

H형강 모듈러 시스템의 상·하부보 장볼트 접합부 미끄럼계수 평가

배창준¹ · 김태수^{2*} · 김경수³ · 안용한²

¹Post-Doc., 한양대학교 ERICA, 인공지능 건설기술 연구센터, ²교수, 한양대학교 ERICA, 건축학부 및 스마트시티공학과,
³박사수료, 한양대학교, 건축시스템공학과 / 소장, 현대엔지니어링

Evaluation of Slip Coefficient for Long-Bolted Inter-Modular Connections of H-Section Girders

Bae, Chang-Jun¹, Kim, TaeSoo^{2*}, Kim, KyoungSu³, Ahn, YongHan²

¹Post-Doc., AI Construction Technology Research Center, Hanyang University ERICA, Ansan, 15588, Korea

²Professor, Major in Architectural Engineering and Department of Smart City Engineering,
Hanyang University ERICA, Ansan, 15588, Korea

³Ph.D. candidate, Department of Architectural Engineering, Hanyang University, Seoul, 04763, Korea
(Senior Manager, Hyundai Engineering Co., Ltd., Seoul, 03058, Korea)

Abstract – This study proposes a long-bolted connection to improve the constructability of H-section modular units, which is often limited when using standard-length bolts. To evaluate the slip resistance under bolt pretension, simple tension tests were performed on 16 specimens with variables including bolt layout, hole diameter (standard and oversized), and loading direction. The experimental results showed that the average slip coefficient of the sandblast-cleaned long-bolted connections was 0.61 (ranging from 0.52 to 0.70), exceeding the design value of 0.5. With a coefficient of variation (COV) of 0.092, the reliability of the results was confirmed. Consequently, it is validated that a slip coefficient of 0.5 can be applied to long-bolted connections according to current design codes. While oversized holes showed no significant performance degradation compared to standard holes, a resistance factor of 0.85 is recommended to ensure the serviceability of the modular system.

Keywords – Inter-modular connection, Long-bolted connection, Slip-critical connection, Slip coefficient, Sandblast-cleaned surface, Slip strength tests

1. 서론

모듈러 건축 시스템(Modular construction system)은 공정의 50~80 % 이상을 공장에서 제작한 후 현장에서 조립하여 완성하는 대표적인 탈현장 건설(OSC) 공법이다^[1]. 이 시스템은 공장 생산 방식을 통해 철저한 품질 관리가 가능하며, 공기 단축, 공사비 절감 및 자재 재활용 실현 등 다양한 측면에서 우수한 성능을 인정받고 있다^[2]. 특히 공장 생산의 효율성이 전체 프로젝트의 생

산성 향상으로 직결되는 특징을 가지며, 최근 국내외에서는 모듈러 공법 활성화를 위한 구조 성능 검증 및 표준화 등에 관한 연구가 활발히 진행되고 있다.

기존 모듈러 시스템의 유닛 모듈은 주로 각형강관 기둥과 ㄷ형강 보를 조합한 형식이 주를 이루고 있다. 그러나 이러한 부재 구성은 폐쇄형 단면인 각형강관 기둥의 특성상 유닛 이음 시 시공적 제약이 따르며, ㄷ형강 보의 경우 국부좌굴로 인한 내력 저하 문제가 여러 연구를 통해 지적되어 왔다^{[3]-[5]}. 이러한 한계를 근본적으로 극복하기 위해 최근 H형강을 모듈러 주요 구조부의 재료로 도입하려는 시도가 이어지고 있다^[6]. H형강 부재는 각형강관 대비 개방형 단면을 가져 시공성과 접근성이 향상될 뿐만 아니라, 보-기둥 접합부에서의 강성 및 내력 확보에도 유리하다. 또한 H형강 압연재는 수급이 용이하고 품질 신뢰성이 높아 대량 생산 및 자동화에 최적화되어 있으며, 이를 통한 자재비 절감과 품질

Note.-Discussion open until December 31, 2026. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on March 23, 2026; revised on April 23, 2026; approved on April 23, 2026. Copyright © 2026 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-31-400-5131

E-mail. tskim0709@hanyang.ac.kr

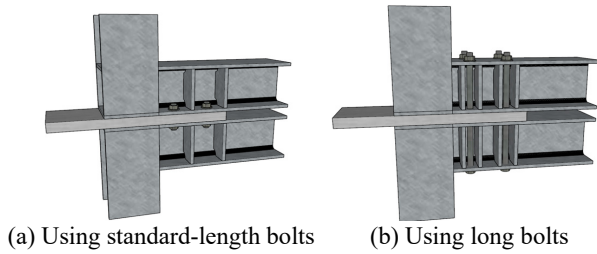
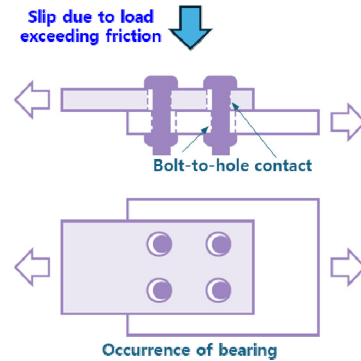
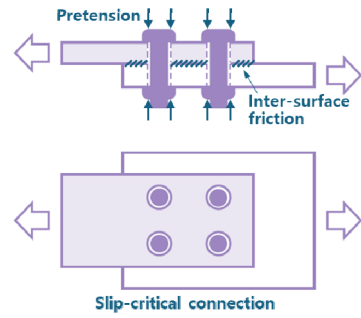


Fig. 1. Connections between upper and lower H-section modular units

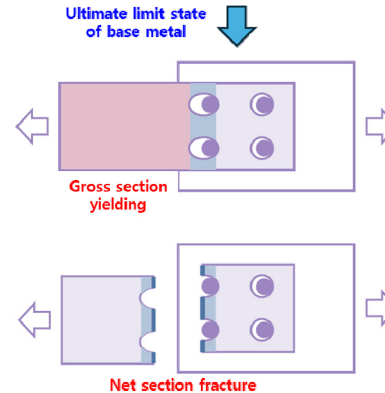
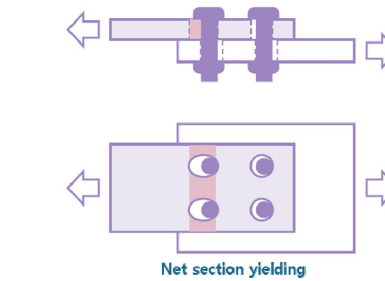
향상도 기대할 수 있다.

일반적으로 H형강으로 구성된 모듈의 상·하부 접합은 Fig. 1(a)와 같이 표준길이를 갖는 고장력 볼트의 마찰접합으로 이루어진다. 그러나 볼트구멍 양측의 수직스티프너와 낮은 보 춤으로 인해 작업 공간이 제한되어 볼트 체결 공구의 사용이 어려우며, 이는 시공 속도를 저하시키는 주된 원인이 된다. 유닛 간 접합을 용이하게 하기 위해 브라켓을 적용하거나 웨브를 천공하는 방식이 제안되기도 하였으나, 이는 접합부의 내력 저하를 유발하는 한계가 있었다⁶⁾. 이를 해결하기 위해 이 연구에서는 Fig. 1(b)와 같이 표준길이보다 긴 장볼트(Long-bolt)를 사용하여 상·하부 H형강 보 플랜지를 관통 체결함으로써, 시공 편의성과 부재 간의 일체성을 증진시키는 방식을 고안하였다.

장볼트를 활용한 모듈러간 접합상세는 우수한 시공상의 이점에도 불구하고, 설계도입장력으로 체결된 고장력 장볼트 접합부의 미끄럼 성능 및 내력 특성에 대해서는 아직 명확히 규명된 바가 없다. 특히 볼트의 길이가 길어짐에 따라 조임 시 도입되는 프리텐션이 설계의도대로 유지되는지, 그리고 접합면의 마찰 특성이 기준을 충족하는지에 대한 검증이 필수적이다. 이에 이 연구에서는 장볼트 접합부의 미끄럼 거동 특성을 분석하고 설계 변수에 따른 저항 성능을 평가하기 위하여, 압연 H형강 모듈러 유닛의 접합 상세를 모사한 실험체를 제작하여 실험을 수행하였다. 볼트배열, 볼트 구멍 직경(표준 및 과대구멍), 그리고 H형강 방향에 대한 하중작용방향을 주요 변수로 설정하였으며, 결과의 재현성 검증을 고려하여 총 16개의 실험체에 대한 단순 인장 실험을 실시하였다. 이를 통해 실제 모듈러 시공에 사용되는 샌드블라스트 처리된 장볼트접합부의 미끄럼 강도 및 미끄럼계수를 규명하고 현행 설계기준 적용의 타당성을 검토하고자 한다.



(a) Slip-critical connection and bearing behavior



(b) Limit state of base metal

Fig. 2. Behavior of bolted connection

2. 볼트접합부 거동 및 설계기준

볼트접합부는 볼트파단이 충분히 방지된 상태에서, 볼트 조임에 의한 프리텐션(Pre-tension, T_b)으로 발생

하는 부재 간의 마찰력을 통해 외력에 저항한다. 가력 초기에는 조임축력에 의한 마찰저항이 지배적이나, 작용 하중이 최대 마찰력을 상회하면 부재 간의 미끄럼이 발생하게 된다. 미끄럼 이후에는 볼트축이 볼트구멍의 벽면에 접촉하게 되며, 이때부터는 지압거동을 통해 하중에 저항하게 된다(Fig. 2(a)). 한편, 접합부의 미끄럼 저항 혹은 이후 지압거동 시 모재 자체의 강도가 충분히 확보되지 않을 경우, Fig. 2(b)와 같이 볼트구멍이 공제된 순단면의 항복 이후 파단이 발생하거나 총단면의 항복이 발생할 수 있다. 이에 따라 현행 강구조 연결 설계기준(KDS 14 31 25: 2024)^[7]에서는 볼트접합부의 미끄럼 및 지압 한계상태와 모재의 한계상태에 대해 강도를 제시하고 있다.

본 연구는 장볼트접합부의 미끄럼강도 및 미끄럼계수를 규명하는데 주초점이 있기에 미끄럼강도에 대해서만 간략히 설명하고자 한다. 기준에서 제시하는 볼트 1개당 마찰접합(Slip-critical connection)의 미끄럼강도에 대한 식은 식 (1)과 같다.

$$R_n = \mu h_f T_b N_s \tag{1}$$

여기서, μ 는 미끄럼계수, h_f 는 끼움재계수(필러계수), T_b 는 고장력볼트의 설계장력, N_s 는 전단면의 수를 의미한다. 미끄럼계수는 강재 표면처리 방식에 따라 0.3~0.5

의 값을 적용하며, 이 연구에서 초점을 맞추는 샌드블라스트 처리된 표면에 대해서는 0.5를 제시하고 있다. 또한, 볼트구멍의 크기에 따라 미끄럼강도에 대한 강도저감계수를 상이하게 적용하고 있으며, 표준구멍에 대해서는 $\phi = 1.0$, 과대구멍에 대해서는 $\phi = 0.85$ 를 적용한다.

3. 실험 계획

3.1 실험 변수 및 실험체 제작

실제 모듈러 골조에서 상·하부 유닛 간의 간격을 유지하기 위해 끼움판(Filler plate)을 삽입하고 장볼트로 체결하는 방식을 모사하기 위해, 실험체들은 H형강 모듈에 주로 사용되는 압연 H형강 RH-150×150×7×10(강종 SM355A)과 실제 접합 상세에 적용되는 30 mm 두께 끼움판 및 375 mm 길이 F10T M22 고장력볼트로 제작되었다. 이때, 두 개의 H형강 보(상·하 보) 춤과 끼움판 두께를 모두 포함할 수 있도록 길이 375 mm의 장볼트를 별도 제조하여 실험체 체결에 사용하였다. 장볼트에 대한 재료시험은 제조사에서 별도 수행하여 KS B 1010^[8]에서 고장력볼트에 요구하는 기계적 성질을 만족함을 확인하였으며, 그 결과는 Table 1에 정리하였다.

실험체는 실험 변수에 따라 8가지 상세로 구분되며, 각 상세별로 2개씩 제작하여 데이터의 신뢰성을 확보

Table 1. Mechanical properties of long bolts

Tensile load, T.L. (kN)	Tensile stress, T.S. (MPa)	Yield stress, Y.S. (MPa)	Elongation, E.L (%)	Reduction of area, R.A. (%)	Hardness
326.3	1,077	959	18.0	66.0	C32

Table 2. Test specimens of long-bolted connections

Specimen ^a	No. of bolts	Bolt layout ^b	Bolt type & size	Bolt-hole type (diameter)	Loading direction
4-LL-M22-SH-LD	4	2 rows×2 cols	F10T M22	Standard (24 mm)	Longitudinal direction (LD)
4-LL-M22-SH-TD	4	2 rows×2 cols		Standard (24 mm)	Transverse direction (TD)
4-LL-M22-OH-LD	4	2 rows×2 cols		Oversized (26 mm)	Longitudinal direction (LD)
4-LL-M22-OH-TD	4	2 rows×2 cols		Oversized (26 mm)	Transverse direction (TD)
6-LL-M22-SH-LD	6	2 rows×3 cols		Standard (24 mm)	Longitudinal direction (LD)
6-LL-M22-SH-TD	6	2 rows×3 cols		Standard (24 mm)	Transverse direction (TD)
6-LL-M22-OH-LD	6	2 rows×3 cols		Oversized (26 mm)	Longitudinal direction (LD)
6-LL-M22-OH-TD	6	2 rows×3 cols		Oversized (26 mm)	Transverse direction (TD)

Note: Local flange deformation occurred uniformly across all specimens during pre-tensioning.

^a In specimen names, 4 and 6 denote number of bolts; LL: Long length; M22: Bolt diameter; SH and OH: Standard hole and Oversized hole; LD and TD: Loading direction.

^b Bolt layout is presented as rows (along beam length) × columns (transverse to beam length).

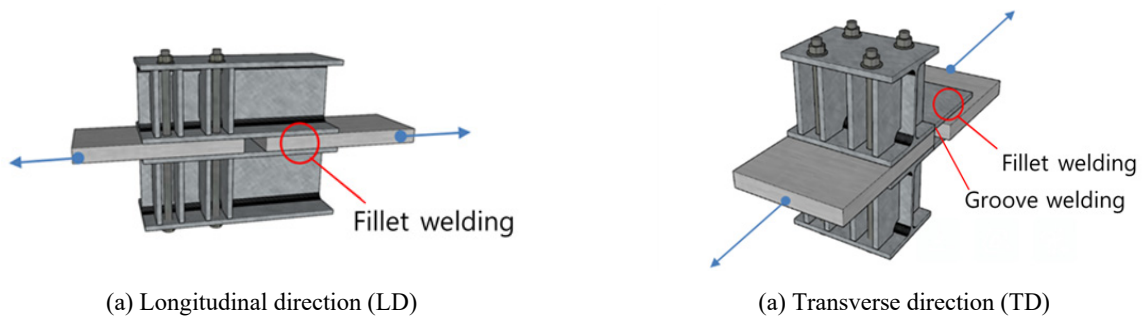
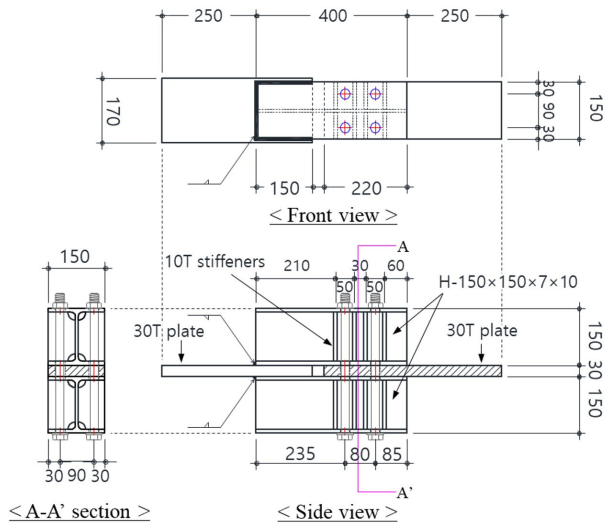
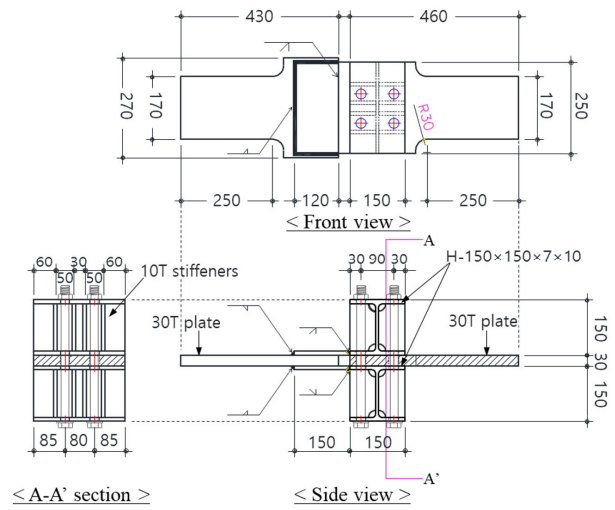


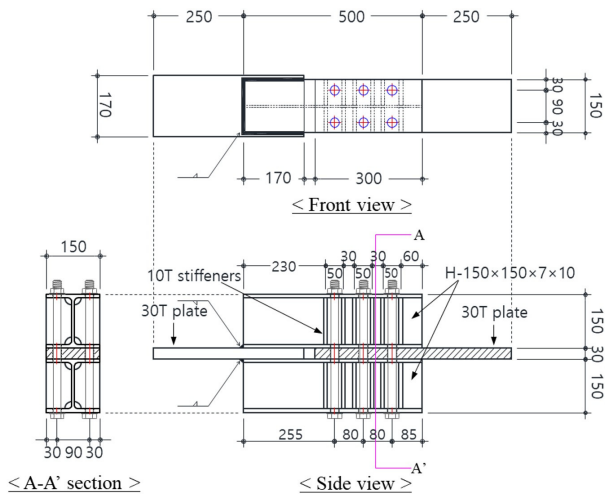
Fig. 3. Configurations of test specimens according to loading directions



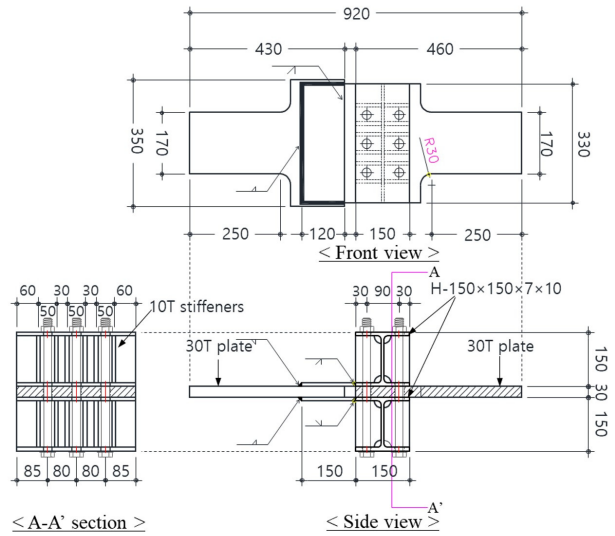
(a) 4-LL-M22-SH-LD & 4-LL-M22-OH-LD specimens



(b) 4-LL-M22-SH-TD & 4-LL-M22-OH-TD specimens



(c) 6-LL-M22-SH-LD & 6-LL-M22-OH-LD specimens



(d) 6-LL-M22-SH-TD & 6-LL-M22-OH-TD specimens

Fig. 4. Fabrication drawings and geometrical details of test specimens

하고자 하였다. 각 실험체 상세는 Table 2에 요약하였다. 주요 실험 변수는 볼트배열, 볼트구멍의 직경, 가력 방향 세 가지로 설정하였다. 볼트배열은 4개의 볼트를 보 길이방향으로 2열로 배열한 경우와 6개의 볼트를 3열로 배열한 경우로 구분하여, 볼트 수 증가에 따른 미끄럼저항 성능의 변화를 검토하였다.

표준구멍의 크기는 KDS 14 31 25^[7]에서 M22 볼트에 대해 제시하는 직경 24 mm를 적용하였으나, 과대구멍에 대해서는 기준에서 제시하는 28 mm가 아닌 26 mm를 적용하였다. 이는 모듈러 구조시스템의 시공 정밀도를 고려하여 과도한 클리어런스에 의한 오차를 방지하기 위한 실무적 제안을 반영한 것이다. 마지막으로, 모듈러 접합부에 하중은 보의 길이방향(Longitudinal)과 이에 직각인 방향(Transverse)에 작용할 수 있으며, 장볼트 접합부가 각 방향에 대해 충분한 미끄럼저항성능이 확보되는지 실험적인 검증이 필요하다. 따라서, Fig. 3와 같이 각 가력방향에 대한 실험체를 제작하였다.

앞서 설정한 변수들을 반영한 실험체의 상세 도면은 Fig. 4와 같다. 가력 방향에 따라 용접상세를 달리하였는데, LD 실험체는 접합 길이보다 H형강 보의 길이를 길게 제작하여 끼움판과 H형강 플랜지를 필릿용접으로 접합하였다. TD 실험체의 경우, 그루브용접을 통해 플랜지를 연장한 후, 해당 연장 플레이트와 끼움판을 필릿용접하여 고정하였다. 장볼트 접합부는 H형강 전 높이를 관통하여 장볼트를 체결함에 따라 프리텐션에 의해 실험체 양단 H형강 플랜지에 국부휨이 발생할 수 있으므로 볼트구멍 주변부에 10 mm 두께의 전높이 스티프너를 통해 H형강을 보강하였다. 다만, 이러한 보강에도 불구하고 조임 과정에서 모든 실험체에서 전반적으로 미세한 국부 변형이 관찰되었으며(Fig. 5(a) 참고), 이는 실험체별 변수와 무관하게 나타난 공통적인 특성으로 확인되었다. 해당 변형은 향후 실제 현장 적

용 시 보강상세 개선을 통해 보완할 계획이다. 모든 실험체는 실제 모듈러 시공 현장에 사용되는 상세에 따라 끼움판 및 H형강 표면의 흑피 제거 후 샌드블라스트 처리를 한 후 장볼트를 체결하여 실험체 제작을 완료하였다(Fig. 5(b) 실험체 표면 참고).

강구조 연결 설계기준 KDS 14 31 25^[7] 및 강구조 표준시방서 KCS 14 31 25 (볼트 접합 및 핀 연결)^[9]에서는 볼트 체결 시 적절한 방법을 통해 고장력볼트에 장력을 도입하도록 하고 있다. F10T M22에 대해 표준볼트장력 223 kN 이상의 축력을 요구하고 있다. KS B 1010(마찰 접합용 고장력 6각 볼트·6각 너트·평와셔의 세트)^[8]에 따라 목표 볼트축력을 도입하기 위해 필요한 조임토크(τ)는 식 (2)에 따라 산정한다.

$$\tau = kdT \tag{2}$$

여기서, k 는 토크계수, d 는 볼트직경, T 는 고장력볼트에도입하고자 하는 축력이다. 토크계수를 얻기 위해 본 실험에서 활용한 장볼트 세트에 대해 토크계수값 시험을 수행하여야 하나, 국내 실험장비 여건상 제작한 375 mm 길이의 장볼트에 대해 시험을 수행할 수 없었기에, 동일한 제원의 일반길이(100 mm) F10T M22 고장력볼트 세트에 대해 KS B 1010^[8]에 따라 토크계수값 시험을 수행하였다. 얻어진 토크계수(k)는 0.16으로 이는 KS B 1010에 따라 B종(방청유 도포상태)의 규정을 만족한다. 이를 기반으로 F10T M22 볼트에 표준볼트장력 223 kN 이상의 축력을 도입하기 위해 필요한 조임토크는 식 (2)에 따라 약 785 N·m로 산정되었으며, 제작 편의를 위해 800 N·m의 조임토크를 통해 실험체들의 볼트를 체결하였다.

3.2 실험 방법

이 연구에서 제안된 장볼트 접합부의 미끄럼계수 평가를 위한 단순인장실험을 5,000 kN급 만능시험기(UTM)를 활용하여 수행되었다. 가력 방향별 실험체의 셋업 상황 및 실험 전경은 Fig. 6에 나타내었다. 볼트 접합부와 직접 맞닿은 끼움판은 UTM의 가력단 물림부에 고정하였으며, 반대쪽의 끼움판은 고정단 물림부에 체결하였다.

한편, 이 연구의 주요 목적은 장볼트 접합부의 미끄

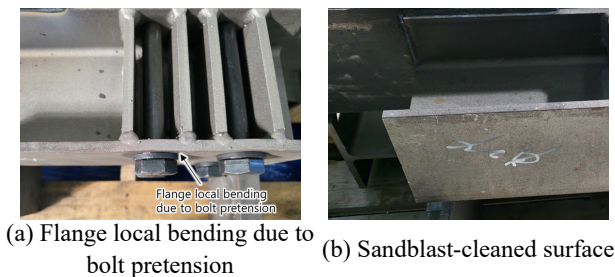


Fig. 5. Observations during specimen fabrication

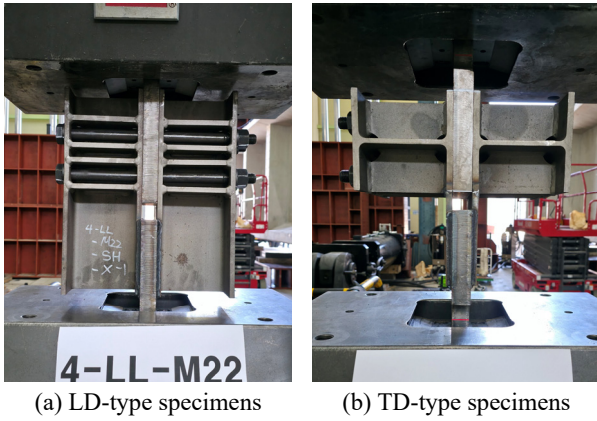


Fig. 6. Test setup

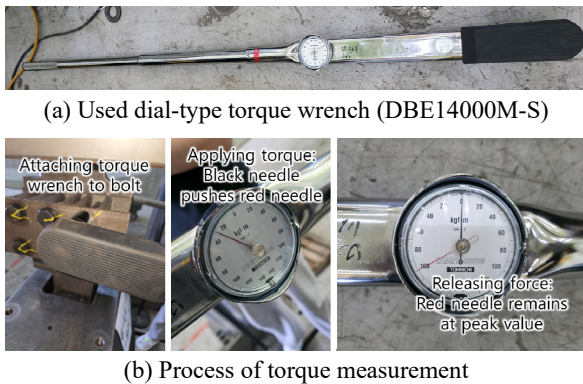


Fig. 7. Measurement of tightening torque for bolt pre-tension evaluation

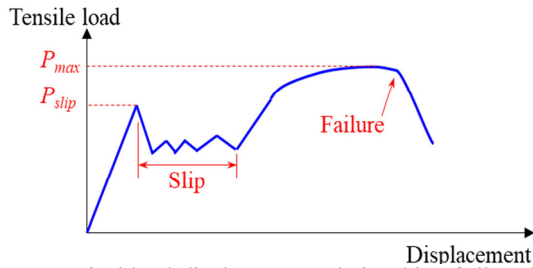


Fig. 8. Typical load-displacement relationship of slip-critical bolted connections

림계수 산정 및 초기미끄럼 거동 평가에 있으므로, 실험체 제작에 사용된 강재(SM355A)에 대한 별도의 재료 인장 시험은 수행하지 않았다.

고장력볼트는 체결 후 시간이 경과함에 따라 도입된 축력이 서서히 감소하는 이완 현상이 발생할 수 있으며, 이는 접합면의 마찰력 저하와 직결된다. 따라서 장볼트 접합부의 미끄럼계수를 합리적으로 산정하기 위해서는 실험 직전 볼트에 잔존하는 축력을 정확히 파악하는 것이 중요하다. 이 연구에서는 실험 직전의 축력

을 간접적으로 측정하기 위해, 일부 실험체에 대하여 Fig. 7과 같이 토크렌치를 활용한 체결 토크를 측정하였다. 측정 방식은 Fig. 7(b)와 같다. 이 토크값을 토대로 실제 볼트에 도입된 축력을 산정하였다.

4. 실험 결과 및 분석

Fig. 8은 마찰접합부의 하중-변위 곡선 양상 중 하나를 보여주고 있다^[10]. 실험체에 인장력이 작용할 때, 접합부 내의 최대 마찰력인 미끄럼강도(P_{slip})에 도달하기 전까지는 선형적인 거동을 보이다가, 하중이 미끄럼강도를 상회하는 순간 끼움판과 H형강 보 사이에서 슬립(Slip)이 발생한다. 이때 하중이 순간적으로 저하된 후 슬립이 지속됨에 따라 하중의 증감이 반복되는 구간이 나타난다. 이후 볼트 축부가 볼트 구멍의 벽면에 맞닿게 되면 슬립이 멈추고 지압 거동이 시작되며, 하중은 다시 지속적으로 증가한다. 최종적으로 실험체는 접합부 혹은 모재의 파괴와 같은 한계상태에 도달하여 최대강도(P_{max})를 기록한 후 급격히 저하되는 파괴모드를 보인다. 실험 과정을 통해 얻은 미끄럼강도, 최대강도 및 최종 파괴모드를 Table 3에 정리하였다.

4.1 하중-변위 관계 및 파괴모드

4.1.1 하중-변위 관계 분석

Fig. 9은 실험결과로부터 얻은 다른 하중-변위 곡선을 나타낸다. 실험 결과, 대부분의 실험체는 앞서 기술한 Fig. 8의 전형적인 마찰접합 거동과 유사한 경향을 보였다. 모든 실험체에서 미끄럼강도 도달 이후 슬립이 발생하며 일시적인 강도 저하가 관찰되었으며, 이후 지압거동이 진행됨에 따라 하중이 서서히 증가하여 최종 한계상태에서의 최대강도에 도달하였다. 동일한 상세의 실험체에도 최대강도에서 일부 차이가 발생하였는데, 이는 용접부의 시공상태나 끼움판 재료 자체의 강도 변동성에서 기인한 것으로 판단된다.

초기강성 측면에서는 동일 상세의 실험체 쌍이 대부분 일치하는 경향을 보였으나, 4-LL-M22-SH-LD 실험체의 경우 두 실험체 간 초기강성의 차이가 관찰되었다. 이는 4-LL-M22-SH-LD-1 실험체가 전체 실험 중 가장 먼저 수행됨에 따라, 가력 초기 가력부 물림 장치

Table 3. Summary of test results

Specimen	No.	Slip strength, P_{slip} (kN)	Maximum strength, P_{max} (kN)	Nominal slip strength ^a		Design slip strength ^b		Failure mode
				$P_{slip,D}$ (kN)	$P_{slip} / P_{slip,D}$	$\phi P_{slip,D}$ (kN)	$P_{slip} / \phi P_{slip,D}$	
4-LL-M22-SH-LD	1	944.1	1,789.6	909.1	1.04	909.1	1.04	Fillet weld fracture
	2	1,004.2	1,822.1		1.10		1.10	Fillet weld fracture
4-LL-M22-SH-TD	1	1,250.5	1,647.1	909.1	1.38	909.1	1.38	Groove weld fracture
	2	1,134.6	1,927.6		1.25		1.25	Groove weld fracture
4-LL-M22-OH-LD	1	1,129.6	1,556.1	909.1	1.24	772.7	1.46	Net section fracture
	2	1,187.7	1,843.2		1.31		1.54	Net section fracture
4-LL-M22-OH-TD	1	1,278.6	1,667.7	909.1	1.41	772.7	1.65	Groove weld fracture
	2	1,345.3	1,777.3		1.48		1.74	Groove weld fracture
6-LL-M22-SH-LD	1	1,558.1	1,700.4	1363.6	1.14	1363.6	1.14	Fillet weld fracture
	2	1,686.6	1,897.7		1.24		1.24	Net section fracture
6-LL-M22-SH-TD	1	1,727.0	2,279.1	1363.6	1.27	1363.6	1.27	Groove weld fracture
	2	1,617.0	2,238.8		1.19		1.19	Groove weld fracture
6-LL-M22-OH-LD	1	1,542.6	1,656.7	1363.6	1.13	1159.1	1.33	Net section fracture
	2	1,591.4	1,898.1		1.17		1.37	Net section fracture
6-LL-M22-OH-TD	1	1,557.1	2,450.1	1363.6	1.14	1159.1	1.34	Groove weld fracture
	2	1,712.1	2,359.6		1.26		1.48	Groove weld fracture

^a Nominal slip strengths are calculated by Eqs.(1) and (2) based on the slip coefficient of 0.5 as per the design code and the target tightening torque of 800 N·m

^b Design slip strength obtained by applying the resistance factor (ϕ) to the nominal slip strength ($\phi=1.0$ for SH; $\phi=0.85$ for OH)

에서의 미세 슬립 등 장비세팅 과정에서의 조정이 발생했기 때문에 사료된다. 모든 실험체들이 초기 탄성구간에서 일반적인 고장력볼트 마찰접합 대비 다소 큰 변형이 예측되었는데, 이는 실제 모듈러 접합 상재를 모사하기 위한 상대적으로 긴 실험체 길이에 따른 낮은 축강성과 UTM 스트로크(Stroke)를 변위값으로 사용함에 따라 기기 내부 미끄럼 등이 포함되었기 때문으로 판단된다.

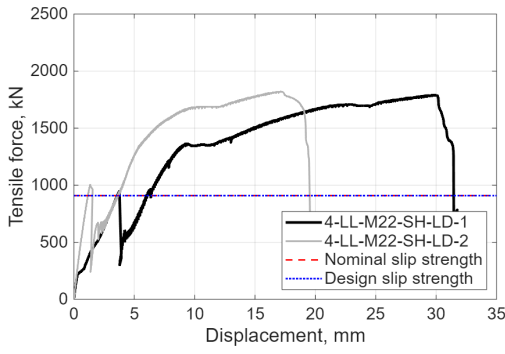
4-LL-M22-SH-TD 및 4-LL-M22-OH-TD 실험체들을 제외하고는 종국상태 이전에 뚜렷한 강성저하가 발생하였는데, 이를 통해 모재의 항복이 발생한 것을 유추할 수 있다. 대부분의 실험체는 미끄럼강도 발현 전까지는 탄성상태를 유지하다가, 슬립 이후 지압거동이 진행되면서 강성저하가 발생하였다. 반면, 6-LL-M22-SH-LD 및 6-LL-M22-OH-LD 실험체들은 미끄럼강도 발현 이전에 이미 실험체의 항복이 관측되었다(Fig. 9(c), Fig. 9(d)). 이와 같은 모재의 항복에 대해서는 4.1.2의 파괴 모드와 함께 자세히 다룬다.

4.1.2 파괴모드 및 형상

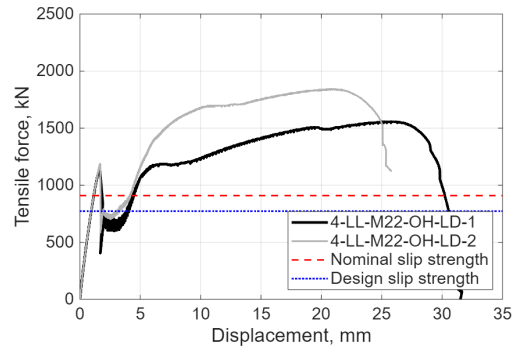
각 실험체의 최종 파괴모드는 Table 3에 요약되어 있으며, 대표적인 파괴 형상은 Fig. 10에서 확인할 수 있

다. 가력 방향에 따라 종국상태가 상이하게 나타났다.

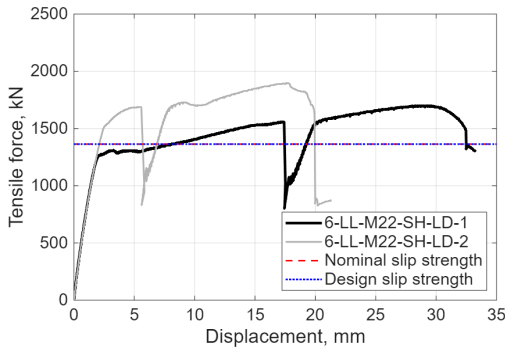
Fig. 10(a)는 H형강 길이방향으로 가력된 LD 실험체들의 파괴양상을 보여주며, 이들은 볼트 수 및 볼트구멍의 크기에 따라 두 가지 주요 파괴 양상을 보였다. 하나는 고정부 끼움판과 H형강 보 사이의 필릿용접부 파단이며, 다른 하나는 장볼트접합부 내 끼움판의 순단면 인장파단이다. 특히 과대구멍을 적용한 실험체들은 표준구멍 대비 단면적 손실이 크기 때문에 예외 없이 모두 끼움판의 순단면 인장 파단으로 최종 파괴되었다. 표준구멍 실험체들은 순단면 파단 강도가 상대적으로 높게 확보되어 대부분 필릿 용접부 파단에 지배되었으나, 6-LL-M22-SH-LD-2 실험체만 유일하게 순단면 파단이 발생하였다. 이는 재료 강도 및 용접부 강도의 국부적인 변동성에 의한 결과로 판단된다. 이를 비추어볼 때, LD 실험체들의 하중-변위 곡선(Fig. 9(a)-Fig. 9(d)) 상 뚜렷한 강성저하는 끼움판의 순단면항복에 기인한 것으로 판단된다. 더불어, 6개 볼트 적용 실험체는 4개 볼트 실험체와 끼움판 단면적이 동일함에도 불구하고, 볼트 수 증가에 따른 미끄럼 강도의 상승으로 인해 미끄럼 임계하중 도달 전 끼움판이 먼저 항복하며 강성저하가 조기에 나타난 것이다(Fig. 9(c), Fig. 9(d) 참고). 분석의 타당성을 위해 SM355A 공칭인장강도($F_u=490$ MPa) 기준 LD 실험체의 공칭순단면파단강도(표준구



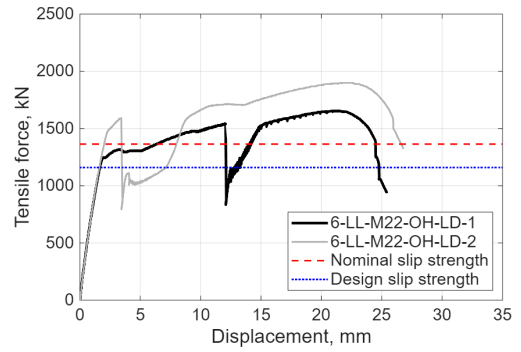
(a) 4-LL-M22-SH-LD specimens



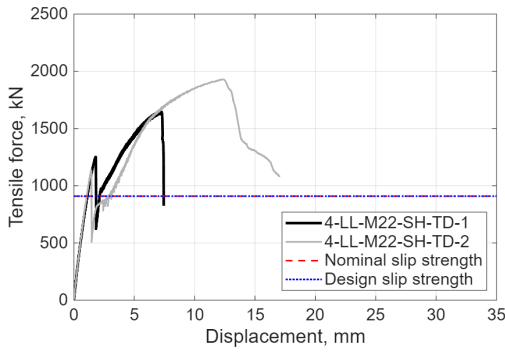
(b) 4-LL-M22-OH-LD specimens



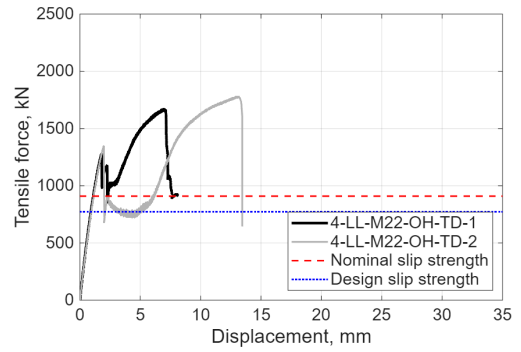
(c) 6-LL-M22-SH-LD specimens



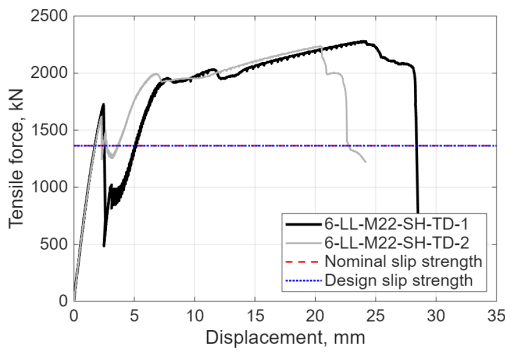
(d) 6-LL-M22-OH-LD specimens



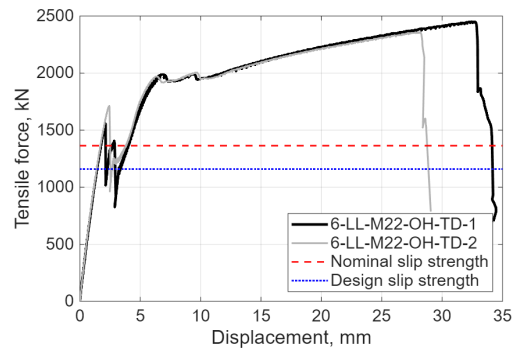
(e) 4-LL-M22-SH-TD specimens



(f) 4-LL-M22-OH-TD specimens

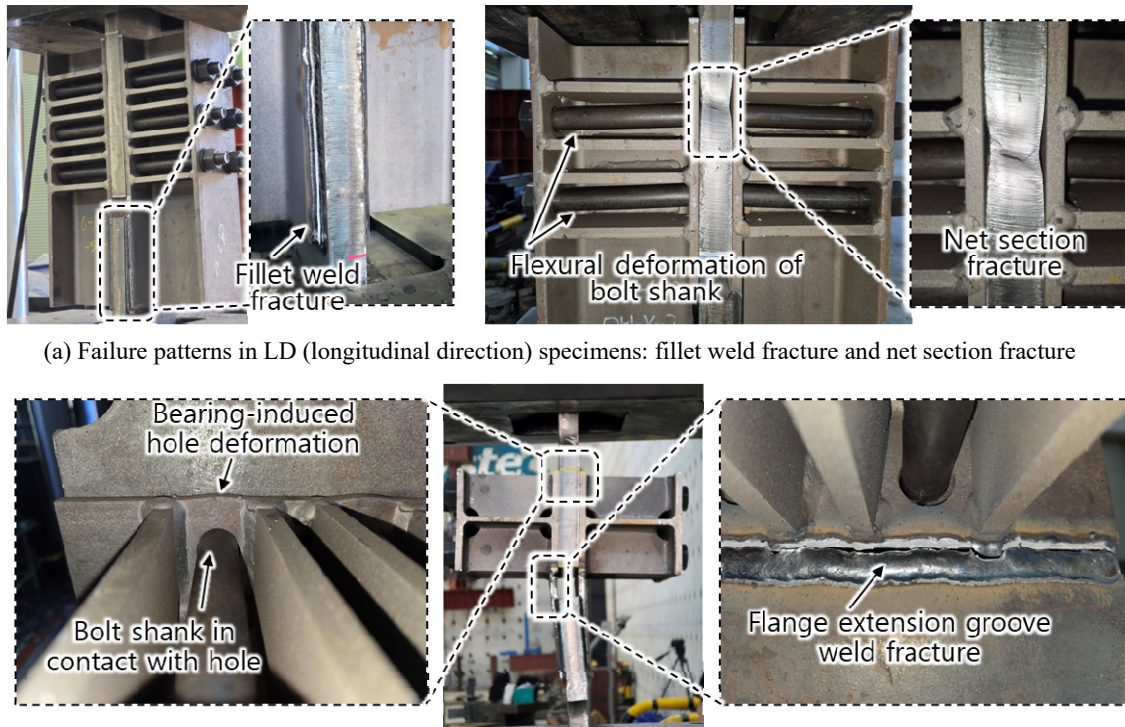


(g) 6-LL-M22-SH-TD specimens



(h) 6-LL-M22-OH-TD specimens

Fig. 9. Load-displacement curves obtained from tests



(a) Failure patterns in LD (longitudinal direction) specimens: fillet weld fracture and net section fracture

(b) Failure patterns in TD (transverse direction) specimens: groove weld fracture and bearing-induced deformation

Fig. 10. Representative failure modes and observed deformations of test specimens

명 1,499.4 kN, 과대구멍 1,440.6 kN)와 비교한 결과, 볼트 4개 실험체는 미끄럼하중이 이보다 낮았으나 볼트 6개 실험체는 이를 상회하였다. 실제 재료강도가 공칭치를 상회하여 미끄럼강도 발현 이전 파단은 발생하지 않았으나, 순단면 항복으로 인한 조기 강성 저하가 발생한 것으로 판단된다. 또한, 실험체의 최대강도가 모두 공칭치를 상회하여 순단면파단 강도가 타당한 한계상태임을 알 수 있으며, 일부에 대해 용접부 파단이 선행한 점은 실제 재료 강도가 높았음을 뒷받침한다. 비록 모재에 대해 재료 인장 시험은 수행되지 않았으나, 공칭 강도 기반으로 실험체의 거동을 효과적으로 규명 가능하였다.

Fig. 10(b)에서 확인할 수 있듯이, 가력방향이 H형강 길이방향에 수직인 TD 실험체들은 상세와 관계없이 모두 H형강 플랜지 연장을 위해 수행된 그루브용접부에서 파단이 발생하였다. 다만, 6개 볼트 적용 실험체 (6-LL-M22-SH-TD, 6-LL-M22-OH-TD)는 4개 볼트 적용 실험체 대비 접합부 폭이 넓어 플랜지 연장부의 그루브용접 강도가 상대적으로 높았기 때문에 끼움판의 항복이 발생한 이후 용접부 파단이 발생한 것을 유추할 수 있다(Fig. 9(g), Fig. 9(f)에서 뚜렷한 강성저하 발생).

또한, 하중 전달 경로상 연단거리가 상대적으로 짧게 설계된 TD 실험체의 경우, 지압 거동 과정에서 볼트구멍 인근의 H형강 플랜지 끝단에 뚜렷한 변형이 확인되었으며, 이를 통해 접합부 내에서 안정적인 지압 거동이 이루어졌음을 확인하였다.

파단이 발생한 용접부들은 실제 모듈러 구조물에는 존재하지 않는 실험적 상세이기에, 실제 모듈 간 접합부 설계 시 고려대상이 아니지만, 본 실험에서 관측된 모재의 한계상태(순단면파단, 총단면항복 등)에 대해서는 설계 시 검토가 필요하다. 다만, 본 연구는 미끄럼강도 및 미끄럼계수 규명에 초점을 두고 있으며, 모든 실험체에서 최종 파괴 이전에 미끄럼강도가 발현되었기에, 이에 대해서는 추가 연구를 통해 다루고자 한다.

4.2 미끄럼강도 및 미끄럼계수 평가

본 절에서는 실험을 통해 계측된 미끄럼강도와 각 실험체별 미끄럼강도와 조임토크를 활용하여 산정된 미끄럼계수를 평가하고, 각 상세별로 비교·분석하였다. 특히, 산정된 미끄럼계수는 현행 강구조 연결 설계기준 (KDS 14 31 25)^[7]에서 표준길이 볼트접합부에 대해 제

시하는 “무도장이고 블라스트 처리한 강재 표면”의 미끄럼계수 0.5와 비교하여 그 타당성을 검토하였다.

본 실험에서 목표한 토크 800 N·m이 각 볼트에 적용되고, 기준에 따라 미끄럼계수를 0.5로 가정할 경우, 식 (1)에 의해 F10T M22의 장볼트 1개당 산정되는 공칭 미끄럼강도는 227.27 kN이다. 이를 바탕으로 볼트 4개 및 6개로 구성된 접합부의 공칭미끄럼강도는 각각 909.1 kN, 1,363.6 kN으로 산정된다. Table 2에서 확인할 수 있듯이, 실험에서 계측된 미끄럼강도(P_{slip})은 공칭강도 대비 1.04~1.48 수준으로 나타났으며, 강도저감 계수를 적용한 설계미끄럼강도 대비 1.04~1.74 상회하는 안전측의 결과를 보였다.

Table 4는 실험체별 미끄럼계수 산정 결과와 그 계산 과정을 나타낸다. 본 실험체들은 필러를 사용하지 않은 2면 전단 접합부로 제작되었기에, 식 (1)에 $h_f = 1.0$, $N_s = 2$ 를 적용하여 식 (3)과 같이 미끄럼계수(μ)를 산정할 수 있다.

$$\mu = P_{slip} / 2N_b T_b \quad (3)$$

여기서, N_b 는 접합부에 사용된 볼트 수이며, T_b 는 볼트 1개당 도입된 평균 조임축력(프리텐션)이다. T_b 는 식

(2)로부터 식 (4)와 같이 산정된다.

$$T_b = \tau / kd \quad (4)$$

여기서, τ 는 볼트에 도입된 평균 조임토크이다. 3.1절에서 기술한 바와 같이 토크계수 $k = 0.16$, 볼트직경 $d = 22$ mm를 적용하였다. 조임토크 τ 는 실험 직전 토크 렌치를 통해 측정된 실험체 내 모든 볼트의 조임토크를 평균 내어 산정하였다. 다만, 실험 초기에 장비 미비로 토크를 직접 측정하지 못한 실험체들은 목표 토크인 800 N·m가 정확히 도입된 것으로 가정하였다. 직접 측정된 실험체들의 평균 토크가 745.6~897 N·m 범위(목표값 대비 93~112 %)에 분포하고, 제작 직후 실험이 수행된 점을 고려할 때 800 N·m 적용은 타당한 것으로 판단된다.

샌드블라스트 처리된 총 16개의 장볼트접합부에서 얻어진 미끄럼계수는 최소 0.52에서 최대 0.70의 분포를 보였으며, 이는 설계기준에서 제시되는 0.5를 모두 상회하는 결과이다. 전체 실험체의 미끄럼계수 평균은 0.61, 표준편차는 0.056, 변동계수(COV)는 0.092로 나타났다. 이를 통해 표면이 샌드블라스트 처리된 장볼트 접합부에 대해 현행 기준의 미끄럼계수 0.5를 적용하는

Table 4. Evaluation of slip coefficient for each specimen

Specimen	No.	No. of bolts, N_b (EA)	Average tightening torque per bolt, τ (N·m) ^a	Average pretention per bolt, T_b (kN)	Slip strength, P_{slip} (kN)	Slip coefficient, μ
4-LL-M22-SH-LD	1	4	800	227.27	944.1	0.52
	2		800	227.27	1,004.2	0.55
4-LL-M22-SH-TD	1	4	800	227.27	1,250.5	0.69
	2		779.9	221.56	1,134.6	0.64
4-LL-M22-OH-LD	1	4	800	227.27	1,129.6	0.62
	2		745.56	211.81	1,187.7	0.7
4-LL-M22-OH-TD	1	4	800	227.27	1,278.6	0.7
	2		897.62	255	1,345.3	0.66
6-LL-M22-SH-LD	1	6	800	227.27	1,558.1	0.57
	2		819.14	232.71	1,686.6	0.6
6-LL-M22-SH-TD	1	6	800	227.27	1,727.0	0.63
	2		856.74	243.39	1,617.0	0.55
6-LL-M22-OH-LD	1	6	800	227.27	1,542.6	0.57
	2		770.09	218.77	1,591.4	0.61
6-LL-M22-OH-TD	1	6	800	227.27	1,557.1	0.57
	2		802.79	228.06	1,712.1	0.63
Average (Avg.)						0.61
Standard deviation (S.D.)						0.056
COV (=S.D./Avg.)						0.092

^a In cases where the tightening torque for a specimen's bolts was not directly measured, the target torque of 800 N·m was used for calculation.

것이 구조 설계 측면에서 충분한 신뢰성과 보수성을 확보할 수 있음을 확인하였다.

가력 방향에 따른 차이를 분석한 결과, 동일 상세에서 TD (직각방향) 실험체가 LD (길이방향) 실험체보다 전반적으로 높은 미끄럼 강도를 나타냈다. 이는 TD 실험체 상세가 끼움판과 H형강 플랜지 간의 유효 접합 면적이 상대적으로 넓게 형성되어 마찰 저항에 유리하게 작용한 결과로 사료된다.

볼트 구멍 크기와 관련하여, 현행 설계기준에서는 표준구멍에 대해 1.0, 과대구멍에 대해 0.85의 강도저감계수를 적용하도록 규정하고 있다. 그러나 본 실험 결과, 구멍 크기에 따른 미끄럼계수의 유의미한 저하는 관찰되지 않았으며, 오히려 일부 과대구멍 실험체에서 더 높은 계수가 산정되기도 하였다.

이는 Borello *et al.*^[11]의 연구에서 보고된 바와 같이, 표준구멍과 과대구멍 간의 순수한 미끄럼 강도 차이가 실험적으로 크지 않다는 사실과 일치한다. AISC 360-22 Commentary J.9^[12]에 따르면, 과대구멍에 적용되는 0.85의 계수는 공차 오차의 불확실성, 볼트의 불안정한 체결 가능성, 그리고 큰 초기 변위 발생에 따른 사용성 저하 등을 종합적으로 고려하여 제시된 설계적 안전장치이다. 따라서 장볼트접합부의 경우에도 시스템의 전체적인 사용성과 불확실성을 고려하여, 과대구멍 적용시 현행 기준과 동일한 맥락에서 0.85의 강도저감계수를 유지하는 것이 합리적일 것으로 판단된다. 특히 본 연구에서 제시하는 장볼트접합부가 적용되는 모듈러 구조물은 전체적인 구조적 일체성의 확보를 볼트 접합부에 전적으로 의존한다는 점을 고려할 때, 이러한 보수적인 기준 적용은 더욱 타당하다고 사료된다.

5. 결론

본 연구에서는 기존 H형강 모듈 간 표준길이 볼트접합부의 시공성을 개선하기 위해 장볼트를 사용한 상·하부 모듈 간 접합 방식을 제안하였다. 제안된 장볼트접합부의 미끄럼계수를 정량적으로 평가하기 위해 가력 방향, 볼트 개수, 볼트 구멍 크기를 주요 변수로 설정하여 총 16개의 실험체에 대한 단순 인장 실험을 수행하고 그 거동을 분석하였으며, 주요 결론은 다음과 같다.

- (1) 실험 결과, 모든 실험체는 미끄럼강도 발현 이후 지압 거동이 진행됨에 따라 하중이 서서히 증가하다가 최종적인 종국 상태에 도달하였다. 계측된 모든 실험체의 미끄럼강도는 현행 설계기준 (KDS 14 31 25)에 따른 공칭 및 설계미끄럼강도를 상회하는 것으로 나타나 장볼트접합부의 마찰 저항 성능을 확인하였다.
- (2) 실험체의 종국상태 및 하중-변위 곡선 분석을 통해 끼움판의 순단면파단, 총단면항복의 한계상태가 확인되었다. 본 논문의 주목적이 아니기에 자세히 다루지 않았으나, 실제 접합부 설계 시 이에 대한 검토가 필요하기에 추후 본 실험결과를 토대로 모재의 한계상태(순단면파단, 총단면항복 등)에 대해서도 검토할 계획이다.
- (3) 샌드블라스트 처리된 장볼트접합부의 평균 미끄럼계수는 0.61(최소 0.52-최대 0.70)로 산정되어 기준값인 0.5를 상회하였다. 따라서 장볼트접합부에 대해서도 현행 기준에 따라 미끄럼계수 0.5를 적용하는 것이 타당함을 확인하였다. 실험 결과 과대구멍에서 미끄럼계수가 다소 높게 나타나기도 하였으나, 시공 오차 및 시스템의 사용성 측면을 고려하여 현행 기준과 동일하게 0.85의 강도저감계수를 적용하는 것이 합리적이다.
- (4) 본 연구는 설계볼트장력 도입 직후 수행된 단기 실험 결과이므로, 체결 후 장기간 경과 시 발생할 수 있는 볼트 축력 이완에 대한 장기적인 분석 자료가 확보되어야 한다. 또한, 실험체 제작과정에서 관찰된 H형강 플랜지의 국부 변형을 억제하기 위한 보강 상세의 최적화가 필요하며, 실험 과정에서 관찰된 축부의 휨 변형이 장볼트의 전단 파단 메커니즘에 미치는 영향에 대해서도 후속 연구가 수행되어야 할 것으로 사료된다. 이러한 후속 연구가 보완된다면, 장볼트 접합형식이 기존 모듈러 볼트 접합 방식의 효과적인 대안이 될 수 있을 것으로 판단된다.

감사의 글

이 연구에서 사용된 장볼트는 (주)대우볼트에게 제공되었으며, 현대엔지니어링(주), (주)유창이엔씨와 2025

년도 한국연구재단 연구지원사업의 연구비(과제번호: RS-2024-00346347) 지원에 의한 결과의 일부임.

참고문헌(References)

- [1] Bae, B.Y., Kim, K.R., Cha, H.S., and Shin, D.W. (2012) To Improve Production Process of the Modular using the Conveyor System, *Korean Journal of Construction Engineering and Management*, KICEM, Vol.13, No.5, pp.103-112 (in Korean).
- [2] Lee, K.B., Kim, K.R., Shin, D.W., and Cha, H.S. (2011) A Proposal for Optimizing Unit Modular System Process to Improve Efficiency in Off-Site Manufacture, Transportation and On-Site Installation, *Korean Journal of Construction Engineering and Management*, KICEM, Vol.12, No.6, pp.14-21 (in Korean).
- [3] Park, K.S., Lee, S., Lim, S., and Bae, K.W. (2009) The Behavior on the Beam of Light Steel Section with Shapes Changed of Connections, *Journal of the Architectural Institute of Korea Structure & Construction*, AIK, Vol.25, No.1, pp.89-96 (in Korean).
- [4] Lee, S., Park, K.S., Hong, S.Y., and Bae, K. (2015) Behavior of C-Shaped Beam to Square Hollow Section Column Connection in Modular Frame, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.27, No.5, pp.471-481 (in Korean).
- [5] Lee, S.J., Kwak, E., Park, J.-S., Kang, C., Shon, S. (2017) Structural Performance of the Modular System with Fully Restrained Moment Connections Using Ceiling Bracket, *Journal of the Architectural Institute of Korea Structure & Construction*, AIK, Vol.33, No.12, pp.37-44 (in Korean).
- [6] Jang, D.H., Oh, K., Kang, C., and Lee, K. (2019) Seismic Performance Evaluation of H-Shape Beam-to-Column Connection in Modular System, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.31, No.5, pp. 339-347 (in Korean).
- [7] Ministry of Land, Infrastructure and Transport. (2024) *Design Standard for Steel Connections (Load and Resistance Factor Design)*, KDS 14 31 25:2024, MOLIT (in Korean)
- [8] Korean Agency for Technology and Standards. (2022) *Set of High Strength Hexagon Bolt, Hexagon Nut and Plain Washers for Friction Grip Joints*, KS B 1010:2022, KATS (in Korean).
- [9] Ministry of Land, Infrastructure and Transport. (2024) *Structural Bolted and Pin Connections*, KCS 14 31 25:2024, MOLIT (in Korean).
- [10] Park, Y.M., and Seong, T.R. (2000) Experiments on Slip Coefficients of High-Strength Bolt Connection with Weathering Steel (I), *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.12, No.2, pp. 167-175 (in Korean).
- [11] Borello, D.J., Denavit, M.D., and Hajjar, J.F. (2009) *Behavior of Bolted Steel Slip-Critical Connections with Fillers*, Report No. NSEL-017, Department of Civil and Environmental Engineering, University of Illinois at Urbana-Champaign, USA.
- [12] American Institute of Steel Construction. (2022) *Specification for Structural Steel Buildings*, ANSI/AISC 360-22, AISC, USA.

요약: 본 연구에서는 표준길이 고장력볼트를 적용한 H형강 모듈 간 접합부의 시공성 문제를 개선하기 위해 장볼트접합 상세를 제안하였다. 장볼트 체결 시 도입되는 프리텐션에 따른 미끄럼 저항 성능을 규명하고자 볼트 배열, 구멍 직경(표준 및 과대구멍), 그리고 가력 방향을 주요 변수로 설정하여 총 16개의 실험체에 대해 단순인장실험을 수행하였다. 실험 결과, 샌드블라스트 처리된 장볼트 접합부의 평균 미끄럼계수는 0.61(0.52-0.70)로 산정되어 설계 기준값인 0.5를 상회하였으며, 변동계수(COV) 0.092로 데이터의 신뢰성을 확보하였다. 따라서 장볼트 접합부 설계 시 현행 기준에 따라 미끄럼계수 0.5를 적용하는 것이 타당함을 확인하였다. 또한, 과대구멍은 표준구멍과 성능 면에서 큰 차이를 보이지 않았으나, 시스템의 사용성을 고려하여 현행 기준과 동일한 0.85의 강도저감계수 적용을 제안한다.

핵심용어: 모듈 간 접합, 장볼트 접합부, 마찰접합, 미끄럼계수, 샌드블라스트 처리표면, 미끄럼강도 실험
