

# 광폭 U-리브 보강판 시스템의 면내 압축강도에 대한 비교연구

김종서<sup>1</sup> · 김경식<sup>2\*</sup>

<sup>1</sup>부연구위원, 한국섬진진흥원, <sup>2</sup>교수, 청주대학교, 토목공학과

## Comparative Study on In-Plane Compressive Strength of U-Rib Stiffened Wide Plate System

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

<sup>1</sup>Associate Research Fellow, Korea Island Development Institute, Mokpo, 58751, Korea

<sup>2</sup>Professor, Dept. of Civil Engineering, Cheongju University, Cheongju, 28503, Korea

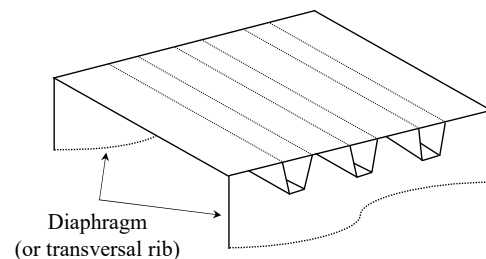
**Abstract** - This study investigates effects on the in-plane compressive strength and ultimate behaviors of stiffened plate systems caused by the difference between the displacement control and the load control in numerical simulation. A total of 18 hypothetical models were set for U-rib stiffened plate systems which are mainly applicable to steel box-girders in cable-supported bridges. The ultimate strength analyses were conducted on these hypothetical models in consideration of initial geometric imperfections and residual stresses using a commercial finite element analysis (FEA) package program. The FEA results by the displacement control and the load control were investigated and compared to strength predictions from major design codes. It was confirmed that the in-plane compressive strengths obtained using the load control method were similar to those obtained using the FHWA provisions. It was also confirmed that the strengths obtained using Eurocode 3 and Korea Highway Bridge Design Code – Cable-Supported Bridges specifications exceed those from the displacement control method in the certain ranges of slenderness ratio.

**Keywords** - Displacement control, Load control, U-rib stiffened plate system, Steel box-girder, Ultimate strength analysis, In-plane compressive strength

### 1. 서론

강판(steel plate)과 보강재(stiffener)로 이루어진 보강판 시스템(stiffened plate system)은 자중 대비 강성이 우수하고 제작이 용이하여 교량, 선박, 해상플랜트 등과 같은 다양한 구조물에 적용되고 있다<sup>[1]</sup>. 보강재는 그 형태에 따라 I형, L형, T형, V형, U형 등으로 제작이 가능하며, 케이블교량용 강박스거더의 경우 운하중분배에 효과적인 U형 보강재가 적용된 U리브 보강판 시스템이 주로 활용된다<sup>[2]</sup>. U리브 보강판 시스템은 Fig. 1에서 보인

바와 같이 횡방향으로 설치된 다이어프램(diaphragm) 또는 횡리브(transverse rib) 사이에 위치하게 되며 면내 압축력에 저항하는 역할을 담당한다. 합리적 설계 관점에서 많은 연구자들은 이러한 보강판 시스템의 면내 압축강도(in-plane compressive strength) 평가에 많은 노력을 기울여 왔으며<sup>[3]</sup>, 관련 결과들은 미국의 FHWA 규정<sup>[4]</sup>, 유럽의 Eurocode 3<sup>[5],[6]</sup>, 한국의 도로교설계기준-케이블교량편(KHBDC-CSB)<sup>[7]</sup> 등의 설계기준에 반영되었다.



**Fig. 1.** U-ribs stiffened plate system between diaphragms

Note.-Discussion open until December 31, 2023. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on February 08, 2023; revised on May 18, 2023; approved on June 02, 2023.

Copyright © 2023 by Korean Society of Steel Construction

\*Corresponding author.

Tel. +82-43-229-8472 Fax. +82-43-229-8466

E-mail. kkim@cju.ac.kr

보강판 시스템의 면내 압축강도를 평가하는 방법으로는 이론적 방법(theoretical method)을 제외하면 실험적 방법(experimental method)과 수치 해석적 방법(numerical method)이 있으며, 두 방법 모두 변위제어(displacement control) 또는 하중제어(load control) 방법으로 강도평가가 가능하다. Fig. 2에 변위제어와 하중제어에 대한 변형형상을 비교하여 보였는데, 변위제어의 경우 균등한 변위를 입력값으로 하여 이에 상응하는 하중을 결정값으로 찾게 되는 반면, 하중제어에서는 균등한 하중을 시스템에 재하하면서 해당 변위를 계산하게 된다<sup>[8]</sup>.

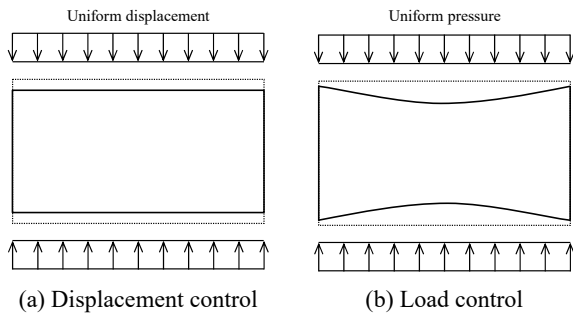


Fig. 2. Deformed shapes of wide stiffened plates

실험적 연구에서는 보강판 시험체의 경계면에서 하중에 의한 응력분포를 체계적으로 조절하는데 어려움이 있기 때문에 단일의 가력기에 의한 경계면의 변위를 일괄 조정하는 변위제어 방식이 많이 적용되었다. 수치 해석적 방법에서도 실험결과와의 비교연구를 위해 변위제어가 주로 적용되어 왔다<sup>[9],[10]</sup>.

하중제어의 초기 또는 선형거동의 전체 하에는 두 방식의 차이가 크지 않을 수 있지만 극한강도의 평가에서는 변위제어와 하중제어 중 어떤 방법론을 선택하느냐에 따라 후좌굴강도(post-buckling strength)까지 포함하는 보강판 시스템의 면내 압축강도 값에는 차이를 보인다. 기존 연구에서는 이러한 값의 차이에 대한 정량적 비교와 함께 극한 거동의 차이에 대한 분석이 직접적으로 다루어지지 못했다<sup>[8]-[10]</sup>.

따라서 본 연구의 목적은 두 방법에 의한 면내 압축강도 값의 정량적 차이와 극한거동의 차이를 비교·분석하는 것이다. 이를 위해 광폭 보강판 시스템에 적용 가능한 국내외 주요 설계기준들을 우선적으로 검토하여 수치모델에 필요한 주요 파라미터들을 도출하며, 케이블교량용 강박스거더에 적용 가능한 U-리브 보강판 시스템의 수치모델을 대상으로 기하학적 초기결합과 잔류응력이

고려된 극한강도해석을 변위제어와 하중제어 기법으로 각각 수행한다. 해석방법으로는 범용구조해석 프로그램인 ABAQUS<sup>[11]</sup>를 이용한다. 또한 수치해석결과를 바탕으로 관련 설계기준에서 제시하는 강도를 비교·평가한다.

## 2. 설계기준 분석

### 2.1 FHWA 규정

AASHTO LRFD(2020)<sup>[12]</sup>에서는 보강재의 수가 제한된 박스거더 압축플랜지의 강도 산정식을 제시하고 있으나, 해설편에서 보강재의 수에 제한받지 않는 별도의 FHWA 규정<sup>[4]</sup>을 추천하고 있다. 이 규정에 따르면 보강판 시스템은 보강재 사이 판의 국부좌굴(local buckling) 또는 보강재와 판의 일부로 구성된 스트럿(strut)의 전체 좌굴(global buckling)로 파괴에 도달하게 되며, 면내 압축강도는 FHWA 규정의 Fig. 1.7.206(A)에 수록된 상호작용 다이어그램을 적용하여 산정된다. 이 다이어그램에서 보강판 시스템의 항복강도  $F_y$  대비 면내 압축강도  $F_u$ 는 다음의 식 (1)과 식 (2)에서 제시된 두 세장계수에 의해 결정된다.

$$\lambda_{pl} = \frac{wt}{1.9} \sqrt{\frac{F_y}{E}} \tag{1}$$

$$\lambda_{col} = \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{F_y L}{E r}} \tag{2}$$

여기서,  $\lambda_{pl}$ 과  $\lambda_{col}$ 은 각각 판세장계수(plate slenderness parameter)와 기둥세장계수(column slenderness parameter)를 의미하고,  $w$ ,  $t$ ,  $E$ ,  $L$  및  $r$ 은 보강재와 보강재 사이의 간격, 보강된 강판의 두께, 강재의 탄성계수, 스트럿의 종방향 길이 및 스트럿의 회전반경이다.

### 2.2 Eurocode 3

강박스거더는 단면 특성상 Class 4로 분류되며, 이에 속한 보강판 시스템의 면내 압축강도  $N_{Rd}$ 는 다음의 식 (3)에 의해 계산된다<sup>[13]</sup>.

$$N_{Rd} = \frac{A_{c,eff} F_y}{\gamma_{M0}} \tag{3}$$

여기서,  $F_y$ 와  $\gamma_{M0}$ 는 보강판 시스템의 항복강도와 부분 계수(partial factor)이며,  $A_{c,eff}$ 는 압축부의 유효 단면적으로 다음의 식 (4) - 식 (5)에 의해 결정된다.

$$A_{c,eff} = \rho_c A_{c,eff,loc} + \sum b_{edge,eff} t \quad (4)$$

$$A_{c,eff,loc} = A_{sl,eff} + \sum_c \rho_{loc} b_{c,loc} t \quad (5)$$

여기서,  $A_{sl,eff}$ ,  $b_{c,loc}$ ,  $t$ ,  $b_{edge,eff}$ 는 각각 보강재 유효단면적의 합, 보강된 패널의 폭, 패널의 두께, 패널 끝단의 유효 폭이다. 또한  $\rho_{loc}$ 와  $\rho_c$ 는 서브 패널의 국부좌굴 감소계수와 보강 패널의 전체좌굴 감소계수를 각각 의미한다.

### 2.3 도로교설계기준-케이블교량편(KHBDC-CSB)

2016년에 부분개정된 도로교설계기준-케이블교량편<sup>[7]</sup> 4.11.8.2에서는 3개 이상의 종방향 보강재로 보강된 압축플랜지에 대해 기술하고 있는데, FHWA<sup>[4]</sup>에 포함된 Fig. 1.7.206(A) 또는 다음의 식 (6) - 식 (7)에 의해 면내 압축강도를 산정하도록 규정하고 있다.

$$\frac{F_u}{F_y} = \frac{1.0}{1.0 + 0.1\lambda_{col}} \text{ for } \lambda_{pl} < 0.3 \quad (6)$$

$$\frac{F_u}{F_y} = \frac{1.15 - 0.5\lambda_{pl}}{1.0 + 0.1\lambda_{col}} \text{ for } 0.3 \leq \lambda_{pl} \leq 1.3 \quad (7)$$

여기서,  $\lambda_{pl}$ 과  $\lambda_{col}$ 은 앞서 2.1절에서 설명한 두 세장파라미터와 동일한 값을 가진다. 식 (6) - 식 (7)은 3개의 U리브를 가지는 보강판 시스템들에 대한 변위제어기법을 적용한 극한강도해석결과를 토대로 제안되었다<sup>[9]</sup>.

## 3. 보강판 시스템에 대한 유한요소해석

변위제어와 하중제어 방법에 의한 U리브 보강판 시스템의 면내 압축강도 차이를 평가하기 위해, 다양한 해석 모델을 대상으로 범용 구조해석프로그램인 ABAQUS<sup>[11]</sup>를 사용하여 비선형/비탄성 유한요소해석을 수행하였다. 본 연구에서 설정한 해석모델을 Fig. 3에 나타냈는데, 폭  $B = 8$  m의 강판에 동일한 U형 보강재 10개가 등간격으로 배치되어 있다. 단면의 자세한 제원은 Fig. 4에 표기하였고, 해당 값은 Table 1에 나타냈다.

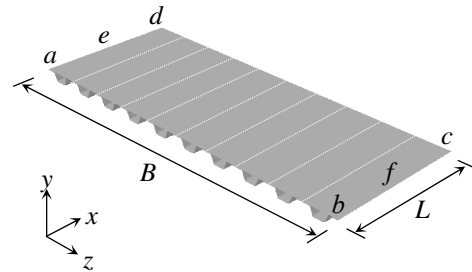


Fig. 3. Hypothetical stiffened plate model

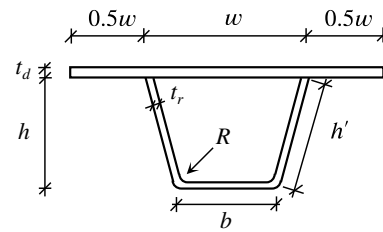


Fig. 4. Cross-sectional dimensions of a stiffened plate

Table 1. Dimensions of U-rib stiffener (Unit: mm)

| U-rib type | w   | b   | h   | h'    | R  | t <sub>r</sub> |
|------------|-----|-----|-----|-------|----|----------------|
| 400×240×8  | 400 | 250 | 240 | 251.4 | 40 | 8              |

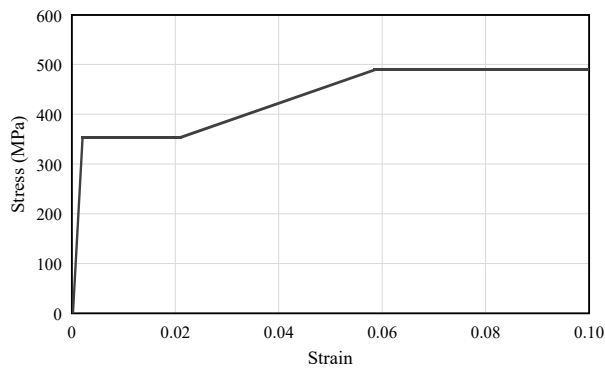
2장에 제시된 설계기준을 근거로 세장계수(slenderness parameter) 변화에 따른 보강판 시스템의 면내 압축강도 특성을 확인하기 위해, 보강된 판의 두께  $t_d$ 와 보강판의 종방향 길이  $L$ 을 변수로 하여 다양한 해석모델을 생성하였다. Table 2에 제시한 바와 같이 해석모델은 크게 3개의 그룹으로 형성되었는데, ID 1, ID 2 및 ID 3은 실구조물 대상 각각 상대적으로 두꺼운 판, 중간두께 판 및 얇은 판을 의미한다. 개별 그룹에 포함된 모델은 보강판 시스템의 패널길이가 상대적으로 짧은 판(A)부터 긴 판(F)까지 6가지로, 해석모델은 총 18개로 구성되었다.

해석모델에 적용된 강재는 사장교 강박스거더에 사용된 전례가 있는 SM355Y로 가정하였다. 비선형 재료특성은 기존 연구<sup>[14],[15]</sup>를 참고하여 Fig. 5에 보인 바와 같이 다중선형 응력-변형률 관계(multi-linear stress-strain relationship)로 단순화하였고, 해당 값은 Table 3에 나타냈다.

보강판 시스템의 경계조건은 4변 단순지지조건을 적용하였으며, 시스템의 안정성(stability)을 유지하기 위해 Fig. 3의 e점(a와 d의 1/2지점)과 f점(b와 c의 1/2지점)에 x방향 구속조건을 추가하였다.

**Table 2.** Thickness and lengths of stiffened plate models (Unit: mm)

| Model ID | $t_d$ | $L$   | $\lambda_{pl}$ | $\lambda_{col}$ |
|----------|-------|-------|----------------|-----------------|
| 1-A      | 29.6  | 1,629 | 0.3            | 0.3             |
| 1-B      |       | 2,716 |                | 0.5             |
| 1-C      |       | 3,802 |                | 0.7             |
| 1-D      |       | 4,888 |                | 0.9             |
| 1-E      |       | 5,975 |                | 1.1             |
| 1-F      |       | 7,061 |                | 1.3             |
| 2-A      | 12.7  | 2,018 | 0.7            | 0.3             |
| 2-B      |       | 3,364 |                | 0.5             |
| 2-C      |       | 4,709 |                | 0.7             |
| 2-D      |       | 6,055 |                | 0.9             |
| 2-E      |       | 7,400 |                | 1.1             |
| 2-F      |       | 8,746 |                | 1.3             |
| 3-A      | 8.1   | 2,152 | 1.1            | 0.3             |
| 3-B      |       | 3,587 |                | 0.5             |
| 3-C      |       | 5,022 |                | 0.7             |
| 3-D      |       | 6,457 |                | 0.9             |
| 3-E      |       | 7,891 |                | 1.1             |
| 3-F      |       | 9,326 |                | 1.3             |



**Fig. 5.** Stress-strain relationship of SM355Y steel

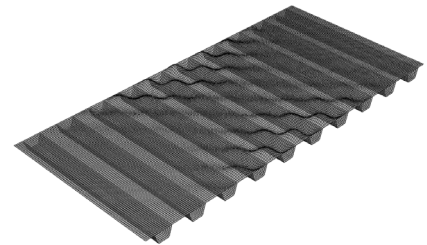
**Table 3.** Material properties of SM355Y steel

| $E$ (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            |

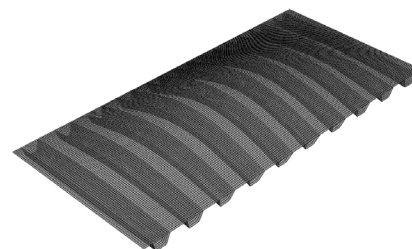
하중조건은 앞서 Fig. 2에서 언급한 바와 같이 변위제어와 하중제어 두 가지 방법을 각각 고려하였다. 변위제어에서는 보강판 양단에 등변위(uniform displacement)를 증가시키며 이에 상응하는 하중을 측정하였다. 하중

제어에서는 ABAQUS에서 제공되는 셸 연단 하중(shell edge load) 기능을 활용하여 보강판 양단에 등압력(uniform pressure)을 점진적으로 증가시키며 해당 압축변위를 관측하였다.

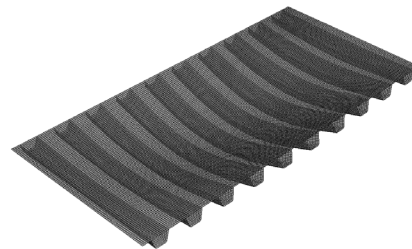
기하학적 초기결함(initial geometric imperfection)과 잔류응력(residual stress)은 보강판 시스템의 비탄성 좌굴응력 및 극한거동에 큰 영향을 주는 주요 요소로 압축을 받는 판부재의 해석에서 반드시 고려되어야 한다. 본 연구에서 적용한 기하학적 초기결함의 모드형상은 탄성좌굴해석을 통해 얻은 결과를 활용하였는데<sup>[16]</sup>, Fig. 6에서와 같이 국부좌굴모드(local buckling mode) 한 가지와 전체좌굴모드(global buckling mode) 두 가지가 고려되었다. 기하학적 초기결함의 크기는 기존 연구<sup>[17],[18]</sup>를 참고하여 국부좌굴모드의 경우 보강재와 보강재 사이의 거리  $w$ 의 1/120을 적용하였으며, 전체좌굴모드에서는 보강판 종방향 길이  $L$ 의 1/1000을 적용하였다. 세 가지 모드 형상을 유한요소해석에 각각 적용한 후 최소의 강도값을 해당 모델의 면내 압축강도값으로 채택하였다.



(a) Local mode



(b) Global mode (upward)



(c) Global mode (downward)

**Fig. 6.** Initial geometric imperfection mode shapes

교량용 보강판 시스템의 경우, 강판과 보강재는 주로 용접에 의해 연결되는 구조이다. 본 연구에서는 보강판 시스템 내에 발생 가능한 용접 잔류응력을 조사하고자 Fig. 7에 보인 바와 같이 Fukumoto *et al.*<sup>[19]</sup>에 의해 제안된 잔류응력 모델을 적용하였다. 잔류응력 모델을 보강판 시스템 해석모델에 적용하여 힘의 평형상태를 찾게 되면 응력 재분배 과정에서 시스템에는 추가 변형이 발생하게 된다. 이 변형이 기하학적 초기결함과 중첩될 경우 보강판 시스템의 면내 압축강도를 증가 또는 감소시킬 수 있다. 본 연구에서는 잔류응력으로 인한 추가 변형을 제거할 경우와 그렇지 않은 경우를 각각 고려하였고 둘 중 작은 강도값을 면내 압축강도로 도출하였다.

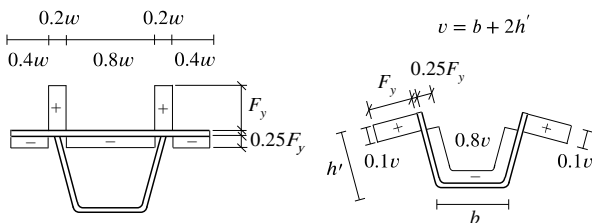


Fig. 7. Residual stress model

Table 4. Normalized in-plane compressive strengths

| Model ID | $\lambda_{pl}$ | $\lambda_{col}$ | $F_u/F_y$ |        |       |       |               | FEA-DC/<br>FHWA | FEA-DC/<br>EC3 | FEA-LC/<br>FHWA | FEA-LC/<br>EC3 |
|----------|----------------|-----------------|-----------|--------|-------|-------|---------------|-----------------|----------------|-----------------|----------------|
|          |                |                 | FEA-DC    | FEA-LC | FHWA  | EC3   | KHBDC-<br>CSB |                 |                |                 |                |
| 1-A      | 0.3            | 0.3             | 1.043     | 0.907  | 0.951 | 0.948 | 0.971         | 1.097           | 1.101          | 0.954           | 0.957          |
| 1-B      |                | 0.5             | 0.970     | 0.868  | 0.879 | 0.840 | 0.952         | 1.104           | 1.154          | 0.988           | 1.033          |
| 1-C      |                | 0.7             | 0.867     | 0.793  | 0.785 | 0.722 | 0.935         | 1.104           | 1.200          | 1.010           | 1.098          |
| 1-D      |                | 0.9             | 0.784     | 0.686  | 0.672 | 0.600 | 0.917         | 1.167           | 1.307          | 1.021           | 1.143          |
| 1-E      |                | 1.1             | 0.742     | 0.601  | 0.550 | 0.488 | 0.901         | 1.349           | 1.520          | 1.093           | 1.231          |
| 1-F      |                | 1.3             | 0.708     | 0.528  | 0.440 | 0.398 | 0.885         | 1.609           | 1.779          | 1.200           | 1.327          |
| 2-A      | 0.7            | 0.3             | 0.887     | 0.821  | 0.853 | 0.949 | 0.777         | 1.040           | 0.935          | 0.963           | 0.865          |
| 2-B      |                | 0.5             | 0.850     | 0.805  | 0.806 | 0.852 | 0.762         | 1.055           | 0.998          | 0.999           | 0.945          |
| 2-C      |                | 0.7             | 0.813     | 0.753  | 0.753 | 0.740 | 0.748         | 1.080           | 1.099          | 1.001           | 1.018          |
| 2-D      |                | 0.9             | 0.767     | 0.668  | 0.672 | 0.616 | 0.734         | 1.141           | 1.245          | 0.994           | 1.084          |
| 2-E      |                | 1.1             | 0.734     | 0.608  | 0.550 | 0.498 | 0.721         | 1.335           | 1.473          | 1.105           | 1.220          |
| 2-F      |                | 1.3             | 0.710     | 0.567  | 0.440 | 0.400 | 0.708         | 1.614           | 1.777          | 1.289           | 1.419          |
| 3-A      | 1.1            | 0.3             | 0.749     | 0.664  | 0.685 | 0.841 | 0.583         | 1.094           | 0.891          | 0.970           | 0.790          |
| 3-B      |                | 0.5             | 0.725     | 0.608  | 0.635 | 0.766 | 0.571         | 1.142           | 0.947          | 0.957           | 0.794          |
| 3-C      |                | 0.7             | 0.710     | 0.560  | 0.580 | 0.679 | 0.561         | 1.224           | 1.045          | 0.965           | 0.824          |
| 3-D      |                | 0.9             | 0.694     | 0.506  | 0.521 | 0.581 | 0.551         | 1.332           | 1.195          | 0.971           | 0.872          |
| 3-E      |                | 1.1             | 0.666     | 0.479  | 0.458 | 0.480 | 0.541         | 1.454           | 1.387          | 1.046           | 0.997          |
| 3-F      |                | 1.3             | 0.658     | 0.471  | 0.396 | 0.391 | 0.531         | 1.662           | 1.682          | 1.190           | 1.204          |

본 연구에 적용된 수치해석 방법론이 광폭 보강판 시스템의 면내 압축강도를 평가함에 있어 신뢰성 높은 결과를 제공한다는 것은 유사 연구자들<sup>[8]-[10]</sup>을 통해 확인이 가능하다.

## 4. 해석결과 비교분석

### 4.1 변위제어와 하중제어

앞서 기술한 18개의 U-리브 보강판 시스템에 대해 변위제어와 하중제어 방법이 각각 적용된 비선형 유한요소해석으로부터 면내 압축강도를 도출했으며, 이를 설계 기준에 의한 강도 예측값과 함께 Table 4에 정리하였다.

Table 4의  $F_u/F_y$  값을 살펴보면, 변위제어에 의한 강도(FEA-DC)가 하중제어에 의한 강도(FEA-LC)보다 항상 큰 값을 가진다. Fig. 8에서 2-B 모델을 일례로 하중-변위 선도의 차이를 비교하였는데, 하중제어 방법과 비교하여 변위제어 방법을 적용할 경우 추가의 구속조건으로 인해 보강판 시스템의 면내 강성(stiffness)이 커서

높은 강도를 제공한 것으로 판단된다.

Fig. 9은 Table 4의 2-B가 각각의 극한강도(변위제어에 의한 강도  $0.850F_y$ , 하중제어에 의한 강도  $0.805F_y$ )에 도달했을 때의 면내 종방향 변위를 도식화하여 보여준다. 앞서 서론에서 언급한 바와 같이, 변위제어 방법을 적용할 경우 보강판 시스템에서 압축을 받는 경계면의 면내 압축변위가 모두 3.14 mm로 동일하게 형성되었으나 하중제어 방법에서는 압축을 받는 보강판 시스템 끝단의 변위가 1.8 mm - 5.2 mm의 범위를 보였다. 교량용 광폭 강박스거더의 경우, 이러한 차이는 교축방향 축력을 받는 상하부 플랜지의 U-리브 보강판 시스템에 설치되는 다이어프램의 간격과 강성의 영향을 받는다. Fig. 1에서 보인 바와 같이 U-리브 보강판 시스템은 교량 종방향으로 두 다이어프램 사이에 위치하게 되며, 이 다이어프램의 강성이 충분할 경우 압축을 받는 보강판 시스템의 양끝단이 모두 동일한 변위를 갖도록 구속하는 효과를 제공하게 된다. 이 경우는 유한요소해석 과정에서 변위제어 거동과 유사할 수 있다. 다이어프램의 면외 휨

강성이 충분하지 못하다면 압축을 받는 보강판 시스템 양끝단이 직선을 유지하는 동일변위의 효과는 보장될 수 없다. 이 경우는 변위제어보다는 하중제어 방법이 파괴거동 시물레이션에 적합하다고 볼 수 있다.

보강판 시스템의 변위제어 강도해석에서 다이어프램의 면외 휨강성은 실제보다는 높게 평가되었다고 볼 수 있고, 하중제어 강도해석에서는 실제보다 무시되었다고 볼 수 있다. 강도의 평가에서 실제 보강판 시스템의 압축강도는 이 두 값의 사이에 있을 것으로 보는 것이 합리적이다. 즉, 변위제어와 하중제어에 의한 U리브 보강판 시스템의 면내 압축강도는 강도값의 상한(upper limit)과 하한(lower limit)의 의미를 가진다.

Fig. 10은  $\lambda_{col}$ 의 증가에 따른 면내 압축강도 값의 상한 대비 상하한의 격차 수준을 정량적으로 보여준다. 상하한의 격차는  $\lambda_{col} = 0.3$ 일 때 평균적으로 10 % 정도의 수준을 보였으나  $\lambda_{col} = 1.3$ 일 경우 대략 25 %까지 그 차이가 증가함을 확인하였다. 이와 유사하게 Fig. 11에서는 판의 두께에 따른 면내 압축강도의 상하한 격차 수준

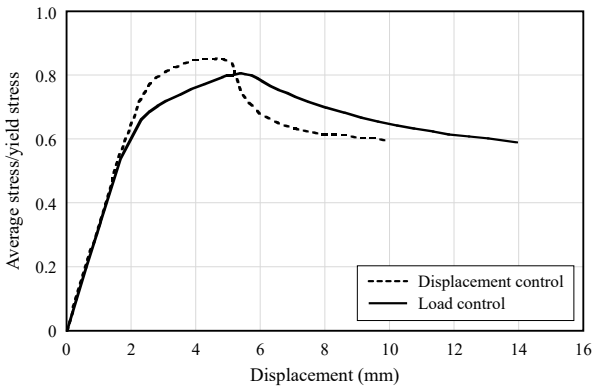


Fig. 8. Load-displacement curve (Model 2-B)

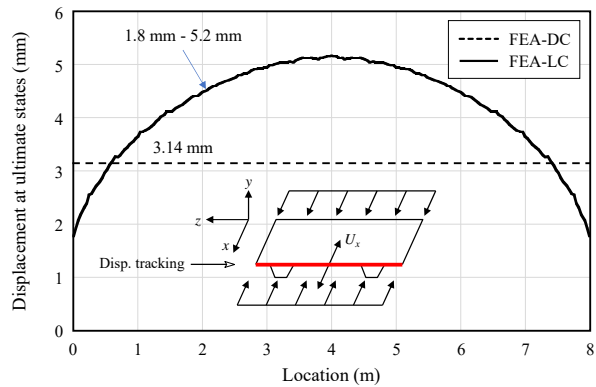


Fig. 9. Longitudinal displacements at ultimate states (Model 2-B)

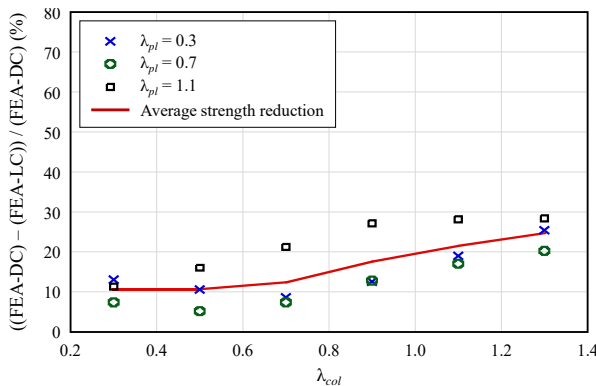


Fig. 10. Average strength reduction ratio with variation of  $\lambda_{col}$

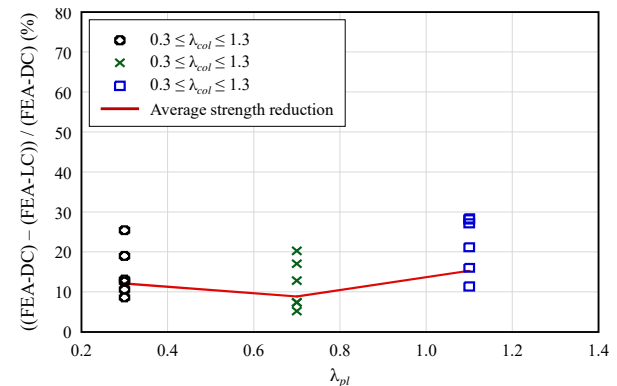


Fig. 11. Average strength reduction ratio with variation of  $\lambda_{pl}$

의 평균값을 보였다. 두꺼운 판( $\lambda_{pl} = 0.3$ )과 얇은 판( $\lambda_{pl} = 1.1$ )에서는 그 수준이 약 12 %와 15 %였으나, 중간두께 판( $\lambda_{pl} = 0.7$ )에서는 그 수준이 약 9 % 정도로 줄어드는 경향을 확인하였다.

Fig. 12에서는 Table 4의 2-B 모델을 대상으로 변위제어와 하중제어 방법에 따른 극한거동의 차이를 비교하였다. von Mises 응력을 살펴보면, 변위제어 방법이 적용된 경우 대체로 모판과 보강재 모두에서 항복강도에 가까운 높은 응력상태가 확인된 반면 하중제어 방법 적용 시 보강재보다는 모판 중앙부에 응력이 집중되는 현상이 나타났다. 이와 유사하게 변형 형상에서도 변위제어 방법에 비해 하중제어 방법이 적용되었을 경우 모판 중앙부에서의 국부좌굴이 더욱 심화되는 경향을 확인하였다.

추가로 변위제어 방법에 의한 결과에서는 보강판 시스템이 극한상태에 도달했을 때 국부좌굴이 주를 이룬 반면, 하중제어 방법에 의한 결과에선 국부좌굴과 더불어 보강판 시스템 전체가 휘어지는 전체좌굴(기동좌굴) 형태도 관측되었다. 이렇듯 변위제어와 하중제어 중 어떤 방법을 택하느냐에 따라 극한강도와 극한거동의 차이가 분명한 만큼, 구조해석 시 대상 구조물의 보강판 시스템에 연결된 다이어프램의 강성을 적절히 고려할 수 없다면 안전측 설계를 위해 하중제어 방법론이 추천된다.

#### 4.2 설계기준 평가

Fig. 13(a) - Fig. 13(c)에서 유한요소해석결과와 설계기준에 의한 강도 예측값을 비교해 보였는데, FHWA 규정으로 산정된 강도가 하중제어에 의한 면내 압축강도와 상당히 유사함을 확인할 수 있다. FHWA 규정의 상호작용 다이어그램은 개방형 보강재(open-type stiffener)가 적용된 보강판 시스템을 대상으로 개발되었으나 U-리브 보강판 시스템에 적용하는 것도 유효한 것으로 판단된다.

Eurocode 3의 경우, 두꺼운 판에 대해서는 대체로 면내 압축강도의 하한보다 안전측으로 강도를 예측하고 있다. 그러나 중간두께 판과 얇은 판에서  $\lambda_{col}$ 의 값이 대략 0.6 이하일 때 강도 예측값이 면내 압축강도의 상한을 초과하는 결과를 보이고 있어 설계 실무에서 주의가 요구된다.

KHBDC-CSB의 경우, 두꺼운 판에 대해  $\lambda_{col}$ 의 값이 약 0.6 이상일 때 강도 예측값이 면내 압축강도의 상한을 초과하는 반면, 중간두께 판과 얇은 판에서  $\lambda_{col}$ 의 값이 0.7 이하일 때 해당 설계기준은 면내 압축강도의 하한보다 다소 보수적으로 강도를 예측했다. 추가로 KHBDC-CSB에서는  $\lambda_{col}$ 의 변화에 따른 강도 그래프의 기울기가 다른 설계기준과 비교해 완만한 형태를 보인다. 이는  $\lambda_{pl}$

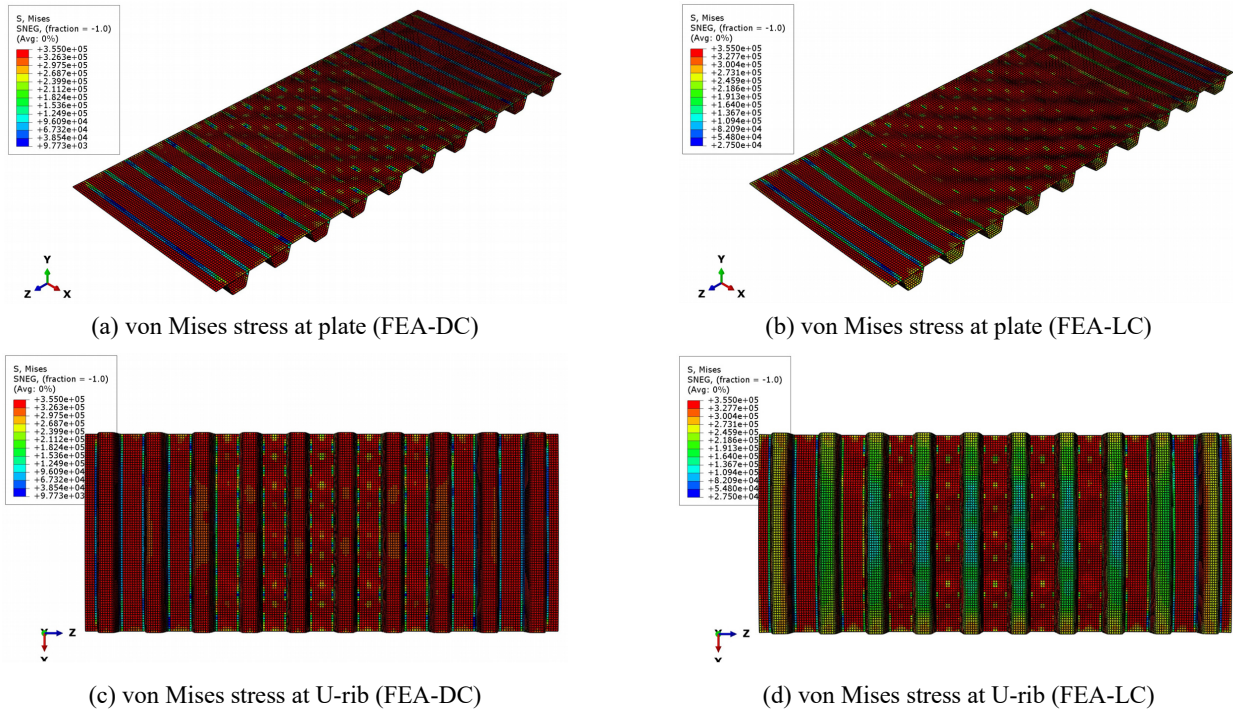
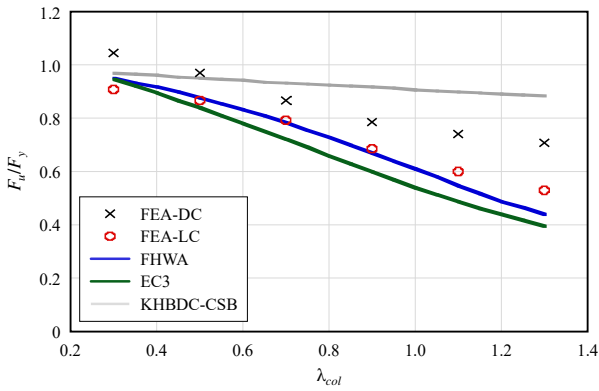


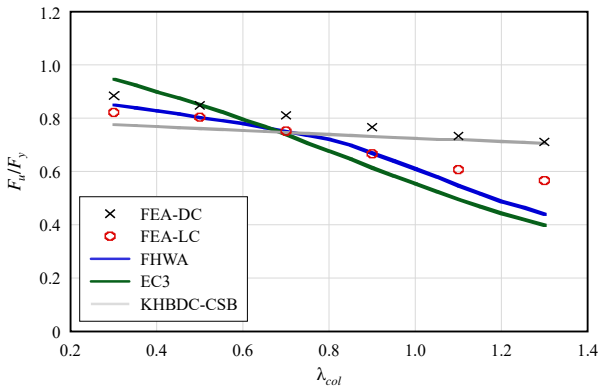
Fig. 12. Ultimate behaviors of Model 2-B

의 증가에 따른 강도 감소 효과는 확연하게 드러나지만,  $\lambda_{col}$ 의 증가에 대해서는 강도 감소 효과가 크지 않음을 의미한다. 이는 기둥거동(column-like behavior)에 기반한 전체좌굴보다는 판거동(plate-like behavior)에 기반한 국부좌굴이 보강판 시스템의 압축강도 산정에 더 많은 영향이 반영된 것으로 판단된다. 이와 관련된 자세한 내용은 Kim and Kim<sup>[8]</sup>의 연구에서 확인 가능하다.

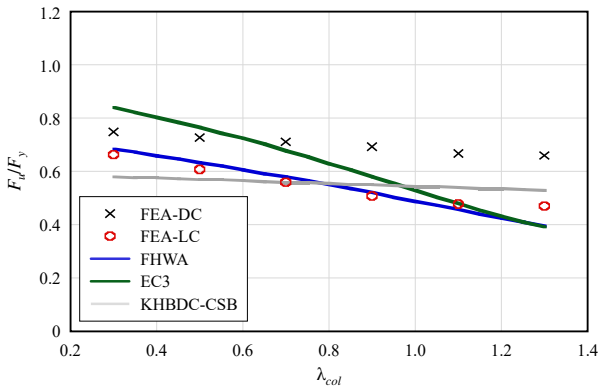
설계기준강도 대비 FEA 강도의 상대적 비율로 정의



(a) Thick plate models ( $\lambda_{pl} = 0.3$ )



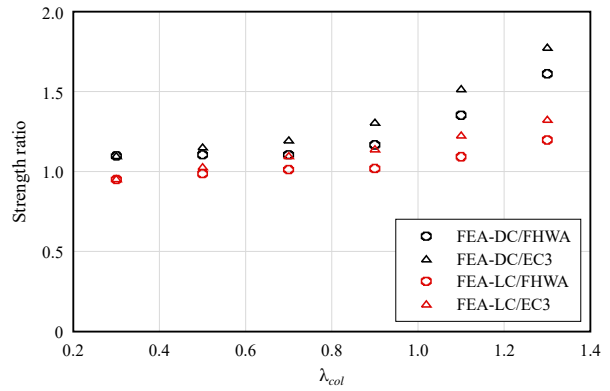
(b) Intermediate plate models ( $\lambda_{pl} = 0.7$ )



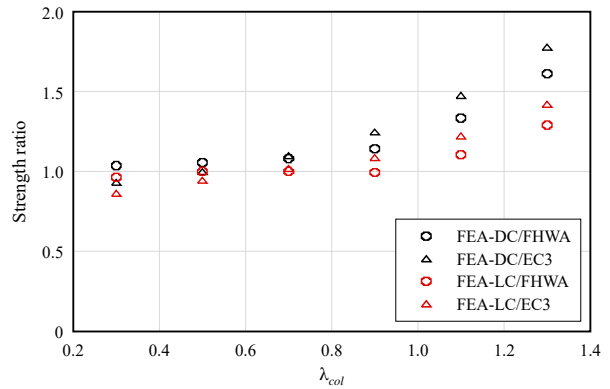
(c) Thin plate models ( $\lambda_{pl} = 1.1$ )

Fig. 13. Strength comparison with variation of  $\lambda_{col}$

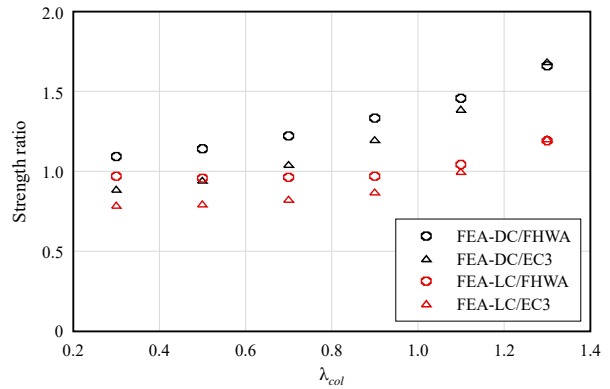
되는 ‘강도상대비율’을  $\lambda_{col}$ 의 변화에 따라 도식화하여 Fig. 14에 나타냈다. FHWA 규정과 Eurocode 3 모두에서  $\lambda_{col}$  값이 증가할수록 변위제어와 하중제어에 의한 강도상대비율의 격차가 확대되는 경향을 보였다. 이 결과는  $\lambda_{col}$  값이 상대적으로 큰 보강판 시스템일수록 해석방법론의 차이로 인한 극한거동의 변화가 심화되고 있음을 의미한다. 또한 모든 두께의 판에서  $\lambda_{col}$  값이 증가할수록 강도상대비율이 증가함을 확인하였다. 이는 Shin *et al.*<sup>[9]</sup>



(a) Thick plate models ( $\lambda_{pl} = 0.3$ )



(b) Intermediate plate models ( $\lambda_{pl} = 0.7$ )



(c) Thin plate models ( $\lambda_{pl} = 1.1$ )

Fig. 14. Comparison of strength relative ratio with variation of  $\lambda_{col}$



의 연구에서 언급되었듯 FHWA 규정과 Eurocode 3에 의한 설계기준강도 산정에서는 기동거동에 기반한 전체좌굴 발생의 위험도를 더 크게 보고 이에 대해 비교적 더 높은 안전율이 반영되었다고 볼 수 있다.

## 5. 결론

이 연구에서는 변위제어와 하중제어 방법에 따라 달라지는 U리브 보강판 시스템의 면내 압축강도를 정량적으로 평가하고, 극한거동의 차이를 비교·분석하였다. 서로 다른 18개의 해석모델을 대상으로 범용 구조해석 프로그램인 ABAQUS를 사용하여 기하학적 초기결함과 잔류응력이 고려된 극한강도해석을 수행하였고, 해석결과를 FHWA 규정, Eurocode 3 및 KHBDC-CSB와 비교·분석하였다.

모판의 두께  $t_d = 12.7$  mm, 종방향 길이  $L = 3,374$  mm 인 보강판 시스템 모델( $\lambda_{pl} = 0.7$ ,  $\lambda_{col} = 0.5$ )을 대상으로 변위제어와 하중제어 방법에 따른 극한거동의 차이를 분석한 결과, 변위제어 방법에서는 압축을 받는 경계면의 변위가 모두 3.14 mm로 동일하게 형성되었으나 하중제어 방법에서는 그 변위가 1.8 mm - 5.2 mm로 변동성을 보였다. 교량용 강박스거더에 사용된 U리브 보강판 시스템의 면내 압축강도 평가 시, 교축방향 일정간격으로 설치되는 다이어프램의 면외 휨강성에 따라 보강판 패널시스템의 단부 경계조건이 달라질 수 있다. 단부의 변위가 모두 일정할 것으로 가정한 변위제어방식은 보강판 패널시스템의 면내 압축강도의 상한값으로, 다이어프램 강성을 무시하는 하중제어방식으로 얻은 강도는 하한값의 의미를 가진다. 만약 강박스거더에 설치된 보강판 시스템의 면내 압축강도 평가 시 보수적 결과를 원한다면 하중제어 강도해석을 선택해야 한다. 동일한 모델을 대상으로  $\lambda_{col}$ 의 증가에 따른 면내 압축강도 값의 상한 대비 상하한의 격차 수준을 정량적 평가한 결과, 상하한의 격차는  $\lambda_{col} = 0.3$ 일 때 평균적으로 10 % 정도의 수준을 보였으나  $\lambda_{col} = 1.3$ 일 경우 대략 25 %까지 그 차이가 증가함을 확인하였다.

유한요소해석결과와 설계기준에 의한 강도 예측값을 비교한 결과, FHWA 규정이 하중제어에 의한 면내 압축강도와 상당히 유사함을 확인하였다. Eurocode 3에 의한 강도 예측값의 경우, 중간두께 또는 얇은 판에서  $\lambda_{col}$ 의

값이 대략 0.6 이하일 때 변위제어에 의한 FEA 면내 압축강도를 상회하는 결과를 보였다. KHBDC-CSB는 두꺼운 판에 대해 대략  $\lambda_{col}$ 의 값 0.6 이상에서 변위제어에 의한 해석결과를 상회하는 경향을 보였다.

## 참고문헌(References)

- [1] Ghavami, K., and Khedmati, M.R. (2006) Numerical and Experimental Investigations on the Compression Behaviour of Stiffened Plates, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol.62, No.11, pp. 1087-1100.
- [2] Kim, J.S., and Kim, K. (2019) Strength Interaction of Wide Steel Box Girder Subjected to Concurrent Action of Compression and Flexure for Cable-Supported Bridges, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.31, No.4, pp.301-309 (in Korean).
- [3] Ziemian, R.D. (2010) *Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures* (6th Ed.), John Wiley & Sons, USA.
- [4] Wolchuk and Mayrbourl Consulting Engineers (1980) *Proposed Design Specifications for Steel Box Girder Bridges*, Report No. FHWA-TS-80-205, Federal Highway Administration, USA.
- [5] European Committee for Standardization (2005) *Eurocode 3: Design of Steel Structures, Part 1-1: General Rules and Rules for Buildings* (EN 1993-1-1: 2005), Belgium.
- [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] Ministry of Land, Infrastructure and Transport (2016) *Highway Bridge Design Standard (Limit State Design) for Cable-Supported Bridge (Partially Revised)*, Korea (in Korean).
- [8] Kim, J., and Kim, K. (2021) Compressive Strength Equations for Box-Girder Flanges Stiffened with U-Ribs in Cable-Supported Bridges, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol.183, 106702.
- [9] 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*, Elsevier, Vol.63, pp.70-81.

- [10] 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.
- [11] Dassault Systèmes Simulia Corp. (2017) *Abaqus/CAE User's Guide*, DSS, USA.
- [12] American Association of State Highway and Transportation Officials (2020) *AASHTO LRFD Bridge Design Specifications* (9th Ed.), USA.
- [13] Hendy, C.R., and Murphy, C.J. (2007) *Designers' Guide to EN 1993-2 Eurocode 3: Design of Steel Structures, Part 2: Steel Bridges*, Thomas Telford Publishing, UK.
- [14] Kim, K. (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).
- [15] Kim, K. (2021) Ultimate Behaviors of Stiffened Panel Built up with TWIP Steel Subjected to Perpendicular Pressure, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.33, No.1, pp.43-51 (in Korean).
- [16] Bathe, K.-J. (1996) *Finite Element Procedures*, Prentice Hall Inc., USA.
- [17] Johnston, B.G. (1976) *Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures* (3rd. Ed.), John Wiley & Sons, USA.
- [18] American Association of State Highway and Transportation officials, and American Welding Society (2015) *Bridge Welding Code* (AASHTO/AWS D1.5M/D1.5: 2015), USA.
- [19] 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.

---

**요 약**: 이 연구에서는 변위제어와 하중제어 방법의 차이로 인해 발생하는 보강판 시스템의 면내 압축강도 및 극한거동 변화를 검토하였다. 케이블 교량용 강박스거더에 주로 적용되는 U리브 보강판 시스템을 대상으로 총 18개의 해석모델을 설정하고, 범용 유한요소해석 프로그램을 이용하여 기하학적 초기결함과 잔류응력이 고려된 극한강도해석을 수행하였다. 변위제어와 하중제어 방법이 각각 적용된 유한요소해석결과를 주요 설계기준에 의한 강도 예측값과 함께 비교·분석하였다. 하중제어에 의한 면내 압축강도는 FHWA 규정의 강도 예측값과 상당히 유사한 결과를 보였다. Eurocode 3와 도로교설계기준-케이블교량편에 의한 강도 예측값은 특정 세장비 구간에서 변위제어에 의한 면내 압축강도를 초과하고 있음이 확인되었다.

**핵심용어**: 변위제어, 하중제어, U리브 보강판 시스템, 강박스거더, 극한강도해석, 면내 압축강도

---