



# 압축과 휨을 동시에 받는 케이블교량용 광폭 강박스거더의 강도상호작용

김종서<sup>1</sup> · 김경식<sup>2\*</sup>

<sup>1</sup>박사후연구원, 한국과학기술정보연구원, 가상설계센터, <sup>2</sup>교수, 청주대학교, 토목환경공학전공

## Strength Interaction of Wide Steel Box Girder Subjected to Concurrent Action of Compression and Flexure for Cable-Supported Bridges

Kim, Jong Seo<sup>1</sup>, Kim, Kyung Sik<sup>2\*</sup>

<sup>1</sup>Postdoctoral Researcher, Supercomputing Modeling & Simulation Center, Korea Institute of Science and Technology Information, 34141 Korea (ROK)

<sup>2</sup>Professor, Dept. of Civil & Environmental Engineering, 28503 Korea (ROK)

**Abstract** - This study investigates applicability of strength interaction equations in Eurocode 3 and AASHTO LRFD to wide steel box-girders in cable-supported bridges that are subjected to concurrent action of compression and flexure. Utilizing a finite element analysis package program, Abaqus, a partial segment of wide steel box girder separated from the completed actual cable-stayed bridges is modeled and ultimate strength analysis is conducted considering geometrical initial imperfections and residual stresses. After evaluating respective axial and flexural strengths, ultimate strength interaction behaviors are derived to confirm strength decrease effect due to combined actions. For the strength interaction between compression and flexure of wide steel box girders, Eurocode 3 is confirmed to provide safer evaluation of rather than AASHTO LRFD.

**Keywords** - Wide steel box-girder, Axial strength, Flexural strength, Strength interaction, Cable-supported bridge, Ultimate strength analysis

### 1. 서론

광폭 강박스거더는 무게대비 강성 비율과 내풍 성능이 우수하여 장경간이 요구되는 케이블지 교량에 널리 이용되고 있다<sup>1,2)</sup>. 사장교 또는 현수교 형식의 케이블 지지교량에 적용되는 광폭 강박스거더 형식의 한 단면 사례를 Fig. 1.에 보였는데, 운하중 분배에 효과적인 U리브가 설치된 플랜지는 보강판(stiffened plate) 시스템으로 거동한다.

케이블 교량들 중 특히 사장교에 적용되는 광폭 강박스거더는 사장케이블의 수평력 성분에 의한 축방향 압축(axial compression)과 더불어 풍하중에 의한 횡방향 휨(lateral flexure)과 자중 및 활하중에 의한 수직방향 휨(vertical flexure)을 동시에 받게 된다. 광폭

강박스거더는 광폭이 가지는 단면 특성상 횡방향 휨강성이 상당히 크기 때문에, 압축과 수직방향 휨이 주로 설계를 지배하게 된다.

Eurocode 3<sup>3),4)</sup>, AASHTO LRFD<sup>5)</sup>, AISC<sup>6)</sup> 등의 설계기준에서는 부재의 압축 및 휨에 대한 개별 검토와 함께 상호작용식(interaction equations)을 이용한 조합력 검토를 규정하고 있다. 국내 설계기준인 KDS<sup>7)</sup>와 도로교설계기준 한계상태설계법-케이블교량편(2015)<sup>8)</sup> 또한 AASHTO LRFD와 동일한 규정을 채택하고 있다. 그러나 현행 AASHTO LRFD 규정에 제시되어 있는 상호작용식은 U형 또는 I형의 강재단면과 콘크리트바닥판으로 구성되는 일반 거더 교량을 대상으로 정립되었기 때문에<sup>4)</sup> 이 식이 형상과 단면상세가 다소 상이한 광폭 강박스거더에 적용성은 확인의 여지가 있다고 볼 수 있다.<sup>9)</sup>

본 연구에서는 압축력과 수직방향 휨(vertical bending)을 받는 광폭 강박스거더에 대하여 현행 설계기준의 확대 적용성 여부를 평가한다. 이를 위해, 비탄성 유한요소해석에 근거한 수치해석 예제로 광폭 강박스거더를 설정하여 압축하중과 휨하중을 동시에 재하하여 각각의 하중이 강도저하에 어떠한 방식으로 영향을 주는지에 대한 강도상호작용을 검토한다.

Note.-Discussion open until February 29, 2020. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on July 17; revised August 06, 2019; approved on August 06, 2019. Copyright © 2019 by Korean Society of Steel Construction

\*Corresponding author.

Tel. +82-043-229-8472 Fax. +82-043-229-8466

E-mail. kkim@cju.ac.kr

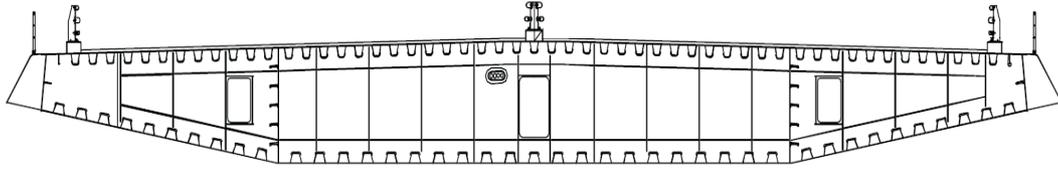


Fig. 1. Typical wide steel box-girder in cable supported bridges

## 2. 설계기준 분석

광폭 강박스거더에 대한 휨강도 검토시 두 가지 상황을 가정해 볼 수 있다. 첫째는 압축플랜지에 발생하는 응력이 극한압축강도에 도달하기 전 인장플랜지가 먼저 항복하는 인장지배의 경우이다. 중립축에서 인장연단까지의 치수가 압축연단까지의 치수보다 상당히 큰 단면의 경우에 발생할 수 있는 경우로서 항복모멘트의 발현이 가능하다. 둘째는 인장플랜지에 발생하는 응력이 항복응력에 도달하기 전에 압축플랜지 응력이 극한압축강도에 먼저 도달하는 압축지배의 경우인데, 이 경우 압축플랜지는 보강판 시스템으로서 보강재 사이 판의 국부좌굴(plate-type local buckling) 또는 보강재와 판의 일부로 구성되는 스트럿(strut)의 좌굴로 표현되는 전체좌굴(column-type global buckling)로 파괴에 이르게 된다. 광폭 강박스거더 단면 검토상 정 또는 부모멘트 구간에 상관없이 압축상태에 있는 플랜지의 면내 압축강도가 전체 단면의 휨강도를 결정하게 되므로 휨강도는 항복모멘트 이하로 결정된다.

Eurocode 3에서는 휨을 받는 단면을 총 4개의 Class로 구분하고 있는데, Class 1, 2는 소성모멘트 구형능력과 연성요구조건과 관련이 있다. 광폭 강박스거더와 관련하여 압축플랜지의 항복으로 인해 항복모멘트의 발현이 가능하면 Class 3, 그렇지 못할 경우 Class 4로 분류된다<sup>10)</sup>. AASHTO LRFD의 경우 광폭 강박스거더에 직접 적용 가능한 기준이 없으나 U형 박스 또는 I형 단면의 설계 기준을 준용해 볼 경우, 항복모멘트 이상 소성모멘트 이하의 저항능력을 갖추면 비조밀 단면, 항복모멘트 이하의 저항능력을 갖추면 세장단면으로 분류하고 있으므로 광폭 강박스거더 단면은 세장단면으로 취급될 수 있다.

강도한계상태(strength limit state)에서 Class 4 또는 세장단면의 면내 압축강도 산정 과정의 특징은 단면적 또는 단면계수 산정시 보강판의 국부/전체 좌굴 및 전단지연(shear lag) 효과를 고려하여 유효단면(effective section)을 산정하여 강도산정에 적용하는 것이다. 이 장에서는 유효단면 또는 강도산정을 위한 감소단면에 초점을 맞추어 Eurocode 3과 AASHTO LRFD에 의한 광폭 강박스거더의 압축강도, 휨강도, 그리고 상호작용식을 차례대로 살펴본다.

### 2.1 Eurocode 3

#### 2.1.1 압축강도

Class 4 단면에 대한 압축강도  $N_{Rd}$ 는 다음의 식(1)과 같이 계산된다.

$$N_{Rd} = \frac{A_{c,eff} F_y}{\gamma_{M0}} \quad (1)$$

여기서,  $F_y$ 와  $\gamma_{M0}$ 는 강박스거더의 항복응력 및 부분계수(partial factor)이며,  $A_{c,eff}$ 는 압축부 유효 단면적으로 다음의 식(2)-(3)에 의해 계산된다.

$$A_{c,eff,loc} = A_{sl,eff} + \sum_c \rho_{loc} b_{c,loc} t \quad (2)$$

$$A_{c,eff} = \rho_c A_{c,eff,loc} + \sum b_{edge,eff} t \quad (3)$$

여기서,  $A_{sl,eff}$ ,  $b_{c,loc}$ ,  $t$  및  $b_{edge,eff}$ 는 보강재 유효단면적의 합, 보강된 판의 폭, 두께 및 연단의 유효폭이다. 또한  $\rho_{loc}$ 와  $\rho_c$ 는 서브 패널의 국부좌굴 및 보강판의 전체좌굴을 고려한 감소계수를 각각 의미한다.

#### 2.1.2 휨강도

Class 4 단면에 대한 휨강도  $M_{Rd}$ 는 다음의 식(4)와 같이 계산된다.

$$M_{Rd} = \frac{W_{eff} F_y}{\gamma_{M0}} \quad (4)$$

여기서,  $W_{eff}$ 는 유효단면적을 적용한 탄성단면계수이다. 이 값은 광폭 강박스거더의 수직응력이 중립축을 기준으로 선형으로 분포한다는 가정하에, 식(3)과 같이 압축부 유효단면적  $A_{c,eff}$ 에 유효폭 계수  $\beta^k$ 를 곱한 단면적(식(5))에 대해 산정된다.

$$A_{eff} = \beta^k A_{c,eff} \geq \beta A_{c,eff} \quad (5)$$

여기서, 유효폭 계수  $\beta^k$ 의 결정 과정은 Eurocode 3 – Part 1-5의

Section 3.2에 자세히 기술되어 있다.

### 2.1.3 상호작용식

압축력과 휨의 조합력에 대한 상호작용식은 다음의 식 (6)과 같이 단일 선형식으로 표현된다.

$$\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_u}{M_{Rd}} \leq 1 \quad (6)$$

여기서,  $N_{Rd}$ 와  $M_{Rd}$ 는 식 (1)과 식 (4)에서 각각 계산된 압축강도와 휨강도이며,  $N_{Ed}$ 와  $M_u$ 는 하중조합에 의한 작용압축력(applied axial force)과 작용모멘트(applied moment)이다. 작용모멘트의 경우, 식 (7)과 같이 압축력에 의한 모멘트 증폭효과를 고려한 모멘트와 유효 단면적 적용으로 인한 도심축 이동  $e_N$ 이 유발한 모멘트의 합으로 표현된다.

$$M_u = M_{Ed} + N_{Ed}e_N \quad (7)$$

## 2.2 AASHTO LRFD

### 2.2.1 압축강도

AASHTO LRFD의 Chapter 6.11에서 박스거더 플랜지의 압축강도를 산정하는 식을 제안하고 있지만, 해설편에서 장경간 강박스 거더의 설계를 위한 추가 정보로 FHWA<sup>[11]</sup>의 설계안을 추천하고 있다. 이에 의하면 광폭 강박스거더의 각 구성요소를 압축력을 받는 보강판 시스템으로 취급하여 압축플랜지의 공칭압축강도  $P_n$ 을 다음과 같이 산정할 수 있다.

$$P_n = F_u A_g \quad (8)$$

여기서,  $A_g$ 는 보강판 시스템의 전단면적이고,  $F_u$ 는 응력단위로 표현된 보강판 시스템의 면내 압축강도로서 FHWA<sup>[11]</sup>의 Fig. 1.7.206(A)에 수록된 상호작용다이아그램을 적용하여 산정된다. 해당 다이어그램에서는 항복강도의 비로 표현된 공칭압축강도  $F_u/F_y$ 는 다음과 같이 정의되는 판세장계수(plate slenderness parameter)  $\lambda_p$ 와 기둥세장계수(column slenderness parameter)  $\lambda_c$ 의 함수로 산정된다.

$$\frac{F_u}{F_y} = f(\lambda_p, \lambda_c) \quad (9)$$

$$\lambda_p = \frac{w/t}{1.9} \sqrt{\frac{F_y}{E}} \quad (10a)$$

$$\lambda_c = \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{F_y}{E}} \frac{l}{r} \quad (10b)$$

여기서, 함수  $f$ 는 상호작용다이아그램을 의미하고,  $E$ ,  $w$ ,  $t$ ,  $r$  및  $l$ 은 강재의 탄성계수, 보강재와 보강재 사이의 간격, 보강된 판의 두께, 보강된 판의 일부와 보강재로 이루어진 스트럿의 회전반경 및 스트럿의 종방향 길이를 각각 의미한다.

식 (9)는 1이하의 값을 가지게 되는데 이는 식 (8)에서 고려된 전단면적에 감소응력 개념을 적용하여 극한강도를 설정하기 때문이다. 참고로 2.1절에서 보였듯이 Eurocode 3에서는 항복강도를 적용하면서 유효단면이라는 감소단면 개념을 이용한다.

### 2.2.2 휨강도

광폭 강박스거더 단면에 대한 휨강도  $M_r$ 은 다음의 식 (11)과 같이 계산된다.

$$M_r = \min[\phi_f F_{nc} S_c, \phi_f F_{nt} S_t] \quad (11)$$

여기서,  $\phi_f$ (=1.0)는 휨저항계수이며,  $F_{nc}$ 와  $F_{nt}$ 는 각각 압축플랜지와 인장플랜지의 공칭휨강도로서 FHWA 규정<sup>[11][12]</sup>에 의해 계산되는데,  $F_{nc}$ 의 경우는 식 (9)와 동일하게 결정된다.  $S_c$ 와  $S_t$ 는 압축플랜지와 인장플랜지가 각각 항복에 도달했을 때를 기준으로 산정된 탄성단면계수(elastic section modulus)이다. 식 (11)과 같이 휨강도  $M_r$ 은 압축플랜지로부터 계산된 값과 인장플랜지로부터 계산된 값 중 작은값을 취하도록 규정되어 있다.

### 2.2.3 상호작용식

압축력과 일축휨을 동시에 받는 부재에 대한 상호작용식은 다음과 같이 두 개의 선형식으로 표현된다.

$$\frac{P_u}{P_r} < 0.2, \quad \frac{P_u}{2.0P_r} + \frac{M_u}{M_r} \leq 1 \quad (12a)$$

$$\frac{P_u}{P_r} \geq 0.2, \quad \frac{P_u}{P_r} + \frac{8}{9} \frac{M_u}{M_r} \leq 1 \quad (12b)$$

식 (12)는 AISC<sup>[6]</sup>의 설계기준과 동일하다. 여기서,  $P_r$ 은 식 (8)에 압축저항계수  $\phi_c$ (=0.95)를 곱하여 결정되며  $M_r$ 은 식 (11)에 의해 결정된다.  $P_u$ 와  $M_u$ 는 하중조합에 의해 발생한 압축력과 모멘트이다.

### 3. 광폭 강박스거더 유한요소해석

광폭 강박스거더에 대한 압축강도, 휨강도 및 상호작용식을 평가하기 위하여, 현재 공용중인 인천대교의 광폭 강박스거더<sup>[13]</sup>의 한 부분을 대상으로 범용 구조해석프로그램인 ABAQUS<sup>[14]</sup>를 사용하여 비선형 유한요소해석을 수행하였다. Fig. 2.는 이 연구에서 사용한 광폭 강박스거더의 위치와단면 제원을 보여준다. 상부 플랜지와 하부플랜지의 두께는 각각 14mm와 19mm이며, 다이어프램의 간격, 즉 패널길이(panel length)  $l$ 은 3.75m이다. 단면에 대한 자세한 사항은 Table 1에 정리되어 있다.

Fig. 3.은 광폭 강박스거더의 세 개 패널을 분리하여 모사한 길이 11.25m( $= 3 \times 3.75m$ )의 관측대상모델을 포함한 3차원 유한요소모델을 보여준다. 단면이 종방향 수직면에 대칭인 관계로 대칭 조건을 이용하여 강박스 거더 단면의 1/2만 모델링하였다. 해석모델은 종방향으로 등간격인 총 3개의 구간으로 구성되어 있는데,

관측의 대상인 중앙의 11.25m 의 B 구간에는 S4R5 쉘요소를 사용하였다. 관측 모델의 양측 A 및 C 구간에는 단면의 형상을 유지하고 하중재하를 위하여 강체요소를 사용하였다. 관측대상모델과 강체요소 사이의 이음부는 변위의 연속성을 위해 해당 절점에서 자유도가 공유되는 망결합구속(mesh tie constraint)조건으로 처리하였다. 경계조건으로 A 및 C 구간의 각 외측 하부에 단순지지 조건을 적용하였다. 종방향 압축상태를 모사하기 위한 하중조건으로 강박스거더의 양단에 축방향 등압력을 재하하였다. 휨상태를 모사하기 위해서는 강박스거더 모델의 강체요소인 A 및 C 구간에 각각 연직 하중을 가하여 4점 휨재하방식으로 B 구간이 순수휨 상태가 될 수 있도록 설정하였다. 인천대교 강박스거더에 사용된 강종과 동일하게 항복강도 355MPa을 가지는 SM490Y을 가정하였고, 응력-변형률 관계는 기존연구<sup>[15]-[18]</sup>를 참고하여 Fig. 4.와 같이 단순화하였으며, 해당 값은 Table 2에 나타내었다.

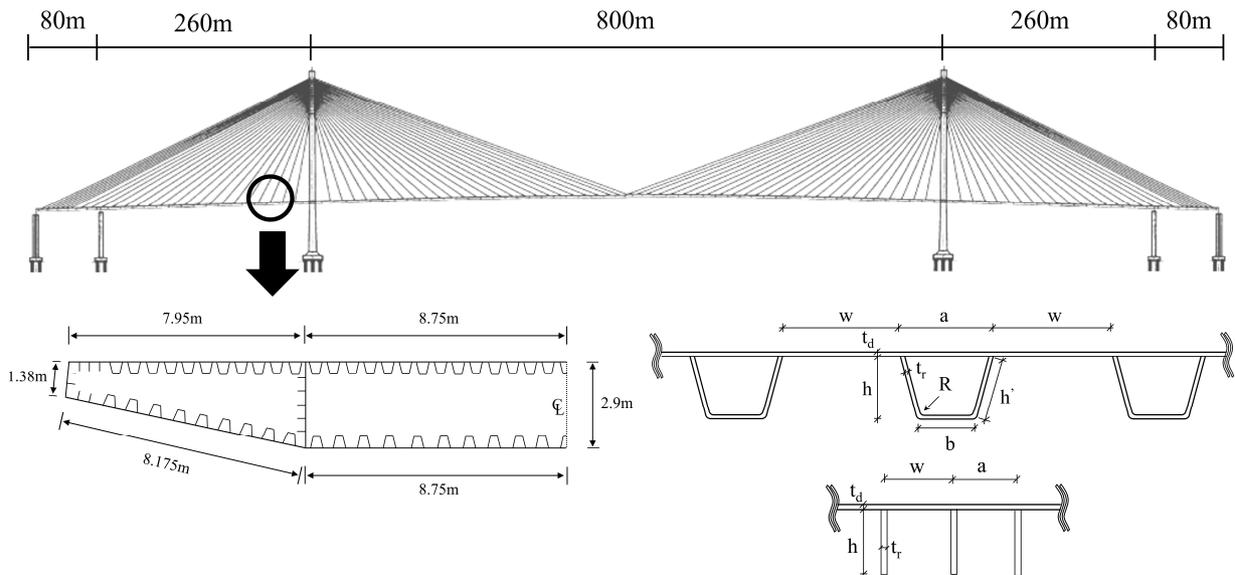


Fig. 2. Wide Steel box-girder of Incheon Bridge

Table 1. Cross-sectional property of box section (unit: mm)

Component	a	w	b	h	h'	R	t <sub>d</sub>	t <sub>r</sub>	L
Top flange	304.1	300	205.5	260	264.6	40	14	8	3750
Bottom flange	400	400	250	240	251.4	40	19	8	3750
Inner web	483	483	-	150	-	-	16	16	3750
Outer web	461	461	-	150	-	-	19	16	3750
Full section property	Moment of inertia $I = 1.422m^4$ Distance to top flange from neutral axis $y_t = 1.365m$ Distance to bottom flange from neutral axis $y_b = 1.551m$ Yield moment $M_y = 325,474kN.m$								

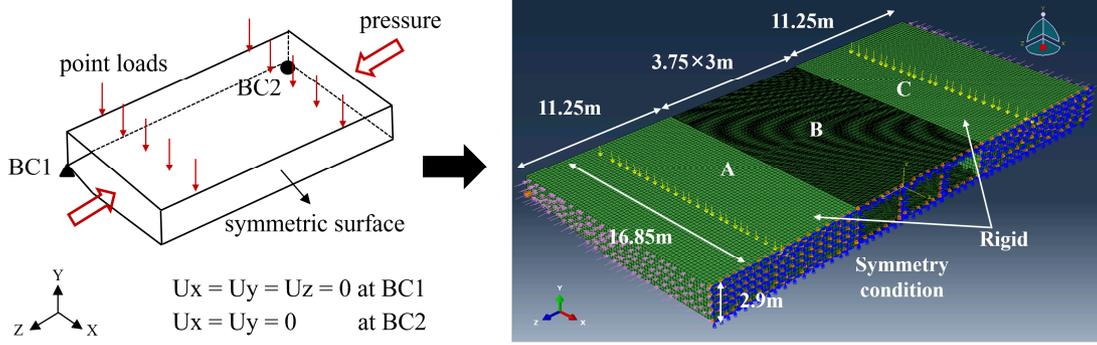


Fig. 3. Finite element modeling of the wide steel box-girder

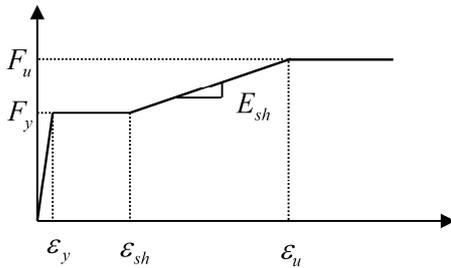


Fig. 4. Multi-linear stress-strain relationship

Table 2. Material properties of SM490Y steel

$E$ (GPa)	$F_y$ (MPa)	$F_u$ (MPa)	$\epsilon_y$	$\epsilon_{sh}$	$\epsilon_u$	$E_{sh}$ (GPa)
200	355	490	0.00178	0.021	0.0585	3.6

초기 기하학적 결함 및 잔류응력은 강박스 거더의 극한강도에 영향을 미치는 주요한 변수로서 반드시 고려되어야 할 사항이다. 이 연구에서는 Fig. 5.에 보인 바와 같이 수직방향 등분포 하중을 강박스거더의 상/하부 플랜지에 가하여 선형탄성해석을 수행한 후 그 변형 형상을 초기 기하학적 결함 모드로 적용하였다. 그 변형 형상을 Fig. 6.에 보였고, 이 초기 기하학적 결함의 최대 크기는 SSRC 기둥곡선<sup>[19]</sup> 및 Mahmudur et al.<sup>[20]</sup>의 연구를 참고하여 다이아프램 간격  $l$ 의 1/1000인 3.75mm를 적용하였다. 잔류응력은 보강판 시스템의 기존 연구<sup>[21],[22]</sup>에서 활용되어 잘 알려진 Fukumoto 모델<sup>[23]</sup>을 적용하였다(Fig. 7.).

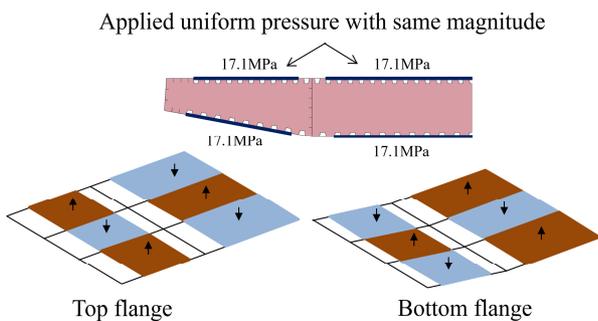


Fig. 5. Uniform load for generating initial geometric imperfection

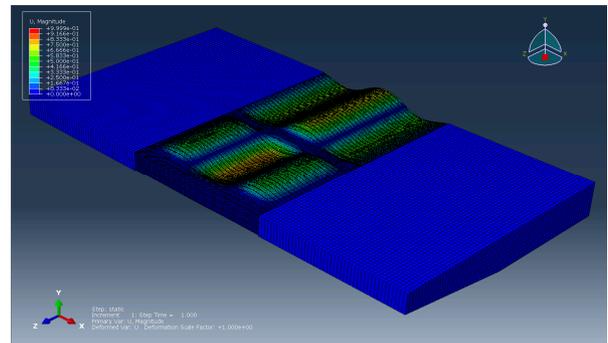


Fig. 6. Initial geometric imperfection mode

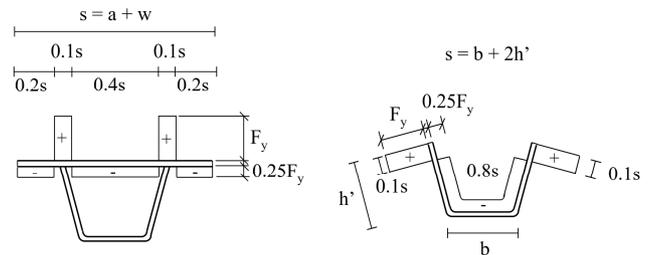


Fig. 7. Residual stress model

## 4. 해석결과 비교분석

### 4.1 압축강도

앞서 기술한 인천대교 부분모델에 대한 비탄성 유한요소해석으로 얻은 압축강도는 240,326kN으로 평가되었다. 전단면에 대한 평균응력값으로는 262MPa로서 항복강도 355 MPa의 73.8% 수준이다. 2.1절에 기술된 Eurocode 3에 의한 이 단면의 유효단면은 Fig. 8.에 각 보강판 단면의 영역별로 보였는데 전단면의 76.9%가 유효한 단면이 된다는 의미이고, 식 (1)을 따라 이 유효단면에 항복응력을 곱하여 얻은 251,209kN이 전체단면의 압축강도에 비교될 수 있다.

2.2절에 기술된 AASHTO LRFD에 의해 산정된 보강판 영역 별로 압축강도를 항복강도의 비율로 Fig. 9.에 보였다. 전단면으로 비교하면 항복강도의 80.0% 수준이 된다.

이러한 압축강도 특성에 대한 설계기준과의 비교는 Table 3에 정리되었다. Table 3에서 확인되었듯이 두 설계기준에 의해 산정된 압축강도는 해석에 의한 값보다 각각 4.2%와 8.4% 차이를 보이며 다소 높게 나타났는데, 이는 설계기준의 경우 Fig. 8.과 9.에 보인 단면감소 또는 응력감소 효과를 전단면에 평균을 통해 산정된 효과로 보인다. 유한요소해석의 경우 판의 세장비가 큰 요소에서 먼저 일어날 수 있는 국부좌굴거동과 전단면에 걸친 초기결함, 잔류 응력 등의 영향이 전체 단면의 강도에 반영된 것으로 평가될 수 있다.

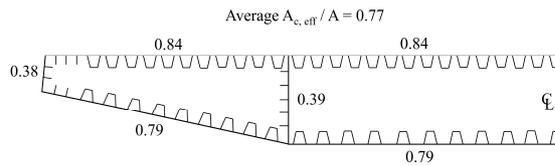


Fig. 8. Effective area ratio of the wide steel box-girder by Eurocode 3

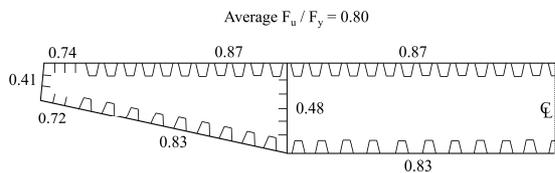


Fig. 9. Average nominal resistance of stiffened flanges in compression by AASHTO LRFD

#### 4.2 휨강도

이 절에서는 정·부모멘트 작용시에 대한 광폭 강박스거더의 휨 강도를 Eurocode 3 및 AASHTO LRFD에 의해 각각 산정된 값과

비교검토한다. 설계기준에서 강도산정에 적용된 주요 계수와 휨 강도를 해석값과 더불어 Table 4 와 5에 요약하였다.

앞서 2.1절에서 요약된 Eurocode 3의 경우 Fig. 8.에서 보인 바와 같이 단면감소 개념으로 항복에 도달하는 유효단면적을 구하고, 그로부터 재산정된 탄성단면계수에 항복강도를 곱하여 휨강도를 결정한다. 한편, AASHTO LRFD는 응력감소 개념에 기반을 두어, 국부좌굴과 전체좌굴 효과가 고려된 응력단위의 압축강도를 Fig. 9.에 보인 바와 같이 먼저 산정하고 전단면에 대한 탄성단면계수를 곱하여 휨강도를 결정한다.

Table 4와 5에 휨강도 및 항복모멘트비와 더불어 산정의 근거된 Eurocode 3의 유효단면적비 및 AASHTO LRFD의 압축강도비를 압축플랜지에 대하여 정리하여 보였다. 고려된 설계기준에 의한 휨강도를 유한요소해석으로 구한 값과 비교해보면, Eurocode 3의 경우 정·부모멘트 재하시 5.8%와 10.5%의 차이를 각각 보였고, AASHTO LRFD의 경우 3.1%와 6.6%를 각각 보임으로서, 두 설계 기준 모두 유한요소해석값 대비 약간 안전측으로 휨강도를 평가하였다.

비선형 유한요소해석에서 정모멘트 작용시 광폭 강박스거더 모델의 극한 휨강도는 329,827kN·m로 평가되었다. 이 값은 전 단면(full section) 기준으로 계산된 항복모멘트 325,474kN·m를 약간 상회한다. Table 1에 요약하여 보인 바와 같이 전단면에서 중립축에서 상부플랜지 및 하부플랜지까지의 거리는 각각  $y_t = 1.365$  및  $y_b = 1.551$ m인데, 단면의 중립축에서 더 멀리 위치하는 하부플랜지에 항복이 발생했다는 의미가 된다. 그러나 정모멘트 작용시 하부플랜지는 인장상태이므로 Fig. 4.에 보인 응력·변형률 관계에 의하면 항복 이후라도 일정구간 소성능력이 발휘되어 지속적 저항이 가능하다. 한편, 하부플랜지가 인장으로 항복하여 단면이 항복모멘트에 도달할 때, 상부플랜지에 발생하는 압축응력

Table 3. Comparison of compressive resistance

	Key factors for full section	Axial resistance (kN)	Average stress (MPa), Difference	Ratio of yield stress
Eurocode 3	Average $A_{c,eff}/A = 0.769$	251,209	273, +4.2%	0.769
AASHTO LRFD	Average $F_{nc}/F_y = 0.800$	260,996	284, +8.4%	0.800
FEA	-	240,326	262	0.738

Table 4. Comparison of flexural resistance for positive bending

	Key factors for compression flange	Flange compressive strength (MPa)	Moment resistance (kN.m), Difference	Ratio of yield moment
Eurocode 3	Average $A_{c,eff}/A = 0.840$	298.2	310,652, -5.8%	0.954
AASHTO LRFD	Average $F_{nc}/F_y = 0.864$	306.7	319,528, -3.1%	0.981
FEA	-	-	329,827	1.013

**Table 5.** Comparisons of flexural resistance for negative bending

	Key factors for compression flange	Flange compressive strength (MPa)	Moment resistance (kN.m), Difference	Ratio of yield moment
Eurocode 3	Average $A_{c,eff}/A = 0.790$	280.4	257,124, -10.5%	0.790
AASHTO LRFD	Average $F_{nc}/F_y = 0.824$	292.5	268,190, -6.6%	0.824
FEA	-	-	287,244	0.883

은 312.4MPa 수준으로, Eurocode 3 및 AASHTO LRFD로 산정된 압축강도 298.2MPa 및 306.7MPa과 비교하면 각각 4.5%, 1.8%의 근소한 차이를 보인다.

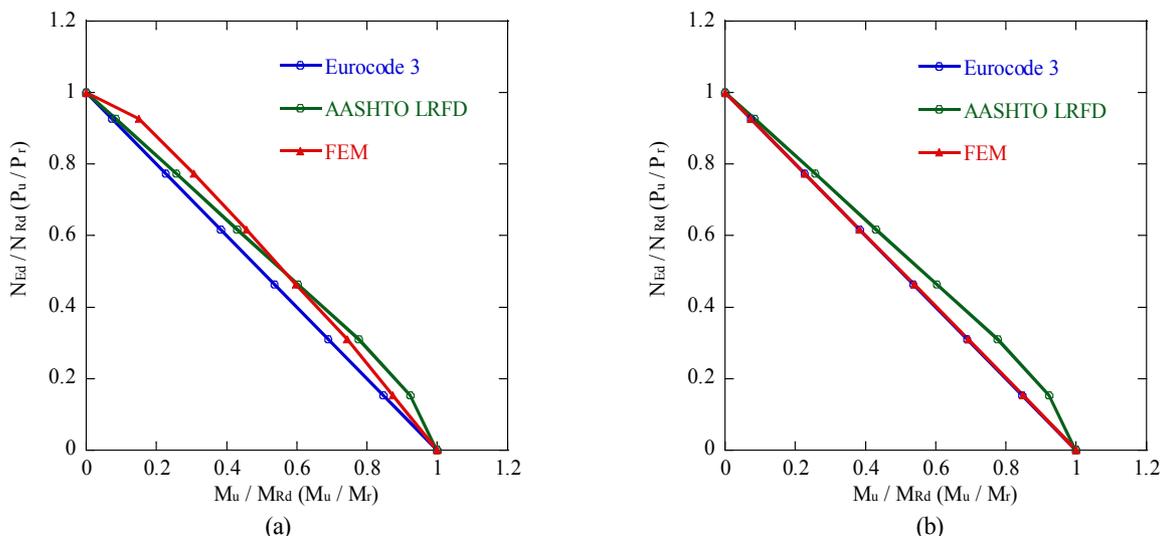
부모멘트 작용시 유한요소해석이 보인 극한 휨강도는 287,244 kN.m 였다. 이 값을 탄성단면계수로 나누어 압축플랜지의 응력 수준을 계산하면 313.3MPa을 얻을 수 있는데 이는 Eurocode 3 및 AASHTO LRFD의 280.4MPa, 292.5MPa와 비교될 때 각각 10.5%와 6.6%의 차이를 나타낸다.

### 4.3 상호작용식

광폭 강박스거더에 대한 압축력과 휨의 상호작용식을 평가하기 위하여, 이 연구에서는 일정 압축력을 먼저 재하하여 평형상태를 찾은 후 휨모멘트를 점진적으로 증가시켜 휨강도를 도출하였다. 비선형/비탄성 거동에 기반하는 극한강도해석은 경로 의존성 (path dependency)으로 인해 하중의 재하순서에 따라 결과값이 달라질 수 있다. 특정 시공단계에서는 휨이 작용하는 상태에서 추가의 압축력이 재하되는 경우나 휨과 압축 동시재하의 경우도 있을 수 있다. 이 연구에서는 사장교의 완성계 상태를 가정하여, 사장케이블의 영향으로 인해 일정 압축력이 존재하는 상황에서 추가적인 하중으로 인한 모멘트 증가를 모사하였다.

Fig. 10.은 압축력과 휨모멘트의 동시 재하 효과에 의한 강도의 상호작용효과를 도식화하여 보여준다. 수평축과 수직축에 표시된 작용휨모멘트  $M_u$  및 작용압축력  $P_u$  는 각각의 강도  $M_r$  및  $P_r$ 에 대한 상대적인 비율로 표시되었다. 이 상호작용효과는 압축력과 휨모멘트가 동시에 재하될 때 한쪽의 거동이 다른 한쪽의 강도저하에 미치는 영향의 정도를 가늠하는 척도로 적용될 수 있다. 설계 검토에서는 원점 기준으로 해당 곡선의 안쪽에 있는 하중조합의 경우는 안전측, 바깥쪽에 해당하는 하중조합은 비안전측이 된다.

Fig. 10.를 통해 Eurocode 3의 경우 유한요소해석 결과와 비교하여 유사하거나 안전측으로 평가함을 알 수 있다. 이러한 결과는 Eurocode 3가 박스단면을 구성하는 단면이 판 부재와 다수의 보강재로 이루어진 보강판의 특성을 전반적으로 반영하여 개발된 기준이기 때문인 것으로 판단된다. 한편 AASHTO LRFD의 상호작용식은 유한요소해석 결과와 비교하여 비안전측으로 평가하는 구간이 있는데, 이는 식 (12)에서 확인될 수 있듯이 낮은 수준으로 작용하는 압축력은 휨강도 저하에 미치는 영향이 상대적으로 작다는 기본 개념이 포함되었기 때문으로 보인다. Fig. 10.의 (a)와 (b)를 비교해보면 큰 압축력이 작용하는 영역에서 부모멘트강도보다 정모멘트강도가 약간 크게 도출되는 경향을 보였다. 이는 Fig. 8.과 Fig. 9.를 통해 예측이 가능하듯이 플랜지에 대한 전반적



**Fig. 10.** Interaction equations (a) positive bending (b) negative bending

인 보강의 정도가 하부플랜지보다 상부플랜지에서 더 높기 때문에 추론될 수 있다. 추후 광폭 강박스거더에 적용된 다양한 비대칭 단면에 대해 현행 상호작용식의 특성을 검토해볼 필요성이 있다.

### 5. 요약 및 결론

이 연구에서는 압축력과 휨을 받는 부재의 단면 검토에 적용되는 설계기준이 케이블 교량용 광폭 강박스거더에 연장하여 계속적으로 적용가능한지 여부를 확인하고자 하였다.

범용 구조해석프로그램을 이용하여 실시공된 광폭 강박스거더의 한 부분을 유한요소로 모델링하고, 초기결함과 잔류응력이 고려된 극한강도해석을 수행하였다. 압축강도와 휨강도를 각각 도출하였고, 압축과 휨을 동시에 재하하여 서로에 대한 각각의 강도저하 영향을 확인할 수 있는 극한강도 상호작용거동을 도식적으로 도출하였으며, 이를 Eurocode 3 및 AASHTO LRFD에 의해 산출된 결과와 비교하고 검토하였다.

단면감소 기반의 Eurocode 3와 응력감소 기반의 AASHTO LRFD에 의해 예측된 압축강도는 유한요소해석 결과와 비교하여 각각 4.2%와 8.4%의 차이를 보이며 약간 높은 수준으로 평가하였다.

모멘트를 받는 광폭 강박스단면의 압축플랜지에 적용되는 압축강도를 기반으로 각 설계기준으로부터 휨설계강도를 산정하였고 유한요소해석의 결과와 비교하였다. Eurocode 3의 경우 정·부모멘트 재하시 5.8%와 10.5%의 차이를 각각 보였고, AASHTO LRFD의 경우 3.1%와 6.6%를 각각 보였다. 압축력 평가 때와는 달리 휨강도는 두 설계 기준 모두 유한요소해석값 대비 다소 안전측으로 평가하였다.

압축력과 휨의 조합력에 대한 상호작용식의 경우, 유한요소해석의 결과는 AASHTO LRFD보다 Eurocode 3에 의한 상호작용식과 잘 부합하는 것으로 평가되었다. 따라서 광폭 강박스거더에 대한 압축과 휨에 의한 상호작용거동에 대한 강도검토는 AASHTO LRFD보다는 Eurocode 3의 상호작용식을 국내 기준에 적용하는 것이 제안될 수 있다. 인천대교 강박스 거더의 한 세그먼트를 대상으로 수행되었으므로 향후 보강재의 변화를 포함 다양한 단면에 대한 상호작용 특성을 종합적으로 검토해 볼 필요가 있다.

### 감사의 글

본 연구는 (2019년도) 한국과학기술정보연구원(KISTI) 주요

사업 과제로 수행한 것입니다. 연구지원에 감사드립니다.

### 참고문헌(References)

- [1] Xanthakos, P.P. (1994) *Theory and Design of Bridges*, John Wiley & Sons, USA.
- [2] Gimsing, N.J., and Georgakis C.T. (2012) *Cable Supported Bridges: Concept and Design* (3rd ed.), John Wiley & Sons, UK.
- [3] European Committee for Standardization (2005) *Eurocode 3: Design of Steel Structures, Part 1-1: General Rules and Rules for Buildings*, Belgium.
- [4] European Committee for Standardization (2005) *Eurocode 3: Design of Steel Structures, Part 1-5: Plated Structure Element*, Belgium.
- [5] American Association of State Highway and Transportation Officials (2014) *AASHTO LRFD Bridge Design Specifications*, USA.
- [6] American Institute of Steel Construction (2005) *Specification for Structural Steel Buildings (ANSI/AISC 360-05)*, USA.
- [7] 국토교통부(2016) 강교 설계기준(한계상태설계법, KDS 24 14 31). Ministry of Land, Infrastructure and Transport (2016) *Steel Bridge Design Standard (Limit State Design, KDS 24 14 31)*, Korea (in Korean).
- [8] 국토교통부(2015) 도로교설계기준 한계상태설계법-케이블교량편. Ministry of Land, Infrastructure and Transport (2015) *Korean Highway Bridge Design Code (Limit State Design) for Cable-Supported Bridge*, Korea (in Korean).
- [9] Kim, J.S., Lee, H.S., and Kim, K. (2014) Ultimate Strength Interaction of Stiffening Steel Box Girder in Cable-supported Bridges, IABSE Report No. 102, *Proceedings of IABSE Symposium (Engineering for Progress, Nature and People)*, International Association for Bridge and Structural Engineering, Spain, pp. 1611-1617.
- [10] Hendy, C.R., and Murphy, C.J. (2007) *Designers' Guide to EN 1993-2, Eurocode 3: Design of Steel Structure, Part 2: Steel Bridges*, Thomas Telford Publishing, UK.
- [11] Wolchuk, R., and Mayrbourl, R.M. (1980) *Proposed Design Specifications for Steel Box Girder Bridges*, Report No. FHWA-TS-80-205, U.S. Department of Transportation, Federal Highway Administration, USA.
- [12] Ziemian, R.D. (2010) *Guide to Stability Design Criteria*

- for *Metal Structures* (6th ed.), John Wiley & Sons, USA.
- [13] 인천대교주식회사(2009) 인천대교 민간투자사업 구조 계산서, 인천대교주식회사.  
Incheon Bridge Co., Ltd. (2009) *Structural Engineering Report of Incheon Bridge PPP Project*, Incheon Bridge Co., Ltd., Korea (in Korean).
- [14] Dassault Systèmes Simulia Corp. (2014) *Abaqus Analysis User's Manual Version 6.14*, DSS, USA.
- [15] 조은영, 신동구(2010) HSB 강합성거더 정모멘트부 휨거동, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제22권, 제4호, pp. 377-388.  
Cho, E.Y., and Shin, D.K. (2010) Flexural Behavior of Composite HSB I-Girders in Positive Moment, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.22, No.4, pp.377-388 (in Korean).
- [16] Manda, A., and Nakamura, S. (2010) Progressive Collapse Analysis of Steel Truss Bridges, *Proceedings of the School of Engineering of Tokai University, Series E*, Tokai University, Vol.35, pp.27-34.
- [17] 김경식(2019) 단일 보강재로 보강된 하이브리드 보강강판의 면내 압축강도, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제31권, 제1호, pp. 65-73.  
Kim, K.S. (2019) In-Plane Compressive Strength of Hybrid Steel Stiffened Plate with Single Stiffener, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.31, No.1, pp.65-73. (in Korean).
- [18] 임지훈, 최동호(2017) HSB600 강재의 변형-경화를 고려한 강합성 I-거더의 정모멘트부 공칭휨강도, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제29권, 제1호, pp.1-12.  
Lim, J.H., and Choi, D.H. (2017) Nominal Flexural Strength Considering Strain-Hardening Effect of HSB600 Steel for Composite I-Girders in Positive Bending, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.29, No.1, pp.1-12 (in Korean).
- [19] Johnston, B.G., and Structural Stability Research Council (1976) *Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures* (3rd ed.), John Wiley & Sons, USA.
- [20] Rahman, M., Okui, Y., and Anwer, M.A. (2018) Probabilistic Strength at Serviceability Limit State for Normal and SBHS Slender Stiffened Plates Under Uniaxial Compression, *International Journal of Steel Structures*, KSSC, Vol.18, No.4, pp.1397-1409.
- [21] Chou, C.C., Uang, C.M., and Seible, F. (2006) Experimental Evaluation of Compressive Behavior of Orthotropic Steel Plates for the New San Francisco-Oakland Bay Bridge, *Journal of Bridge Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol.11, No.2, pp.140-150.
- [22] Shin, D.K., Le, V.A., and Kim, K. (2013) In-plane Ultimate Compressive Strengths of HPS Deck Panel System Stiffened with U-shaped Ribs, *Thin-Walled Structures*, Queensland University of Technology, Vol.63, pp.70-81.
- [23] Fukumoto, Y., Usami, T., and Okamoto, Y. (1974) Ultimate Compressive Strength of Stiffened Plates, *Proceedings of Specialty Conference on Metal Bridge*, American Society of Civil Engineers, USA, pp.201-230.

---

**요약** : 이 연구에서는 압축과 휨을 동시에 받는 케이블교량용 광폭 강박스거더에 대한 Eurocode 3 및 AASHTO LRFD의 강도상호작용식의 적용가능성을 검토한다. 범용 구조해석프로그램을 이용하여 기시공된 사장교의 광폭 강박스거더의 한 부분을 유한요소로 모델링하고, 기하학적 초기결함과 잔류응력이 고려된 극한강도해석을 수행한다. 압축강도와 휨강도를 각각 도출한 후, 서로에 대한 각각의 강도저하 영향을 확인하기 위한 극한강도 상호작용거동을 도출한다. 광폭 강박스거더에 대한 압축과 휨에 의한 강도상호작용은 AASHTO LRFD보다는 Eurocode 3의 상호작용식을 적용하는 것이 안전측인 것으로 확인되었다.

**핵심용어** : 광폭 강박스거더, 압축강도, 휨강도, 강도상호작용, 케이블교량, 극한강도해석

---