우와 비조밀한 경우를 구분하여 식을 제시하고 있으며, 세장한 복부판에 대해서는 고려하지 않는 것으로 전제 되어 있다.

플랜지 세장비에 대한 기준은 식 (6), (7)과 같으며, 이에 대한 조밀단면의 플랜지 휨강도는 전소성 모멘트에 대한 식 (8)과 같이 제시하고 있다. 그리고 비조밀단면의 경우 비조밀 한계를 본문과 다르게 사용하고 있으며, 플랜지 휨강도는 본문과 유사한 개념을 적용한 식 (9)와 같이 소성 설계가 가능하도록 제시하고 있다.

$$F_y \leq 485 \text{ MPa}, \quad \frac{2D_c}{t_w} < 5.7 \sqrt{\frac{E}{F_{yc}}}, \quad \frac{I_{yc}}{I_{yt}} \geq 0.3 \quad (5)$$

1) 플랜지 세장비 기준

- 조밀단면의 압축 플랜지 세장비

$$\frac{b_{fc}}{2t_{fc}} \leq 0.38 \sqrt{\frac{E}{F_{yc}}} \quad (= \lambda_{pf}) \quad (6)$$

· 비조밀단면의 압축 플랜지 세장비

$$\frac{b_{fc}}{2t_{fc}} \leq 0.95 \sqrt{\frac{E k_c}{F_{yr}}} \quad (= \lambda_{rf}) \quad (7)$$

여기서, k_c : 플랜지 국부좌굴 계수

$$k_c = \frac{4}{\sqrt{\frac{D}{t_w}}}, \quad 0.35 \leq k_c \leq 0.76$$

2) 플랜지 휨강도 기준

· 조밀단면의 압축 플랜지 휨강도

$$M_{nc} = R_{pc} M_{yc} \quad (8)$$

· 비조밀단면의 압축 플랜지 휨강도

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

여기서, $R_{pc} = \frac{M_p}{M_{yc}}$ [전소성 모멘트와 항복 모멘트의 비]

2.2 도로교 설계기준(한계상태설계법, 2012)

AASHTO LRFD 설계기준의 경우 고강도 강재에 대하여 탄성 및 소성 설계 모두 제시하고 있으나, 국내 도로교 설계기준(한계상태설계법, 2012)의 경우 고성능 강재에 대해 탄성영역의 강도만을 이용하는 비조밀 단면으로 설계를 규정하였으며, 이는 비경제·보수적인 설계를 유도하고 있음을 알 수 있다. 다음은 이에 대한 도로교 설계기준(한계상태설계법, 2012)의 규정을 정리하였다.

플랜지 세장비에 대한 기준은 식 (10), (11)과 같으며, 이에 대한 조밀단면의 플랜지 휨강도는 전소성 모멘트에 대한 식 (12)와 같이 제시하고 있다. $F_y > 460\text{MPa}$ 강재의 경우 식 (14)에서 나타낸 항복응력 이하의 비조밀단면의 플랜지 휨강도 규정을 적용하도록 제시하고 있다. 또한, AASHTO LRFD Appendix A6 플랜지 휨강도의 개념과 유사한 Q 공식에 의한 휨강도 식 (15)는 $F_y \leq 460\text{MPa}$ 강재의 경우에만 적용하도록 제한하고 있다.

1) 플랜지 세장비 기준

· 조밀단면의 압축 플랜지 세장비

$$\frac{b_f}{2t_f} \leq 0.382 \sqrt{\frac{E}{F_{yc}}} \quad (10)$$

· 비조밀단면의 압축 플랜지 세장비

$$\frac{b_{fc}}{2t_{fc}} \leq 12 \quad (11)$$

여기서, b_f = 압축 플랜지 폭 (mm)

t_f = 압축 플랜지 두께 (mm)

F_{yc} = 압축 플랜지의 항복강도 (MPa)

2) 플랜지 휨강도 기준

· 조밀단면의 압축 플랜지 휨강도

$$M_n = M_p \quad (12)$$

· 비조밀단면의 압축 플랜지 휨강도: 비합성 단면, 복부판에 수평보강재가 없는 경우

$$F_n = R_b R_h F_{cr} \quad (13)$$

$$F_{cr} = \frac{1.904 E}{\left[\frac{b_f}{2t_f} \right]^2 \sqrt{\frac{2D_c}{t_w}}} \leq F_{yc} \quad (14)$$

여기서, D_c : 탄성영역 내에서 압축을 받는 복부판의 높이(mm)

R_h : 하이브리드 단면의 플랜지 강도감소계수

R_b : 복부판 국부좌굴에 대한 플랜지 강도감소계수

3) 플랜지 휨강도 기준 - Q 공식에 의한 휨강도

· 휨강도 M_n 은 다음 식으로 구한 값 중 작은 값을 사용

$$M_n = M_p,$$

$$M_n = \left[1 - \left(1 - \frac{0.7}{\left(\frac{M_p}{M_y} \right)} \right) \left(\frac{Q_p - Q_{fl}}{Q_p - Q_{fl}} \right) \right] M_p \quad (15)$$

여기서, 대칭 단면의 경우: $Q_p = 3.0$

비대칭 단면의 경우: $Q_p = 5.47 \frac{M_p}{M_y} - 3.13$

조밀단면 압축플랜지인 경우: $Q_{fl} = \frac{30.5}{\sqrt{\frac{2D_{cp}}{t_w}}}$

비조밀단면 압축플랜지인 경우:

$$Q_{fl} = \frac{4.45}{\left(\frac{b_f}{2t_f}\right)^2 \sqrt{\frac{2D_{cp}}{t_w}}} \frac{E}{F_{yc}}$$

M_p : 소성모멘트 (N·mm)

F_{yc} : 압축플랜지의 항복강도 (MPa)

M_y : 항복모멘트 (N·mm)

3. 플레이트 거더의 비선형 유한요소해석

3.1 해석 개요 (해석 조건 및 모델)

HSB 800 고성능 강재를 적용한 플레이트 거더의 비선형 유한요소해석을 위한 단면 형상은 Fig. 2와 같으며, 대상 플

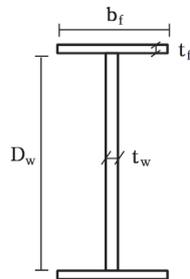


Fig. 2. Section Shape

Table 1. Properties of Analysis Model

E (MPa)	2.05×10^5
F_y (MPa)	690
ν	0.3
t_w (mm)	36(Compact Section), 24(Noncompact Section), 12(Slender Section)
t_f (mm)	12, 16, 20, 24, 28, 30, 32, 36, 38, 42, 50, 60, 70, 80, 100, 150, 200, 250 (18 EA)
Case	54 EA

레이트 거더의 복부판은 높이(D_w) 2000mm, 두께(t_w) 36mm, 24mm, 12mm인 조밀, 비조밀 및 세장 단면을 고려하였다. 플랜지의 폭(b_f)은 500mm, 두께(t_f)는 18가지(조밀, 비조밀 및 세장 단면)로 플랜지의 세장비를 매개변수로 설정하여 비선형 해석을 수행하였다. 이에 대한 해석 모델의 제원은 Table 1과 같다.

비선형 해석은 범용 해석 프로그램인 ABAQUS를 이용하였으며, 4절점 쉘요소 S4R5를 사용하여 모델링하였다. 고성능 강재의 응력-변형률 곡선은 Fig. 3과 같이 다중선형(Multi-linear) 재료 모델로 가정하였다. 그리고 비선형 해석을 수행하기 위하여 부재의 초기결함을 Fig. 4와 같이 고려하였으며, 도로교표준시방서(2013)를 참조하여 플랜지의 고유치 해석을 통한 변형 형상으로 플랜지 폭(b_f)/200을 갖는 sine 곡선으로 설정하였다^[11]. 또한, 잔류응력은 Fig. 5

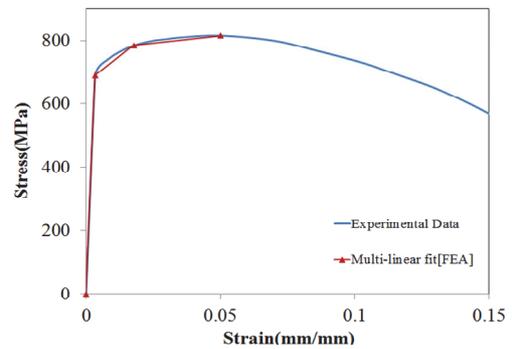
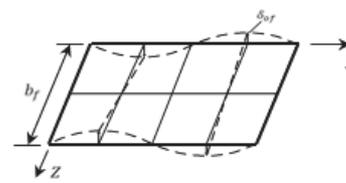
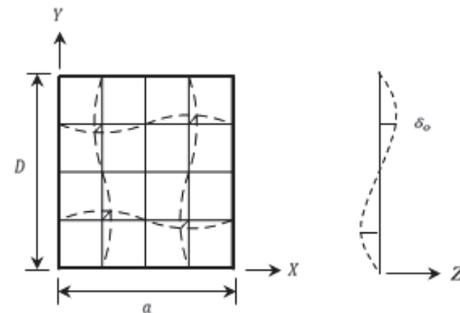


Fig. 3. Material Model(HSB 800); Multi-linear Material



(a) Flange: $b_f/200$



(b) Web: $D/250$

Fig. 4. Initial Imperfection

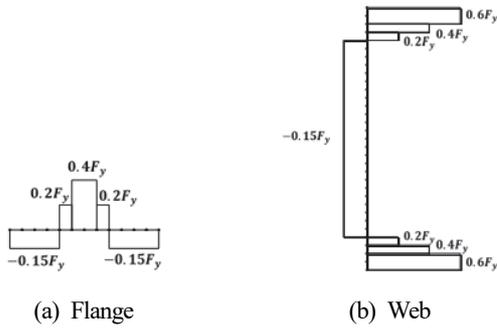


Fig. 5. Residual Stress

에 연직방향으로 재하하여 순수 휨이 발생하도록 하였으며, 플랜지 국부좌굴에 대한 변형 형상은 Fig. 7과 같다. 따라서, 횡좌굴 발생 없이 중앙 일정구간에 단면의 플랜지 국부좌굴이 발생하여 하중 및 경계조건이 적절함을 유추할 수 있다.

3.2 해석 결과

3.2.1 초기결함 및 잔류응력에 대한 영향

플랜지가 조밀단면의 경우 Fig. 8 (a), (c), (e)와 같이 초기결함에 대한 영향이 미비하나 비조밀 단면의 경우 Fig. 8 (b), (d), (f)와 같이 초기결함에 대한 영향이 매우 큰 것으로 나타났다. 그러나 Fig. 9와 같이 초기결함의 크기에 대한 영향은 미비하며, 단지 초기결함의 유무에 따라 플랜지 휨강도의 차이가 크게 발생함을 알 수 있다.

Fig. 8에서 초기결함을 고려하지 않고 잔류응력만을 적용한 경우는 단면의 강도에 미치는 영향이 미비한 것으로 나타났으며, 초기결함을 고려하고 잔류응력을 적용한 경우는 단면의 강도에 미치는 영향이 다소 발생하였다. 그러므로 플랜지의 단면에 따른 강도는 초기결함과 잔류응력을 함께 고려하는 것이 타당할 것으로 판단된다.

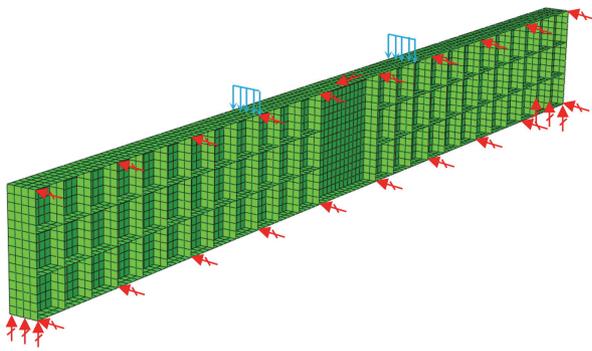


Fig. 6. Finite Element Analysis Model

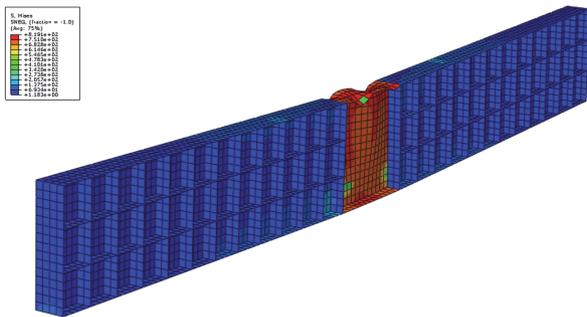


Fig. 7. Deformed Shape for Flange Local Buckling (FLB)

3.2.2 플랜지의 세장비에 따른 매개변수 해석 결과

휨 부재에 HSB 800 강재를 적용하여 복부판이 조밀, 비조밀 및 세장 단면인 플레이트 거더에 대해 조밀, 비조밀 및 세장 단면의 플랜지 세장비를 매개변수로 설정하여 비선형 해석을 수행하였다.

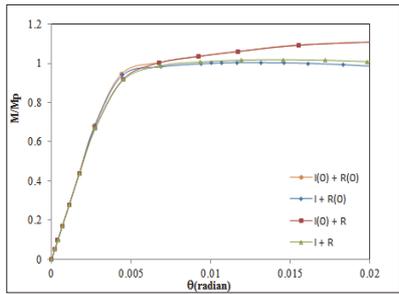
플랜지 휨강도에 대한 해석 결과는 Fig. 10, 12, 14와 같으며, 플랜지 세장비에 따른 플레이트 거더 단면의 대표적인 변형 형상을 Fig. 11, 13, 15에 나타내었다. 그 결과, 플랜지의 세장비가 증가함에 따라 플레이트 거더의 휨강도는 점차 감소함을 보이고 있다. 복부판의 조밀, 비조밀 및 세장 단면에 따른 휨강도는 플랜지가 조밀단면인 경우 약간의 차이를 보이긴 하나 그 영향이 비교적 미비한 것으로 나타났다. 하지만 플랜지가 비조밀 및 세장 단면인 경우 세장비가 증가함에 따라 휨강도에 미치는 영향은 점점 크게 발생하였다.

플레이트 거더의 단면 변형 형상을 살펴보면, 플랜지가 조밀단면인 경우 플랜지의 세장비가 증가함에 따라 복부판의 휨좌굴에서 복부판 휨좌굴 및 플랜지 국부좌굴이 함께

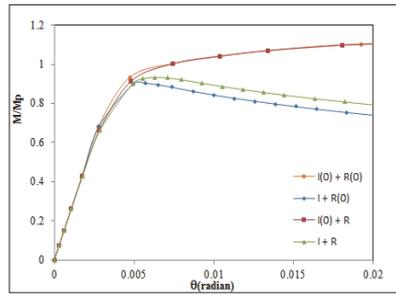
와 같이 포항산업과학연구원(RIST)에서 제시하는 패턴 및 값을 준용하였다.

유한요소해석 모델은 Fig. 6과 같으며, 거더의 길이 방향으로 가운데 일정구간에 플랜지 좌굴이 발생하도록 유도하기 위해 그 외 구간에 대해서는 충분한 보강재를 배치하였다. 경계조건은 거더의 양끝단 하부에서 연직방향 변위를 구속하고, 강체운동을 방지하기 위해 거더의 중간위치 상단에서 거더의 길이방향 변위를 구속하였다. 그리고 거더의 길이방향으로 횡변위를 구속하여 횡좌굴이 발생되지 않도록 유도하였다. 하중은 거더의 3등분 위치 상단의 절점

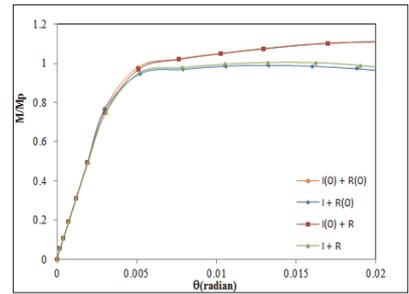
※ I(0) + R(0) : 초기결함 및 잔류응력 미고려, I + R(0) : 초기결함 고려, 잔류응력 미고려, I(0) + R : 초기결함 미고려, 잔류응력 고려, I + R : 초기결함 및 잔류응력 고려



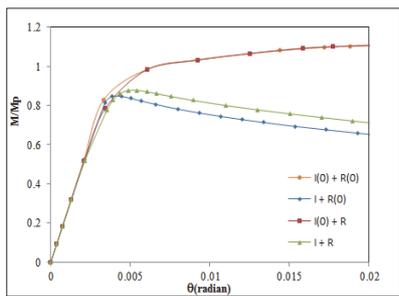
(a) Web Compact, Flange Compact $\lambda_f = 3.6$



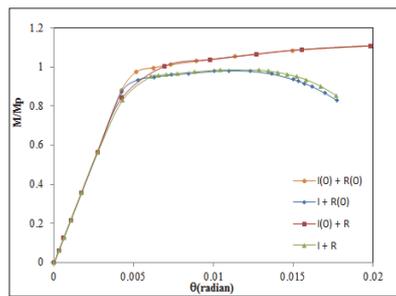
(b) Web Compact, Flange Noncompact $\lambda_f = 7.8$



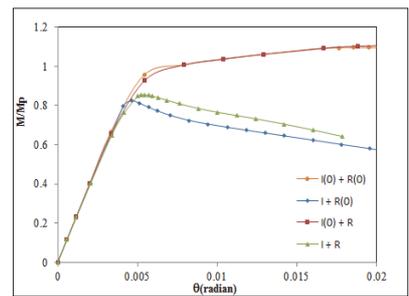
(c) Web Noncompact, Flange Compact $\lambda_f = 3.6$



(d) Web Noncompact, Flange Noncompact $\lambda_f = 7.8$



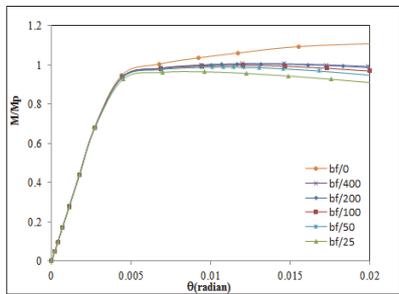
(e) Web Slender, Flange Compact $\lambda_f = 3.6$



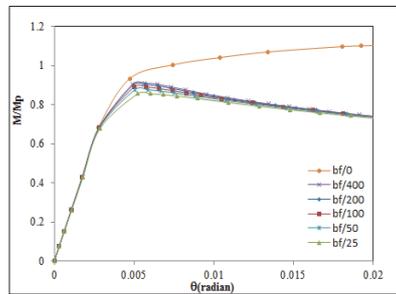
(f) Web Slender, Flange Noncompact $\lambda_f = 7.8$

Fig. 8. Effect for Initial Imperfection and Residual Stress

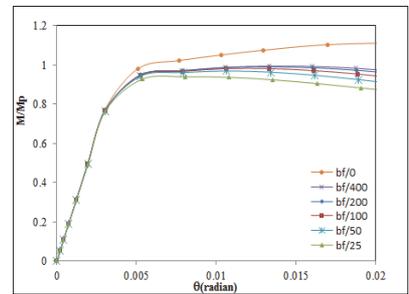
※ bf/0 : 초기결함의 크기 0



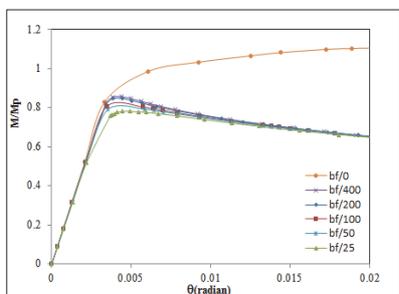
(a) Web Compact, Flange Compact $\lambda_f = 3.6$



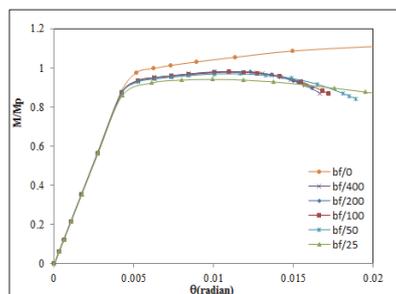
(b) Web Compact, Flange Noncompact $\lambda_f = 7.8$



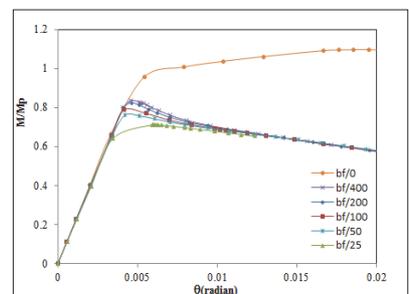
(c) Web Noncompact, Flange Compact $\lambda_f = 3.6$



(d) Web Noncompact, Flange Noncompact $\lambda_f = 7.8$



(e) Web Slender, Flange Compact $\lambda_f = 3.6$



(f) Web Slender, Flange Noncompact $\lambda_f = 7.8$

Fig. 9. Effect for Size of Initial Imperfection

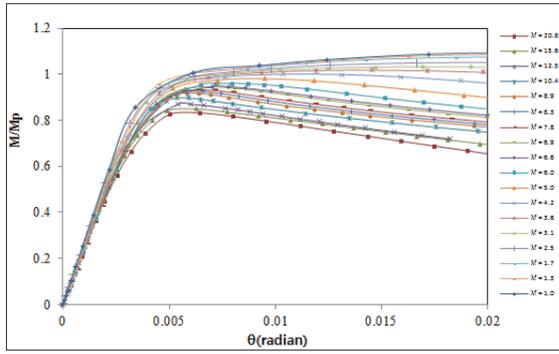


Fig. 10. Results for Flange Parametric Analysis of Web Compact Section

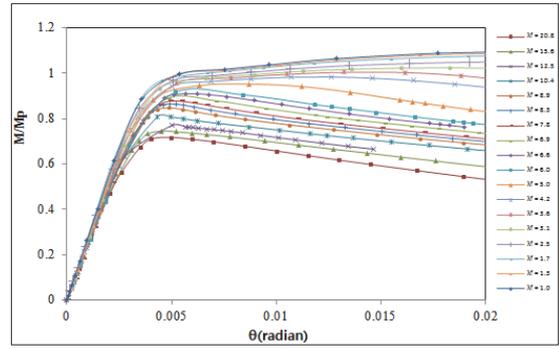
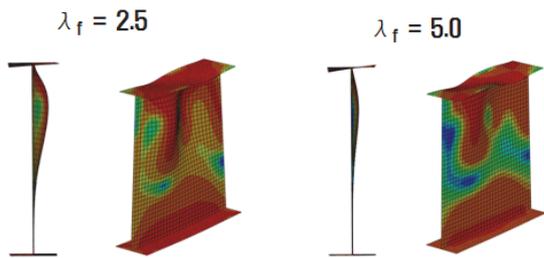
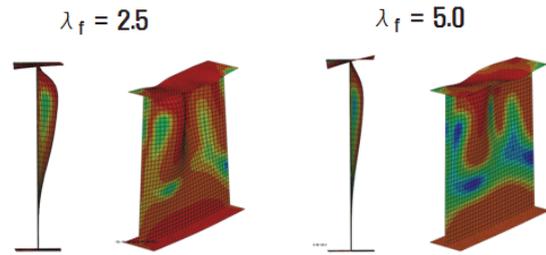


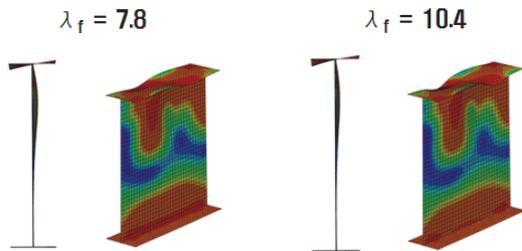
Fig. 12. Results for Flange Parametric Analysis of Web Noncompact Section



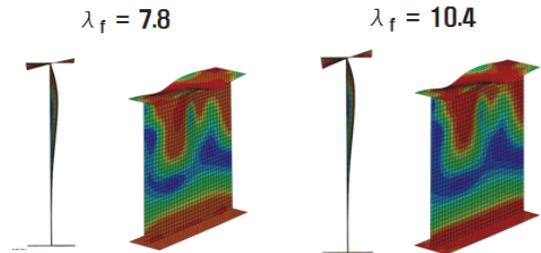
(a) Web Compact, Flange Compact



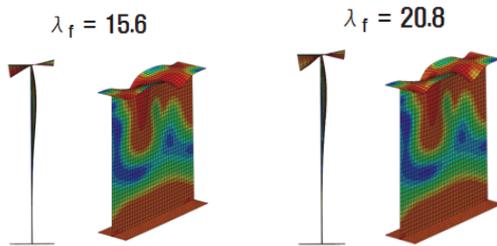
(a) Web Noncompact, Flange Compact



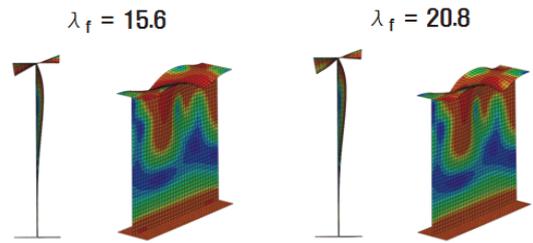
(b) Web Compact, Flange Noncompact



(b) Web Noncompact, Flange Noncompact



(c) Web Compact, Flange Slender



(c) Web Noncompact, Flange Slender

Fig. 11. Deformed Shapes for Plate Girder of Web Compact Section

Fig. 13. Deformed Shapes for Plate Girder of Web Noncompact Section

발생하였다. 플랜지가 비조밀 및 세장 단면인 경우 플랜지의 세장비가 증가함에 따라 복부판 휨좌굴 보다 플랜지 국

부좌굴이 지배적인 것으로 나타났다. 이와 같은 물리적 현상은 플랜지와 복부판의 상호구속 효과로 인한 단면의 강도

가 발휘됨을 알 수 있다. 따라서, 국내외 설계기준에서 제시하는 플랜지와 복부판의 각각 독립적인 휨(국부좌굴)강

도가 아닌 플랜지와 복부판의 상호구속 효과를 고려한 단면 강도로의 평가가 바람직하다.

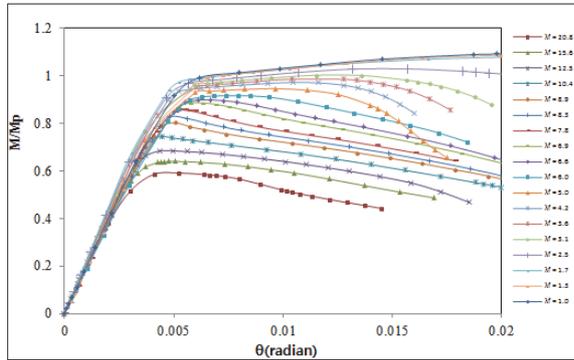


Fig. 14. Results for Flange Parametric Analysis of Web Slender Section

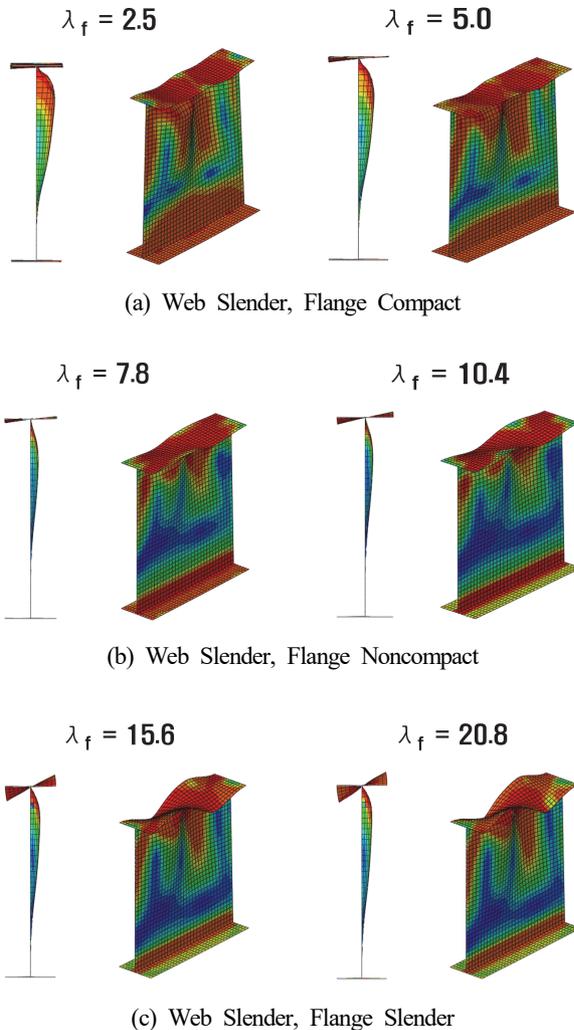


Fig. 15. Deformed Shapes for Plate Girder of Web Slender Section

3.2.3 플랜지 폭-두께 비에 대한 휨저항강도 비교

단면의 제원을 AASHTO LRFD(2012) 및 도로교설계기준(한계상태설계법, 2012)을 적용하여 공칭 휨저항강도를 산정하여 Fig. 16~19와 같이 비선형 해석 결과와 비교하여 평가함으로써 적용성 검토를 수행하였다.

1) 플랜지 조밀단면

AASHTO LRFD 본문인 식 (3)의 경우 복부판이 조밀 및 비조밀 단면은 비교적 안전측 설계, 세장 단면은 공칭 휨저항강도와 비선형 해석 결과가 유사하게 나타났으며, 기준에서 제시하는 강도곡선의 적용은 가능할 것으로 판단된다. AASHTO LRFD A6인 식 (8)과 도로교설계기준인 식 (12)의 경우 복부판 조밀, 비조밀 및 세장 단면 모두 약간의 불안전측 설계를 유도하도록 강도곡선이 정의된 것으로 나타났다. 도로교설계기준 Q 공식인 식 (15)의 경우 복부판이 조밀 및 비조밀 단면은 약간 불안전측 설계, 세장 단면은 강도곡선의 적용이 가능할 것으로 평가되었다.

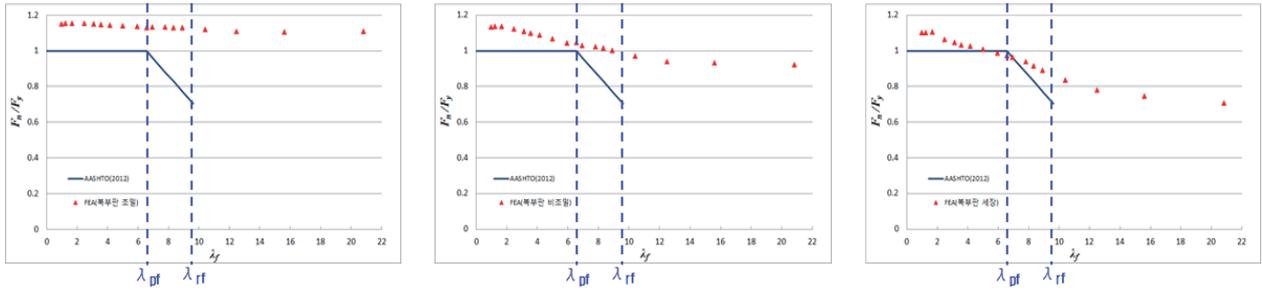
2) 플랜지 조밀한계에 가까운 비조밀단면

AASHTO LRFD 본문인 식 (4)의 경우 복부판이 조밀 및 비조밀 단면은 비교적 안전측 설계, 세장 단면은 공칭 휨저항강도와 비선형 해석 결과가 유사하게 나타났다. AASHTO LRFD A6인 식 (9)의 경우 복부판 조밀, 비조밀 및 세장 단면 모두 약간의 불안전측 설계를 유도하도록 강도곡선이 정의된 것으로 나타났다. 도로교설계기준인 식 (14)의 경우 복부판이 조밀단면은 비교적 안전측 설계가 예상되지만 비조밀 및 세장 단면 모두 강도곡선의 적용이 가능할 것으로 판단된다. 도로교설계기준 Q 공식인 식 (15)의 경우 복부판이 조밀 및 비조밀 단면은 약간 불안전측 설계, 세장 단면은 강도곡선의 적용이 가능할 것으로 평가되었다.

3) 플랜지 비조밀한계에 가까운 비조밀 및 세장 단면

AASHTO LRFD 본문인 식 (4)와 AASHTO LRFD A6인 식 (9) 그리고 도로교설계기준 Q 공식인 식 (15)의 복부판 세장 단면에 대한 강도를 제외한 모든 설계기준이 상당한 안전측의 설계를 유도하도록 강도곡선이 정의된 것으로 나타났다.

※ λ_{pf} : 조밀단면의 압축 플랜지 한계 세장비, λ_{rf} : 비조밀단면의 압축 플랜지 한계 세장비

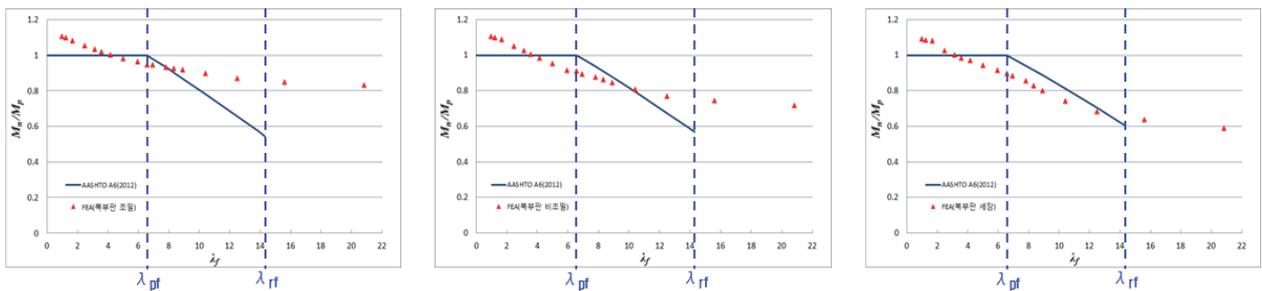


(a) Web Compact

(b) Web Noncompact

(c) Web Slender

Fig. 16. Comparison with Flexural Strengths of AASHTO(2012) and Results of Nonlinear FEA

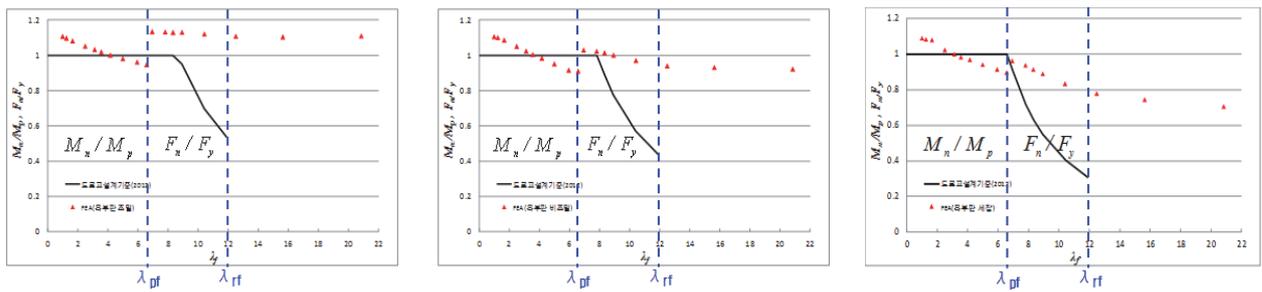


(a) Web Compact

(b) Web Noncompact

(c) Web Slender

Fig. 17. Comparison with Flexural Strengths of AASHTO A6(2012) and Results of Nonlinear FEA

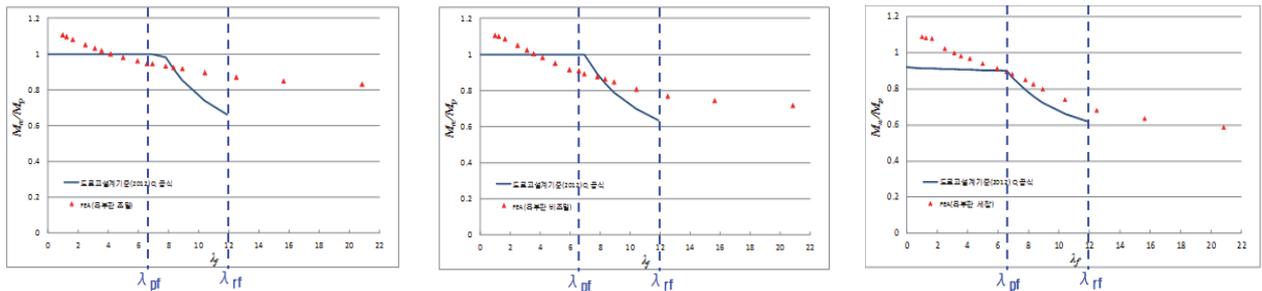


(a) Web Compact

(b) Web Noncompact

(c) Web Slender

Fig. 18. Comparison with Flexural Strengths of KHBDC(2012) and Results of Nonlinear FEA



(a) Web Compact

(b) Web Noncompact

(c) Web Slender

Fig. 19. Comparison with Flexural Strengths of KHBDC(2012) Q Formula and Results of Nonlinear FEA

HSB 800 강재를 적용한 플레이트 거더에 대하여 비선형 유한요소해석을 통해 산정한 휨강도와 국내의 LRFD 설계기준(AASHTO 및 도로교 설계기준(2012)) 플레이트 거더 단면의 플랜지 휨강도 식에 대한 적용성 검토를 수행한 결과, AASHTO LRFD 본문인 식 (3)과 (4)의 경우 복부판이 조밀 및 비조밀 단면은 다소 안전측 설계가 예상되지만 세장단면과 함께 플랜지 세장비에 따른 모든 휨강도 식에 대한 적용이 가능할 것으로 판단된다. 반면, AASHTO LRFD A6인 식 (8)과 (9)의 경우 약간의 불안전측 설계로 인해 기준에서 제시한 플랜지 휨강도 식의 적용은 다소 어려울 것으로 평가되었다. 도로교설계기준(한계상태설계법, 2012)의 경우 플랜지 조밀단면에 대한 휨강도 식 (12)에 대한 적용이 어려우나 비조밀 단면은 다소 안전측 설계가 예상되지만 식 (14)의 적용은 가능할 것으로 판단된다. 그리고 도로교설계기준(한계상태설계법, 2012) Q 공식의 경우 복부판이 조밀 및 비조밀 단면에 대한 플랜지 조밀 및 비조밀 휨강도 식 (15)에 대한 적용이 어려울 것으로 판단되나 복부판 세장단면은 플랜지 세장비에 따른 모든 휨강도 식 (15)에 대한 적용이 가능할 것으로 평가되었다.

4. 결론

본 연구는 고성능 강재를 적용한 플레이트 거더의 플랜지 국부좌굴 검토를 위해 휨 부재에 HSB 800 강재를 적용하여 플랜지 휨강도를 비선형 유한요소해석을 수행하여 산정하였으며, 국내외 LRFD 설계기준(AASHTO 및 도로교 설계기준(2012)) 플레이트 거더 단면의 플랜지 휨강도 식에 대한 적용성 검토를 수행하였다. 본 연구를 통해 얻은 결론을 요약하면 다음과 같다.

- (1) 플레이트 거더 조밀단면의 경우 초기결함에 대한 영향이 미비하나 비조밀 및 세장 단면의 경우 초기결함에 대한 영향이 매우 큰 것으로 나타났다. 하지만 초기결함의 크기에 대한 영향은 미비하다. 따라서, 플랜지 휨강도는 초기결함의 유무에 따라 차이가 크게 발생하므로 유한요소 해석 시 초기결함은 반드시 고려해야할 것으로 판단된다.
- (2) 플레이트 거더의 잔류응력에 대한 영향은 초기결함을 고려하지 않고 잔류응력만을 적용한 경우는 단면의 강도에 미치는 영향이 미비한 것으로 나타났으며, 초기결

함을 고려하고 잔류응력을 적용한 경우는 단면의 강도에 미치는 영향이 다소 발생하였다. 따라서, 플랜지의 단면에 따른 휨강도는 초기결함 뿐만 아니라 잔류응력을 함께 고려하는 것이 타당할 것으로 판단된다.

- (3) 플레이트 거더 플랜지의 세장비에 따른 매개변수 해석 결과, 세장비가 증가함에 따라 플레이트 거더의 휨강도는 점차 감소하였으며, 복부판의 조밀, 비조밀 및 세장 단면에 따른 휨강도는 플랜지가 조밀단면인 경우 약간의 차이를 보이긴 하나 그 영향이 비교적 미비한 것으로 나타났다. 하지만 플랜지가 비조밀 및 세장 단면인 경우 세장비가 증가함에 따라 휨강도에 미치는 영향은 점점 크게 발생하였다.

플랜지가 조밀단면의 경우 플랜지 세장비가 증가함에 따라 복부판의 휨좌굴에서 복부판 휨좌굴 및 플랜지 국부좌굴이 함께 발생하였다. 비조밀 및 세장 단면의 경우 플랜지의 세장비가 증가함에 따라 복부판 휨좌굴 보다 플랜지 국부좌굴이 지배적인 것으로 나타났다. 이는 플랜지와 복부판의 상호구속 효과로 인한 단면의 강도가 발휘된 것으로 판단된다. 따라서, 현행 국내외 설계기준에서 제시하는 플레이트 거더의 휨강도에 대한 평가는 플랜지와 복부판의 한계상태 즉 국부좌굴 강도를 각각 독립적으로 고려한 방식이나 본 연구에서 분석한 결과, 플랜지와 복부판의 상호구속 효과가 상당한 것으로 나타났으므로 이를 고려한 휨강도 평가방식이 정립되고 도입되어야 한다.

- (4) 플레이트 거더의 복부판 세장비에 따른 플랜지 휨강도는 플랜지가 조밀단면인 경우 약간의 차이를 보이긴 하나 그 영향이 비교적 미비하며, 플랜지가 비조밀 및 세장 단면인 경우 세장비가 증가함에 따라 강도에 미치는 영향이 점점 크게 발생한 것으로 나타났다.
- (5) 국내외 설계기준과 비선형 유한요소해석의 플랜지 휨강도를 비교·분석하여 적용성을 검토한 결과, AASHTO LRFD(2012) 본문의 경우 다소 안전측 설계가 유도되는 단면도 존재하지만 플랜지 세장비에 따른 모든 휨강도 식에 대한 적용이 가능한 것으로 분석되었다. 도로교설계기준(한계상태설계법, 2012)의 경우 플랜지 비조밀단면에 대해서만 적용이 가능하며, 도로교설계기준(한계상태설계법, 2012) Q 공식의 경우 복부판이 세장단면일 때 플랜지 세장비에 따른 모든 휨강도 식에 대한 적용이 가능할 것으로 평가되었다. 그리고 AASHTO

A6와 도로교설계기준 및 Q 공식을 적용한 공칭 휨저항 강도 곡선에서 조밀단면의 압축 플랜지 한계 세장비에 인접한 단면에서는 일부 적용이 어려울 것으로 평가되었다.

추후 HSB 800강재를 적용한 플레이트 거더에 대해 국내외 설계기준에서 제시하는 조밀 및 비조밀 단면의 압축 플랜지 세장비 한계와 공칭 휨저항강도 식에 대한 수정 및 제안이 필요할 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 국토해양부가 출연하고 한국건설교통기술평가원에서 위탁 시행한 R&D정책인프라사업(과제번호 11기술표준화01-01)의 지원에 의해 수행되었습니다.

참고문헌(References)

- [1] American Association of State Highway and Transportation Officials (2012) *AASHTO LRFD Bridge Design Specifications* (6th Ed.), USA.
- [2] 국토해양부(2012) 도로교설계기준(한계상태설계법). Ministry of Land, Transport and Maritime Affairs (2012) *Highway Bridge Design Standard* (Limit State Design), Korea (in Korean).
- [3] McDermott, J.F. (1969) Plastic Bending A514 Steel Beams, *Journal of the Structural Division*, American Society of Civil Engineers, Vol.95, No.9, pp.1851-1871.
- [4] Green, P.S. (2000) *The Inelastic Behavior of Flexural Members Fabricated from High Performance Steel*, Ph. D. Dissertation, Lehigh University, USA.
- [5] 김종민, 최준호, 황민오, 최병호, 강영중(2009) HSB800 적용 플레이트거더의 극한휨거동 연구, 한국강구조학회 2009년 학술발표대회 논문집, 한국강구조학회, pp.197-198.
Kim, J.M., Choi, J.H., Hwang, M.O., Choi, B.H., and Kang, Y.J. (2009) Study on Ultimate Flexural Behaviors of Plate Girder Using High Performance Steel for Bridges (HSB800), *Proceedings of Annual Conference of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, pp.197-198 (in Korean).
- [6] 이철호, 한규홍, 김대경, 박창희, 김진호, 이승은, 하태휴 (2012) 800MPa급 고강도강 보 부재의 국부좌굴 및 비탄성 거동, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제24권, 제 4호, pp.479-490.
Lee, C.H., Han, K.H., Kim, D.K., Park, C.H., Kim, J.H., Lee, S.E., and Ha, T.K. (2012) Local Buckling and Inelastic Behaviour of 800MPa High-Strength Steel Beams, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.24, No.4, pp.479-490 (in Korean).
- [7] 조은영, 신동구(2013) 압축플랜지 비탄성 국부좌굴을 고려한 HSB 플레이트거더의 휨강도, 대한토목학회논문집, 대한토목학회, 제33권, 제1호, pp.81-92.
Cho, E.Y., and Shin, D.K. (2013) Flexural Strength of HSB I-Girder Considering Inelastic Flange Local Buckling, *Journal of the Korean Society of Civil Engineers*, KSCE, Vol.33, No.1, pp.81-92 (in Korean).
- [8] 조은영, 신동구(2012) HSB 강거더의 비탄성 횡비틀좌굴에 의한 휨강도-세장 복부판 단면, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제24권, 제2호, pp.217-231.
Cho, E.Y., and Shin, D.K. (2012) Flexural Strength of HSB Steel Girders Due to Inelastic Lateral-Torsional Buckling-Sections with Slender Web, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.24, No.2, pp. 217-231 (in Korean).
- [9] 박용명, 이건준, 최병호, 황민오(2013) 이축대칭단면 HSB800 강재 플레이트거더의 비탄성 횡비틀좌굴강도의 해석적 평가, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제 25권, 제2호, pp.141-151.
Park, Y.M., Lee, K.J., Choi, B.H., and Hwang, M.O. (2013) Numerical Analysis of Inelastic Lateral Torsional Buckling Strength of HSB800 Steel Plate Girders with Doubly Symmetric Section, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.25, No.2, pp.141-151 (in Korean).
- [10] 박용명, 이건준, 최병호, 황민오(2013) 일축대칭단면 HSB800 강재 플레이트거더의 비탄성 횡비틀좌굴강도의 해석적 평가, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제 25권, 제2호, pp.153-164.
Park, Y.M., Lee, K.J., Choi, B.H., and Hwang, M.O. (2013) Numerical Analysis of Inelastic Lateral Torsional Buckling Strength of HSB800 Steel Plate Girder with Monosymmetric Section, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.25, No.2, pp.153-164 (in Korean).
- [11] 국토해양부(2013) 도로교표준시방서. Ministry of Land, Transport and Maritime Affairs (2013) *Standard Specifications for Highway Bridges*, Korea (in Korean).

요 약 : 최근에 인장강도 800MPa급 고성능 강재가 개발되었지만 플랜지와 복부판의 상호작용을 고려한 플레이트 거더의 국부좌굴에 대한 연구는 아직까지 미흡한 실정이다. 본 연구는 HSB 800을 적용한 플레이트 거더의 플랜지 국부좌굴에 대한 강도를 비선형 유한요소해석으로 평가하였다. 비선형 해석 시 I-단면을 갖는 플레이트 거더의 플랜지와 복부판은 3차원 셸요소로써 초기결함 및 잔류응력을 고려하였으며, 고성능 강재의 재료모델은 다중선형 재료로 모형화하였다. 이를 적용하여 복부판이 조밀, 비조밀 그리고 세장 단면을 갖는 압축 플랜지에 대해 매개변수 해석을 수행하였다. 플레이트 거더의 플랜지 국부좌굴에 대한 거동을 분석하였고, 본 연구의 비선형 해석 결과를 AASHTO LRFD(2012)와 도로교설계기준(한계상태설계법, 2012)의 압축플랜지 공칭휨강도와 비교하여 평가하였다.

핵심용어 : 플랜지 국부좌굴, 플랜지와 복부판 상호작용, 고성능 강재(HSB 800), 플레이트 거더, 휨강도, 비선형 유한요소해석
