HSB 강거더의 비탄성 횡비틀좌굴에 의한 휨강도 - 세장 복부판 단면

Flexural Strength of HSB Steel Girders Due to Inelastic Lateral-Torsional Buckling - Sections with Slender Web

조 은 영¹⁾ · 신 동 구²⁾
Cho, Eun Young · Shin, Dong Ku

요 약 : HSB 고강도 강재를 적용한 균일모멘트를 받는 세장 복부판을 갖는 강거더에 대하여 비탄성 횡비틀좌굴 거동을 상용 ABAQUS 프로그램을 이용하여 비선형 유한요소해석으로 분석하였다. 해석대상 강거더는 압축플랜지의 국부좌굴이 휨강도를 지배하지 않도록 플랜지는 조밀 또는 비조밀 요소에 해당하는 세장비를 갖도록 설계하였으며, 횡방향 비지지길이는 탄성 횡비틀좌굴 강도 이상의 휨강도를 갖도록 선정하였다. HSB600 및 HSB800 강재로 제작된 균질단면 강거더와 HSB800과 SM570-TMC 강재를 동시에 적용한 하이브리드 단면을 고려하였고, 일반강재와의 상대적인 비교를 위하여 SM490-TMC 균질단면 강거더에 대한 해석도 수행하였다. 비선형 유한요소해석 시에는 플랜지와 복부판을 셸요소로, 강재는 탄소성-변형경화 재료로 모델링하였다. 초기변형과 단면의 잔류응력을 고려하였으며 이들이 비탄성 횡비틀좌굴 영역에서 휨거동에 미치는 영향을 분석하였다. 총 64개의 해석대상 강거더에 대하여 FE 해석과 설계식에 의한 휨저항강도를 비교한 결과, HSB 강재를 적용한 균질단면 및 하이브리드 단면 거더의 비탄성 횡비틀좌굴에 의한 휨강도는 현 AASHTO LRFD 압축플랜지 휨강도 탄성 설계규정을 적용하여 산정할 수 있는 것으로 분석되었다.

ABSTRACT : The flexural behavior of HSB I-girder with a non-slender web attributed to inelastic lateral-torsional buckling under uniform bending was investigated using nonlinear finite element analysis of ABAQUS. The girder was assumed to have a compact or noncompact web in order to prevent premature bend-buckling of the web. The unbraced length of the girder was selected so that inelastic lateral-torsional buckling governs the ultimate flexural strength. The compression flange was also assumed to be either compact or noncompact to prevent local buckling of the elastic flange. Both homogeneous sections fabricated from HSB600 or HSB800 steel and hybrid sections with HSB800 flanges and SM570-TMC web were considered. In the FE analysis, the flanges and web of I-girder were modeled as thin shell elements. Initial imperfections and residual stresses were imposed on the FE model. An elasto-plastic strain hardening material was assumed for steel. After establishing the validity of the present FE analysis by comparing FE results with test results in existing literature, the effects of initial imperfection and residual stress on the inelastic lateral-torsional buckling behavior were analyzed. Finite element analysis results for 96 sections demonstrated that the current inelastic strength equations for the compression flange in AASHTO LRFD can be applied to predict the inelastic lateral torsional buckling strength of homogeneous and hybrid HSB I-girders with a non-slender web.

핵심용어 : 휨강도, 고강도강, 비탄성 횡비틀좌굴, 유한요소해석, 세장 복부판

KEYWORDS : flexural strength, HSB steel, inelastic lateral-torsional buckling, finite element analysis, slender web

1. 서론

균일모멘트를 받는 비합성 또는 부모멘트부 플레이트 거더

휨강도 산정에 있어 횡비틀좌굴에 대한 고려는 필수적이다. 거더의 탄성 또는 비탄성 횡비틀좌굴 거동에 영향을 주는 주요 파라미터는 비지지길이, 단면 회전반경, 강재의 종류, 거더의

1) 명지대학교 토목환경공학과 박사과정(eunyoung@mju.ac.kr)

2) 교신저자, 명지대학교 토목환경공학과 교수, 공학박사

(Tel:031-330-6406, Fax: 031-336-9705, E-mail:dkshin@mju.ac.kr)

본 논문에 대한 토의를 2012년 10월 31일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

휨강성, 비틀강성, 복부판 세장비, 초기변형, 잔류응력 등이다. 이들 주요 요소 가운데 복부판 세장비는 압축을 받는 복부판의 휨좌굴(web bend-buckling)과 소성화(plastification) 정도에 영향을 미치는 파라미터이다. 최근 제정된 한계상태법 도로 교설계기준(2012)과 AASHTO LRFD(2007) 설계기준에서 플레이트 거더를 설계할 때 복부판은 세장비에 따라 조밀, 비조밀 또는 세장 복부판으로 구분하고 있다. 세장 복부판을 갖는 단면에서는 복부판이 항복강도에 도달하기 전에 휨좌굴이 발생하여 복부판이 부담할 응력의 일부를 압축플랜지에 부담시키는 현상이 생긴다. 이와 같은 복부판의 휨좌굴로 인한 압축플랜지의 추가응력을 고려하기 위하여 AASHTO LRFD(2007)와 AISC(2010)에서는 Basler(1961)가 제안한 플랜지 하중저감 계수(load-shedding factor)를 고려하여 설계하도록 규정하고 있다. 강거더는 복부판의 두께를 감소시켜 세장 복부판으로 설계하는 것이 경제적이다. AASHTO LRFD(2007)에서는 세장 복부판을 갖는 플레이트 거더는 복부판 소성화를 허용하지 않고 항복강도에 대한 탄성응력 범위로 제한하는 6.10.8에 따라 설계하도록 규정하고 있다. 한편, AASHTO LRFD(2007)에서는 조밀 또는 비조밀 복부판을 갖는 강거더의 횡비틀좌굴을 고려한 휨강도 계산 시 복부판의 소성화를 허용하는 비탄성 또는 소성 설계 규정을 부록에 두고 있다.

교량용 고강도 강재(HSB)는 일반강재에 비해 인장강도, 인성, 용접성, 냉간성형성 및 내부식성 등이 향상된 강재로 국내에서는 HSB500, HSB600 및 HSB800 강재가 최근 개발되었으며 HSB800의 경우 항복강도가 690MPa에 이른다. 강거더의 비탄성 횡비틀좌굴에 의한 휨강도에 관한 기존 연구는 항복강도가 485MPa 이하인 강재를 주로 적용하였으며 항복강도가 485MPa를 초과하는 고강도강으로 설계된 단면에 대한 연구는 미비한 실정이다. 문헌에 발표된 고강도강을 적용한 강거더에 관한 연구는 부모멘트부에서의 소성회전 능력에 관점을 둔 단면의 조밀성 또는 복부판의 조밀성, 횡브레이싱의 간격 등에 관한 연구들이 주를 이루고 있다(Earls 등, 1999, 2001; Green 등, 2002; Thomas 등, 2003; Barth 등, 2005). 국내에서는 최근 HSB600 또는 HSB800 강재를 적용한 휨부재의 구조적 거동에 관한 연구결과가 주현성 등(2008, 2009)와 김종민 등(2009), 조은영 등(2010)에 의해 발표되었으며, 고성능강 적용 비탄성 횡비틀좌굴 강도에 관한 연구는 김종민 등(2010, 2011)에 의해 수행되었다.

본 연구는 교량용 HSB 고강도 강재를 적용한 균일모멘트를 받는 세장 복부판을 갖는 이축대칭 플레이트 거더에 대하여 단면의 일부 또는 전부가 항복하는 비탄성 횡비틀좌굴 거동을 비선형 유한요소해석으로 분석하고 일반강재에 대한 설계규정과 비교를 통하여 현 설계규정의 적용성을 검토하였다. 해석대상 강거더는 비탄성 횡비틀좌굴 강도를 갖도록 횡방향 비

지지길이의 범위를 선정하였으며, 압축플랜지의 국부좌굴이 휨강도를 지배하지 않도록 플랜지는 조밀 또는 비조밀 요소에 해당하는 세장비를 갖도록 설계하였다. HSB600 및 HSB800 강재로 제작된 균질단면 강거더와 HSB800 및 SM570-TMC 강재를 함께 적용한 하이브리드 단면을 고려하였으며, 일반강재와의 비교를 위하여 SM490-TMC 균질단면 강거더에 대한 해석도 아울러 수행하였다. 비선형 유한요소해석은 상용 ABAQUS 프로그램(2008)으로 수행하였으며 플랜지와 복부판은 쉘요소로, 강재는 탄소성-변형경화 재료로 모델링하였고 초기변형과 단면의 잔류응력을 고려하였다. 초기변형과 잔류응력이 비탄성 횡비틀좌굴 영역에서 휨거동에 미치는 영향을 분석하였으며, 다양한 비지지길이 세장비(L_b/r_y)를 갖는 총 64개 강거더의 비선형 FEA에 의한 휨저항강도와 AASHTO LRFD 및 Eurocode 3의 설계규정으로 구한 휨강도와 비교하여 이들 설계식의 HSB 강거더에 대한 적용성을 평가하였다.

2. 설계규정

2.1 AASHTO LRFD 규정

AASHTO LRFD(2007)에서는 부모멘트부 단면 혹은 비합성단면의 경우 항복강도가 485MPa를 초과하지 않고 조밀 또는 비조밀 복부판을 갖는 거더의 횡비틀좌굴을 고려한 휨강도는 부록 A6의 규정을 적용하여 최대 휨저항강도를 소성모멘트까지 허용하고 있으며, 그 외의 경우는 6.10.8의 규정을 적용하여 최대 휨저항강도를 항복모멘트 이하로 제한하는 탄성응력범위 이내에서 설계하도록 규정하고 있다. 여기서는 세장 복부판을 갖는 강거더의 횡비틀좌굴을 고려한 단면설계에 적용하는 AASHTO LRFD 6.10.8 설계규정을 간략히 기술하였으며 비탄성 설계를 허용하는 부록 규정은 ABC(2011)에 기술되어 있다. 세장 복부판은 다음 식을 만족하는 경우로 복부판에서 탄성 휨좌굴이 발생할 수 있는 단면이다.

$$\frac{2D_c}{t_w} \geq 5.7 \sqrt{\frac{E}{F_{yc}}} \quad (1)$$

여기서, D_c 는 탄성범위에서 압축을 받는 복부판의 높이, t_w 는 복부판의 두께, E 는 강재의 탄성계수, F_{yc} 는 압축플랜지의 항복강도를 나타낸다.

탄성 및 비탄성 횡비틀좌굴을 고려한 강거더 압축플랜지의 휨강도(F_{nc})는 비지지길이(L_b)에 따라 그림 1과 같은 세 구간의 값으로 산정하도록 규정하고 있다. 그림 1에서 L_p 는 소

성거동을 보장하는 비지지길이가 한계이고 L_r 은 비탄성 및 탄성 횡비틀좌굴에 경계에 위치하는 비지지길이가 한계를 나타낸다. $L_b > L_r$ 구간에서는 탄성 횡비틀좌굴이 휨강도를 지배하고 파괴까지 연성거동을 보이지 않으며, $L_p < L_b < L_r$ 구간에서는 거더의 일부가 항복에 도달하고 어느 정도의 응력재분배가 일어나는 비탄성 횡비틀좌굴 영역에 해당하고, $L_b < L_p$ 인 경우에는 전단면이 소성영역의 응력을 갖는 소성모멘트에 도달한 이후에 파괴되고 파괴에 도달할 때까지 응력재분배가 이루어져 충분한 연성거동을 보이는 구간에 해당된다.

그림 1. 비지지길이에 따른 압축플랜지 휨강도

그림 1에 나타난 개념을 적용하면 세장 복부판을 갖는 강거더의 횡비틀좌굴을 고려한 압축플랜지의 최대 휨응력은 비지지길이에 따라 다음 식(2)~(4)로 표현된다. 비탄성 횡비틀좌굴이 지배하는 구간은 휨강도는 식(3)을 적용하도록 규정되어 있는데, 식(3)은 비지지길이가 조밀 한계점(L_p)의 압축플랜지 항복응력과 비조밀 한계점(L_r)의 탄성 횡비틀 좌굴응력에 잔류응력을 고려하여 선형보간 한 것이다.

$$L_b \leq L_p \text{ 인 경우: } F_{nc} = R_b R_h F_{yc} \quad (2)$$

$$L_p < L_b \leq L_r \text{ 인 경우:}$$

$$F_{nc} = C_b \left[1 - \left(1 - \frac{F_{yr}}{R_h F_{yc}} \right) \left(\frac{L_b - L_p}{L_r - L_p} \right) \right] R_b R_h F_{yc} \quad (3)$$

$$L_b > L_r \text{ 인 경우:}$$

$$F_{nc} = F_{cr} \left(= \frac{C_b R_b \pi^2 E}{(L_b / r_t)^2} \right) \leq R_b R_h F_{yc} \quad (4)$$

$$\text{여기서, } L_p = 1.0 r_t \sqrt{\frac{E}{F_{yc}}}, \quad L_r = \pi r_t \sqrt{\frac{E}{F_{yr}}}, \quad R_b \text{는 하중}$$

저감계수, R_b 는 하이브리드 단면의 응력감소계수, C_b 는 비지지길이에 내 작용모멘트 변화에 대한 모멘트 구배계수, F_{yr} 은 잔류응력의 영향을 포함한 단면의 공칭항복강도 시작점에서의 압축플랜지 응력으로 $0.7F_{yc}$, $R_b F_{yr} S_{xt} / S_{xc}$ 및 F_{yw} 가운데 작은 값을 적용하며, r_t 는 압축플랜지와 압축을 받는 복부판 높이의 1/3을 합한 면적의 연직축에 대한 회전반경을 나타낸다. 여기서, F_{yt} 와 F_{yw} 는 각각 인장플랜지와 복부판의 항복강도, S_{xt} 와 S_{xc} 는 강축에 대한 인장플랜지와 압축플랜지 연단에서의 단면계수를 나타낸다.

2.2 Eurocode 3

EN 1993-1-1(2003)의 6.3.2에 강거더의 횡비틀좌굴을 고려한 휨강도의 산정에 일반경우(general case)와 압연형강 또는 등가용접단면에 적용할 수 있는 특수경우(special case)를 적용하도록 규정하고 있다. 균일모멘트를 받는 부재의 횡비틀좌굴을 고려한 휨저항강도는 아래의 식으로 산정한다.

$$M_{b,Rd} = \frac{\chi_{LT} W_y F_y}{\gamma_{M1}} \quad (5)$$

여기서, W_y 는 단면 등급에 따른 단면계수, F_y 는 강재 항복강도, γ_{M1} 은 안정성에 대한 부분안전계수이며, χ_{LT} 는 횡비틀좌굴 감소계수로 다음 식으로 구한다.

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\Phi_{LT} + \sqrt{\Phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2}} \leq 1.0 \quad ; \text{ 일반경우} \quad (6a)$$

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\Phi_{LT} + \sqrt{\Phi_{LT}^2 - \beta \bar{\lambda}_{LT}^2}} \begin{cases} \leq 1.0 \\ \leq \frac{1}{\bar{\lambda}_{LT}^2} \end{cases} \quad ; \text{ 특수 경우} \quad (6b)$$

횡비틀좌굴에 대한 무차원화한 세장비인 λ_{LT} 와 변수 ϕ_{LT} 는 다음과 같다.

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{W_y F_y}{M_{cr}}} \quad (7)$$

$$\Phi_{LT} = 0.5 [1 + \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_{LT} - 0.2) + \bar{\lambda}_{LT}^2] \quad ; \text{ 일반경우} \quad (8a)$$

$$\Phi_{LT} = 0.5 [1 + \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_{LT} - 0.4) + \beta \bar{\lambda}_{LT}^2] \quad ; \text{ 특수경우} \quad (8b)$$

여기서, M_{cr} 은 횡비틀좌굴에 대한 탄성한계모멘트로 식(9)와 같이 구할 수 있다. 파라미터 β 는 거더의 높이와 폭의 비

에 따라 0.75 이상을 사용하며, 초기변형계수 a_{LT} 는 거더 높이와 폭의 비 및 제작방법에 따라 0.21~0.76을 적용한다.

$$M_{cr} = \frac{\pi}{L_b} \sqrt{EI_y \left(GJ + \frac{\pi^2 EI_w}{L_b^2} \right)} \quad (9)$$

여기서, I_y 는 약축에 대한 단면2차모멘트, G 는 전단탄성계수, J 는 비틀림상수, I_w 는 뒤틀림상수를 나타낸다.

3. 유한요소해석 모델

플레이트 거더의 비탄성 횡비틀좌굴 휨저항강도를 구하기 위하여 ABAQUS(2008) 프로그램을 이용하여 비선형 유한요소해석을 수행하였다. 그림 2(a)에는 강거더 상하부 플랜지 및 복부판으로 구성된 플레이트 거더의 3차원 유한요소모델로 모든 요소는 쉘요소(S4R)를 적용하였으며, 교축방향으로 각 비지지길이에 해당하는 길이의 플레이트 거더를 부분구조로 모델링하였다. 그림 2(b)와 같이 유한요소모델에서 상하부 플랜지는 12개, 복부판은 32개의 쉘요소로 구성되어 있다. 거더 양단은 그림 3에 나타난 바와 같이 순수 휨 상태를 모사하기 위하여 상부플랜지에는 압축력을 하부플랜지에는 인장력을 작용시켜 해석하였으며, 단순지지 경계조건을 갖도록 구속조건을 적용하였다. 표 1에는 각 부분의 경계조건을 나타내었으며, 절점 A는 1, 2 및 3 방향에 대한 변위와 3 방향에 대한 회전을 구속하였으며, 절점 B는 1과 2 방향에 대한 변위와 3 방향에 대한 회전을 구속하였다. 또한 복부판 상의 절점들인 선 A를 따라 1 방향인 횡방향 변위를 구속하였으며, 상하부 플랜지의 선 B와 선 C를 따라 2 방향 변위를 구속하여 해석하였다.

유한요소 해석 모델에는 강거더 제작 시에 필연적으로 발생하는 초기변형(initial imperfection)과 플랜지와 복부판의 절단과 용접에 의한 잔류응력(residual stress)을 고려하였다. 그림 4는 복부판, 압축플랜지 및 단면의 횡방향 초기변형을 나타낸 그림이다. 복부판의 초기변형은 사인함수로 가정하였고, 복부판 패널 중앙점에서의 최대 면외변위 δ_{ow} 는 AWS(2008)의 최대 허용치에 해당하는 복부판의 높이(D)와 중간수직보강재 간격(a) 가운데 작은 값의 1%로 가정하였다. 또한 압축플랜지의 초기변형 최대값 δ_{of} 은 $b_f/150$ 과 $0.3a/150$ 값 중 작은 값으로, 압축플랜지의 횡방향 변위 최대값 δ_{oL} 은 $L_b/1500$ 으로 가정하였다. 플랜지와 복부판에서의 잔류응력은 AWS 규정(2008)을 근사화하여 각각 그림 5(a) 및 5(b)와 같은 크기와 분포로 가정하였으며 ABAQUS 프로그램에서 초기응력(initial stress)으로 입력하였다.

(a) 3차원 유한요소모델

(b) 횡단면도

그림 2. 유한요소모델

그림 3. 하중조건 및 경계조건

표 1. 경계조건

	U1	U2	U3	UR1	UR2	UR3
Point A	●	●	●			●
Point B	●	●				●
Line A	●					
Line B		●				
Line C		●

그림 4. 유한요소 해석모델의 초기변형

그림 5. 유한요소 해석모델에 적용한 잔류응력 분포

그림 6. 강재의 이상화된 응력-변형률 선도

표 2. 강재의 기계적 성질

Steel ID	F_y (MPa)	ϵ_y	E_{st} (GPa)	ϵ_{st}
SM490-TMC	315	0.00154	3.8	0.01900
SM570-TMC	450	0.00220	3.1	0.01300
HSB600	450	0.00220	3.0	0.00220
HSB800	690	0.00337	22.85	0.00337

4. 유한요소 해석결과의 검증

비탄성 횡비틀림좌굴에 대한 비선형 유한요소 해석결과를 Lay 등(1965)의 실험결과와 비교하여 본 연구에서 적용한 유한요소 해석결과를 검증하였다. Earls(2001)의 연구에서도 Lay 등(1965)의 실험결과를 유한요소해석 결과의 검증을 위하여 적용한 바 있으며 그의 해석결과와도 비교하였다. Lay 등(1965)은 균일모멘트를 받는 5개의 A441 강재 10WF25 형강 보에 대한 휨실험을 수행하였는데 본 논문에서는 3개의 보 시편에 대한 결과를 비교하였으며, 이들 실험체 보의 주요 재원은 표 3에 요약하였다. HT-36, HT-37 및 HT-41 단면의 비지지길이는 2,404mm, 2,003mm 및 1,335mm이며,

그림 6은 사용 강재들에 대한 이상화된 응력-변형률 선도로, 일반강재와 달리 HSB600 및 HSB800 강재의 경우 비례한 계점을 지나 명확한 항복구간이 존재하지 않고 곧 바로 변형경화하는 특성을 보여 준다. 강재의 탄성계수는 205GPa를 적용하였으며 그림 6의 이상화된 응력-변형률 선도로부터 구한 강재의 기계적 특성 관련 파라미터는 표 2에 요약하였다. 표 2에서 ϵ_y 는 항복변형률을, ϵ_{st} 는 변형경화가 시작되는 변형률을 나타내며, E_{st} 는 변형경화 구간에서의 탄성계수이다. 비선형 극한강도 유한요소해석에서 강재는 ABAQUS 프로그램이 제공하는 강재의 고전소성(classical metal plasticity) 모델을 적용하였으며, 이 모델의 여러 옵션 가운데 항복기준은 von Mises 항복모델을, 변형경화 구간에 대해서는 등방성 변형경화(isotropic strain hardening) 모델을 사용하였다. 등방성 변형경화 모델은 소성변형률이 발생함에 따라 모든 방향으로 항복면(yield surface)의 크기가 균일하게 변화하도록 허용하여, 모든 응력방향으로 항복응력이 증가할 수 있게 한다.

AASHTO LRFD 설계기준에 의하면 소성거동을 보장하는 비지지길이 한계(L_p)는 937mm, 비탄성좌굴과 탄성좌굴 경계점의 비지지길이(L_r)는 3,740mm로 세 단면은 모두 비탄성 횡비틀림좌굴 구간에 속한다. 강재의 항복강도는 354.4MPa, 탄성계수는 205GPa이며, $F_u/F_y=1.49$, $\varepsilon_u/\varepsilon_y=72.4$ 및 $\varepsilon_{st}/\varepsilon_y=9.66$ 의 비를 재료모델로 적용하여 해석하였다. 여기서, F_u 는 극한강도, ε_y 는 항복변형률, ε_u 는 극한변형률, ε_{st} 는 변형경화를 시작하는 변형률을 나타낸다.

표 4에 세 단면에 대한 실험(Test), 본 연구(FEA_{present}) 및 Earls(FEA_{Earls})의 유한요소해석에 의한 횡비틀림좌굴을 고려한 휨강도(M_n)와 소성모멘트(M_p) 계산결과를 요약하였다. 표 4의 결과에 의하면 본 연구의 유한요소 해석결과는 실험결과에 비해 극한휨강도가 1%~8% 정도 크게 산정되어 실험결과와 비교적 잘 일치하는 것으로 평가된다. 표 4에 나타난 바와 같이 Earls(2001)의 유한요소 해석에 의한 극한휨강도는 6%~10% 정도 실험값 보다 크게 산정된 바 있다. 그림 7에는 앞서 기술한 AASHTO LRFD 설계식에 의한 휨저항강도와 실험결과, Earls 및 본 논문의 유한요소해석 결과를 비교하였다. 그림 7에서 가로축은 비지지길이 세장비(L_b/r_y)를, 세로축은 소성모멘트로 무차원화한 휨저항강도비(M_n/M_p)를 나타낸다. 그림 7에서 AASHTO LRFD 설계식에 의한 휨저항강도비가 실험이나 유한요소 해석결과에 비해 가장 작은 값을 갖으며 안전측으로 휨강도로 예측하는 것을 관찰할 수 있다.

그림 2에는 유한요소해석 및 실험에 의한 세 거더의 모멘트-회전각(moment-rotation) 이력곡선을 나타내었는데 모멘트(M)는 소성모멘트(M_p)로, 회전각(θ)은 소성회전각($\theta_p = M_p L / 2EI$)으로 나누어 무차원화 한 값으로 표현하였다.

그림 2의 모멘트-회전각 이력곡선으로부터 실험결과와 유한요소 해석결과는 극한모멘트에 도달할 때까지 이력곡선이 비교적 잘 일치하며 비지지길이 세장비(L_b/r_y)에 따라 연성특

그림 7. AASHTO LRFD 설계식, 실험 및 FE 해석에 의한 휨강도 비교

성이 큰 차이를 보이는 것을 알 수 있다. Earls의 유한요소해석결과는 잔류응력을 포함하지 않고 해석한 결과이므로 본 연구의 유한요소해석과 Earls의 유한요소해석간의 차이는 주로 잔류응력의 영향 때문인 것으로 판단된다. 그림 2에서 HT-41 거더는 소성거동을 보장하는 비지지길이의 한계에 가까운 것으로 HT-36과 HT-37 거더에 비해 가장 우수한 연성특성을 보이는 것을 알 수 있다.

(a) HT-36 거더

표 3. LAY 등(1965)의 실험단면 제원

(단위 : mm)

Section	Flange		Web		L_b/r_y	L_b	L_p	L_r
	width	thickness	height	thickness				
HT-36	146	10.9	254	6.4	45.0	2404	937	3740
HT-37	146	10.9	254	6.4	37.5	2003	937	3740
HT-41	146	10.9	254	6.4	25.0	1335	937	3740

표 4. 유한요소해석과 실험결과에 의한 휨저항강도 비교

Section	M_p (kN-m)	M_n (kN-m)			M_n/M_p			M_{FEA}/M_{Exp}	
		Test	FEA _{Earls}	FEA _{present}	Test	FEA _{Earls}	FEA _{present}	FEA _{Earls}	FEA _{present}
HT-36	186	180	192	182	0.970	1.034	0.978	1.07	1.01
HT-37	186	182	200	193	0.976	1.077	1.040	1.10	1.07
HT-41	186	187	199	201	1.005	1.070	1.080	1.06	1.08

(b) HT-37 거더

(c) HT-41 거더

그림 8. FE 해석에 의한 실험단면의 모멘트-회전각 곡선

5. 해석대상 단면

균일모멘트를 받고 세장 복부판을 갖는 이축대칭 플레이트 거더의 비탄성 횡비틀좌굴에 대한 휨저항강도를 유한요소해석으로

구하기 위해 표 5에 요약한 바와 같은 단면들을 해석대상 단면으로 선정하였다. 강거더에는 SM490-TMC와 SM570-TMC 일반강재 및 HSB600과 HSB800 고성능 강재를 적용하였다. 선정된 해석단면의 복부판은 AASHTO LRFD 설계기준에 의하여 세장 범위를 갖도록 선정하였으며, 압축을 받는 상부플랜지의 탄성국부좌굴이 휨강도를 지배하지 않도록 플랜지는 조밀 단면 또는 비조밀단면으로 선정하였다. 표 5에서 단면명은 플랜지의 조밀성 여부에 따라 CF는 조밀 플랜지를 NF는 비조밀 플랜지를 나타낸다.

횡비틀좌굴의 주요 파라미터인 비지지길이는 800mm~6,400mm 범위로 800mm 간격으로, 단면 당 8가지 경우의 비지지길이를 고려하여 강종당 16개로 총 48개의 균질단면 강거더와 16개의 하이브리드 단면 강거더에 대하여 해석하였다. 하이브리드 단면 거더는 복부판은 SM570-TMC 일반강재를, 상하부 플랜지는 HSB800 강재를 적용하였으며 치수는 표 5의 HSB800 균질 단면 강거더와 동일하다. 거더의 플랜지의 폭은 300mm이며, 플랜지 중심선 사이의 높이를 800mm로 고정하여 플랜지와 복부판의 두께를 변화시켜 해석대상 거더를 설계하였다. 표 5의 해석 대상거더에 Eurocode 3의 단면분류 규정을 적용하면 복부판은 Class 4로, 플랜지는 Class 1 또는 3으로 분류되어, 전체 단면들은 모두 Class 4로 분류된다. 표 5에는 약축에 대한 단면회전반경(r_y), 비지지길이 한계인 L_p 와 L_r 을 나타내었는데 고강도 강재를 적용함에 따라 비지지길이의 한계인 L_p 와 L_r 이 점점 작아짐을 알 수 있다. 아울러, 세장 복부판을 갖는 강거더이므로 복부판의 휨좌굴로 인한 플랜지 하중저감계수(R_b)를 표 5에 나타내었으며, 0.98~1.0 범위를 갖는 것을 알 수 있다. 표 5의 플레이트 거더 해석대상 단면의 항복모멘트(M_y)와 소성모멘트(M_p)는 표 6에 요약하였다.

표 5. 해석대상 강거더 제원

(단위 : mm)

Steel ID	Flange	Flange	Web	Eurocode3 Class			r_y	L_p	L_r	R_b
				web	flange	section				
SM490-TMC	CF	300x20	780x5.3	4	1	4	74.69	2092	7857	1.00
	NF	300x13	787x5.3	4	3	4	66.91	2035	7643	1.00
HSB600	CF	300x20	780x6.0	4	3	4	73.46	1739	6529	1.00
	NF	300x15	785x6.0	4	3	4	70.17	1706	6405	0.99
HSB800	CF	300x24	776x6.0	4	3	4	75.28	1418	5326	0.99
	NF	300x20	780x6.0	4	3	4	73.46	1404	5273	0.98

표 6. 해석대상 균질단면 및 하이브리드 단면 거더의 항복모멘트와 소성모멘트

(단위 : kN-m)

Flange	SM490 ¹⁾		HSB600 ¹⁾		HSB800 ¹⁾		HSB800 & SM570-TMC ²⁾	
	M_y	M_p	M_y	M_p	M_y	M_p	M_y	M_p
CF	1636	1766	2368	2571	4251	4598	4251	4381
NF	1134	1241	1857	2036	3631	3942	3631	3723

1) 균질단면
2) HSB800 상하부 플랜지, SM570-TMC 복부판을 갖는 하이브리드 단면

6. 해석결과

6.1 초기변형 및 잔류응력의 영향

표 5에 요약한 총 48개의 플레이트 거더에 대한 극한 휨저항강도를 전술한 비선형 유한요소해석으로 구하였다. 우선, 초기변형과 잔류응력이 휨저항강도와 연성거동에 미치는 영향을 분석하기 위하여 몇 개의 해석단면에 대해 모멘트-회전각(moment-rotation) 곡선을 그림 9에 비교하였다. 그림 9에서 모멘트(M)는 소성모멘트(M_p)로, 회전각(θ)은 소성회전각($\theta_p = M_p L / 2EI$)으로 무차원화 한 값이다. 그림 9의 유한요소 해석결과는 초기변형과 잔류응력을 모두 고려하지 않는 경우(FEA-0), 초기변형만 고려한 경우(FEA-I), 초기변형과 잔류응력이 모두 고려한 경우(FEA-IR)에 대한 것이다. 그림 9(a)는 HSB800 강재를 적용한 비지지길이가 800mm인 CF 거더로 L_b 보다 짧은 비지지길이를 갖는 모델로 휨강도가 소성모멘트에 도달할 것으로 예측되는 단면이다. 초기변형과 잔류응력을 모두 고려한 해석결과 소성모멘트의 1.04배의 휨강도를 갖는 것으로 해석되었으며, 초기변형의 영향 보다 잔류응력의 영향이 상대적으로 큰 것을 알 수 있다. 그림 9(b)는 비지지길이가 6,400mm인 NF거더로 탄성좌굴 한계(L_c)이상의 비지지길이를 갖는 거더로, 초기변형의 영향으로 연성이 급격하게 감소하는 반면, 잔류응력은 휨강도에 매우 작은 영향을 미치는 것으로 해석되었다. 이는 단면이 소성영역에 도달하기 전에 좌굴되어 응력재분배 현상이 전혀 발생하지 않기 때문으로 판단된다. 그림 9(c)는 $L_b=4,800$ mm인 SM490-TMC NF거더에 대한 해석결과이며, 그림 9(d)는 $L_b=4,800$ mm인 HSB600 CF거더의 해석결과로 이들은 비탄성 횡비틀좌굴이 발생하는 비지지길이 구간에 속하는 모델이다. 이들 거더는 같은 비지지길이를 갖지만, 강재에 따라 조밀 비지지 한계점(L_p)과 탄성좌굴 한계점(L_c)이 다르기 때문에 단면의 휨강도와 연성의 차이를 보인다. 아울러, 그림 9(e)는 $L_b=3,200$ mm인 HSB800 CF거더의 해석결과, 그림 9(f)는 $L_b=3,200$ mm인 HSB800 강재를 적용한 플랜지와 SM570-TMC 강재를 적용한 복부판으로 이루어진 NF 하이브리드 단면의 해석결과이며, 그림 9(c) 및 (d)와 마찬가지로 비탄성 횡비틀좌굴이 발생하는 비지지길이 구간에 속하는 모델이다. 이들 거더는 탄성좌굴에 상대적으로 취약한 경우로 초기변형의 영향이 휨강도에 매우 큰 영향을 미치며 연성이 급격하게 감소하는 현상을 볼 수 있으며, 잔류응력의 영향은 상대적으로 작은 것으로 분석되었다. 또한 잔류응력은 일반강재인 SM490-TMC 강거더 보다 HSB800 강거더의 휨강도에 상대적으로 큰 영향을 미치는 것으로 분석되었다. 그림 9의 해석결과 초기변형과 잔류응력의 휨강도에 대한 영향은 상당히 큰 것으로 분석되어 다음에 기술하는 모든 거더의 해석에는 초기변형과 잔류응력을 고려하였다.

(a) CF ($L_b=800$ mm, HSB800) (b) NF ($L_b=6,400$ mm, HSB800) (c) NF ($L_b=4,800$ mm, SM490-TMC) (d) CF ($L_b=4,800$ mm, HSB600)

(e) CF ($L_b=3,200\text{mm}$, HSB800)

(f) NF ($L_b=3,200\text{mm}$, 하이브리드 단면)

그림 9. 모멘트-회전각 곡선

6.2 균질단면 거더

SM490-TMC 일반 강재와 HSB600 및 HSB800인 고강도 강재를 적용한 거더의 무차원화 한 비지지길이 세장비(L_b/r_y)에 따른 휨저항강도비(M_u/M_y)를 그림 10~12에 나타내었다. 그림에서 FEA는 유한요소 해석결과를, AASHTO-6.10.8은 AASHTO LRFD의 6.10.8에 제시된 설계식으로 구한 값이며, EC3-GC와 EC3-SC는 Eurocode 3에 제시된 설계규정인 일반경우와 특수경우로 구한 값을 나타낸다. 유로코드를 적용할 때 γ_{M1} 는 1.0, 파라미터 β 는 0.75를 a_{LT} 는 0.76을 적용하여 휨강도를 산정하였다. 표 7에는 해석대상 거더의 AASHTO LRFD, Eurocode 3의 특수경우와 유한요소해석에 의한 휨강도 산정결과를 요약하였다.

그림 10으로부터 고려한 모든 경우에 대해 유한요소 해석결과는 AASHTO LRFD 6.10.8과 비교적 잘 일치하는 반면에 Eurocode 3와는 상당한 차이가 있음을 알 수 있다. 그림 10의 CF와 NF 거더 모두 FEA는 AASHTO 6.10.8의 설계값보다 평균 7.5%, Eurocode 3의 특수 경우(EC3-SC)의 설계값보다 평균 20% 정도 큰 휨강도를 갖는 것으로 해석되

었다. 아울러, 유한요소 해석결과 플랜지의 조밀성에 상관없이 L_b/r_y 가 45 이하인 단면은 항복모멘트 이상의 휨강도를 갖는 것을 알 수 있다.

그림 11은 항복강도가 450MPa인 HSB600 강재를 적용한 조밀 또는 비조밀 플랜지와 세장 복부판을 갖는 거더의 경우로 SM490-TMC 거더의 경우와 같이 FEA는 AASHTO 6.10.8과 비교적 잘 일치하며, EC3-GC나 EC3-SC는 지나치게 안전측의 휨강도로 예측하는 것을 알 수 있다. 아울러, 유한요소 해석결과에 의하면 L_b/r_y 가 34 이하인 단면에서 항복모멘트 이상의 강도를 갖는 것을 알 수 있었다. CF 및 NF 거더의 FEA와 AASHTO 6.10.8로 산정한 휨강도의 비는 1.02~1.09의 범위를 갖으며, Eurocode 3의 경우 평균 24.5% 정도 유한요소해석결과가 크게 산정되었다.

그림 12는 항복강도 690MPa인 HSB800 강재를 적용한 조밀 또는 비조밀 플랜지와 세장 복부판을 갖는 거더의 유한요소 해석결과로 앞에서 분석했던 SM490-TMC 및 HSB600 거더의 경우와 같이 FEA는 AASHTO 6.10.8과 잘 일치하며, EC3-GC와 EC3-SC는 지나치게 안전측의 휨강도를 예측하는 것을 보여 준다. 아울러, 그림 12에서 L_b/r_y 가 32 이하인 세장비를 갖는 단면은 항복모멘트 이상의 강도를 가지며, HSB800 강재를 적용한 거더들은 일반강재 SM490-TMC와 HSB600 강재에 비해 작은 비지지길이 세장비에서 비탄성좌굴이 시작되며, 탄성좌굴 또한 작은 비지지길이 세장비에서 발생하는 것을 알 수 있다. FEA 해석에 의한 휨강도는 AASHTO 6.10.8로 산정한 휨강도에 비해 평균 9.5%, EC3-SC 보다는 평균 30% 정도 크게 해석되었다. HSB800 강거더 유한요소 해석결과는 그림 8의 SM490-TMC 강거더와 그림 11의 HSB600 강거더에 비해 더 안전측으로 해석되었으며 이는 항복이후 곧바로 변형경화 영역에 들어가는 HSB800 강재의 특성 때문인 것으로 판단된다. 이상의 FE 해석에 의한 비탄성 횡비틀좌굴에 의한 휨강도 분석에 의하면 현 AASHTO LRFD 6.10.8의 규정은 HSB800 강거더에 수정 없이 적용할 수 있는 것으로 판단된다.

(a) CF

(b) NF

그림 10. SM490-TMC 강거더의 FEA 및 설계식 휨강도 비교

(b) NF

그림 11. HSB600 강거더의 FEA 및 설계식 휨강도 비교

(a) CF

(a) CF

표 7. 해석대상 균질단면 강거더의 휨강도 비교

(단위 : kN-m)

	L_b (mm)	SM490-TMC			HSB600			HSB800		
		AASHTO 6.10.8	EC3	FEA	AASHTO 6.10.8	EC3	FEA	AASHTO 6.10.8	EC3	FEA
CF	800	1635	1585	1816	2357	2275	2568	4190	4053	4864
	1600	1635	1585	1776	2357	2275	2488	4131	4053	4600
	2400	1609	1585	1736	2260	2233	2416	3874	3672	4320
	3200	1541	1495	1672	2142	1975	2288	3617	3145	3896
	4000	1473	1350	1592	2024	1737	2184	3359	2675	3632
	4800	1405	1215	1528	1906	1522	2064	3102	2272	3288
	5600	1337	1091	1448	1787	1331	1904	2652	1938	2832
	6400	1269	979	1360	1669	1167	1696	2031	1667	2352
NF	800	1132	1082	1200	1846	1763	1920	3568	3431	3952
	1600	1132	1082	1176	1846	1763	1880	3514	3431	3752
	2400	1109	1082	1168	1764	1719	1856	3293	3093	3608
	3200	1061	1008	1136	1670	1514	1768	3072	2640	3280
	4000	1013	904	1080	1575	1325	1680	2880	2283	3104
	4800	964	808	1032	1481	1153	1584	2629	1888	2792
	5600	916	719	976	1387	1001	1456	2215	1601	2360
	6400	867	639	912	1293	871	1280	1696	1368	1952

(b) NF

그림 12. HSB800 강거더의 FEA 및 설계식 휨강도 비교

6.3 극한상태의 응력분포 및 변형형상

비선형 유한요소해석으로 구한 강거더의 극한모멘트에서 von Mises 유효응력 분포와 변형형상을 분석하였다. 그림 13은 비탄성 횡비틀좌굴 구간에 속하는 비지지길이를 갖는 강거더의 강종에 따른 von Mises 응력분포와 변형형상을 나타낸 그림이다. 그림 13(a)는 SM490-TMC 일반강재를 적용한 $L_b=4,800\text{mm}$ 인 거더로 극한하중상태에서 상부플랜지의 일부가 항복응력인 315MPa 이상의 유효응력을 갖고 압축을 받는 복부판 상단의 일부는 항복에 도달했지만 대부분은 탄성범위의 응력상태에 있으며 약간의 횡비틀좌굴 변형이 발생하였다. 그림 13(b)는 $L_b=4,000\text{mm}$ 인 HSB600 거더로 횡비틀변형과 약간의 압축플랜지 국부 휨변형과 압축을 받는 복부판의 국부적인 휨변형이 동시에 발생한 것을 볼 수 있으며, 상부 압축플랜지와 복부판 상단에서 항복응력을 약간 초과하는 최대 454MPa의 유효응력이 발생하였고 대부분의 복부판은 항복응력 이하의 응력분포를 보였다. 그림 13(c)는 $L_b=3,200\text{mm}$ 인 HSB800 거더로 상부 압축플랜지와 복부판 상단에서 항복을 초과하여 변형경화 영역인 최대 800MPa의 유효응력이 발생하고 복부판과 하부플랜지는 주로 탄성영역의 응력이 발생한 것을 보여 주며, 횡비틀변형과 압축플랜지의 국부 휨변형 및 압축을 받는 복부판의 휨변형도 함께 발생하는 것을 볼 수 있다. 그림 13은 L_p 와 L_r 사이의 중간정도 범위에 속하는 L_b 를 갖는 거더의 경우에 대한 것인데 이들 거더는 비슷한 경향의 유효응력분포와 변형형상을 갖는 것을 분석할 수 있으며, 고강도 강재를 적용하는 경우에는 비지지길이를 짧게 설계해야 하는 것을 알 수 있다.

(a) SM490-TMC ($L_b=4,800\text{mm}$)

(b) HSB600 ($L_b=4,000\text{mm}$)

(c) HSB800 ($L_b=3,200\text{mm}$)

그림 13. 극한모멘트상태에서 CF 거더의 von Mises 응력 분포도

그림 14는 HSB800 강재를 적용한 NF 거더의 비지지길이에 따른 유효응력분포와 변형형상을 나타낸 그림이다. 그림 14(a)는 소성거동을 일으키는 비지지길이에 한계 근처인 비지지길이가 1,600mm인 거더의 극한상태에서의 응력분포와 변형형상으로 횡비틀 변형은 발생하지 않고 압축플랜지의 국부 휨변형과 압축을 받는 복부판에서 휨변형이 발생하는 것을 볼

수 있으며, 상부플랜지에서 극한응력인 최대 800MPa의 유효응력이 발생하였다. 그림 14(b)는 비탄성영역에 속하는 비지지길이가 3,200mm인 경우로 횡비틀 변형과 압축플랜지와 복부판에서 국부적인 휨변형이 동시에 발생한 것을 볼 수 있으며, 압축플랜지와 복부판 상단에서 항복을 초과하여 변형경화 영역인 최대 791MPa의 유효응력이 발생하고 복부판과 하부플랜지는 주로 탄성영역의 응력분포를 보이는 것을 알 수 있다. 그림 14(c)는 비지지길이가 5,600mm로 탄성좌굴한계점 근처의 비지지길이를 갖는 모델로 횡비틀 변형을 보였으며, 상부플랜지의 일부가 항복응력보다 약간 큰 731MPa의 유효응력을 갖지만 복부판이나 하부플랜지의 대부분은 탄성영역의 응력상태에 머무는 것을 알 수 있다. 그림 14로부터 비지지길이가 응력분포와 변형형상에 미치는 영향은 매우 큰 것을 알 수 있으며, 비지지길이가 L_p 에 가까운 거더는 압축플랜지가 소성영역의 응력분포를 보이고 극한상태에 도달할 때까지 상당한 응력재분배 현상을 보이는 반면에 비지지길이가 L_r 근처인 거더는 대부분의 요소에서 탄성영역의 응력분포를 보이고 횡비틀 변형이 발생하는 것으로 분석되었다.

(a) $L_b=1600\text{mm}$ (b) $L_b=3200\text{mm}$ (c) $L_b=5600\text{mm}$

그림 14. 극한모멘트상태에서 NF 거더의 von Mises 응력 분포도 및 변형형상

6.4 하이브리드 단면

HSB800 강재를 적용한 하이브리드 단면에 현 설계규정의 적용가능 여부를 평가하기 위하여 여기에서는 하이브리드 단면 거더를 고려하여 해석결과를 분석하였다. 해석대상 하이브리드 거더의 치수는 표 1의 HSB800 강거더와 동일하며 복부판은 항복강도가 450MPa인 SM570-TMC 일반강재를, 상하부 플랜지는 항복강도가 690MPa인 HSB800 강재를 적용하였다. 그림 15에는 유한요소해석, AASHTO LRFD와 Eurocode 3으로 구한 L_b/r_y 에 따른 휨저항강도비(M_u/M_y)를 나타내었으며 표 8에는 수치결과를 수록하였다. 그림 15는 FE 해석에 의한 하이브리드 단면 거더의 휨강도는 설계식에 의한 휨강도 보다 크게 산정된 것을 보여준다. 앞에서 분석했던 균질단면 거더의 경우와 유사하게 하이브리드 단면 거더의 경우도 FEA 해석결과는 AASHTO LRFD 6.10.8 규정값과 가장 잘 일치하며 Eurocode 3은 지나치게 안전측의 휨강도로 예측하는 것을 그림 15로부터 알 수 있다. 그림 15(a)는 조밀 플랜지(CF)를 갖는 거더로 FEA는 AASHTO LRFD 설계값 보다 평균 14%, EC3-SC 보다는 10%~45%, EC3-GC 보다는 16%~75% 크게 해석되었다. 그림 15(b)의 해석단면은 NF 거더로 그림 15(a)와 비슷한 경향을 보이며 FEA 결과는 안전측이고 AASHTO 6.10.8의 설계식보다 평균 11% 크게 해석되었다. FEA에 의한 휨강도는 Eurocode 3 설계값과는 큰 차이를 보이며 특히 비탄성 영역에서 차이가 가장 크고 탄성좌굴이 발생하는 세장비 영역에서는 차이가 다소 감소하였다. HSB800 강재를 적용한 하이브리드 단면 거더의 FEA 휨강도와 AASHTO LRFD 설계치와의 비는 그림 12의 HSB800 균질단면 거더의 경우와 거의 비슷한 수준으로 평가되며, 결국 이 설계식은 HSB800 강재

를 적용한 하이브리드 단면 거더의 휨강도 산정에도 적용할 수 있는 것으로 판단된다.

비선형 유한요소해석으로 구한 하이브리드 단면 거더의 극한모멘트상태에서의 von Mises 유효응력 분포와 변형형상을 그림 16에 나타내었다. 그림 16(a)는 비탄성 구간에 속하는 비지지길이 4,000mm인 CF 거더로 약간의 압축플랜지 국부 변형, 횡비틀변형과 복부판의 휨변형이 동시에 발생하는 것을 볼 수 있으며, 상부 압축플랜지와 복부판 상단에서 항복을 초과하여 변형경화 영역인 최대 717MPa의 유효응력이 발생하고 복부판과 하부플랜지는 주로 탄성영역의 응력이 발생한 것을 보여준다. 그림 16(b)는 비지지길이가 4,000mm인 NF 거더로 그림 16(a)의 CF 거더와 같이 비탄성영역에 속하며 변형형상은 CF 거더와 비슷하고, 상부 압축플랜지와 복부판 상단에서 항복을 초과하여 변형경화 영역인 최대 716MPa의 유효응력이 발생하였으며, 복부판과 하부플랜지는 주로 탄성영역의 응력이 발생한 것을 알 수 있다. 그림 16(a)와 (b)로부터 플랜지의 조밀성은 비탄성영역에서의 극한휨강도, 응력분포 및 변형형상에 거의 영향을 주지 않는 것으로 분석된다. 그림 16(c)는 소성한계점에 가까운 비지지길이 1,600mm인 NF 거더의 극한휨강도에서 변형형상과 응력분포도로 횡비틀 변형은 발생하지 않고 압축플랜지와 복부판이 국부적으로 휨변형되었으며, 상부플랜지의 일부가 극한강도인 800MPa에 도달한 것을 알 수 있다. 그림 16(d)는 비지지길이가 6,400mm로 탄성좌굴 한계 이상의 비지지길이를 갖는 NF 거더로 횡비틀변형이 발생하였으며, 상부플랜지의 일부가 항복응력보다 약간 큰 695MPa의 유효응력을 갖지만 복부판이나 하부플랜지의 대부분은 탄성영역의 응력상태에 있음을 보여 준다. 그림 16(c)와 (d)로부터 비지지길이는 변형특성과 응력분포에 큰 영향을 주는 것을 알 수 있다.

(a) CF

(b) NF

그림 15. 하이브리드 단면 거더의 FEA 및 설계식 휨강도 비교

표 8. 하이브리드 단면 거더의 휨강도 수치결과

(단위 : kN-m)

L_b (mm)	CF ¹⁾			NF ²⁾		
	6.10.8	EC3	FEA	6.10.8	EC3	FEA
800	4124	4187	4848	3503	3526	3968
1600	4063	4187	4608	3446	3526	3784
2400	3791	3765	4344	3214	3159	3616
3200	3519	3214	4192	2983	2689	3320
4000	3248	2725	3688	2751	2270	3096
4800	2976	2308	3336	2548	1954	2824
5600	2652	1964	2840	2215	1618	2368
6400	2031	1686	2344	1696	1381	1944

1), 2) $R_h = 0.98$

(a) CF ($L_b=4,000\text{mm}$)

(b) NF ($L_b=4,000\text{mm}$)

(c) NF ($L_b=1600\text{mm}$)

(d) NF ($L_b=6400\text{mm}$)

그림 16. 극한모멘트상태에서 하이브리드 단면 거더의 von Mises 응력 분포도

7. 결 론

HSB 고강도 강재를 적용한 균일모멘트를 받는 세장 복부판을 갖는 강거더에 대하여 단면의 일부 또는 전부가 항복하는 비탄성 횡비틀좌굴 거동을 비선형 유한요소해석으로 분석하였다. 초기변형과 잔류응력이 비탄성 횡비틀좌굴 영역에서 휨거동에 미치는 영향을 분석하였으며, 다양한 비지지길이 세장비 (L_b/r_y)를 갖는 총 64개 균질단면 및 하이브리드 단면 강거더의 비선형 FEA에 의한 휨저항강도와 AASHTO LRFD 및 Eurocode 3의 설계규정으로 구한 휨강도와 비교하여 이들 설계식의 HSB 강거더에 대한 적용성을 평가하였다.

비선형 유한요소해석결과 초기변형과 잔류응력은 휨강도와 연성거동에 큰 영향을 미치는 것으로 분석되었다. 특히 비지지길이가 L_r 에 근접한 거더에서는 초기변형의 영향이 크고, L_p 에 근접한 거더에서는 초기변형의 영향 보다 잔류응력의 영향이 상대적으로 큰 경향을 보였다. 전자의 경우는 단면이 소성영역에 도달하기 전인 탄성응력 영역에서 좌굴되어 응력재분배 현상이 발생하지 않기 때문이고, 후자의 경우는 좌굴되지 않고 소성영역에서 충분한 응력재분배가 일어나기 때문으로 판단된다.

고려한 모든 균질단면 강거더의 유한요소 해석에 의한 휨강도는 AASHTO LRFD 6.10.8 설계식과 비교적 잘 일치하는 반면에 Eurocode 3 설계식과는 상당한 차이가 있었다. SM570-TMC 강거더의 휨강도는 AASHTO LRFD에 의한 휨강도 보다 평균 7.5%, HSB600 강거더의 경우는 평균 8.5%, HSB800 강거더는 평균 9.5% 큰 값을 갖는 것으로 해석되었다. 반면에, 유한요소 해석에 의한 휨강도는 Eurocode 3와는 거더의 강종 따라 평균 20%~30% 정도의 차이를 보였다. 항복모멘트까지 도달할 수 있는 비지지길이 세장비(L_b/r_y)의 한계는 플랜지의 조밀성과 상관없이 SM490-TMC 거더는 45, HSB600 거더는 34, 및 HSB800 거더는 32로 산정되었다. 또한, HSB800 강거더는 SM490-TMC 및 HSB600 강거더에 비해 상대적으로 작은 L_b/r_y 에서 비탄성좌굴과 탄성좌굴이 시작되는 것으로 분석되었다. 비선형 유한요소해석으로 구한 강거더의 극한모멘트에서 변형형상을 분석한 결과, 세장 복부판을 갖는 거더는 조밀 또는 비조밀 복부판을 갖는 거더와는 달리 압축을 받는 복부판에서 국부적인 휨변형이 발생하였다.

상하부플랜지는 HSB800 강재를 복부판에는 SM570-TMC 강재를 적용한 하이브리드 단면 거더를 해석한 결과, 균질단면 거더의 경우와 유사하게 FE 해석에 의한 하이브리드 단면 거더의 휨강도는 AASHTO LRFD 6.10.8의 설계식으로 구한 휨강도와 비교적 잘 일치하였으며 Eurocode 3은 지나치

게 안전측의 휨강도를 규정한 것으로 분석되었다. FE 해석 휨강도는 AASHTO LRFD 설계휨강도 보다 평균 12%, Eurocode 3 설계휨강도 보다는 평균 28% 크게 해석되었다. 따라서, HSB600 및 HSB800 강재를 적용한 세장 복부판을 갖는 균질단면 및 하이브리드 단면 강거더의 횡비틀좌굴을 고려한 휨강도는 AASHTO LRFD 6.10.8 규정을 적용하여 산정할 수 있는 것으로 평가되었다.

감사의 글

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

참 고 문 헌

- 국토해양부(2012) 도로교설계기준(한계상태설계법), 한국도로교통협회.
- 김종민, 김재구, 황민오, 강영종(2009) 고강도강 적용 구조물의 국한 거동 연구, 2009년 대한토목학회 정기 학술대회 발표집, pp.123-126.
- 김종민, 황민오, 강영종(2010) 고강도강 플레이트거더의 횡-비틀림 좌굴, 2010년 한국강구조학회 학술대회 발표집, pp.79-80.
- 김종민, 황민오, 강영종(2011) HSB800급 고성능강 적용 하이브리드 I형 거더의 횡-비틀림 좌굴, 2011년 한국강구조학회 학술대회 발표집, pp.123-124.
- 조은영, 신동구(2010) HSB 강합성거더 정모멘트부 휨거동, 한국강구조학회, 제 22권, 제4호, pp.377-388.
- 주현성, 차상호, 최병호, 이학은(2008) 고성능강 적용 교량 부모멘트부의 연성 성능 평가, 2008년 한국강구조학회 학술대회 발표집, pp.75-76.
- 주현성, 차상호, 최병호, 이학은(2009) 고강도 강재를 갖는 교량 부모멘트부의 휨 연성에 대한 연구, 2009년 대한토목학회 정기학술대회 발표집, pp.119-122.
- AISC (2010) *Specification for Structural Steel Buildings*, ANSI/AISC 360-10, American Institute of Steel Construction, Chicago, IL, USA.
- American Association of State and Highway Transportation Officials (2007) *AASHTO LRFD Bridge Design Specifications*, 4th Ed., Washington, D.C.
- AWS (2008) Bridge Welding Code, AASHTO/AWS D1.5: 2008, *Joint Publication of American Association of State Highway and Transportation Officials and American welding Society*.
- Barth, K.E., White, D.W., Righman J.E., and Yang, L. (2005) Evaluation of Web Compactness Limits for Singly and Doubly Symmetric Steel I-girders, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 61, No. 8, pp.1141-1434.
- Basler, K. and Thürlimann, B. (1961) Strength of Plate Girders in Bending, *Journal of Structural Division*, ASCE, Vol. 87, ST 6, pp.153-181.
- Earls, C.J. (1999) On the Inelastic Failure of High Strength Steel I-Shaped Beams, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 49, No. 1, pp.1-24.
- Earls, C.J. (2001) Constant Moment Behavior of High Performance Steel I-Shaped Beams, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 57, No. 7, pp.711-728.
- Eurocode 3 (2003) *Design of steel structures. Part 1-1: General rules and rules for buildings*, ENV 1993-1-1.
- Eurocode 3 (2006) *Design of steel structures. Part 1-5: Plated structural elements*, ENV 1993-1-5.
- Green, P.S., Sause, R., and Ricles, J.M. (2002) Strength and Ductility of HPS Flexural Members, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 58, No. 5-8, pp.907-941.
- Habbitt, Kalsson & Sorensen Inc. (2008) *ABAQUS/CAE Version 6.8. Standard user's manual*, Rhode Island (USA).
- Lay, M.G. and Galambos, T.V. (1965) Inelastic Steel Beam under Uniform Moment, *Journal of the Structural Division*, ASCE, Vol. 91, No. ST6, December, pp.67-93.
- Thomas, S.J. and Earls, C.J. (2003) Cross-Sectional Compactness and Bracing Requirements for HPS483W Girders, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 129, No. 12, pp.1569-1583.

(접수일자 : 2011. 9. 16 / 심사일 2011. 9. 22 /
심사완료일 2012. 4. 2)