

H형강 기둥의 약축에 대한 기둥-보 접합상세 개발 및 내력평가

Development and Strength Evaluation of Beam-to-Column Connection Details in Weak Axis of H-shape Column

김 상 섭¹⁾ · 이 도 형²⁾ · 함 정 태³⁾ · 김 규 석⁴⁾
Kim, Sang Seup · Lee, Do Hyung · Ham, Jeong Tae · Kim, Kyu Suk

요 약: 강구조 기둥-보 접합부에 대한 연구는 그동안 국내외에서 오랜 기간 연구가 진행되어 내진성능 및 접합부의 강도를 개선시킬 수 있는 많은 접합 디테일이 개발되어 사용 중에 있으나, 현재 국내에서는 시공성을 고려하여 기존의 브라켓 형식의 접합부를 선호하고 있다. 본 연구에서는 약축 접합부의 연성적인 거동을 확보하면서 시공이 편리한 기둥-보 접합부를 실험과 이론해석을 통해 개발함으로써 철골구조시스템이 중저층 건물에도 사용할 수 있도록 하는데 그 목적이 있다. 또한 약축에 대한 기둥-보 접합부의 구조설계 및 시공에 필요한 기초 자료를 제시하고자 한다.

ABSTRACT : One of the most influential elements is the moment resisting beam-to-column connection vis-a-vis the behavior and cost of multistory steel building frames. Majority of these connections are column flange connections attached to beam frames. This is called strong-axis connection. Another type of moment resisting connection commonly found in building frames is the web axis connection. In this type of connection, the beams are attached to the plane of the column web perpendicularly. It is called the weak-axis beam, and it tends to bend the column at its weak axis. In this study, some of the fundamental behaviors of beam-to-column connections were examined by changing the connection details as well as comparing them with previous connection details. This study sought to develop the details in the beam-to-column connection in the weak axis for middle- and low-rise steel construction systems.

핵심 용 어: 기둥-보 접합, 약축접합, 접합디테일, 스플릿 티 접합, 엔드 플레이트 접합

KEYWORDS: Beam-to-column connection, Weak axis connection, Connection detail, Split-tee connection, End-plate connection

1. 서 론

현재 우리나라에서도 공사기간단축 및 공사비 절감, 시공의 간편성 등 여러 가지 경제적 이득으로 중저층 건축물에도 철골구조물을 사용하는 경향이 점차 증가하고 있다. 철골구조물이 중저층 건축물로서 사용되기 위해서는 먼저 기둥-보 접합디테일을 개발하는 것이 대단히 중요하다. 기둥-보 접합은 철골보를 H형강의 기둥에 강축으로 접합하는 방법과 약축으로 접합하는 방법이 있다. 철골보를 H형강의 강축으로 접합

하는 방법은 미국 Northridge 지진(1994, Richter Magnitude)과 일본의 Kobe 지진(1995, Richter Magnitude) 이후 많이 개선되었다. 그러나 철골보를 H형강 기둥의 약축으로 접합하는 방법은 전혀 개선이 되지 않은 실정이다.

기존의 약축접합은 현장용접 기법 및 시공성을 고려하여 브라켓 접합을 사용하고 있다. 브라켓 형식으로 적용되고 있는 약축 접합부는 접합개소가 4개가 필요하고 시공이 복잡하며 운반이 불편하다는 단점이 있다. 또한, 기둥-보 접합부의 용접량이 많아 취성파괴가 우려된다.

1) 정회원, 한국기술교육대학교 건축공학과 교수, 공학박사
(Tel:041-560-1330, Fax:041-560-1224, E-mail:kimss@kut.ac.kr)
2) 정회원, 동국대학교 건축공학과 대학원, 박사수료(narase@chol.com)
3) 정회원, 한국기술교육대학교 대학원, 석사과정(achoss@kut.ac.kr)
4) 정회원, 동국대학교 건축공학과 교수, 공학박사(kimks@dongguk.edu)

본 논문에 대한 토의를 2004년 8월 31일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

따라서 본 연구에서는 시공성이 뛰어나며, 힘의 흐름이 단순하고 명쾌한 새로운 기둥-보 약축접합 디테일을 계획하여, 실험을 통해 구조성능을 검증하는데 그 목적이 있다.

2. 실험계획

2.1 실험체 계획

본 연구에서는 기존 접합의 문제점을 보완하여, 접합 개소를 2개로 줄이고 공기 단축 및 비용절감의 효과가 있는 기둥-보 약축접합 디테일을 개발하고자 한다.

본 연구에서는 3종류의 새로운 약축 접합디테일을 계획하였으며, 기존 약축 접합 디테일과의 거동을 비교하기 위해 14개의 실험체를 제작하였다. 보 부재는 압연형강 H-200×200×8×12(스팬 1200mm, SM490A), 기둥 부재는 압연형강 H-300×300×10×15(높이 800mm, SM490)을 사용하였다. 고력볼트는 인장접합용으로 M22 T/S볼트, 전단접합용으로 M20 T/S볼트를 사용하였다.

그림 2는 본 연구에서 계획한 약축 접합부 실험체의 디테일이다. 표 1은 실험체 계획을 정리한 것이다.

본 연구에서 계획한 스플릿 티 약축접합과 엔드플레이트 약축접합은 그림 2(a), (c)와 같이 시공성을 고려하여 기둥의 수평스티프너를 15cm이동시켰으며, 기둥과 보를 각각 스플릿 티와 엔드플레이트를 이용하여 고력볼트로 접합한 형식이다. 용접 스플릿 티 약축접합은 그림 2(b)와 같이 스플릿 티 약축접합과 유사하나, 한쪽이 확대된 스플릿 티의 웨브를 기둥의 플랜지와 용접한 접합형식이다.

또한, 본 연구에서 계획된 접합디테일의 구조성능을 검증하기 위하여 기준실험체는 그림 2(d)와 같은 기존 브라켓타입의 약축 접합형식과 단순보이다. 본 연구에서 계획한 약축 접합부의 구조 성능과 역학적 거동을 평가하기 위하여, 실험 변수는 접합부의 구성요소 중 하나인 고력볼트의 개수로 하였다.

2.2 실험방법

본 연구에서는 기둥-보 약축 접합부의 기본적 거동을 파악하기 위하여 그림 1과 같이 단조가력하였다.

스팬이 120cm인 힌지 지지대에 실험체를 단순 지지시키고 힌지 가력대와 가력보를 설치 후 200톤 용량의 UTM을 사용하여 가력하였으며, 가력속도는 3mm/min으로 하였다.

접합부의 전체 변위와 보 단부에서의 변위를 계측하기 위하여 그림 1과 같이 기둥과 보 밑의 양쪽에 변위계를 설치하

였다.

또한, 기둥 플랜지와 보 플랜지의 변형을 알아보기 위하여 기둥 플랜지와 보 플랜지의 길이방향으로 스트레인 게이지를 부착하였다.

표 1. 실험체 계획

접합방법	실험체명	축	수평스티프너	볼트갯수
스프릿티	ST-W-15-4	약축	15cm이동	4
	ST-W-15-6	약축	15cm이동	6
	ST-W-15-8	약축	15cm이동	8
용접 스플릿 티	WST-W-0-4	약축	무	4
	WST-W-0-6	약축	무	6
	WST-W-0-8	약축	무	8
엔드플레이트	EP-W-15-4	약축	15cm이동	4
	EP-W-15-6	약축	15cm이동	6
	EP-W-15-8	약축	15cm이동	8
기존 접합형식	BA-W-0-0	약축	무	무
철골보	BA-B-0-0	-	무	무

주) ST - W - 15 - 4

고력볼트의 수 : 0, 4, 6, 8(개)
수평 스티프너 위치 : 0, 15(cm)

W : Weak axis

접합형식 : BA : Basic

ST : Split Tee

WST : Welding Split Tee

EP : End Plate

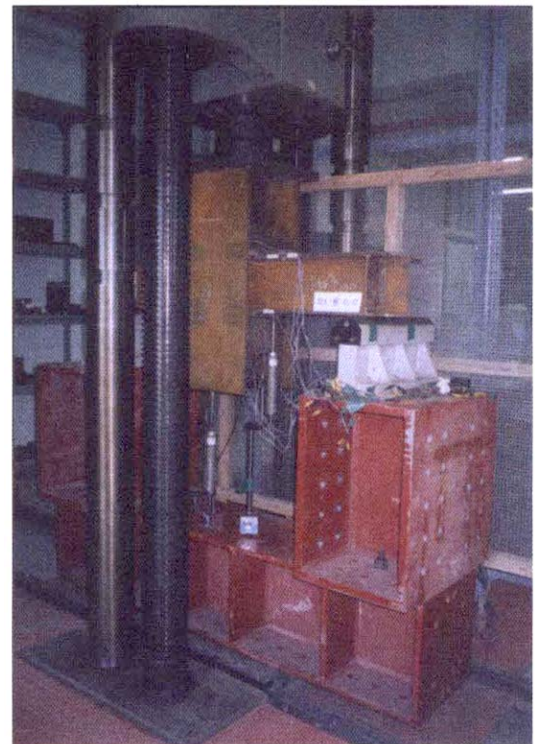
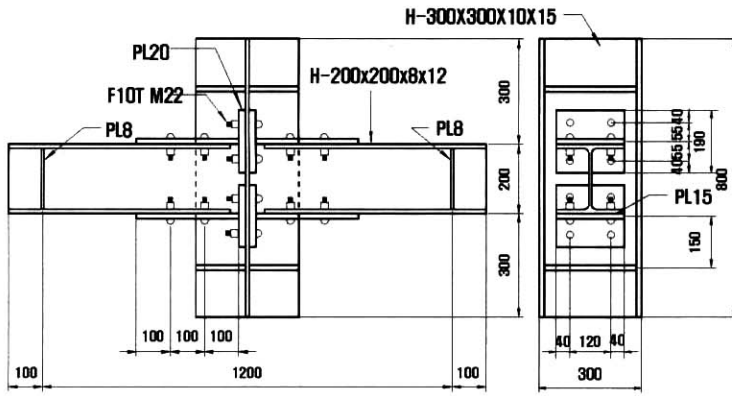
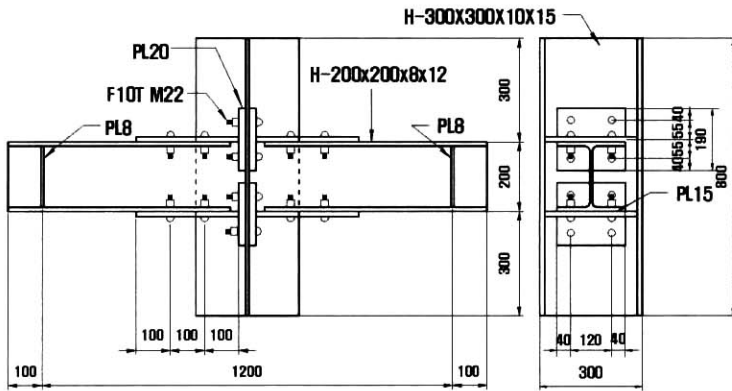
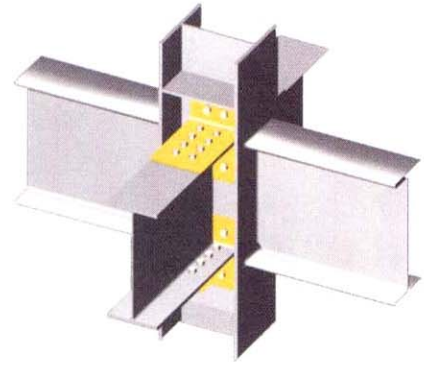


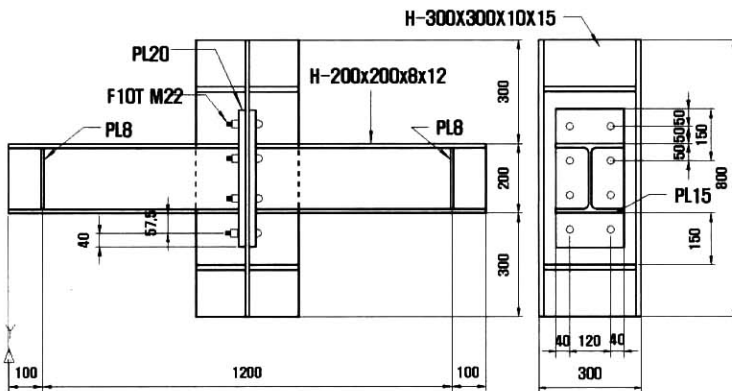
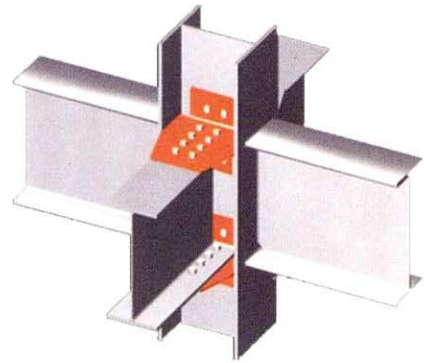
그림 1. 실험전경



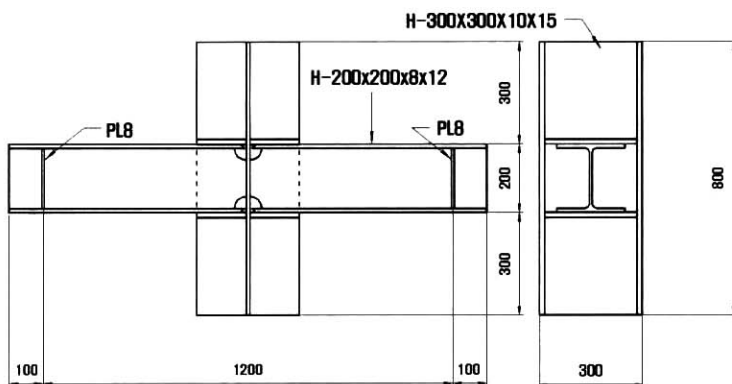
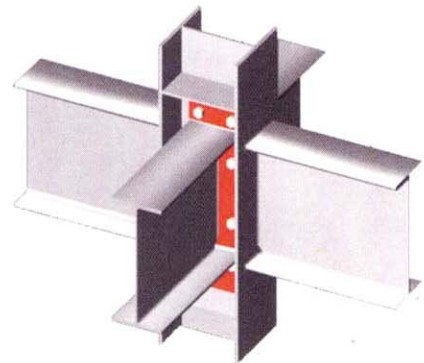
(a) 스플릿 티 접합디테일 (ST)



(b) 용접 스플릿 티 접합디테일 (WST)



(c) 엔드플레이트 접합디테일 (EP)



(d) 기존 브라켓 타입 접합디테일 (BA)

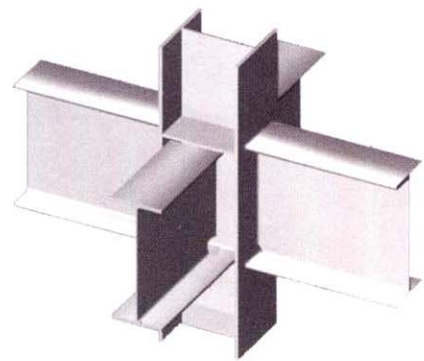


그림 2. 실험체 디테일

3. 접합부의 내력평가

접합부의 내력은 접합부를 구성하는 접합요소들의 상호관계에 따라 결정된다. 또한, 본 연구에서는 약축 접합부의 접합형식이 주요 변수이므로, 각 접합부의 내력평가 또한 각 접합형식에 따라 다르게 산정하였다.

3.1 스플릿 티 접합부의 내력 평가

3.1.1 스플릿 티 접합부의 거동

스플릿 티를 이용한 접합에서는 보-기둥 접합부에서 모멘트가 발생하면 보의 상부 플랜지는 인장력을 받게 되고, 하부 플랜지는 압축력을 받게 된다. 이와 같은 인장력을 스플릿 티가 받게 되면 스플릿 티의 플랜지가 변형을 일으키면서 지렛대 작용(Prying Action)에 의해 기둥과 스플릿 티의 플랜지를 연결하는 볼트는 지렛대 반력을 추가로 받게 되어 접합부의 중요한 요소가 된다.

이러한 지렛대 작용에 의한 스플릿 티 접합부의 내력을 구하는 방법은 크게 William A. Thornton의 해석방법에 근거를 둔 AISC(American Institute of Steel Construction) Manual과 田中尙의 해석방법에 근거를 둔 AIJ(Architectural Institute of Japan) 설계지침이 있다.

AIJ 설계지침에서는 스플릿 티 플랜지와 웨브의 접합 부분에서의 소성힌지 발생여부에 따라 스플릿 티 접합부의 내력식을 제안하고 있다. 그러나 스플릿 티 플랜지에서 소성힌지가 발생하지 않을 경우, 그림 3의 붕괴기구 1에서 지렛대 반력 Q_1 을 무시한 설계식을 사용하고 있다. 또한 스플릿 티 플랜지에서 소성힌지가 발생하는 경우에는 그림 3의 붕괴기구 2에 해당하는 식만을 제안하고 있다.

그리고 AISC에서도 AIJ와 같은 붕괴기구로 보고 있으며 스플릿 티 접합부의 내력을 구하기 위해서는 지렛대 반력과 볼트축력을 계산하여야 하지만, 지렛대 반력과 볼트축력은 스플릿 티 접합부의 내력을 함수로 되어 있기 때문에 직접적으로 스플릿 티 접합부의 내력을 구할 수 없다.

다만 사용하중이 인장력으로 작용할 때 스플릿 티 접합부에서의 볼트와 스플릿 티 플랜지의 파단여부를 검토하는 방법을 제안하고 있다.

이에 본 연구에서는 스플릿 티 접합부의 붕괴기구를 설정하여 스플릿 티 접합부의 내력평가식을 제안하고자 한다.

3.1.2 지렛대 효과

AIJ 설계지침에 따라 그림 3에서와 같이 플랜지 끝에서 볼트구멍 중심선까지의 거리를 a , 볼트구멍 중심과 웨브접합부

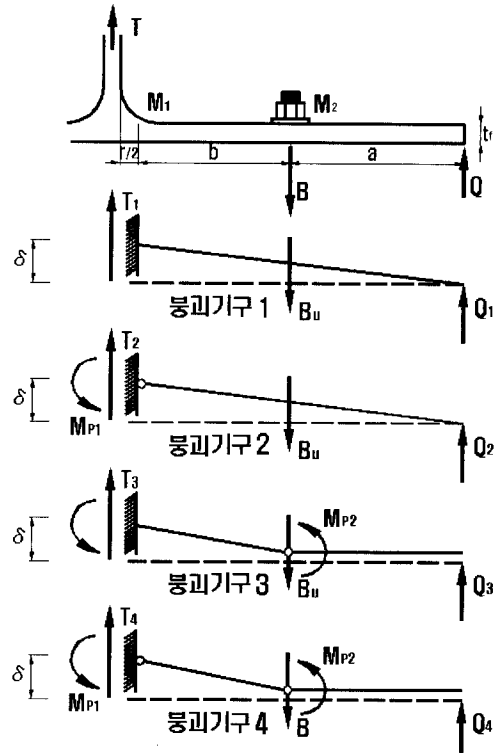


그림 3. Split Tee의 해석모델 및 붕괴기구

플랫 선단까지의 거리에서 $r/2$ 를 뺀 거리를 b 로 한다. 그리고 T 단면의 플랜지를 폭이 w 이고 춤이 t_f 인 단순 지지된 장방형보로 가정하면, 스플릿 티의 구조적 거동은 하중 T 와 반력 Q 가 대칭으로 작용하는 연속보와 같이 생각할 수 있다. 이때 T, B, Q 와 M_1, M_2 사이의 관계를 고려하면 다음과 같은 식을 얻을 수 있다.

$$M_1 + M_2 - T \times b = 0 \tag{1}$$

$$T + Q - B = 0 \tag{2}$$

위의 식과 클라베이롱의 3연 모멘트법을 이용하여 모멘트 및 반력(M_1, M_2, Q, B)은 다음과 같이 구할 수 있다.

$$M_1 = \frac{2ab + 3b^2}{2a + 6b} T \tag{3}$$

$$M_2 = \frac{3b^2}{2a + 6b} T \tag{4}$$

$$Q = \frac{M_2}{a} = \frac{3b^2}{2a^2 + 6ab} T \tag{5}$$

$$B = T + Q = \left(1 + \frac{3b^2}{2a^2 + 6ab}\right) T \tag{6}$$

스플릿 티의 소성해석을 위하여 스플릿 티의 붕괴기구를 그림 3과 같이 총 4가지로 가정하였다. 이러한 붕괴기구는 스플릿 티 플랜지와 볼트축에서의 각각의 모멘트 M_1 , M_2 및 이에 해당하는 스플릿 티 플랜지의 소성휨모멘트 M_{p1} , M_{p2} 의 관계로써 결정할 수 있다.

$$M_{p1} = \frac{w t_f^2}{4} F_u \quad (7)$$

$$M_{p2} = \frac{(w-d)t_f^2}{4} F_u \quad (8)$$

여기서, w : 스플릿 티 플랜지의 폭
 t_f : 스플릿 티 플랜지의 두께
 d : 볼트의 구멍직경
 F_u : 스플릿 티 플랜지의 인장강도

붕괴기구 1은 티 플랜지에 소성힌지가 형성되기 전에 지렛대 반력 Q_1 과 볼트의 인장강도 B_u 에 의해서 내력이 결정되는 경우이며, 식 (6)에 의해 T_1 값은 다음과 같다.

$$T_1 = \frac{2a^2 + 6ab}{2a^2 + 6ab + 3b^2} B_u \quad (9)$$

붕괴기구 2는 티 플랜지의 웨브와의 접합부에서 소성힌지가 형성됨으로써 지렛대 반력 Q_2 와 볼트의 인장강도 B_u 에 의해서 내력이 결정되는 경우이며, 식 (1), 식 (5) 및 식 (6)에 의해 T_2 값은 다음과 같다.

$$T_2 = \left(\frac{1}{a+b}\right)(M_{p1} + aB_u) \quad (10)$$

붕괴기구 3은 스플릿 티 플랜지의 볼트열에서 소성힌지가 형성됨으로써 지렛대 반력 Q_3 와 볼트의 인장강도 B_u 에 의해 내력이 결정되는 경우이며, 식 (5)와 식 (6)에 의해 T_3 값은 다음과 같다.

$$T_3 = B_u - \frac{M_{p2}}{a} \quad (11)$$

붕괴기구 4는 스플릿 티 플랜지와 볼트열에서 소성힌지가 형성됨으로써 스플릿 티 플랜지의 휨내력에 의해서 내력이 결정되는 경우이며, 식 (1)에 의해 T_4 값은 다음과 같다.

$$T_4 = \frac{M_{p1} + M_{p2}}{b} \quad (12)$$

따라서 이상과 같이 스플릿 티 접합부의 최대내력 $2T_{max}$ 는 다음과 같다.

여기서 $\alpha = (M_2/M_{p2}) / (M_1/M_{p1})$ 라고 하면

① $0 < \alpha \leq 1$ 인 경우

$$2T_{max} = 2 \times \text{Min}[T_1, T_2, T_4] \quad (13)$$

② $\alpha \geq 1$ 인 경우

$$2T_{max} = 2 \times \text{Min}[T_1, T_3, T_4] \quad (14)$$

3.2 엔드플레이트 접합

엔드플레이트 접합부는 그림 4와 같이 세경우로 나누어서 생각할 수 있다.

그림 4(a)의 경우는 인장축 엔드플레이트를 인장볼트가 4개인 스플릿 티 접합과 동일한 방법으로 해석한다.

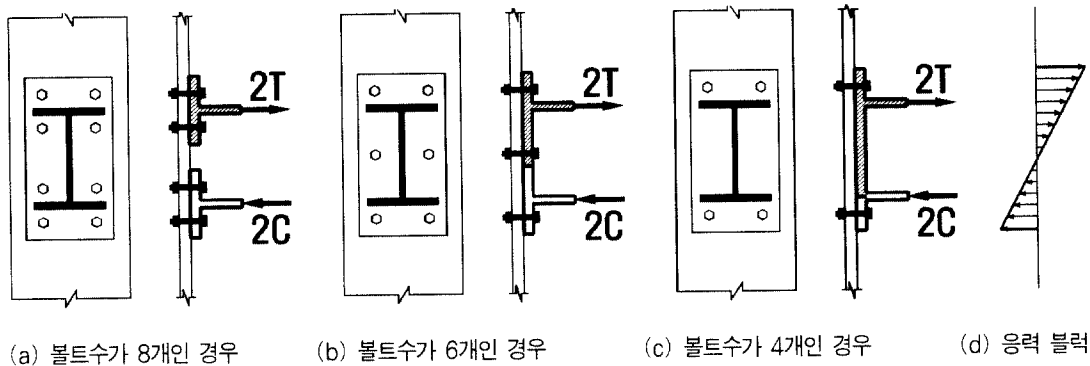


그림 4. 엔드플레이트 접합부의 해석모델

그림 4(b)의 경우는 연단거리는 같고 볼트위치가 상이한 인장볼트가 4개인 이형 스플릿 티로 치환하면 본 연구에서 제안한 방법으로 해석할 수 있다.

그림 4(c)의 경우에는 압축을 받는 보 플랜지를 힌지로 치환하면 본 연구에서의 스플릿 티 해석방법으로 해석할 수 있다.

A_{nv} : 전단저항 순단면적
 A_{gt} : 인장저항 총단면적
 A_{gv} : 전단저항 총단면적

3.3 보의 휨내력 평가

보의 전소성 휨내력 M_u 는 보의 유효단면계수와 인장강도로 결정되며 식은 다음과 같다.

$$M_u = Z_p \cdot F_y \quad (15)$$

여기서, Z_p : 보의 소성단면계수

3.4 접합부의 내력 평가

접합부의 내력은 식 (16)의 P 값이 인장과 압축으로 작용하는 토크 모멘트와 식 (15)의 M_u 값 중 작은 값이 되며, 이것을 정리하면 식 (17)과 같다.

$$P = \text{Min}[2T_{\max}, \text{접합부재 각각의 최대내력}] \quad (16)$$

$$M_{\max} = \text{Min}[P \times h, M_u] \quad (17)$$

여기서, h : 작용하중간의 중심거리

접합부를 구성하는 요소들의 내력은 각각 다음과 같이 산정하였다.

① 스플릿 티 웨브 플레이트의 인장강도 P_s

$$P_s = \text{Min}(P_{n1}, P_{n2}, P_{n3}) \quad (18)$$

$$P_{n1} = A_{pg} F_y$$

$$P_{n2} = A_{pe} F_y$$

• $F_u A_{nt} \geq 0.6 F_u A_{nv}$ 인 경우

$$P_{n3} = 0.6 F_y A_{gv} + F_u A_{nt}$$

• $F_u A_{nt} \leq 0.6 F_u A_{nv}$ 인 경우

$$P_{n3} = 0.6 F_u A_{nv} + F_y A_{gt}$$

여기서, : A_{pg} : 플레이트의 총단면

A_{pe} : 플레이트의 유효순단면

A_{nt} : 인장저항 순단면적

② 스플릿 티 웨브의 지압강도 R_n

$$R_n = 2.4 d_b t_p F_u \quad (19)$$

여기서, d_b : 볼트직경

t_p : 플레이트의 두께

F_u : 플레이트의 인장강도

③ 모살 용접부의 전단 강도 R_w

$$R_w = 0.6 F_u A_w \quad (20)$$

여기서, A_w : 모살용접의 유효단면적

④ 고력볼트의 인장강도 P_{nt}

$$P_{nt} = F_{bu} A_e \quad (21)$$

여기서, F_{bu} : 고력볼트의 인장강도

A_e : 고력볼트의 유효순단면적

⑤ 고력볼트의 전단강도 P_{ns}

$$P_{ns} = 0.6 F_u A_b \quad (22)$$

여기서, A_b : 고력볼트 축부 공칭단면적

4. 실험결과 및 분석

4.1 소재시험

본 연구에서 수행한 중저층 철골구조물의 약축접합부 실험에서 사용된 H형강과 스플릿 티의 웨브와 플랜지에서 각각 3개의 인장시험편을 KS B 0801(1A호 시험편)에 따라 제작하여 인장시험을 실시하였다.

소재시험결과는 표 2와 같이 H형강의 경우 웨브의 항복강도가 플랜지의 항복강도 보다 약 13%정도 크게 나타났으나, 인장강도는 거의 비슷하게 나타났다.

또한 강판의 경우는 항복강도 및 인장강도가 두께와 관계없이 비슷한 것으로 나타났다.

표 3은 본 연구의 실험에 사용된 F10T M20(전단접합부)과 M22(인장접합부)의 기계적 성질을 나타낸 것이다.

표 2. 소재의 기계적 성질

	항복강도 (tf/cm ²)	인장강도 (tf/cm ²)	탄성계수 (tf/cm ²)	연신률(%)
H-8	4.37	5.76	2029.1	21.5
H-10	4.19	6.05	2079.9	20.2
H-12	3.69	5.52	1984.2	22.9
H-15	3.88	5.78	2025.8	23.1
P-15	3.54	5.13	2080.6	24.8
P-20	3.49	5.38	2133.5	27.6

주) H-8, H-12 : H-200×200×8×12의 웨브 및 플랜지
 H-10, H-15 : H-300×300×10×15의 웨브 및 플랜지
 P-15, P-20 : T-15×20의 웨브 및 플랜지

표 3. 고력볼트의 기계적 성질

	항복강도 (tf/cm ²)	인장강도 (tf/cm ²)	단면수축률 (%)	연신률(%)
M20	10.52	10.97	66.35	18.98
M22	10.60	10.93	66.37	19.73

표 4. 실험 결과

실험체 명	P_y (tf)	P_u (tf)	\pm_y (mm)	\pm_u (mm)
BA-B-0-0	67.74	102.16	8.85	94.66
BA-W-0-0	66.9	104.00	7.53	88.17
ST-W-15-4	29.89	68.37	4.47	46.99
ST-W-15-6	43.51	78.65	5.86	58.60
ST-W-15-8	51.23	77.33	6.75	45.10
WST-W-0-4	37.13	74.94	5.69	39.71
WST-W-0-6	53.03	109.46	8.28	70.20
WST-W-0-8	63.27	126.88	9.55	91.10
EP-W-15-4	34.31	44.87	6.00	17.08
EP-W-15-6	41.26	58.39	7.43	38.24
EP-W-15-8	56.88	75.88	9.72	57.74

4.2 실험체의 파괴형상 및 하중-변위 곡선

4.2.1 스플릿 티(ST) 약축접합

표 4는 실험체의 항복하중 P_y 와 최대하중 P_u , 항복하중시 변위 \pm_y , 최대하중시 변위 \pm_u 를 나타낸 것이다. 그림 5는 기둥의 약축에 스플릿 티 접합방법으로 보를 접합하고 스플릿

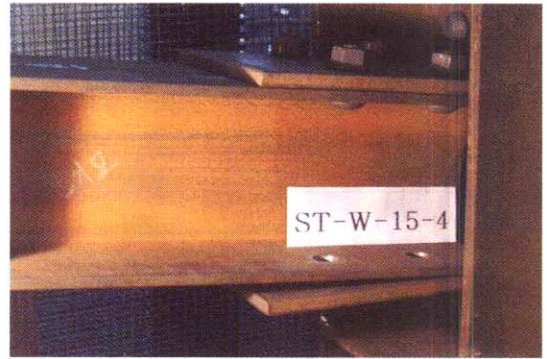


그림 6. ST-W-15-4의 고력볼트 전단파괴

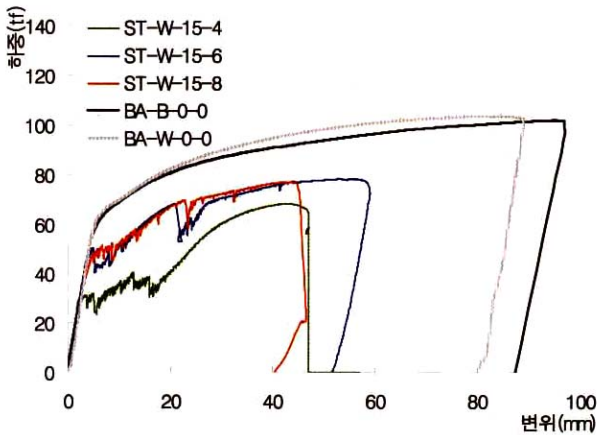


그림 5. ST시리즈의 하중-변위 곡선

티의 웨브와 보를 접합하는 ST시리즈와 기존 브라켓타입 접합형식의 실험체(이하 BA-W-0-0), 철골보(이하 BA-B-0-0)의 하중-변위 곡선을 비교하여 나타낸 것이다.

스플릿 티 약축접합의 초기강성은 기준 실험체(BA)들과 비슷하였으나, 내력 및 연성은 부족하였다. ST-W-15-4의 경우, 최대 내력은 68.37tf이며, 그림 8과 같이 고력볼트의 전단파괴로 인하여 취성적 거동을 나타냈다.

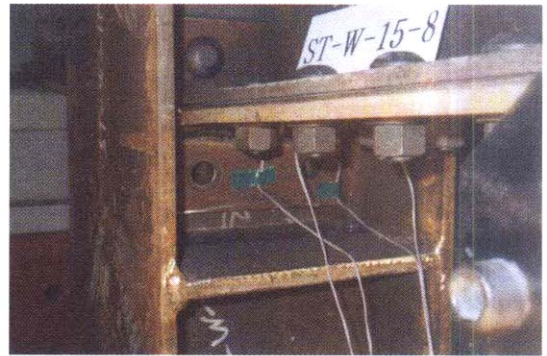


그림 7. ST-W-15-8의 고력볼트 인장파괴

ST-W-15-6은 전단볼트의 개수가 증가함에 따라 최대내력이 78.65tf로 더 높게 나왔으나, 그림 7과 같이 스플릿 티 접합부에서 고력볼트가 인장파괴 되면서 취성적 거동을 보였다.

ST-W-15-8은 최대 내력이 77.33tf로 ST-W-15-6와 초기 강성 및 최대 내력, 연성 등이 비슷한 것으로 나타났다.

이러한 이유는 전단접합볼트의 수가 8개로 증가되어도 지렛대 현상에 의한 인장접합 볼트의 인장파괴가 접합부의 거동을 결정하였기 때문이다.

따라서, 스플릿 티 약축접합의 전단접합볼트 개수를 8개 이상으로 하고 인장접합볼트의 단면적 및 스플릿 티 플랜지판 두께를 증가시킬 경우, 최대내력 및 연성 등의 구조 성능이 향상될 것으로 판단된다.

4.2.2 용접 스플릿 티(WST) 약축접합

그림 8은 용접 스플릿 티(WST)시리즈의 하중-변위 곡선을 기준 실험체(BA)들과 비교하여 나타낸 것이다.

용접 스플릿 티 약축접합은 고력볼트의 개수를 증가함에 따라 기존 약축접합에 비교하여 최대내력 및 연성 등의 구조 성능이 뛰어난 것으로 나타났다. 용접 스플릿 티 약축접합의 파괴는 고력볼트가 마찰접합 이후, 지압접합으로 전환되면서, 전단볼트의 개수에 따라 고력볼트의 전단 및 인장파괴로 나타났다.

WST-W-0-4의 경우, 초기강성은 기준 실험체(BA)들과 비슷하게 나타났으나, 최대내력 74.94tf에서 고력볼트의 전단파괴로 취성적 거동을 보였다.

WST-W-0-6의 경우, 최대내력은 기준 실험체(BA)들과 비교하여 조금 높게 나타났으며, 에너지 소산능력도 비슷하게 나타났다. 최대 내력이 109.46tf에서 고력볼트의 전단파괴로 취성적 거동을 보였다.

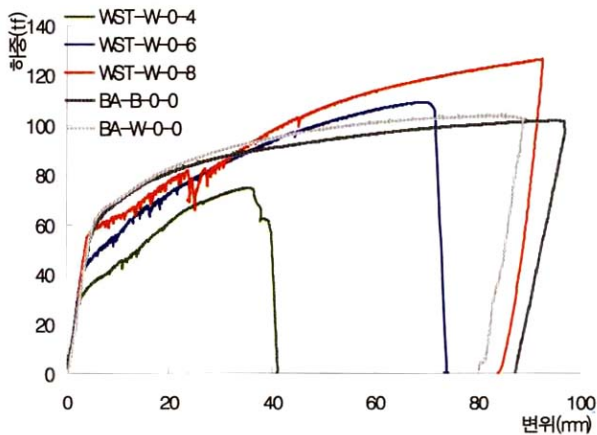


그림 8. WST시리즈의 하중-변위 곡선

WST-W-0-8는 처짐 측정 장치를 100mm LVDT를 사용한 관계로 90mm에서 실험을 중단하였다. 그림 8에서와 같이 WST-W-0-8실험체의 경우 실험중단까지만 비교하여도 기존 실험체들에 비해 아주 우수한 구조적 성능을 보였다.

WST-W-0-8의 파괴 형상은 그림 11과 같이 휨파괴로 나타났으며, 그림 9에서와 같이 BA-W-0-0의 파괴형상과 비교하여 보의 변형이 작게 나타났다.

이러한 이유는 용접 스플릿 티의 웨브가 철골보의 플랜지

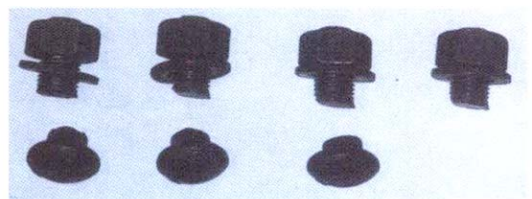
와 일체화 될 수 있도록 고력볼트의 내력이 충분하였으며, 용접 스플릿 티 웨브의 커버플레이트 역할로 인하여 휨 보강 효과가 있었던 것으로 판단된다.



그림 9. 기존 브라켓 형식 약축접합의 휨파괴



(a). WST-W-0-6의 고력볼트 전단파괴



(b). 전단파괴된 고력볼트

그림 10. WST-W-0-6 실험체의 파괴형상

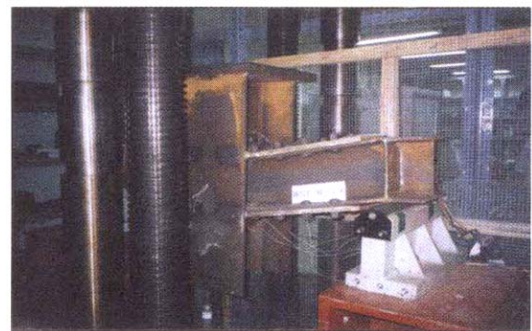


그림 11. WST-W-0-8의 휨파괴

4.2.3 엔드플레이트(EP) 약축접합

그림 12는 엔드플레이트(EP)시리즈와 기준 실험체(BA)들의 하중-변위 곡선을 비교하여 나타낸 것이다.

엔드플레이트 약축접합은 그림 12와 같이 고력볼트의 개수를 증가시킴에 따라 최대 내력이 각각 44.87tf, 58.39tf, 75.88tf로 증가하는 것으로 나타났다.

그러나, 그림 13과 같이 지렛대 효과에 의한 고력볼트의 인장파괴가 조기에 일어나 기존 약축접합과 비교하여 구조적 성능이 낮게 나타났다. 이러한 이유는 기둥-보 접합부의 힘의 흐름이 인장볼트로 직접 전달되기 때문이다.

따라서, 엔드플레이트 약축접합부의 힘의 전달 요소인 인장접합볼트의 개수 및 직경의 크기, 엔드플레이트의 판 두께를 증가시킬 경우, 더 우수한 구조적 성능이 나타날 것으로 판단된다.

4.3 접합형식에 따른 역학적 거동

그림 14에서는 본 연구에서 제시한 3종류의 약축 접합형식 중 고력볼트의 수가 8개인 실험체의 하중-변위 곡선과 기준 실험체(BA)들의 하중-변위 곡선을 비교하여 나타낸 것이다.

WST-W-0-8은 4종류의 접합형식 중 구조적 성능이 가장 우수한 것으로 나타났다. 이는 시공성을 고려하여 수평스티프너를 15cm이동시킨 스플릿 티 약축접합과 엔드플레이트 약축접합과 비교하여, 용접 스플릿 티가 수평스티프너의 역할을 대신하여 기둥 플랜지에 힘을 전달하기 때문이다.

또한 WST-W-0-8은 용접 스플릿 티 웨브판이 휨보강 효과를 나타내어, 기준 실험체(BA)들과 비교하여 우수한 구조적 거동을 나타냈다.

WST-W-0-8의 역학적 거동은 초기에 고력볼트의 마찰접합으로 내력을 분담하고, 마찰접합 이후 지압접합으로 변화되면서 기둥 플랜지와 스플릿 티의 웨브를 용접한 부위를 통하여 기둥 플랜지에 힘을 전달시킨다.

그 결과, 지렛대 효과에 의한 용접 스플릿 티 플랜지 판의 변형 및 고력볼트의 인장파괴가 나타나지 않았으며 연성적인 휨파괴를 보였다.

ST-W-15-8과 EP-W-15-8은 BA-W-0-0에 비해 내력 및 연성이 부족하였으며, 고력볼트의 인장파괴로 접합부가 취성 파괴되었다. ST-W-15-8은 초기에는 전단접합볼트가 내력을 분담하여 고력볼트의 슬립현상으로 인한 불안정한 거동을 보였다. 그러나 하중이 계속해서 증가하면, 하부 스플릿 티 플랜지의 인장접합볼트가 기둥-보 접합부의 내력을 분담하여 지렛대 효과에 의한 고력볼트의 인장파괴로 취성적 거동을 보였다.

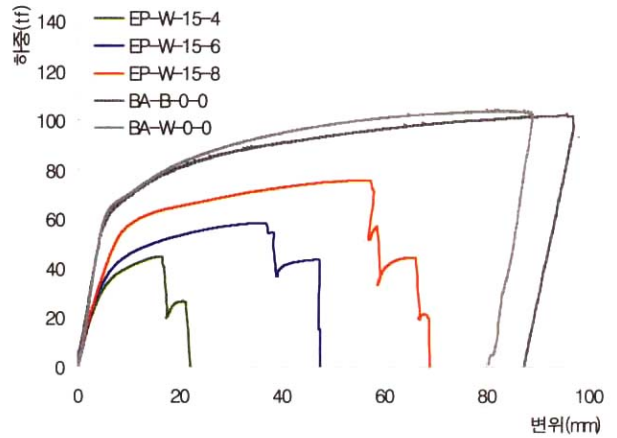


그림 12. EP시리즈의 하중-변위 곡선

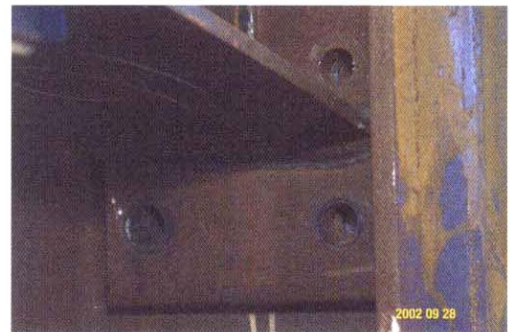


그림 13. EP-W-15-8 실험체의 파괴형상

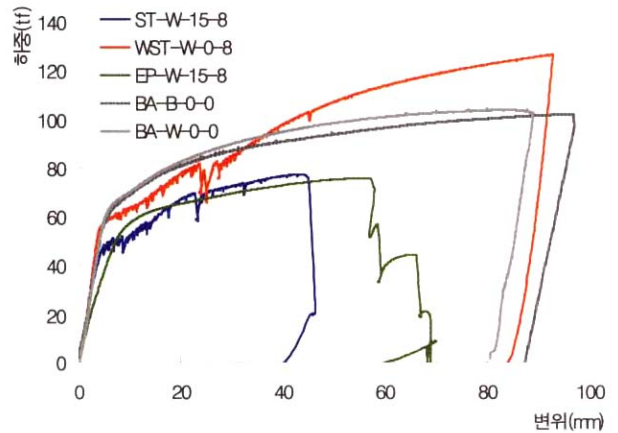


그림 14. 접합 형식에 따른 하중-변위곡선

EP-W-15-8은 기둥-보 접합부의 힘의 전달이 인장접합볼트로만 이루어져 엔드플레이트에 항복선이 조기에 발생하여, 초기 강성이 4종류의 다른 접합형식에 비해 낮게 나타났다.

구조적 성능이 우수한 것으로 나타난 WST-W-0-8은 기존 약축접합에 비해 용접량이 줄고 강축을 위한 수평스티프너를 따로 설치 할 필요가 없어 시공성 및 경제성의 향상을

가져올 것으로 기대된다.

또한, ST-W-15-8과 EP-W-15-8은 인장접합부의 힘의 전달 요소인 고력볼트 개수 및 직경의 크기와 플레이트의 판두께를 크게 할 경우, 지렛대 효과에 의한 인장접합볼트의 파괴를 막을 수 있어 구조적 성능이 향상될 것으로 판단된다.

4.4. 분석 및 고찰

4.4.1 항복강도 산정방법

각 실험체의 항복하중은 참고문헌(6)에서 제시한 방법에 따라 그림 15와 같이 초기접선이 최대하중 시 갖는 변위를 항복변위로 하였고, 이 때의 내력을 항복하중으로 하였다.

4.4.2 초기강성

항복하중에 대한 항복하중 시 변위의 비인 초기강성 K 는 표 5에서와 같이 BA, ST, WST시리즈의 경우 초기강성이 비슷하게 나타났으나, EP실험체 경우 다른 시리즈에 비하여 약 50%정도의 큰 차이를 보였다. 이는 하중 가력 초기부터 엔드 플레이트에 항복선이 형성되어 회전강성이 약해진 것으로 판단된다.

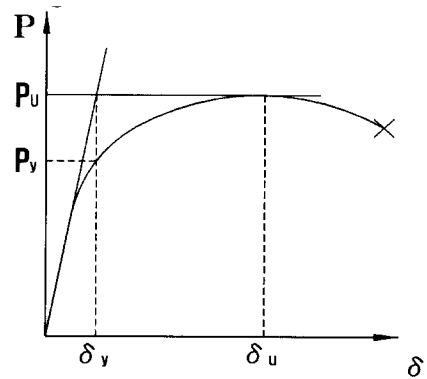


그림 15. 항복강도 산정방법

4.4.3 내력비

최대 하중에 대한 항복하중의 비로 평가한 내력 비는 표 5에서와 같이 ST실험체를 제외한 다른 실험체들은 고력볼트 수에 영향을 받지 않는 것으로 나타났다.

ST실험체의 경우는 ST-W-15-4 실험체의 경우 스프릿 티의 웨브에 접합된 고력볼트가 전단파단 되었지만, ST-W-15-6 실험체와 ST-W-15-8 실험체는 스프릿 티의 플랜지에서 지렛대 반력이 발생하면서 작은 하중에 항복하고 고력볼트가 인장파단 되었기 때문인 것으로 판단된다.

표 5. 실험결과 및 해석결과와의 비교

실험체명	실험 결과					해석 결과			파괴모드
	K	$P_u^{1)}$ (tf)	$\frac{P_u}{P_y}$	$\frac{\pm_u}{\pm_y}$	에너지 흡수능력 (tf · mm)	$M_{exp.}^{2)}$ (tf · cm)	$M_{theo.}^{3)}$ (tf · cm)	$\frac{M_{exp.}^{4)}$ $M_{theo.}$	
BA-B-0-0	11.58	102.16	1.51	10.70	8071.3	2298.6	2028.43	1.133	휨파괴
BA-W-0-0	13.76	104.00	1.52	10.15	7634.6	2340	2028.43	1.154	휨파괴
ST-W-15-4	15.17	68.37	2.29	10.51	2265.7	1623.8	1653.4	0.982	고력볼트의 전단파괴
ST-W-15-6	13.40	78.65	1.82	10	3520.6	2339.8	2002.51	1.168	고력볼트의 인장파괴
ST-W-15-8	12.63	77.33	1.51	6.68	2799.8	2300.6	2002.51	1.149	고력볼트의 인장파괴
WST-W-15-4	14.74	74.94	2.02	6.98	2346.7	1779.8	1653.4	1.076	고력볼트의 전단파괴
WST-W-15-6	14.28	109.46	2.06	8.48	5960.8	2599.7	2480.4	1.048	고력볼트의 전단파괴
WST-W-15-8	16.50	126.88	2.01	9.54	8520.6	3647.8	3308.9	1.102	휨파괴
EP-W-15-4	7.75	44.87	1.31	2.85	696.33	1334.9	1017.3	1.312	고력볼트의 인장파괴
EP-W-15-6	7.80	58.39	1.42	5.15	2154.7	1737.1	1295.5	1.341	고력볼트의 인장파괴
EP-W-15-8	7.81	75.88	1.33	5.94	4090.0	2257.43	1921.0	1.175	고력볼트의 인장파괴

주 1) 실험결과 실험체의 최대하중

2) 실험결과 파괴모드를 고려한 최대휨모멘트

3) 해석결과 파괴모드를 고려한 최대휨내력

4) 실험결과 최대모멘트와 해석결과 최대휨내력의 비

4.4.4 변형능력

변형능력은 최대하중 시 변위와 실험에 의한 항복하중시 변위의 비로 하였다. 표 5에서와 같이 EP시리즈의 경우 인장 접합된 고력볼트가 3개의 실험체에서 모두 인장 파단되어 상당히 낮은 변형능력을 보이고 있으나, 인장 접합된 고력볼트 수에 따라 변형능력은 증가하는 것으로 나타났다.

ST시리즈의 경우는 EP와 비교하여 약 두 배 이상의 변형능력을 보이고 있으나, 전단 접합된 고력볼트의 수가 증가함에 따라 변형능력이 감소하는 것으로 나타났다. EP와 비교하여 약 두 배 이상의 변형능력을 보이는 것은 엔드플레이트 접합이 고력볼트의 인장접합만으로 이루어지는 것에 반해 스플릿 티 접합은 고력볼트의 인장접합과 전단접합으로 이루어져 있어서, 전단접합부분에서의 미끄럼 발생이 ST시리즈의 전체 변위에 영향을 미치는 것으로 판단된다. 또한 전단 접합된 고력볼트의 수가 증가함에 따라 변형능력이 감소하는 것은 ST-W-15-4는 볼트가 전단파괴 되었으며, ST-W-15-6과 ST-W-15-8은 볼트가 인장파괴 되어 파괴모드가 틀리기 때문인 것으로 판단되며 또한 전단 접합된 볼트가 접합부의 거동에 영향을 미치지 전에 인장 접합된 고력볼트가 Prying Action에 의해 파괴되었기 때문인 것으로 판단된다.

WST시리즈의 경우는 고력볼트의 전단파괴로 파괴되었으며 전단 접합된 고력볼트의 수가 변형능력에 큰 영향을 미치는 것으로 나타났다.

4.4.5 에너지 흡수 능력

에너지는 하중 변위 곡선의 전 면적으로 평가하였다. 표 5에서와 같이 에너지는 변형 능력과 비슷한 경향을 보여주며, 접합된 고력볼트 수가 접합부의 에너지에 큰 영향을 미치는 것으로 나타났다.

그림 16은 볼트수(전단볼트수 또는 인장볼트수)와 에너지 흡수능력과의 관계를 도식화 한 것이며, 스플릿 티 접합은 전단접합 볼트수이고 엔드플레이트 접합은 인장접합 볼트수를 나타낸 것이다. 그림 17은 변형능력비와 에너지 흡수능력과의 관계를 도식화한 것이다. 그림 16 및 그림 17에서와 같이 전체적으로 볼트수와 변형능력비가 증가할수록 에너지 흡수능력은 증가하는 것으로 나타나고 있다.

4.4.6 실험결과와 해석결과의 비교

표 5는 본 연구에서 계획한 각 실험체들의 실험결과와 해석결과를 비교한 것이다. 표에서와 같이 스플릿 티 접합 실험체들의 실험결과는 본 연구에서 제안한 해석방법으로 스플릿 티 접합을 해석한 결과보다 약 8.8%정도 높게 나타나서 본 연구에서 제안한 스플릿 티 해석방법이 타당한 것으로 판단된다.

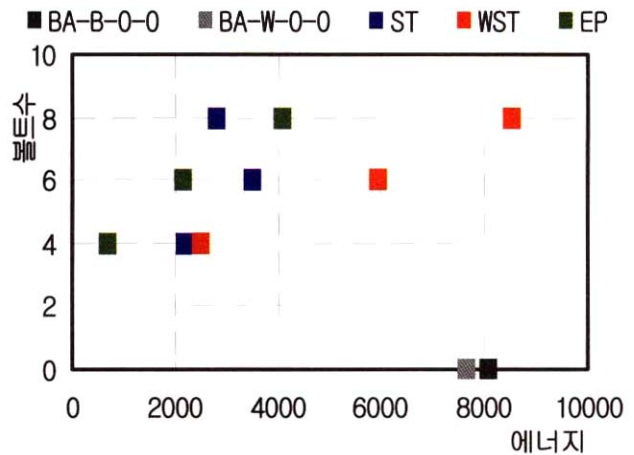


그림 16. 볼트수와 에너지 흡수능력과의 관계

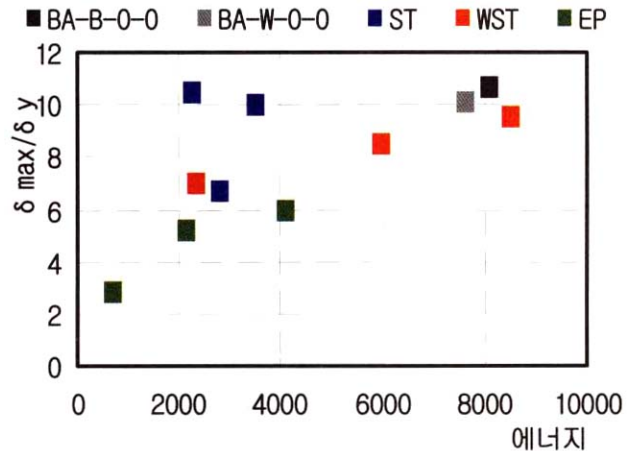


그림 17. 변형능력비와 에너지 흡수능력과의 관계

그러나 엔드플레이트접합 실험체의 경우에는 실험결과가 해석결과보다 27.6%정도 높게 나타났다. 이는 엔드플레이트 접합 해석에서 안전측으로 해석하기 위하여 엔드플레이트와 보 웨브의 용접접합부분을 무시하고 스플릿 티 접합으로 치환하여 해석하였기 때문인 것으로 판단된다. 그러나 이러한 엔드플레이트 접합을 스플릿 티 접합으로 치환하여 해석하는 방법은 일반적으로 인장접합 볼트수가 8개인 엔드플레이트 접합해석에서 주로 사용하는 기법으로써 본 연구에서는 인장접합 볼트수가 4개, 6개인 엔드플레이트 접합에까지 확장하여 해석한 것이다.

인장접합 볼트수가 4개, 6개의 해석결과가 인장접합 볼트수가 8개인 경우보다 오차가 크게 나타난 것은 볼트수가 작아질수록 엔드플레이트와 보 웨브의 용접접합부분의 기여도가 더 커지는 것으로 판단된다.

전체 실험체들의 해석결과와 실험결과는 표에서와 같이 실험결과는 해석결과보다 약 15%정도 더 높게 나타났다.

실험결과가 해석결과보다 10~15%정도 높게 나타나는 것이 일반적인 결과이므로 본 연구의 해석결과가 타당한 것으로 판단된다.

5. 결 론

본 연구에서는 시공성이 뛰어나며 힘의 흐름이 단순하고 명쾌한 새로운 기둥-보 약축접합 디테일을 계획하여, 실험을 통해 구조성능을 검증하는데 그 목적을 두었으며, 다음과 같은 결론을 내렸다.

- (1) 스플릿 티 약축접합에서 인장접합 볼트의 개수가 8개인 경우, 전단접합볼트의 개수를 4개, 6개로 증가시킴에 따라, 실험체의 최대내력 및 연성이 향상되었다. 또한 전단접합볼트의 개수를 8개로 증가시켰을 경우는 전단접합볼트의 개수가 6개인 경우와 비슷한 최대내력 및 연성을 보였다. 이는 접합부의 최대내력이 인장접합된 볼트에 의해 결정되기 때문이다.
- (2) 용접 스플릿 티 접합은 전단볼트를 4개, 6개, 8개로 증가할수록 접합부의 연성 및 강성이 향상되었다. WST-W-0-4와 WST-W-0-6는 고력볼트의 전단파단으로 내력이 저하되었으나, WST-W-0-8은 기존 약축접합과 비교하여 접합부의 구조적 성능이 우수한 것으로 나타났다.
- (3) 스플릿 티 접합은 마찰접합이 지압접합으로 변환되면서 접합부의 내력은 인장접합 고력볼트와 전단접합 고력볼트의 내력에 의해 결정된다. 그러나 용접 스플릿 티 접합은 마찰접합이 지압접합으로 변환되면서 기둥 플랜지와 스플릿 티의 웨브를 용접한 부위가 인장접합된 고력볼트와 함께 힘을 분담하는 메카니즘을 갖는다. 따라서 본 연구에서 제안한 용접 스플릿 티 약축접합부는 전단접합된 고력볼트수가 충분할 경우, 같은 수의 인장접합 고력볼트수를 갖는 스플릿 티 접합 보다 구조 성능이 우수하며 안정적인 파괴모드를 갖는다.
- (4) 엔드플레이트 약축접합은 기둥-보 접합부의 힘의 전달이 인장접합볼트로만 이루어져 조기에 지레대 현상이 발생하였다. 인장접합 볼트의 개수를 4개, 6

개, 8개로 증가함에 따라 접합부의 최대내력 및 연성이 향상되었다.

- (5) 실험결과는 본 연구에서 제안한 해석방법에 의해서 해석한 결과보다 15%정도 높게 나타났다. 이는 일반적인 결과이므로 본 연구에서 제안한 해석방법이 타당한 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 한국과학재단 지역대학 우수과학자지원연구사업 (과제번호 R05-2002-000275-0)의 지원으로 수행되었으며 이에 감사를 드립니다.

참 고 문 헌

- 김규석, 철골구조학, 기문당, 2000.1
- 김상섭, 고장력 볼트 및 T/S 볼트의 품질관리, 대건사, 1994.
- 대한건축학회, 강구조 한계상태설계기준 및 해설, 1998. 10
- 田中尙·田中淳夫, 高力ボルト引張接合部の設計式について, JSSC Vol.11, No 120, 1975.12
- 日本建築學會, 高力ボルト接合設計施工指針, 1993.3
- 建設省建築研究所, (社)鋼材俱樂部, 鋼構造物の耐震保有性能評價のための標準試験方法と評價基準の提案, 1996. 12
- AISC, Manual of Steel Construction, Load & Resistance Factor Design, 2nd ed. Volumes 1 and 2. Chicago: AISC, 1994.
- Charles G. salmon and John E. Johnson, Steel Structures Design and Behavior, Fourth Edition, 1996
- Michel Bruneau, Chia-Ming Uang, Andrew Whittaker, Ductile Design of Steel Structures, McGraw-Hill, 1998
- William A. Thornton, Prying Action-A General Treatment, *Engineering Journal*, AISC, 22, 2 (Second Quarter 1985), 67-75.
- William A. Thornton, Strength and Serviceability of Hanger Connections, *Engineering Journal*, AISC, 29, 4 (Fourth Quarter 1992), 145-149
- (접수일자 : 2003. 11. 7 / 심사일 2003. 11. 21 / 심사완료일 2004. 2. 2)