Journal of Korean Society of Steel Construction
Vol.38, No.5, pp.239-250, October, 2026

Check for updates

ISSN(print) 1226-363X ISSN(online) 2287-4054
DOI https://doi.org/10.7781/kjoss.2026.38.5.239

언더텐션 보강 시스템의 구조거동에 관한 실험적 연구

박한민[1] · 이준섭[2*]

[1]소장, 주안구조기술사사무소, [2]조교수, 동의대학교, 건축공학과

Experimental Study on the Structural Behavior of an Under-Tension Strengthening System

Park, Han Min[1], Lee, Jun Seop[2*]

[1]Principal Engineer, Juan Structural Engineering Office, Daegu 41564, Korea
[2]Assistant Professor, Department of Architectural Engineering, Dong-Eui University, Busan 47340, Korea

Abstract – This study investigated the structural behavior of an under-tension strengthening system for the deflection retrofit of steel industrial buildings. Tensile tests were conducted on six specimens considering housing thickness, housing height, rod material, and initial bolt pretension as experimental variables. The design target strengthening force was 320 kN, determined from structural analysis of a representative steel industrial building. The maximum loads of the specimens ranged from 614.66 to 761.57 kN, exceeding the target force by 1.9–2.4 times. Reducing the housing height from 90 mm to 50 mm decreased the maximum load by approximately 17 %, while the SCM440 QT rod showed comparable performance to the ASTM A193 Grade B7 rod. The results demonstrate that the proposed system can provide sufficient strengthening capacity, with housing dimensions and rod material identified as important design parameters.

Keywords – Steel industrial building, Under-tension strengthening system, Deflection retrofit, Structural behavior, Steel structures

1. 서 론

최근 산업시설의 대형화 및 생산설비의 고도화에 따라 철골 공장 구조물은 장스팬화되는 추세이며, 이에 따라 구조물의 사용성에 대한 요구 수준 또한 지속적으로 증가하고 있다. 특히 장스팬 철골 구조물은 장기간의 자중, 적재하중 및 반복 사용하중에 의해 처짐이 증가할 수 있으며, 과도한 처짐은 지붕 마감재의 손상, 누수, 크레인 레일의 정렬 불량 및 생산설비의 운용성 저하 등 다양한 문제를 유발할 수 있다. 따라서 기존 철골 공장 구조물의 사용성을 확보하기 위한 처짐 보강 기술의 중요성이 점차 증대되고 있다[1]-[4].

Note.-Discussion open until April 30, 2027. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on July 23, 2026; revised on September 10, 2026; approved on September 11, 2026.
Copyright © 2026 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.
Tel. +82-51-890-1634 Fax. +82-51-890-1234
E-mail. leejs@deu.ac.kr

기존 구조물의 성능을 향상시키기 위한 보강공법으로는 강판을 이용한 보강, 철골 프레임을 이용한 외부 보강, 부재 증설 등 다양한 방법이 적용되고 있으며, 이러한 공법들은 구조물의 강도와 강성을 향상시키는 데 효과적인 것으로 보고되고 있다[5]-[8]. 그러나 대부분의 기존 보강공법은 현장 시공을 기반으로 하므로 용접 및 절단 작업이 수반되고, 보강부재의 운반 및 설치를 위한 작업 공간 확보가 요구된다. 또한 기존 산업시설의 경우 보강공사 과정에서 화기 작업에 따른 안전성 확보와 생산설비의 간섭 또는 가동 중단 문제가 발생할 수 있어 실제 적용에는 시공성 및 경제성 측면에서 한계가 존재한다[6],[7].

최근에는 기존 구조물의 사용을 유지하면서 시공이 가능한 유지관리 기술과 건식 보강공법에 대한 관심이 증가하고 있다. 건식 보강공법은 용접이나 절단과 같은 화기 작업을 최소화할 수 있으며, 시공 시간을 단축하고 기존 구조물의 손상을 최소화할 수 있다는 장점을 가진다[9],[10]. 특히 볼트 체결을 이용하여 구조물에 초기

축력을 도입하는 방식은 별도의 용접 작업 없이 구조적 성능을 향상시킬 수 있어 유지관리 측면에서 효과적인 대안으로 평가되고 있다[10],[11].

본 연구에서는 철골 공장 구조물의 처짐 보강을 위한 언더텐션 보강 시스템을 제안하였다. 제안된 시스템은 기둥 상부 또는 거더 웨브에 설치되며, 하우징, 인장봉 및 고장력 볼트로 구성된다. 보강 시에는 별도의 용접이나 절단 작업 없이 임팩트 렌치를 이용하여 고장력 볼트를 체결함으로써 초기 축력을 도입하며, 이를 통해 구조물의 강성을 증대시키고 처짐을 저감하도록 설계하였다. 기존 보강공법과 비교하여 시공이 간편하고 공장 가동을 유지한 상태에서도 적용 가능하다는 점에서 높은 현장 적용성을 기대할 수 있다.

이를 위하여 본 연구에서는 하우징 두께, 하우징 높이, 환봉의 재질 및 볼트 초기 축력을 주요 실험 변수로 설정하여 총 6개의 실험체에 대한 인장실험을 수행하였다. 실험 결과를 토대로 언더텐션 보강 시스템의 하중 전달 특성 및 구조거동을 분석하고, 각 변수의 영향과 파괴모드를 평가하여 철골 공장 구조물의 처짐 보강을 위한 기초 설계자료를 제시하고자 한다.

2. 언더텐션 시스템 소개

2.1 시스템 개요

기존 철골 공장 구조물은 장기간 사용에 따른 자중, 반복하중 및 적설하중 등의 영향으로 처짐이 증가할 수 있으며, 과도한 처짐은 구조물의 사용성 저하와 유지관리 비용 증가를 초래할 수 있다. 특히 공장 및 창고 구조물은 생산설비의 지속적인 운영이 요구되므로 보강공사 시에도 기존 시설의 가동을 유지할 수 있는 시공성이 중요한 설계 요소이다. 따라서 별도의 용접이나 절단 작업 없이 기존 구조물에 간편하게 설치할 수 있는 보강공법의 개발이 요구되고 있다.

언더텐션 시스템에 관한 기존 연구에서는 장스팬 구조물의 처짐 저감을 목적으로 구조물 하부에 케이블과 스트럿을 설치하고, 케이블에 도입되는 프리텐션의 크기 및 시스템 형상에 따른 구조거동을 주로 해석적으로 검토하였다[12],[13]. 또한 외부 긴장재를 이용한 보강 연구에서는 철근콘크리트 보를 대상으로 강봉을 외부에 설치하고 너트 또는 턴버클을 이용하여 긴장력을 도입하는 방식이 연구된 바 있다[14].

그러나 기존 연구는 장스팬 언더텐션 시스템의 구조거동 해석 또는 철근콘크리트 보의 외부 긴장재 보강에 중점을 두고 있어, 기존 철골 공장 및 PEB 구조물의 처짐 보강을 목적으로 한 현장 적용형 언더텐션 시스템에 대한 연구는 제한적이다. 이에 본 연구에서는 별도의 용접 및 절단 작업 없이 기존 철골 거더에 설치할 수 있도록 연결 브래킷, 하우징, 환봉 및 고장력볼트로 구성된 볼트 체결식 언더텐션 보강 시스템을 제안하였다. 제안 시스템은 경사지붕을 갖는 철골 공장 및 PEB 구조물에 적용할 수 있도록 구성하였으며, 주요 구성요소의 구조성능을 실험적으로 평가하였다.

국내 적설하중 설계기준은 2014년 경주 마우나오션 리조트 체육관 붕괴사고 이후 지속적으로 강화되었으며, 현행 KDS 41 12 00(건축물 설계하중)에서는 최소 지상적설하중을 0.5 kN/m^{2}로 규정하고 있다[15]. 또한 지붕경사 15° 이하의 완경사지붕에 대해서는 최소 설하중 규정을 별도로 적용하도록 규정하고 있어, 실질적으로 1.0 kN/m^2 이상의 설계 적설하중을 고려하도록 하고 있다. 이에 따라 과거 설계기준을 적용하여 건설된 장스팬 철골 공장 및 창고 구조물은 현행 기준 대비 지붕 부재의 구조성능이 부족할 가능성이 있으며, 경제적이고 시공성이 우수한 보강기술의 필요성이 증가하고 있다.

본 연구에서는 이러한 기존 철골 공장 구조물의 처짐 보강을 위하여 언더텐션 보강 시스템을 제안하였다. 제안된 시스템은 연결 브래킷, 하우징, 환봉 및 고장력 볼트로 구성되며, 고장력 볼트의 체결을 통해 환봉에 초기 인장력을 도입하고 이를 기존 거더에 전달함으로써 처짐을 저감하도록 설계하였다. 또한 외력이 작용하는 경우에는 환봉이 추가적인 인장력을 부담하여 기존 거더의 휨모멘트를 일부 분담함으로써 구조물의 응력 및 변형을 감소시키는 효과를 기대할 수 있다.

본 연구에서는 스팬 20 m–30 m의 일반적인 H형강 라멘 및 PEB 형식의 철골 공장 구조물을 대상으로 구조해석을 수행하여 언더텐션 보강 시스템의 목표 보강력을 산정하였다. 대상 구조물의 지붕경사는 약 10°–15°이며, 기둥 및 래프터의 주요 단면은 춤 400 mm–1,000 mm, 폭 200 mm–400 mm 범위로 구성하였다. 구

조해석 모델은 실제 구조물의 형상과 지지조건을 반영하여 구성하였으며, 주요 구조부재에 적용된 강재의 항복강도는 275 MPa–355 MPa이다.

해석하중은 구조물의 자중과 지붕에 작용하는 적설하중을 고려하였으며, 적설하중은 현행 KDS 41 12 00에 따라 1.0 kN/m^{2}를 적용하였다. 하중조합은 1.2D+1.6S를 적용하였으며, 해당 하중조건에서 언더텐션 긴장재에 요구되는 최대 인장력은 약 320 kN으로 평가되었다. 이에 본 연구에서는 320 kN을 언더텐션 보강 시스템의 설계 인장력 및 목표 보강력으로 설정하였으며, 연결 브래킷, 하우징 및 환봉 등의 주요 구성요소는 해당 보강력을 안전하게 도입하고 전달할 수 있도록 설계하였다.

Fig. 1은 언더텐션 보강 시스템의 개념도와 초기 인장력 도입 과정을 나타낸 것이다. 제안된 시스템은 고장력볼트의 체결을 통해 하우징에 체결력을 도입하고, 하우징의 변위를 이용하여 환봉에 초기 인장력을 도입하는 방식으로 구성된다. 즉, 하우징과 환봉을 연결한 상태에서 고장력볼트를 설계 장력까지 체결함으로써 환봉에 인장력이 도입되며, 도입된 초기 인장력은 연결 브래킷을 통해 기존 철골 거더로 전달된다. 이때 거더 하부에 작용하는 상향력은 장기간 사용으로 증가한 처짐을 감소시키는 역할을 한다. 또한 외력이 추가로 작용하는 경우 환봉은 추가적인 인장력을 부담하여 기존 거더의 휨모멘트를 일부 분담하고, 이에 따라 구조물의 응력 및 변형을 저감시키는 효과를 기대할 수 있다.

Fig. 2는 언더텐션 보강 시스템의 주요 구성요소를 나타낸 것이다. 시스템은 연결 브래킷(Connection Bracket), 하우징(Housing), 환봉(Tension Rod) 및 고장력 볼트(High-strength Bolt)로 구성된다. 연결 브래킷은 환봉의 인장력을 기존 철골 거더에 전달하는 역할을 수행하며, 하우징은 고장력 볼트의 체결력을 환봉으로 전달하여 초기 인장력을 도입한다. 환봉은 도입된 초기 인장력을 유지하면서 보강력을 기존 구조물에 전달하는 주요 인장부재로 작용한다.

2.2 부재 설계

2.2.1 연결 브래킷

연결 브래킷은 언더텐션 시스템에 의해 도입되는 긴장력을 안전하게 전달하기 위한 부재로, Fig. 3에 형상을 나타내었다. 브래킷은 전면 플레이트와 삼각형 스티프너로 구성되며, 스티프너는 충분한 강성을 갖는 것으로 가정하여 브래킷 플레이트의 강도만을 검토하였다. 모든 용접부는 완전용입용접(CJP)으로 설계하여 용접부의 파괴는 발생하지 않는 것으로 가정하였다.

본 연구에서는 연결 브래킷의 설계를 위하여 AISC Design Examples Version 15.1의 Example II.A-23 (Welded Bracket Plate Design)에서 제시하는 설계 절차를 적용하였다[16]. 언더텐션 시스템의 최대 긴장력은 구조해석 결과를 바탕으로 320 kN으로 결정하였다. 연결 부재는 좌우 대칭으로 설치되며, 각 연결 부재에는 2개의 스티프너가 배치되어 총 4개의 스티프너를 통해

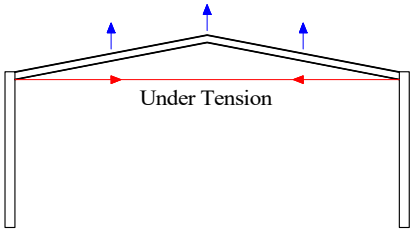


Fig. 1. Under-tension strengthening concept

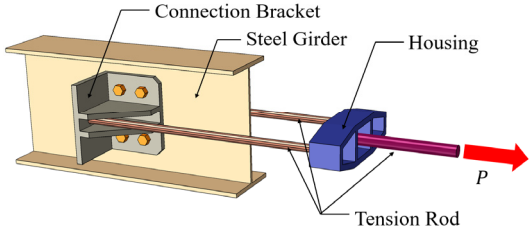


Fig. 2. Components of the under-tension strengthening system

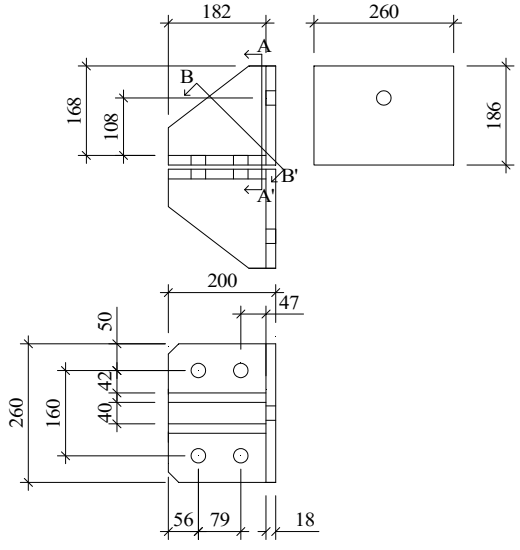


Fig. 3. Details of the connection bracket

하중이 전달되는 것으로 가정하였다. 따라서 브래킷 1개에 작용하는 설계하중은 최대 긴장력의 1/2인 160 kN으로 산정하였다. 브래킷의 재질은 SS275를 적용하였다.

스티프너의 기하학적 변수는 높이 a=182 mm, 폭 b=168 mm 및 편심거리 e=125 mm이며, 경사부의 기하학적 특성은 다음과 같이 계산하였다.

$$\theta = \tan^{-1}\left(\frac{a}{b}\right) \tag{1}$$

$$a' = \frac{a}{\cos\theta} \tag{2}$$

$$b' = a\sin\theta \tag{3}$$

이를 적용하면 θ=42.71°이므로

a'=247.7 mm
b'=123.4 mm

으로 계산된다.

1) Section A-A' 검토

스티프너의 전단항복강도는 다음 식으로 산정하였다.

$$A_{gv} = at \tag{4}$$

$$R_n = 0.6F_yA_{gv} \tag{5}$$

또한 스티프너의 휨강도는

$$M_n = F_yZ \tag{6}$$

으로 계산하였다.

2) Section B-B' 검토

Section B-B'에서 작용하는 전단력, 축력 및 휨모멘트는 다음과 같이 계산하였다.

$$N_u = P_u\sin\theta \tag{7}$$

$$M_u = P_ue - N_u\frac{b'}{2} \tag{8}$$

전단강도는

$$V_n = 0.6F_ytb' \tag{9}$$

으로 계산하였다.

국부좌굴을 고려한 세장비는

$$\lambda = \frac{(b'/t)\sqrt{F_y}}{5\sqrt{475+1120(b'/a')^2}} \tag{10}$$

이며, 국부좌굴 검토는 AISC Design Guide에서 제시한 식을 이용하였다. 이때 AISC 식은 inch–ksi 단위계를 기준으로 제안된 식이므로, 해당 식의 계산은 원식을 그대로 적용하여 수행하였으며, 최종 결과만 SI 단위계로 정리하였다.

$$F_{cr} = QF_y \tag{11}$$

$$Q = 1.34 - 0.486\lambda \tag{12}$$

으로 계산하였다.

스티프너의 축강도와 휨강도는 각각

$$N_n = F_{cr}tb' \tag{13}$$

$$M_n = F_{cr}tb'^2/4 \tag{14}$$

으로 산정하였다.

마지막으로 AISC에서 제시한 축력-휨 상호작용식을 이용하여 안전성을 평가하였다.

$$N_u/0.9N_n + M_u/0.9M_n \leqq 1.0 \tag{15}$$

3) 두께 검토

스티프너 두께에 따른 설계 검토 결과를 Table 1에 나타내었다. 반복계산 결과 9 mm부터 모든 설계조건을 만족하는 것으로 나타났으며, 두께 증가에 따라 안전율이 증가하였다. 그러나 본 연구에서는 연결부가 환봉보다 먼저 항복하지 않도록 용량설계 개념을 적용하여 최종적으로 18mm를 적용하였다.

Table 1. Design verification according to bracket thickness

Thickness (mm)	Section A-A	Section B-B	Interaction	Result
8	OK	OK	NG	NG
9	OK	OK	Satisfied	OK
12	OK	OK	Satisfied	OK
15	OK	OK	Satisfied	OK
18	OK	OK	Satisfied	Adopted

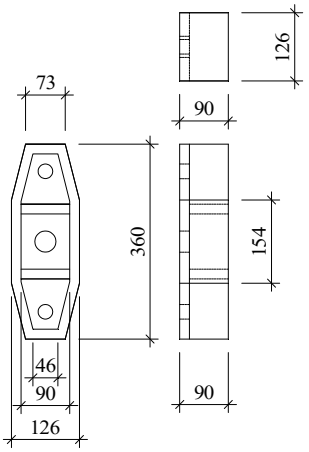


Fig. 4. Details of the housing

2.2.2 하우징

하우징은 긴장재에 의해 도입되는 인장력을 연결 브래킷으로 전달하는 주요 부재로서, 긴장력에 의해 발생하는 휨모멘트에 충분한 저항성능을 확보하여야 한다. 하우징은 Fig. 4와 같으며 단면을 절단할 경우 개방형 단면인 ㄷ형강과 유사한 형상을 가지므로, ㄷ형강의 휨강도 산정 방법을 적용하여 설계를 수행하였다. 하우징의 단면계수는 단면의 기하학적 형상을 이용하여 이론적으로 산정하였으며, 산정된 단면계수를 이용하여 항복모멘트를 계산하였다.

단면 높이가 증가함에 따라 단면2차모멘트와 단면계수가 증가하여 휨강도가 향상되는 것으로 나타났다. 높이 90 mm, 두께 18 mm 단면은 가장 큰 단면계수를 가지며, 이에 따른 환산 항복하중은 803.5 kN으로 산정되었다. 이는 본 연구에서 사용한 B7 D24 환봉 2개의 항복강도(약 720 kN)를 상회하는 수준으로, 기준 실험체에서는 하우징이 환봉보다 먼저 항복하지 않도록 설계하였다.

한편, 하우징의 휨강도가 언더텐션 보강 시스템의 구조거동에 미치는 영향을 평가하기 위하여 하우징의 두께와 높이를 실험 변수로 설정하였다. 기준 단면인 18 mm×90 mm를 기준으로 18 mm×70 mm, 18 mm×50 mm, 15 mm×90 mm 단면을 추가로 설계하여 하우징의 휨강도를 단계적으로 감소시켰으며, 이를 통해 하우징과 환봉의 상대적인 강도비 변화에 따른 하중전달 메커니즘 및 파괴모드의 변화를 분석하고자 하였다.

2.2.3 환봉

언더텐션 보강 시스템의 환봉은 긴장력을 도입하여 보강력을 전달하는 주요 인장부재로서, 목표 보강력을 안정적으로 전달할 수 있는 충분한 인장강도를 확보하여야 한다. 본 연구에서는 환봉의 재질에 따른 구조거동을 비교하기 위하여 ASTM A193 Grade B7 (B7) 및 SCM440 QT 환봉을 사용하였으며, 직경은 D24 및 D36을 적용하였다.

B7 환봉은 높은 강도와 우수한 기계적 성능을 가지므로 긴장재로 널리 사용되고 있으나, 국내에서는 수급이 원활하지 않고 재료 단가가 상대적으로 높은 단점이 있다. 반면, SCM440 QT는 국내에서 안정적인 수급이 가능하고 경제성이 우수하여 산업 현장에서 활용성이 높은 재료이다. 이에 본 연구에서는 두 재료의 적용 가능성을 평가하기 위하여 동일한 조건에서 구조성능을 비교하였다.

본 연구의 목표 보강력은 320 kN으로 설정하였으나, 환봉은 목표 보강력만을 기준으로 선정하지 않았다. 실험의 주요 목적은 환봉의 조기 항복을 유도하는 것이 아니라, 환봉 재질과 하우징 강도 변화에 따른 언더텐션 보강 시스템의 구조거동 및 파괴모드를 분석하는 것이다. 따라서 목표 보강력을 충분히 상회하는 규격의 환봉을 적용하여 안정적인 긴장력 도입이 가능하도록 설계하였다.

3. 실 험

3.1 실험체 계획

본 연구에서는 언더텐션 보강 시스템의 구조거동에 미치는 하우징 두께, 하우징 높이, 환봉 재질 및 초기 볼트 장력의 영향을 평가하기 위하여 총 6개의 실험체를 제작하였다. 실험체 일람은 Table 2에 나타내었다. 제한된 실험체 수를 고려하여 하우징의 구조성능에 직접

Table 2. Test specimen

No.	Specimen*	Housing thickness (mm)	Housing height (mm)	Initial bolt pretension (kN)
1	18-90-237-S	18	90	237
2	18-70-237-S	18	70	237
3	18-50-237-S	18	50	237
4	15-90-237-S	15	90	237
5	15-90-237-B	15	90	237
6	15-90-0-B	15	90	0

*Specimen denotes Housing Thickness (mm)-Housing Height (mm)-Initial Bolt Pretension (kN)-Tension Rod Material, where S and B denote SCM440 and ASTM A193 B7, respectively.

적인 영향을 미치는 것으로 판단되는 하우징 두께와 하우징 높이를 주요 변수로 설정하였다. 하우징 두께는 15 mm와 18 mm, 하우징 높이는 50 mm, 70 mm 및 90 mm로 설정하였으며, 18 mm 두께를 기준으로 하우징 높이를 변화시켜 높이에 따른 구조거동을 평가하였다. 또한 15 mm 두께의 하우징에 대해서는 높이를 90 mm로 고정하여 하우징 두께에 따른 구조거동의 차이를 비교하였다.

환봉은 기존에 널리 사용되는 ASTM A193 Grade B7과 함께 국내에서 수급이 용이하고 경제성이 우수한 SCM440 QT를 적용하였다. 이를 통해 환봉 재질에 따른 시스템의 구조거동을 비교하고 SCM440 QT의 적용 가능성을 검토하였다. 초기 볼트 장력은 연결철물을 거더에 접합하는 M24 고장력볼트의 설계 볼트 장력인 237 kN을 적용하였다. 또한 초기 볼트 장력의 영향을 평가하기 위하여 동일한 제원의 실험체에 초기 볼트 장력을 도입하지 않은 15-90-0-B 실험체를 추가로 제작하였다. 이를 통해 초기 볼트 장력의 도입 여부에 따른 하중-변위 거동 및 최대내력의 차이를 비교하였다.

한편, 실험체 수의 제한으로 인해 각 변수의 모든 조합을 실험적으로 검토하는 데에는 한계가 있으므로, 본 연구에서는 주요 설계변수에 따른 기본적인 구조거동을 평가하는 데 중점을 두었다.

실험체는 H-400×200×8×13 단면의 H형강을 사용하여 제작하였으며, 연결 브래킷 및 하우징의 상세 형상은 각각 Fig. 3 및 Fig. 4에 나타내었다. 하우징은 기준 실험체(높이 90 mm)의 형상을 대표적으로 제시하였으며, 실험 변수에 따라 하우징의 높이(90 mm, 70 mm, 50 mm) 또는 두께(18 mm, 15 mm)만 변경하여 실험을 수행하였다. Fig. 5는 실험체 및 유압 인장 지그의 설치

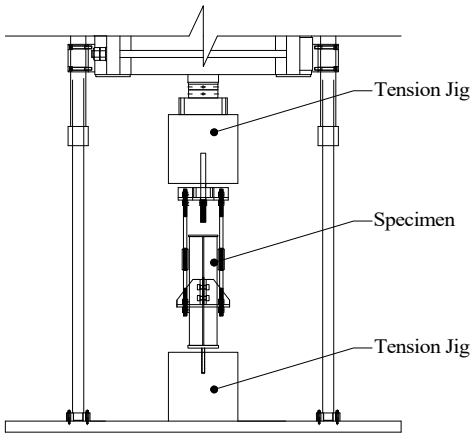


Fig. 5. Schematic of the tensile test setup

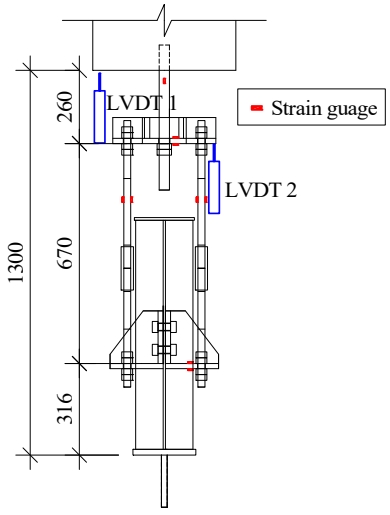
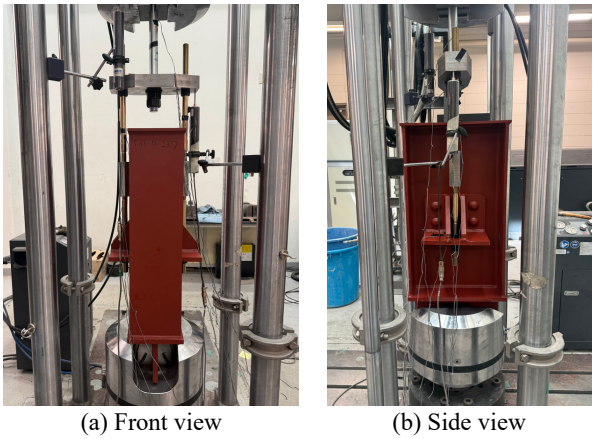


Fig. 6. Locations of LVDTs and strain gauges



(a) Front view (b) Side view

Fig. 7. Experimental setup

개념도를 나타내며, Fig. 6는 변위계(LVDT)와 변형률 게이지(Strain Gauge)의 설치 위치를 나타낸다. 또한 Fig. 7은 실제 실험체의 설치 모습을 나타낸 것으로, 실

험체는 1,000 kN급 만능재료시험기의 중심축과 일치하도록 설치하여 편심하중의 영향을 최소화하였다. 실험은 변위제어 방식으로 수행하였으며, 하중은 유압 인장 지그를 통해 환봉에 축방향으로 전달되도록 구성하였다.

실험은 실제 언더텐션 보강 시스템의 목표 보강력인 320 kN에서의 구조적 안전성을 검증하기 위해 수행하였다. 이를 위해 목표하중을 기준으로 25 % (80 kN), 50 % (160 kN), 75 % (240 kN), 100 % (320 kN)의 단계별 하중을 적용하였으며, 각 하중 단계에서 2회의 반복가력을 실시하였다. 이러한 단계적 반복가력은 목표 보강력 도입 과정에서 발생할 수 있는 구조적 거동의 안정성 및 잔류변형 발생 여부를 확인하기 위한 것으로, 기존 구조실험에서 적용되는 반복가력 개념을 참고하여 수행하였다[17],[18]. 이후 목표 보강력 도달 후에는 하중을 지속적으로 증가시켜 실험체가 최종 파괴에 도달할 때까지 가력하였다.

실험 중 하중은 UTM의 로드셀을 이용하여 측정하였으며, 하우징의 변위는 LVDT를 이용하여 계측하였다. 또한 연결부품과 하우징에 변형률 게이지를 부착하여 하중 증가에 따른 변형률 변화를 측정하였다. 직경 24 mm 환봉에는 외곽면 양측에 2개의 변형률 게이지를 부착하였다. 이는 환봉이 연결부재 외측에 설치되는 구조적 특성으로 인해 축력뿐만 아니라 편심에 의한 휨이 동시에 발생할 가능성을 고려한 것으로, 양측 변형률을 비교하여 환봉에 발생하는 휨 거동 여부를 확인하고자 하였다.

3.2 실험 결과

본 실험에 앞서 실험체에 사용된 재료의 기계적 특성을 확인하기 위하여 재료시험을 수행하였다. SS275 강재는 금속재료 인장시험편(KS B 0801)의 판 모양 정형 시험편 5호에 따라 시험편을 제작하였으며, 시험은 금속 재료 인장시험방법(KS B 0802)에 따라 실시하였다[19],[20]. 반면, 환봉은 보강 시스템의 주요 인장부재로 실제 사용되는 상태의 재료 특성을 평가하기 위해 별도의 시험편을 가공하지 않고 실제 환봉을 시험체로 사용하여 인장시험을 수행하였다.

재료시험 결과는 Table 3에 나타내었다. SS275 강재는 두께에 따라 항복강도 278.51 MPa–390.13 MPa, 인장강도 430.30 MPa–527.25 MPa, 연신율 29.93 %–40.73 %를 나타내어 구조용 강재로서 충분한 기계적 성능을 확보하는 것으로 확인되었다. 하우징에 적용된 SCM440 QT (HRC 30)는 항복강도 820.47 MPa, 인장강도 954.21 MPa, 연신율 16.28 %를 나타내어 SS275 대비 우수한 강도 특성을 보였다. 또한 환봉 재료의 경우 B7 (D24)는 항복강도 815.57 MPa, 인장강도 944.30 MPa, 연신율 17.70 %를 나타냈으며, SCM440 QT (HRC 30)(D24)는 항복강도 1066.09 MPa, 인장강도 1155.47 MPa, 연신율 14.38 %로 측정되어 가장 높은 강도 특성을 나타냈다.

Table 3. Results of the tensile test

Component	Coupon	t (mm)	F_y (MPa)	F_u (MPa)	Elongation (%)
Steel Girder	SS275	8	390.13	498.12	35.65
	SS275	13	361.05	527.25	35.89
	SS275	20	290.44	430.30	40.73
Connection Bracket	SS275	18	278.51	456.38	29.93
Housing	SCM440 QT HRC 30	18	820.47	954.21	16.28
Tension Rod	B7	D24	815.57	944.30	17.70
		D36	695.52		
	SCM440 QT HRC 30	D24	1066.09	1155.47	14.38
		D36	1055.23		

Table 4. Test results

No.	Specimen*	P_{max} (kN)	Failure mode
1	18-90-237-S	741.37	Tension rod fracture
2	18-70-237-S	734.72	Tension rod fracture
3	18-50-237-S	614.66	Housing yielding followed by tension rod fracture
4	15-90-237-S	761.57	Tension rod fracture
5	15-90-237-B	614.95	Tension rod fracture
6	15-90-0-B	621.09	Tension rod fracture

한편, 직경 36 mm (D36) 환봉은 동일한 시험 절차에 따라 인장시험을 수행하였으나, 단면적 증가에 따라 요구되는 인장하중이 크게 증가하여 시험기의 최대 용량에 도달함에 따라 시험을 종료하였다. 따라서 D36 환봉은 시험기 용량의 제한으로 인해 항복강도와 최대 인장강도를 완전히 확인하지 못하였으며, 시험 과정에서 확인 가능한 범위의 결과만을 제시하였다.

Table 4는 각 실험체의 최대하중 및 파괴모드를 나타낸 것이다. 대부분의 실험체는 환봉의 인장파단으로

최종 파괴되었으며, 하우징 높이가 50 mm인 실험체(18-50-237-S)를 제외한 모든 실험체에서 하우징의 뚜렷한 손상은 발생하지 않았다. 반면, 실험체 18-50-237-S는 하우징 높이가 상대적으로 낮아 하우징에서 항복이 먼저 발생하였으며, 이후 환봉이 파단되면서 최종 파괴에 도달하였다. 이는 하우징 높이가 감소할 경우 하우징의 휨강성이 저하되어 국부 변형이 증가하기 때문으로 판단된다.

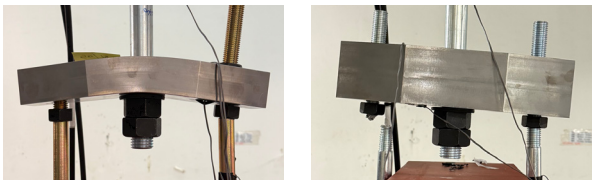
최대하중은 614.66 kN–761.57 kN의 범위로 나타났다. 하우징 높이가 90 mm 및 70 mm인 SCM440 적용 실험체는 각각 741.37 kN, 734.72 kN의 최대하중을 나타내어 유사한 거동을 보였으며, 하우징 높이를 50 mm로 감소시킨 경우 최대하중은 614.66 kN으로 약 17 % 감소하였다. 이는 하우징 높이 감소에 따른 강성 및 내력 저하의 영향을 보여준다.

동일한 하우징 형상(15-90)을 적용한 실험체를 비교한 결과, SCM440 환봉을 적용한 실험체의 최대하중은 761.57 kN, ASTM A193 B7 환봉을 적용한 실험체는 614.95 kN으로 나타나 SCM440을 적용한 경우 약 24% 높은 최대하중을 확보하였다. 이는 SCM440의 높은 기계적 성능에 기인한 것으로 판단된다.

또한 초기 볼트 장력의 영향을 비교하기 위해 수행한 15-90-237-B와 15-90-0-B 실험체의 최대하중은 각각 614.95 kN과 621.09 kN으로 거의 유사하게 나타났다. 따라서 본 연구 범위에서는 초기 볼트 장력의 유무가 최대내력에는 큰 영향을 미치지 않는 것으로 판단된다.

Fig. 8(a)는 하우징 높이가 50 mm인 실험체에서 발생한 하우징의 항복 형상을 나타낸 것이다. 하우징 중앙부에서 뚜렷한 소성변형이 발생하였으며, 이후 하중 증가에 따라 환봉이 최종 파단되었다. Fig. 8(b)는 대부분의 실험체에서 공통적으로 나타난 환봉의 파단 형상을 보여준다. 환봉은 나사부에서 인장파단이 발생하였으며, 이는 나사산 형상에 의한 단면 감소 및 응력집중의 영향으로 판단된다. 그러나 대부분의 실험체에서 하우징 및 연결부재의 구조적 손상보다 환봉의 파단이 최종 파괴모드로 나타난 것으로 보아, 본 시스템은 연결부의 구조적 안전성을 확보한 것으로 판단된다.

Fig. 9–Fig. 11은 실험 변수에 따른 하중-변위 관계를 비교한 것이다. 모든 실험체는 설계 목표 보강력인 320 kN까지 선형적인 거동을 나타냈으며, 하중 제거 후에



(a) Yielding of the housing (b) Fracture of the tension rod

Fig. 8. Representative failure modes

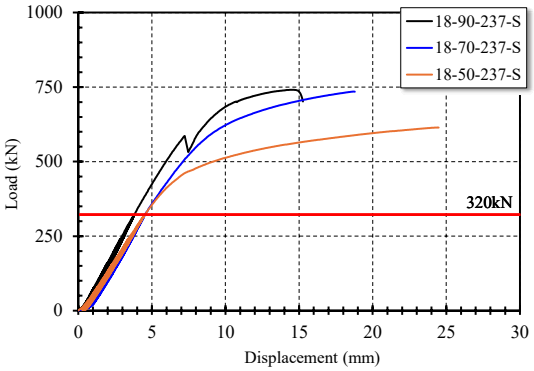


Fig. 9. Load–displacement curve (housing height)

도 잔류변형이 거의 발생하지 않아 탄성범위 내에서 거동하는 것을 확인하였다. 따라서 언더텐션 보강 시스템은 설계 보강력 수준에서 충분한 구조적 안전성을 확보하는 것으로 판단된다.

Fig. 9은 SCM440 환봉을 적용한 실험체의 하우징 높이에 따른 하중-변위 관계를 비교한 것이다. 하우징 높이가 증가할수록 최대내력이 증가하는 경향을 나타냈다. 하우징 높이가 90 mm와 70 mm인 실험체는 각각 741.37 kN과 734.72 kN의 최대하중을 나타내어 유사한 거동을 보였으며, 하우징 높이를 50 mm로 감소시킨 경우 최대하중은 614.66 kN으로 감소하였다.

또한 하우징 높이가 감소할수록 동일 하중에서 더 큰 변위가 발생하는 것으로 나타났다. 특히 하우징 높이 50 mm 실험체는 하우징의 휨변형이 크게 발생하면서 강성이 감소하였으며, 이에 따라 다른 실험체보다 큰 변위를 나타냈다. 반면 하우징 높이가 70 mm 및 90 mm인 실험체는 상대적으로 높은 초기강성과 안정적인 하중 증가 거동을 보였다.

이상의 결과로부터 하우징 높이는 언더텐션 보강 시스템의 강성 및 최대내력을 결정하는 주요 변수이며, 하우징 높이가 충분히 확보될 경우 하우징의 휨변형을 효과적으로 억제하여 구조성능을 향상시킬 수 있는 것으로 판단된다.

Fig. 10은 하우징 두께에 따른 하중-변위 관계를 비교한 것이다. 두 실험체 모두 하우징 높이(90 mm), 초기 볼트 장력(237 kN) 및 환봉 재질(SCM440)은 동일하게 유지하고, 하우징 두께만 18 mm와 15 mm로 변화시켰다.

실험 결과, 최대하중은 각각 741.37 kN과 761.57 kN으로 유사하게 나타났으며, 최종 파괴는 모두 환봉의 나사부에서 발생하였다. 이는 하우징의 두께 변화가 시스템의 최대내력에는 큰 영향을 미치지 않음을 의미한다.

반면, 하중-변위 곡선을 비교하면 하우징 두께가 15 mm인 실험체에서 동일 하중에 대해 더 큰 변위가 발생하는 것을 확인할 수 있다. 이는 하우징 두께 감소에 따라 휨강성이 저하되어 하우징의 휨변형이 증가하였기 때문으로 판단된다. 따라서 하우징 두께는 시스템의 최대내력보다는 강성 및 변형 성능에 영향을 미치는 주요 설계 변수인 것으로 판단된다.

Fig. 11은 환봉 재질에 따른 하중-변위 관계를 비교한 것이다. 두 실험체는 하우징 두께(15 mm), 하우징 높이(90 mm) 및 초기 볼트 장력(237 kN)은 동일하게 유지하고, 환봉 재질만 SCM440과 ASTM A193 B7로 변경하여 비교하였다. 하중-변위 곡선을 비교한 결과, 두 실험체는 초기 구간에서 거의 동일한 거동을 나타냈다. 이는 환봉을 제외한 하우징 및 연결부품의 형상과 제원이 동일하여 시스템의 초기 강성이 유사하기 때문으로 판단된다.

반면, 최대하중은 SCM440을 적용한 실험체가 761.57 kN, ASTM A193 B7을 적용한 실험체가 614.95 kN으로 나타나 SCM440 적용 시 약 24 % 높은 최대내력을 나타냈다. 이는 두 재료의 기계적 성질 차이에 기인한 것으로 판단된다. 두 실험체 모두 최종 파괴는 환봉의 나사부에서 발생하였으며, 환봉 재질에 따른 인장성능의 차이가 시스템의 최대내력을 결정하는 주요 요인으로 작용한 것으로 판단된다.

Fig. 12는 초기 볼트 장력의 도입 여부에 따른 연결부의 하중-변위 거동을 비교한 것이다. 두 실험체는 하우징 두께(15 mm), 하우징 높이(90 mm) 및 환봉 재질(ASTM A193 Grade B7)을 동일하게 유지하고, 연결철물을 거더에 체결하는 M24 고장력볼트의 초기 장력만 각각 237 kN과 0 kN으로 변화시켜 비교하였다. 초기 볼트 장력이 도입된 237 kN 실험체는 접합면의 압착력

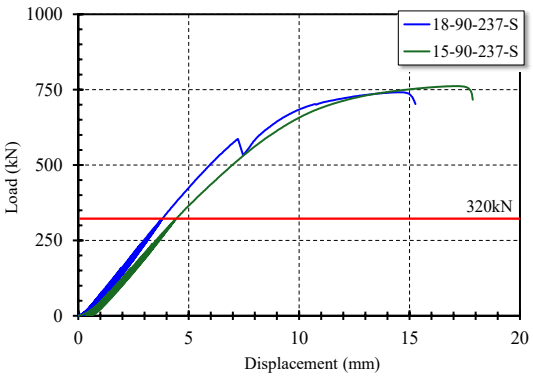


Fig. 10. Load–displacement curves (housing thickness)

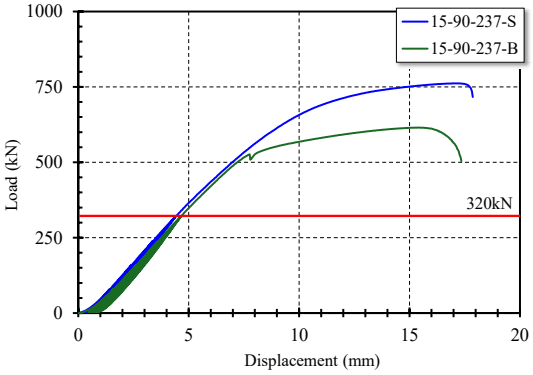


Fig. 11. Load–displacement curves (tension rod material)

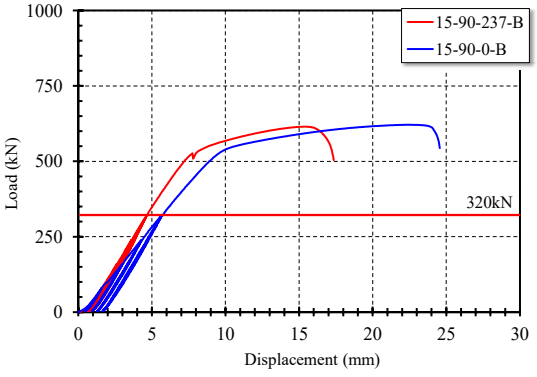


Fig. 12. Load–displacement curves (initial bolt pretension)

에 의해 초기 하중단계에서 마찰에 의한 하중전달이 가능하며, 접합면에서 상대변위가 발생한 이후에는 지압에 의한 하중전달이 발생할 수 있다. 반면, 초기 볼트 장력을 도입하지 않은 0 kN 실험체는 볼트의 체결력에 의한 마찰저항을 기대하지 않고, 상대변위 발생 이후 연결철물과 거더 사이의 지압을 통해 하중을 전달하는 조건으로 볼 수 있다.

실험 결과, 두 실험체 모두 설계 목표 보강력인 320

kN까지 안정적인 하중-변위 거동을 나타냈으며, 최대 하중은 각각 614.95 kN 및 621.09 kN으로 유사하게 나타났다. 최종 파괴는 두 실험체 모두 환봉의 나사부에서 발생하였다. 특히 초기 볼트 장력을 도입하지 않은 15-90-0-B 실험체에서도 연결부의 국부적인 파괴나 불안정한 거동 없이 목표 보강력을 충분히 확보하였다.

이상의 결과는 본 실험 범위에서 초기 볼트 장력의 도입 여부가 시스템의 최대내력에는 큰 영향을 미치지 않았음을 나타낸다. 이는 본 시스템이 초기 볼트 장력이 확보된 경우의 마찰에 의한 하중전달뿐만 아니라, 초기 장력이 없는 경우에도 연결부의 지압에 의해 요구되는 보강력을 전달할 수 있음을 의미한다. 다만, 마찰접합과 지압접합의 구체적인 거동 및 미끄럼 특성은 접합면의 표면상태와 마찰계수, 볼트 배치 등 다양한 조건의 영향을 받을 수 있으므로, 이에 대한 정량적인 평가는 추가적인 실험 및 해석을 통해 검토할 필요가 있다.

4. 결 론

본 연구에서는 철골 공장 구조물의 처짐 보강을 위한 언더텐션 보강 시스템의 구조거동을 평가하기 위하여 인장실험을 수행하였으며, 주요 결과는 다음과 같다.

(1) 언더텐션 보강 시스템의 목표 보강력을 320 kN으로 설정하고, 이를 만족할 수 있도록 하우징, 연결 브래킷 및 환봉을 설계하였다.
(2) 하우징 두께, 하우징 높이, 환봉의 재질 및 볼트 초기 축력을 주요 변수로 설정하여 총 6개의 실험체에 대한 인장실험을 수행하였으며, 각 변수에 따른 하중 전달 특성 및 구조거동을 비교·분석하였다.
(3) 하우징의 강도가 증가할수록 최대 내력이 증가하고 변형이 감소하는 경향을 나타냈으며, 하우징의 강도는 언더텐션 보강 시스템의 구조거동과 파괴모드를 결정하는 주요 설계 변수임을 확인하였다.
(4) 환봉 재질에 따른 성능을 비교한 결과, SCM440 QT 환봉은 B7 환봉과 유사한 구조성능을 나타냈으며, 국내에서의 우수한 수급성과 경제성을 고려할 때 언더텐션 보강 시스템의 긴장재로 적용 가능성이 충분한 것으로 판단된다.
(5) 연결 브래킷 체결부의 초기 축력이 감소하거나 일부 손실된 경우에도 급격한 내력 저하나 불안정 거동은 발생하지 않았으며, 연결부는 충분한 구조적 안전성을 확보하는 것으로 확인되었다.

본 연구는 제한된 실험체를 대상으로 한 순수 인장실험으로 수행되어 실제 철골 거더와 언더텐션 보강 시스템이 결합된 구조물의 거동 및 반복하중, 피로와 장기거동에 대한 검토에는 한계가 있다. 또한 제한된 실험체 수로 인해 각 설계변수의 통계적 유의성을 충분히 확보하는 데 한계가 있다. 향후 실제 철골 거더를 대상으로 한 실물 규모의 구조실험과 유한요소해석을 통해 구조물 수준의 처짐저감 및 보강효과를 검증하고, 다양한 하중조건과 설계변수에 따른 구조거동을 추가적으로 검토할 예정이다.

감사의 글

본 연구는 주안구조기술사무소의 언더텐션 보강 시스템 관련 연구 지원을 받아 수행된 연구임.

참고문헌(References)

[1] Lee, J.S., Shin, K.J., Lee, S.H., Lee, H.D., and Kim, C.H. (2017) Rotational Stiffness Reduction Factors of End-plate Connection for PEB Using Finite Element Analysis, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.29, No.4, pp.323-330 (in Korean).
[2] Park, Y.S., Jang, J.M., and Park, Y.C. (2018) Experimental Study on Flexural Strength of Deep Corrugated Steel Plate for Types of Reinforcement, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.30, No.6, pp.383-390 (in Korean).
[3] Kim, B.S., Kang, S.H., Park, B.T., and Shin, D.H. (2025) Structural Performance Evaluation of Steel Frame Modules Applicable to External Retrofit Systems, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.37, No.3, pp.99-110 (in Korean).
[4] Khan, K., Chen, Z., Liu, J., and Javed, K. (2023) State-of-the-Art on Technological Developments and

Adaptability of Prefabricated Industrial Steel Buildings, *Applied Sciences*, MDPI, Vol.13, No.2, 685.

[5] Park, S.H., Oh, K., Kim, S.H., and Lee, K. (2021) Seismic Performance Evaluation of RC Frames Reinforced with Steel-Plate Concrete System, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.33, No.2, pp.119−129 (in Korean).

[6] Park, S.M., and Oh, S.H. (2024) Seismic Performance Evaluation of End-Plate Type Non-Welded Reinforced Joints for Major Member Damage Prevention, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.36, No.6, pp.345−355 (in Korean).

[7] Lim, H.W., Jang, D., and Lee, K. (2024) Numerical Analysis of RC Frame Reinforced by Steel-Plate Concrete Module System, *International Journal of Steel Structures*, KSSC, Vol.24, No.6, pp.1278−1288.

[8] Kim, B.S., Kang, S.H., Park, B.T., and Shin, D.H. (2025) Finite Element Analysis for Evaluating Structural Performance of Modularized External Steel Frame according to Connection Details, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.37, No.4, pp.151−160 (in Korean).

[9] Adane, M., Chun, S., and Kim, J. (2023) Seismic Retrofit of Framed Structures Using a Steel Frame Assembly, *Steel and Composite Structures*, IASEM, Vol.46, No.6, pp.857−865.

[10] Nakahara, H., Nan, D., and Shimomura, T. (2023) Seismic Retrofitting Method for Steel Structures by Knee Braces Jointed by High Hardness Vises, *Journal of Civil Engineering and Management*, VILNIUS TECH, Vol.29, No.1, pp.67−76.

[11] Wang, S., Su, Q., Jiang, X., and Ghafoori, E. (2023) Stability of Steel Columns with Bolted Strengthening under Preload: An Analytical Model, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol.201, 107699.

[12] Park, D.H., Park, D.K., and Lee, J.H. (2009) Inelastic Nonlinear Analysis of Beam with Under-tension System, *Proceedings of the Architectural Institute of Korea Conference*, Structure & Construction, Vol.29, No.1, pp.197−200 (in Korean).

[13] Park, D.K., and Lee, J. (2009) Inelastic Nonlinear Analysis of Structures with Under-Tension System, *Journal of the Korean Association for Spatial Structures*, KASS, Vol.9, No.2, pp.91−97 (in Korean).

[14] Lee, S.H., Kang, T.H.-K., and Shin, K.J. (2015) Shear Strength of Externally Post-Tensioned Concrete Beams, *Journal of the Korean Association for Spatial Structures*, KASS, Vol.15, No.1, pp.57−64 (in Korean).

[15] Ministry of Land, Infrastructure and Transport (2022) *Design Loads for Building*, KDS 41 12 00:2022, MOLIT (in Korean).

[16] American Institute of Steel Construction (2005) *Companion to the AISC Steel Construction Manual, Volume 1: Design Examples* (Version 15.1), AISC, USA.

[17] Federal Emergency Management Agency (2007), *Interim Testing Protocols for Determining the Seismic Performance Characteristics of Structural and Nonstructural Components*, FEMA 461, FEMA, USA.

[18] American Institute of Steel Construction (2022) *Seismic Provisions for Structural Steel Buildings*, ANSI/AISC 341-22, AISC, USA.

[19] Korean Agency for Technology and Standards (2017) *Test Pieces for Tensile Test for Metallic Materials*, KS B 0801: 2017 (in Korean).

[20] Korean Agency for Technology and Standards (2018a) *Method of Tensile Test for Metallic Materials*, KS B 0802: 2018 (in Korean).

기 호(Notation)

A_{gv} : 전단유효단면적 (Section A-A)
F_{cr} : 국부좌굴을 고려한 유효압축응력
F_u : 인장강도
F_y : 항복강도
M_u : 작용모멘트
M_n : 공칭휨강도
N_u : 작용 축력
N_n : 공칭축강도
P_u : 스티프너 1개에 작용하는 설계하중
$P_{\max}$: 최대 강도
Q : 국부좌굴 감소계수
R_n : 공칭전단강도
V_n : 공칭전단강도
V_u : 작용전단력
Z : 단면계수
a : 스티프너의 높이
a' : 스티프너 경사부의 환산 길이
b : 스티프너의 가로길이

b' : 스티프너 경사부의 수직 투영 길이
e : 편심거리
t : 스티프너 두께, 재료시험 두께
λ : 국부좌굴 세장비
θ : 스티프너의 경사각

요 약 : 본 연구에서는 철골 공장 구조물의 처짐 보강을 위한 언더텐션 보강 시스템의 구조거동을 평가하였다. 하우징 두께, 하우징 높이, 환봉 재질 및 볼트 초기 축력을 주요 실험변수로 설정하여 총 6개의 실험체에 대한 인장실험을 수행하였다. 대표 철골 공장 구조물의 구조해석을 통해 320 kN을 목표 보강력으로 설정하였으며, 실험 결과 실험체의 최대내력은 614.66 kN~761.57 kN으로 목표 보강력의 약 1.9배~2.4배로 나타났다. 또한 하우징 높이를 90 mm에서 50 mm로 감소시킬 경우 최대내력이 약 17 % 감소하였으며, SCM440 QT 환봉은 ASTM A193 Grade B7 환봉과 유사한 내력을 나타내었다. 이상의 결과를 통해 제안된 언더텐션 보강 시스템은 목표 보강력을 충분히 확보할 수 있으며, 하우징 치수와 환봉 재질이 주요 설계변수임을 확인하였다.

핵심용어 : 철골 공장 구조물, 언더텐션 보강 시스템, 처짐 보강, 구조거동, 강구조