

기둥-보 용접접합부의 보단부 스칼럽형상과 탄소성 거동에 관한 실험적 연구 - 600MPa(SM570TMC)의 경우 -

Study on Elasto-Plastic Behavior of Column to Beam Connection with 600MPa High Performance Steel(SM 570 TMC)

김 종 락¹⁾ · 김 성 배²⁾ · 권 준 업³⁾
Kim, Jong Rak · Kim, Seung Bae · Kwon, June Yeop

요 약 : 최근 건축구조물의 구조는 다양한 형태의 복잡한 건축물이 구현되고 있다. 이러한 건축구조물의 복합 다양성은 수평저항력에 효과적으로 저항하기 위해 강재와 접합부의 요구성능이 점차 중요시되고 있다. 접합부는 형상의 불연속과 응력집중 및 다축응력 등이 발생하는 부분으로 골조전체의 변형능력에 큰 영향을 미치고 강성과 인성을 결정하는 중요부위이다. 본 연구에서는 고강도 고성능강 적용에 대한 인성평가를 위해 구조체의 기둥-보 접합부를 빌트업 H형강의 T형 기둥-보 용접접합부로 제작하여 실험실실험을 수행하였다. 실험변수는 응력집중 및 형상의 불연속이 발생하는 보 스칼럽을 중심으로 논스칼럽(Non-Scallop)과 종래형 스칼럽, 개량형 스칼럽으로 제작하여 스칼럽 형상이 접합부의 인성에 미치는 영향과 고강도 고성능강의 건축구조물 적용성을 평가하였다. 기존의 기둥-보 용접접합부에 대한 평가방법을 기초로 최근 개발된 고강도 고성능강의 초고층 건축물 적용을 위한 내진설계 자료를 제시하였다.

ABSTRACT : Contemporary architectural structures have diverse and complex forms. Such structural variety demands requisite performance from the connections in the steel structure so that the latter could resist a horizontal force, such as an earthquake. The connections are the all-important components that create the discontinuous form and that support stress concentration, determining the stiffness and toughness of the entire steel frame. In this study, a real-scale column-to-beam connection was constructed in the 600MPa-grade high-strength and high-performance steel, to test its behavior. Its material and welding characteristics were examined in this study, and its structural performance was analyzed by conducting seismic-resistance tests on the full-scale, cross-shaped column-to-beam welded connections with non-scallop, ordinary-scallop, and reinforced-scallop details. The weld ability of the high-strength, high-performance steel was also evaluated, and data regarding the seismic design for practical application were provided.

핵심용어 : 고강도강, 고성능강, 변형능력, 접합부 상세, 특별연성모멘트골조.

KEYWORD : High strength steel, High performance steel for building & bridge, Ductility, Connection detail, Special moment frame

1. 서론

최근 건축물이 고층화, 대형화, 장스팬화 되면서, 국내외적으로 초고층 및 대공간 강구조물이 활발하게 계획되거나 시공되어지고 있다. 이와 같은 랜드마크적 구조물들은 과거의 구조와는 다른 다양한 형태의 복잡한 건축물이 구현되고 있다. 이러한 구조물에는 수평력에 대한 저항능력이 매우 중요하여 구조물을 구성하고 있는 강재의 요구 성능이 점차 증가되는 추세이다.

이에 미국의 경우 1992년부터 AISI(American Iron & Steel Institute)가 중심이 되어 고성능 강재를 개발하여 현재 HPS690W 및 HPS1000W 등의 고강도 강재를 구조물에 사용하고 있다. 일본의 경우, 2002년부터 미국의 강재와 유사한 BHS500W 및 BHS700W를 개발하여 실용화 단계에 있다. 이에 우리나라는 2005년부터 건설교통부에서 차세대 시설물용 신재료 활용기술 연구에 의해 개발하게 되었으며 현재 많은 구조물에 적용하기 위하여 활발히 연구가 진행되고 있다.

1) 교신저자. 숭실대학교 건축공학과 교수, 공학박사
(Tel. 02-820-0702, Fax. 02-816-3354, E-mail : jrkim@ssu.ac.kr)
2) (주)센구조연구소 연구개발팀장, 공학박사(ksb2020@senkuzo.co.kr)
3) 한국철도기술연구원 석사후 연구원, 공학석사(kkwonjy@krri.re.kr)

본 논문에 대한 토의를 2009년 6월 30일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

이와 같은 고성능강재를 이용함으로써 일반 강구조 대비, 초기 건설비용 뿐만 아니라 건설 후 유지관리비용까지 절감할 수 있는 차세대 강구조물 기술을 개발하여 그 이용을 확대해 가는 추세이다. 또한 1994년 미국의 노스리지(Northridge) 지진이후 철골 모멘트 접합부의 파괴모드를 취성적과 연성적으로 구분하고, 취성적 파괴모드에 대한 내력을 증대시켜 연성적 거동을 할 수 있도록 접합부를 개발해 왔다. 그리고 철골용접 접합부의 내진성능에 영향을 미치는 요소들의 재료적 측면, 역학적 측면에서 그 특징들을 파악하여 접합부가 충분한 소성능력을 갖도록 접합부를 설계하고 실험대실험을 통해 그성능을 검증하고 연구해왔다.

기둥-보 용접접합부는 구조적 취약 부위중 하나로 여러 부재가 접합되어 제작 시 용접성이 양호해야 하며, 항복 후 충분한 연성확보가 가능해야 하고, 저온에 대한 인성 등이 우수해야 한다. 그러나 기둥-보 용접접합부는 보 웹의 스캐럽으로 인한 형상의 불연속과 플랜지와 웹 접합부의 용접중첩에 의한 응력집중, 기둥 플랜지에 작용하는 축력과 휨 모멘트 및 판 두께 방향으로 작용하는 보의 휨모멘트 조합으로 다축응력이 발생하는 부분이다. 그러므로 전 구조물의 연성을 좌우하는 모멘트저항골조의 기둥-보 용접접합부 변형능력 확보방안을 위한 검토가 필요하다.

일반적으로 기둥과 보에 적용하는 강재는 기둥의 경우 고강도·고성능강이 많은 반면 보는 4900MPa 이하의 일반강 적용이 많다. 이것은 기둥의 경우 건물 규모가 커지면 축력이 비례적으로 상승하므로 고강도강 적용을 통한 효과적인 제작성 및 용접성 확보가 양호하기 때문이나, 보는 형상에 좌우되는 처짐 및 진동 등의 사용성 확보가 우선되므로 일반강 적용이 많게 된다. 그러므로 고강도·고성능강은 기둥과 브레이스 등과 같은 부위에 주로 적용된다. 고강도강 기둥과 보 용접접합부는 접합부의 용접성 및 변형능력 확인이 용이하고, 차후 강도가 더 낮은 보를 적용하면 상대적으로 변형능력 확보가 더 우수하게 된다.

본 연구에서는 600MPa(SM570TMC 급) 강재를 기둥과 보에 적용한 용접접합부의 초기연구로 고강도강에 대한 소재 특성을 검토하였고, 실구조물 저층부를 대상으로 T형 기둥-보 용접접합부 실험체를 제작하여 반복가력실험을 통해 구조성능을 평가하였다. 용접접합부는 스캐럽 형상의 영향이 나타나도록 강패널을 대상으로 하였으며, 고강도·고성능강 적용에 따른 용접접합부의 내진성능을 평가하여 접합부의 내진성능 개선방향과 내진성능에 대한 설계자료를 제시하였다.

2. 실험계획

2.1 실험 계획 및 실험체 형상

실험의 주요 변수는 표 1과 같다. 주용 변수는 스캐럽형상이며, 스캐럽 형상은 논스캐럽과 종래형 스캐럽, 개량형 스캐럽으로 구분되며, 기둥-보 접합부실험체 5개이다. 실험체는 고강도 고성능강이며, 강종은 600MPa급의 SM570TMC 이다. SM570TMC는 판 두께 구분없이 항복강도(F_y)가 440N/mm²이다.

실험체의 형상은 건축물 외측부를 대상으로 T자형상의 기둥-보 용접접합부이다. 실험체는 빌트 업으로 제작되었으며, 기둥 BH-350×350×40×40, 보 BH-400×280×16×20 이다.

그림 1은 실험체 형상을 나타낸 것이다. 실험체는 T형이며, 기둥 양단의 핀 중심간 거리는 4,200mm, 보 가력점과 기둥 중심부까지의 거리는 3,600mm이다. 실험체는 T형의 기둥-보 접합부를 기둥 1,800mm, 보 2,920mm로 공장제작 후 가력점부분을 고력볼트로 부재이음 후 가력하였다. 기둥과 보 부재의 빌트업 제작시 용접부는 완전용입 용접 하였고, 용접 후 비파괴검사로 용접부의 용접상태를 확인하였다. 또한 보 플랜지와 동일한 두께의 수평 스티프너를 적용하였다.

표 1. 실험체 구분

실험체명	강종	스캐럽 종류	스캐럽형상
HP-T-600-N-1	SM570TMC	논스캐럽	-
HP-T-600-N-2	SM570TMC	논스캐럽	-
HP-T-600-A-1	SM570TMC	종래형 스캐럽	R=35
HP-T-600-A-2	SM570TMC	종래형 스캐럽	R=35
HP-T-600-B	SM570TMC	개량형 스캐럽	R=35+10

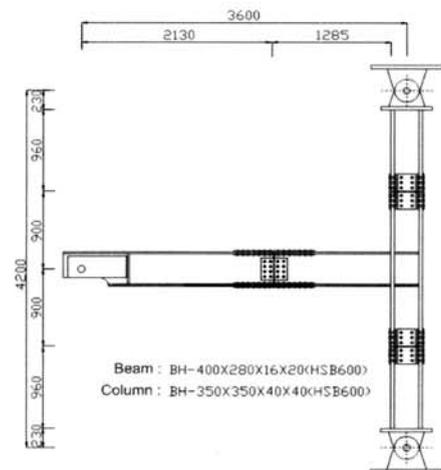


그림 1. 실험체 형상

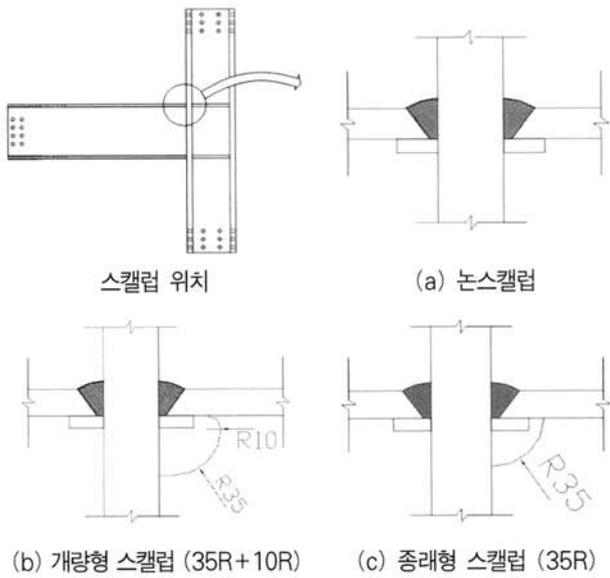


그림 2. 스캐럽 상세

표 2. 용접조건

용접봉	전류(A)	전압(V)	용접속도(v) (cm/min)	입열량 (KJ/cm)
φ 1.4	300~350	38~42	30~35	22.8~25.2

표 3. 용착금속의 기계적 성질

호칭	항복점 (N/mm ²)	인장강도 (N/mm ²)	연신율(%)	충격흡수에너지	
				-30℃	-60℃
E81T1-K2	540	620	28	110	60

그림 2는 보 플랜지와 기둥 플랜지의 용접접합부 상세이다. 그림 2(a)의 스캐럽 상세는 논스캐럽 상세이며 뒷담재(25×9) 설치 후 맞담 용접하였다. 그림 2(b)는 스캐럽 선단의 응력집중을 완화하기 위하여 개량된 스캐럽 상세이며, 용접 시 세라믹 뒷담재를 사용하여 용접한 후 뒷담재를 제거하였다. 그림 2(c)는 기존에 사용하던 종래형 스캐럽 상세로 용접방식은 개량형 과 동일하다.

실험체 제작 시 접합부의 용접조건은 표 2와 같다. 용접은 플럭스 코어 탄소가스 아크용접을 적용하였으며, 용착금속은 적용강재의 강도와 화학성분 등을 고려하여 고강도강용 Supercored 81-K2를 선정하였다. 용착금속의 기계적 성질은 표 3과 같다. 용접봉은 티타니아 타입의 플럭스 코어드 와이어이다. 특히 화학성분 중 미량원소를 함유 -30℃ 이하의 저온에서도 충격치가 확보되었고, KS YFL-C506R, AWS E81T1-K2 및 JIS YFL-C506R에 부합한다. 용착금속의 충격흡수에너지는 -30℃에서 110J, -60℃에서 60J로서, AISC에서 요구하는 $\underline{29J(-20^{\circ}F)}$ 에서 27J(20ft-lb)를 만족한다.

2.2 실험방법

실대 사이즈의 기둥-보 접합부 가력방법은 층간 변위비를 기준으로 ANSI / AISC SSPEC-2005 및 FEMA350의 Cycle Loading Program에 의해 가력을 실시하였다. 변위 제어에 사용되는 층간 변위비는 0.375, 0.5, 0.75%에서 각 6 cycle, 1% 4 cycle, 1.5, 2, 3, 4, 5%의 경우 2 cycle 씩 반복 가력 하였다.

기둥-보 접합부에 횡력이 가해진 골조를 재현하기 위해 기둥 양 단부는 한지상태로 제작하였고, 보 단부는 용량 50ton, 스트로크 길이 ±300mm인 액추에이터를 이용하여 초당 0.5mm로 가력하였다. 또한 가력 시 보의 면외변형을 방지하기 위해 횡지지 브레이스를 가력점으로 부터 600mm 떨어진 위치에 설치하였다. 그림 3과 그림 4는 실험체의 가력상황과 실험체 설치도이다. 그림 5는 실험체에 설치된 변위계 위치이다. 변위계는 그림과 같이 6개소에 설치하여 기둥, 보, 패널존 각 부위의 변형을 계측하여 변형분담을 산정에 적용하였다. 실험체의 미세거동을 평가하기 위해 SAC에서 권하는 최소 요구에 만족하도록 그림 6와 같이 스트레인게이지를 부착하였다. 패널존 중앙에는 3방향 게이지를 부착하여 삼축응력을 측정하였고, 보 플랜지와 웨브의 변형도 분포를 측정하였다.

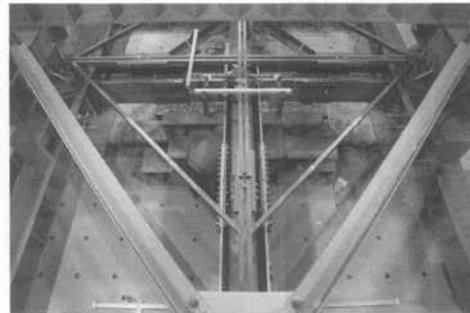


그림 3. 실험체 설치전경

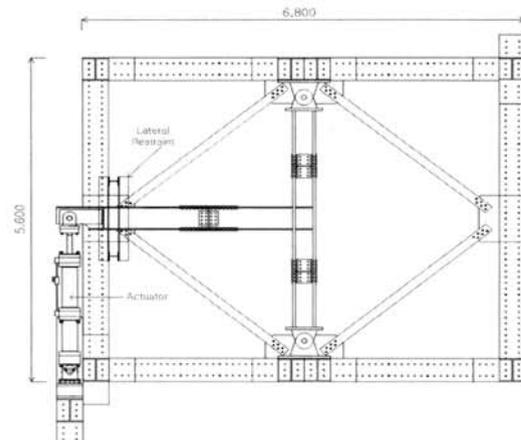


그림 4. 실험체 설치도

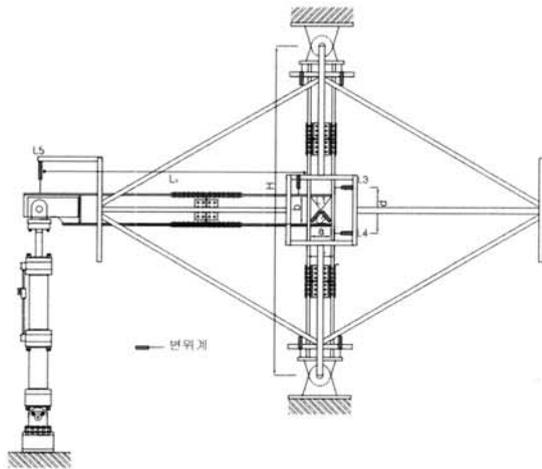


그림 5. 변위계 설치위치

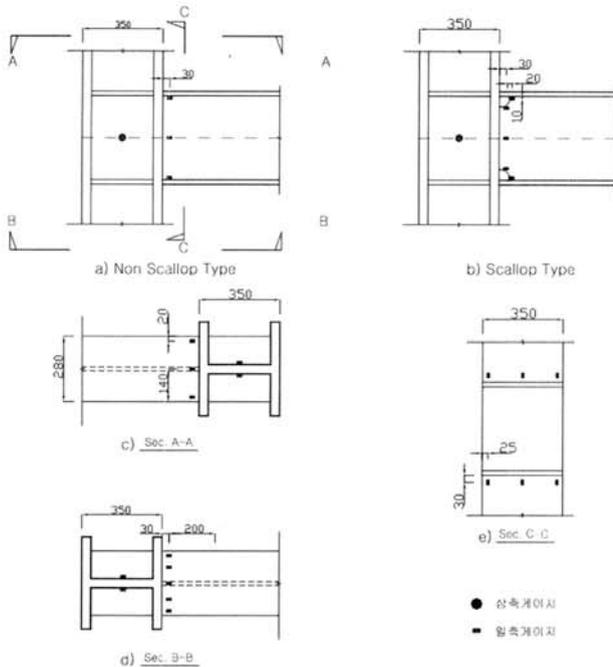


그림 6. 스트레인게이지 부착위치

실험체의 미세거동을 평가하기 위해 SAC Joint venture 에서 권하는 최소 요구에 만족하도록 그림 6와 같이 스트레인게이지를 부착하였다. 패널존 중앙에는 3방향 게이지를 부착하여 삼축응력을 측정하였고, 보 플랜지와 웨브의 변형도 분포를 측정하였다.

식 (1)~식 (6)은 SAC Joint venture 의 표준데이터 산출방식이다. 식 (1)~식 (3)은 패널존의 전단변형 및 기둥, 보의 회전성분 이며, 식 (4)~식 (6)은 접합부 구성요소의 변형량을 산출 방법이다. 또한 실험체 접합부의 부재별 내력은 표 4와 같다. 내력비는 보의 항복내력 대한 비이며 보가 기둥이나 패널보다 항복내력이 작기 때문에 접합부의 내력은 보의 항복하중이 된다. 그러므로 실험체는 강패널 시험체로

구분된다.

$$\gamma_{AVG} = \frac{\sqrt{a^2 + b^2}}{2ab} (L_1 - L_2) \tag{1}$$

$$\theta_c = \frac{(L_3 - L_4)}{d} - \gamma_{AVG} \left(1 - \frac{d}{H}\right) \tag{2}$$

$$\theta_b = \frac{L_5}{l_b} \frac{(L_3 - L_4)}{d} - \gamma_{AVG} d \left(1 + \frac{d_c}{2l_b}\right) - \theta_c \left(1 + \frac{d_c}{2l_b}\right) \tag{3}$$

$$\delta_r = \gamma_{AVG} L_b - \frac{\gamma D_b}{H_c} \left(L_b + \frac{D_c}{2}\right) \tag{4}$$

$$\delta_c = \theta_c \left(L_b + \frac{D_c}{2}\right) \tag{5}$$

$$\delta_b = \delta_{total} - \delta_c - \delta_r \tag{6}$$

γ_{AVG} 패널존의 평균 전단변형 δ_r 패널존의 변형
 θ_c 기둥의 회전성분 δ_c 기둥의 변형
 θ_b 보의 회전성분 δ_b 보의 변형

표 4. 접합부의 부재별 내력 및 내력비

구 분		보	패널	기둥
T형	항복내력(kN)	318.33	500.46	1,171.57
	내력비	1.00	1.57	3.68
소성내력(kN)		339.18	-	1,400.64

2.3 소재시험

고강도 강재의 판 두께에 따른 기계적 특성을 파악하기 위해 소재의 화학성분 분석시험, 인장시험 및 용접부 인장시험을 실시하였다. 시험편은 기둥과 보 부재로 사용된 판재에 대해 압연방향의 판 두께 1/4 위치를 대상으로 하였다.

강재의 화학성분은 미세조직과 부재 제작 시 발생하는 용접 균열과 밀접한 관계가 있다. KS D 0001 강재의 검사통칙에 의해 화학성분을 분석한 화학성분 분석결과는 표 5와 같다. 규격은 KS D 3515 SM570 강재의 최소 규격치이며, 인(P)과 황(S)의 화학성분 조성비가 상당히 낮다.

탄소당량(C_{eq})과 용접갈라짐 감수성조성(P_{cm})은 소재의 특성치로 저온균열의 발생을 예측할 수 있다. 표 5의 화학성분 분석시험의 결과에 따라 탄소당량과 용접갈라짐 감수성조성을 표 6에 나타내었다.

인장시험 결과는 표 7과 같다. 시험결과 3개 인장시험편의 평균치이다. 항복비는 40mm 기둥 부재의 경우 74%이며, 이는 항복비 80% 이하로 항복 후 충분한 소성변형능력을 확보할 수 있는 것으로 보인다.

표 5. 화학성분 분석결과

구분	화학성분(%)										
	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	B
규격	0.18	0.55	1.60	0.035	0.035	-	-	-	-	-	-
16mm	0.06	0.22	1.51	0.015	0.001	0.092	0.208	0.248	0.045	0.001	0.003
20mm	0.02	0.16	1.50	0.013	0.001	0.108	0.249	0.280	0.055	0.001	0.003
40mm	0.02	0.16	1.50	0.012	0.001	0.108	0.249	0.282	0.056	0.001	0.003

표 6. 탄소당량 및 용접갈라짐 감수성조성

구분	탄소당량(%)	용접갈라짐 감수성조성(%)
최소규격	0.47	0.30
16mm	0.39	0.18
20mm	0.35	0.14
40mm	0.35	0.14

$$C_{eq}(\%) = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Si}{24} + \frac{Ni}{40} + \frac{Cr}{4} + \frac{V}{14}$$

$$P_{cm}(\%) = C + \frac{Si}{30} + \frac{Mn}{20} + \frac{Cu}{20} + \frac{Ni}{60} + \frac{Cr}{20} + \frac{Mo}{15} + \frac{V}{10} + 5B$$

표 7. 인장시험 결과

구분	항복점 σ_y (MPa)	인장강도 σ_u (MPa)	항복비 σ_y/σ_u	연신율 Elong(%)
16mm	438.3	636.6	0.69	39.4
20mm	434.4	620.4	0.70	44.3
40mm	456.1	619.6	0.74	55.5

험체와 동일하게 가력초기 탄성거동을 하였으며, 층간변위 6% 첫 번째 사이클에서 초기 가력방향으로 인장 측 보 플랜지 및 웨브에 좌굴이 발생하였다. 또한 층간변위 7% 첫 번째 사이클에 초기 가력방향으로 압축 측 플랜지 및 웨브에 좌굴이 발생하였으며, 인장 측 플랜지 및 웨브의 좌굴이 심화되었다. 최대 휨강도는 $1.33M_p$ 이고, 가력 시 보 플랜지의 좌굴이 심화되어 실험이 종료되었다.

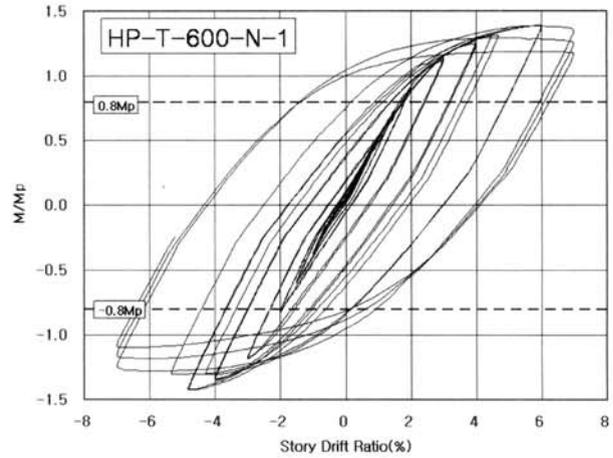


그림 7. HP-T-600-N-1의 모멘트-층간변위비 관계

3. 실험 결과

3.1 실험결과 및 파괴양상

3.1.1 HP-T-600-N-1 실험체

그림 7은 HP-T-600-N-1 실험체의 모멘트-층간변위비 관계이고, 그림 8은 실험체의 파괴양상을 나타낸 것이다. HP-T-600-N-1는 논스캘럼 실험체로 가력초기 탄성거동을 하였으나, 층간변위 6% 두 번째 사이클에서 보 플랜지에 초기좌굴이 시작되었다. 또한 층간변위 7% 첫 번째 사이클에서 보 플랜지 양쪽 부분 모두 좌굴이 발생 하였다. 실험에서 최대휨강도는 $1.39M_p$ 이고, 반복가력시 보 플랜지의 극심한 좌굴로 보의 휨좌굴이 진전되면서 실험이 종료되었다.

3.1.2 HP-T-600-N-2 실험체

그림 10은 HP-T-600-N-2 실험체의 모멘트-층간변위비 이고, 그림 9은 실험체의 파괴양상이다. HP-T-600-N-1 실험체와 동일하게 가력초기 탄성거동을 하였으며, 층간변위 6% 첫 번째 사이클에서 초기 가력방향으로 인장 측 보 플랜지 및 웨브에 좌굴이 발생하였다. 또한 층간변위 7% 첫 번째 사이클에 초기 가력방향으로 압축 측 플랜지 및 웨브에 좌굴이 발생하였으며, 인장 측 플랜지 및 웨브의 좌굴이 심화되었다. 최대 휨강도는 $1.33M_p$ 이고, 가력 시 보 플랜지의 좌굴이 심화되어 실험이 종료되었다.

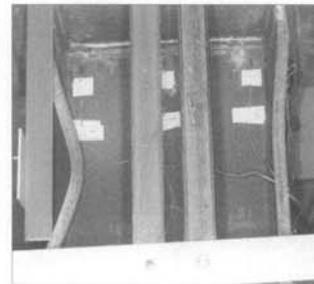


그림 8. HP-T-600-N-1 파괴양상

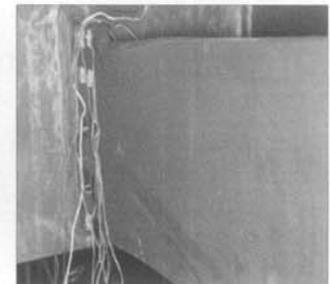


그림 9. HP-T-600-N-2 파괴양상

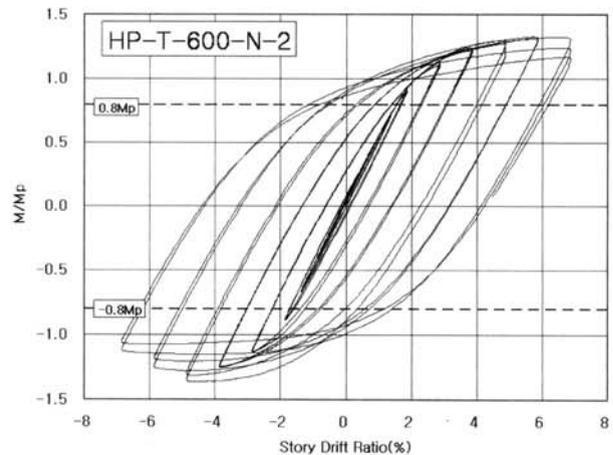


그림 10. HP-T-600-N-2의 모멘트-층간변위비 관계

3.1.3 HP-T-600-A-1 실험체

그림 11은 HP-T-600-A-1 실험체의 모멘트-층간변위비 관계이고, 그림 12는 실험체의 초기균열, 그림 15는 실험체의 파괴양상이다. HP-T-600-A-1는 종래형 스캘럽을 적용한 실험체이며, 가력초기 탄성거동을 진행하다 층간변위 4%에서 스캘럽 부위 및 기둥과 보 플랜지의 용접접합부에서 초기 균열이 발생되었다. 또한 층간변위 5% 스캘럽 부위의 내외부에 관통 균열이 발생하였다. 전소성모멘트에 대한 최대 휨강도는 $1.28M_p$ 이고, 가력 시 보 플랜지 및 웨브 부분이 좌굴을 동반한 균열확장 등으로 극심한 파괴양상을 보였다.

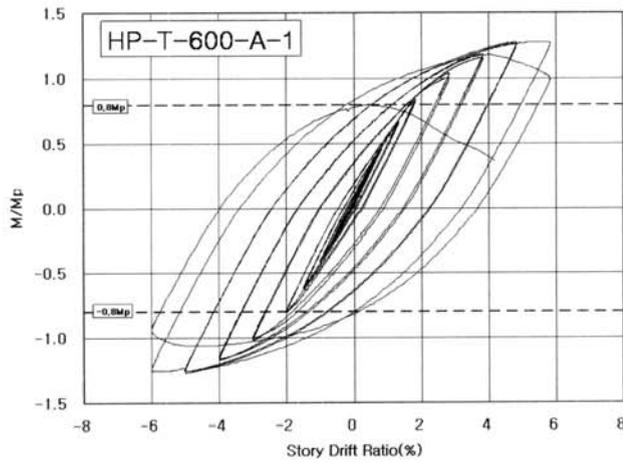


그림 11. HP-T-600-A-1의 모멘트-층간변위비 관계



그림 12. HP-T-600-A-1 초기균열



그림 13. HP-T-600-A-1 파괴양상

3.1.4 HP-T-600-A-2 실험체

그림 14는 HP-T-600-A-2 실험체의 모멘트-층간변위비 관계이고, 그림 15는 실험체의 초기균열, 그림 16은 실험체의 파괴양상이다. 가력초기 탄성 거동을 보이다 층간변위 4%에서 초기 가력방향으로 용접접합부에서 초기 균열이 발생하였다. 또한 층간변위 6%에서 균열이 급격히 진전되어 파괴되었다. 실험에서 전소성모멘트에 대한 최대 휨강도는 $1.33M_p$ 이고, 파괴형태는 HP-T-600-A-1 실험체와 비슷한 양상을 나타내었다.

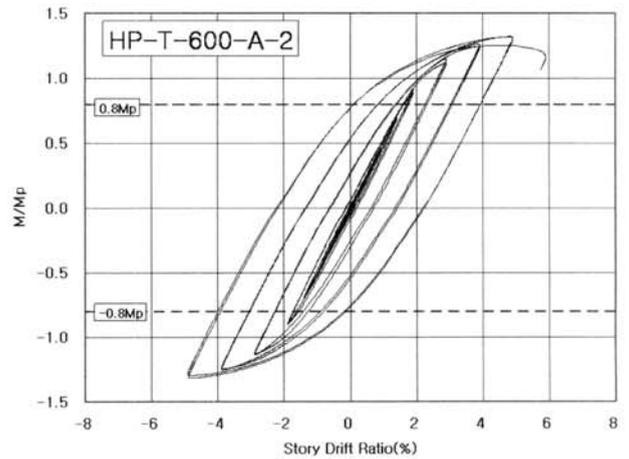


그림 14. HP-T-600-A-2의 모멘트-층간변위비 관계



그림 15. HP-T-600-A-2 초기균열



그림 16. HP-T-600-A-2 파괴양상

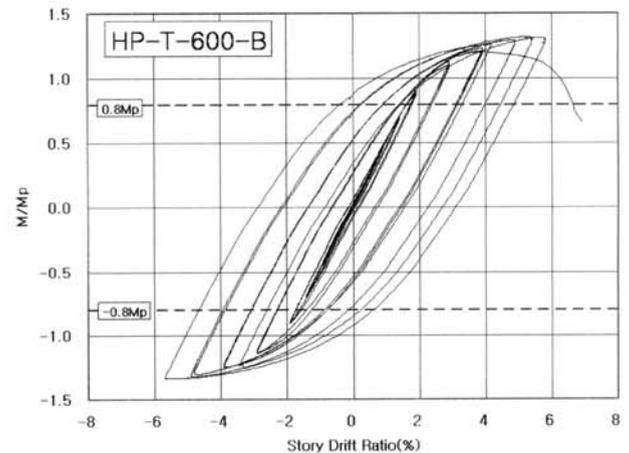


그림 17. HP-T-600-B의 모멘트-층간변위비 관계



그림 18. HP-T-600-B 초기균열



그림 19. HP-T-600-B 파괴양상

3.1.5 HP-T-600-B 실험체

그림 17은 HP-T-600-B 실험체의 모멘트-회전각 관계이고, 그림 18은 실험체의 초기균열, 그림 19는 실험체의 파괴양상이다. HP-T-600-B는 종래형 스캐럽 단부의 응력집중을 완화시킨 개량형 스캐럽 실험체이며, 초기 균열은 층간변위 4%일 때 용접접합부에서 발생하였다. 층간변위 5%일 때, 균열이 플랜지 내부로 진전되었고, 웨브에도 초기 균열이 발견되었다. 층간변위 6% 에서 파단이 발생하여 실험이 종료되었다. 전소성모멘트에 대한 최대 휨강도는 $1.30M_p$ 이다. 각 실험체의 초기균열 및 파괴양상을 정리하면 실험결과를 표 8과 같다.

3.2 단조이력곡선

단위골조 실험체의 반복이력특성을 단조이력곡선으로 변환하면 그림 20과 같다. 단조이력곡선은 최대하중 이후 내력저감이 발생하기 전의 이력곡선을 연장한 그래프이다. 모든 실험체가 탄성구간은 직선을 이루고 있으며, 스캐럽 형상에 의한 초기강성의 차이는 없는 것으로 나타났다. 또한 단조이력곡선을 비교하면 종래형과 개량형 스캐럽의 차이는 거의 없으며, 논스캐럽 실험체가 상대적으로 변형능력이 우수하다.

표 8. 실험결과 및 파괴양상

실험체명	초기균열		최대하중		파단양상	
	위치	발생시점	하중(kN)	발생시점	양상	발생시점
HP-T-600-N-1	-	-	475.14	6%	국부좌굴	7%
HP-T-600-N-2	-	-	453.97	6%	국부좌굴	7%
HP-T-600-A-1	스캐럽	4%	435.83	5%	보 플랜지 균열	6%
HP-T-600-A-2	스캐럽	4%	452.06	5%	보 플랜지 균열	5%
HP-T-600-B	스캐럽	5%	442.36	5%	보 플랜지 균열	6%

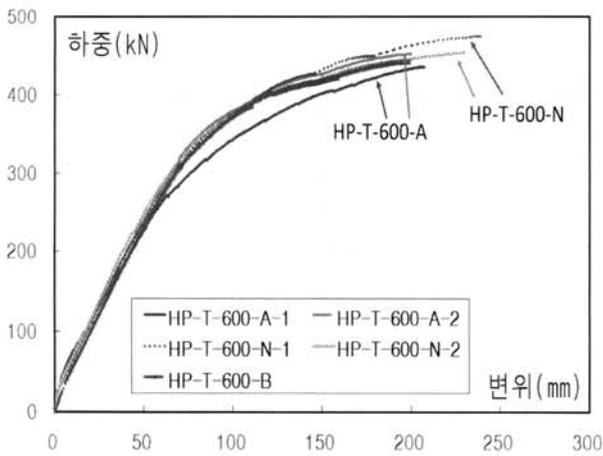


그림 20. 각 실험체의 단조이력곡선

4. 접합부의 인성평가

4.1 기둥-보 용접접합부의 성능평가

기둥 보 용접접합부의 성능평가방법은 내력과 변형능력 또는 소성회전각을 기준으로 접합부의 성능을 평가하여 골조시스템으로 구분한다. AISC(2005) 내진규정의 경우 반복재하 실험을 통해 특별연성모멘트 골조의 접합부로 인정받기 위해서는 총회전각 0.04radian 수준을 적어도 1 cycle 저항하고, 동시에 휨강도가 $0.8M_p$ 이상 되도록 규정하고 있다.

표 9는 이러한 각 인자에 의한 접합부의 성능을 평가한 결과이다. 단조이력곡선 데이터를 이용하여 성능평가에 필요한 각 데이터를 산출하였으며, 시험체별 전소성내력, 최대내력, 전소성시 변형량 및 최대하중시 변형량 등을 정리하였다.

총회전각은 0.05~0.07rad 으로 FEMA350 및 Eurocode 8의 기준에 상회하는 값을 나타내었다. 본 연구에서의 논스캐럽과 종래형 및 개량형 스캐럽 실험체 모두 특별연성모멘트골조(Special Moment Frame)에서 요구되는 접합부 내진성능을 충분히 만족시키고 있으며, Eurocode의 고연성등급(DCH)에 해당하는 내진성능을 보여주고 있다. 누적소성률은 2.31~2.98의 분포를 보여 일본의 한계상태 설계법의 소성해석이 가능한 영역 하한치인 1.8을 상회하였다. 내력비(내력상승률)는 1.28~1.39의 분포를 보여 일본 한계상태설계법에서 제시한 1.15이상의 값을 유지하고 있다. 그러므로 600MPa급의 고성능 고강도강을 적용한 기둥-보 용접접합부는 강패널의 경우 스캐럽의 형상에 관계없이 모두 특별연성모멘트 골조의 변형능력과 내력비를 확보하는 것으로 평가할 수 있다.

표 9. 실험결과 평가

실험체명	계산치		실험치		θ	μ	$\frac{cP_p}{eP_u}$
	cP_p	$c\delta_p$	eP_u	$e\delta_u$			
HP-T-600-N-1	339.2	60.1	475.1	239.7	0.07	2.98	1.39
HP-T-600-N-2	339.2	60.1	454.0	230.3	0.07	2.83	1.33
HP-T-600-A-1	339.2	60.1	435.8	207.4	0.06	2.45	1.28
HP-T-600-A-2	339.2	60.1	452.1	199.8	0.05	2.32	1.33
HP-T-600-B	339.2	60.1	442.4	199.0	0.06	2.31	1.30
평가기준	미국		FEMA 350		0.04↑	-	-
	일본		한계상태설계법		-	1.8↑	1.15↑
	유럽		Eurocode8		0.03↑	-	-

cP_p : 전소성내력 계산치(kN) $c\delta_p$: cP_p 시의 변형량(mm)
 eP_u : 최대내력 실험치(kN) $e\delta_u$: 단조치환 누적 변형량(mm)
 θ : 총회전각(%)
 μ : 누적소성률 = $(e\delta_u - c\delta_p) / c\delta_p$
 cP_p / eP_u : 내력비

4.2 스킨업 상세가 접합부 성능에 미치는 영향

스킨업 상세가 접합부 성능에 미치는 영향에 대한 평가는 표 10과 같다. 주요 실험변수인 스킨업상세의 영향을 평가하기 위해 논스킨업 실험체와 스킨업 실험체를 비교하였다.

논스킨업 실험체(HP-T-600-N 시리즈)는 개량형 스킨업(HP-T-600-B) 실험체 보다 접합부 성능이 우수하였으며, 종래형 스킨업(HP-T-600-A 시리즈) 실험체와 비교하여도 동일한 결과를 나타내었다. 또한 개량형 스킨업(HP-T-600-B 시리즈)이 종래형 스킨업(HP-T-600-A)형상보다 대체로 우수한 값을 나타냈다.

논스킨업 형상의 실험체는 개량형 스킨업 실험체에 비해 내력비(cP_p / eP_u) 1.05배, 누적소성율(μ) 1.21배, 총회전각(θ) 1.17배의 값을 나타냈으며, 종래형 스킨업 실험체에 비해 내력비 1.07배, 누적소성율 1.29배, 총회전각은 1.17배 증가하였다. 또한 개량형 스킨업 형상의 실험체는 종래형 스킨업 실험체에 비해 내력비 1.02배, 누적소성율 1.07배, 총회전각 1.00배를 나타내어 논스킨업, 개량형 스킨업, 종래형 스킨업 순으로 성능 차이를 보인다.

표 10. 스킨업 상세에 의한 영향

구분	$\frac{cP_p}{eP_u}$	μ	θ
논스킨업/개량형 스킨업	1.05	1.21	1.17
논스킨업/종래형 스킨업	1.07	1.29	1.17
개량형 스킨업/종래형 스킨업	1.02	1.07	1.00

4.3 각 구성요소의 변형분담율

기둥-보 용접접합부의 각 구성요소인 패널, 기둥, 보의 변형분담율을 전체 변형에 대한 비율로 평가하였다. 분담율 평가는 식 (4)~식 (6)을 적용하였으며, 그림 21~그림 23에 대표적인 스킨업과 논스킨업 실험체를 정리하였다.

본 연구의 실험체는 모두 강패널로 변형분담율 평가결과, 보가 항복한 후에도 대부분의 변형을 보가 부담하고 있다. 이러한 경향은 건축물 저층부의 기둥-보 접합부의 강패널 특성으로 이해될 수 있으며, 실험 종료시 까지 기둥과 패널의 변형분담율은 각각 30%이하이다. 스킨업 형상에 의한 변형분담율의 특성은 논스킨업 형상의 경우, 변형분담율 곡선이 탄성역 구간인 층간변위 약 1% 구간에서부터 보의 변형분담율은 증가하고 기둥과 패널은 감소하는 경향을 갖으며 HP-T-600-N-2 실험체도 거의 유사한 경향을 보이고 있다. 종래형

스킨업 실험체는 HP-T-600-A-1 실험체의 경우 층간변위 1% 이후부터 보의 변형분담율이 감소하고, 패널의 분담율이 증가하는 양상을 보이고 있다. 또한 HP-T-600-A-2 실험체는 층간변위 1%부터를 정점으로 보의 변형분담율 증가가 정체된 후 층간변위 4% 이후 급격히 저하되었다. 개량형 스킨업 실험체는 논스킨업 실험체와 유사하게 층간변위 1% 이후 보의 분담율이 증가하였다.

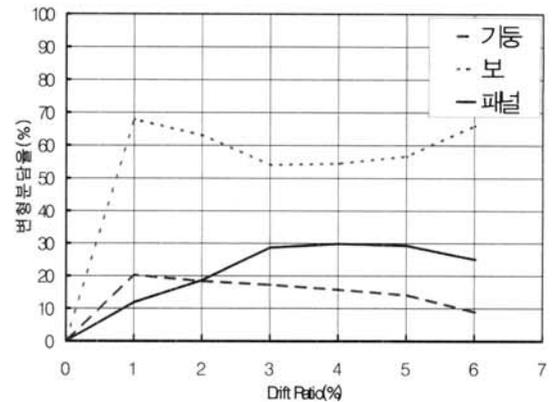


그림 21. HP-T-600-A-1의 변형분담율

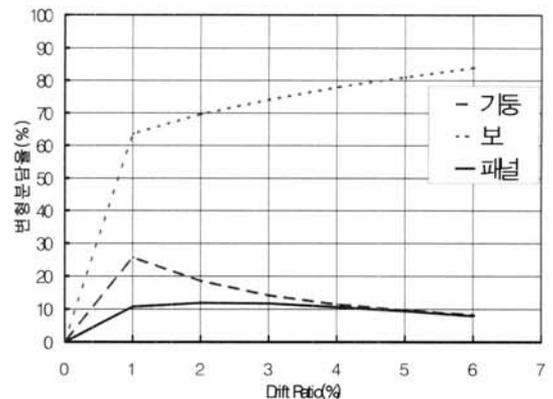


그림 22. HP-T-600-B의 변형분담율

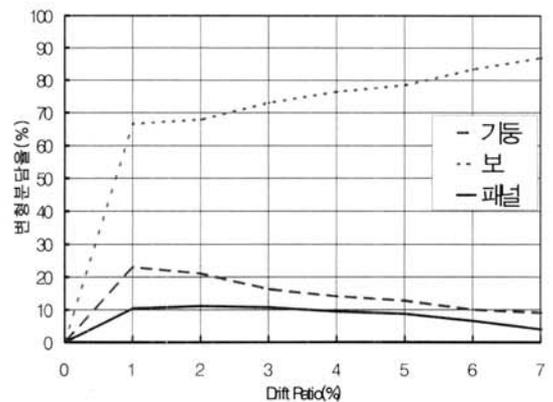


그림 23. HP-T-600-N-1의 변형분담율

스켈럽형상에 의한 변형분담율의 특성은 논스켈럽과 개량형 스켈럽 등 스켈럽 단부의 응력집중이 완화된 경우 보의 변형 분담율이 층간변위와 함께 비례적으로 상승하나, 종래형 스켈럽은 스켈럽 단부의 응력집중으로 보의 분담율이 저하되는 양상을 나타내고 있다. 보의 변형분담율 저하 및 패널의 분담율 증가는 지진 등 극심한 하중에 의한 파단 시 기둥으로 크랙이 전이될 수 있으며, 이는 부가적으로 보수·보강비용의 증가를 초래할 수 있다.

5. 결론

본 연구에서는 기둥-보 용접접합부의 스켈럽 형상에 따른 접합부성능 평가를 위해 H형 기둥과 보로 구성된 T자 접합부 실험을 수행하였다. 실험체는 실 구조물 크기로 설계 및 제작을 하여 내진성능실험을 수행하였고, 실험결과는 다음과 같다.

- (1) 본 연구에서 적용한 600MPa급 고성능·고강도강재의 기둥-보 용접접합부 실험체는 모두 총회전각이 0.04 rad.일 때, 보 단면 전소성모멘트의 80% 이상의 값을 나타내었으며, 내력비는 1.28~1.39이다. 그러므로 모든 실험체는 AISC의 특별연성모멘트 골조와 일본의 한계상태설계법의 소성해석이 가능한 등급에 해당되어, 600MPa급 고강도·고성능 강재를 적용한 기둥-보 용접접합부의 인성은 스켈럽 상세에 관계없이 충분히 확보되는 것으로 판단된다.
- (2) 파괴양상은 스켈럽 및 개량형 스켈럽 실험체의 경우 스켈럽 단부에서부터 초기균열이 발생하여 진전하였으며, 논스켈럽 실험체는 좌굴에 의해 파단되었다. 또한 최대 하중 및 파단 발생 시 층간변위도 논스켈럽이 스켈럽 실험체 보다 우수한 것으로 나타났다.
- (3) 스켈럽 형상에 의한 기둥-보 용접접합부의 인성에 미치는 영향은 논스켈럽 실험체는 종래형 스켈럽 실험체에 비해 내력비 1.07배, 누적소성율 1.29배, 총회전각은 1.17배 증가하였다. 또한 개량형 스켈럽은 종래형 스켈럽 실험체에 비해 내력비와 총회전각은 동일하나, 누적소성율은 1.07배 증가하였다. 그러므로 접합부 상세에 의한 영향은 논스켈럽, 개량형 스켈럽, 종래형 스켈럽 순으로 접합부의 내력 및 변형능력이 저하되는 것으로 나타났다.
- (4) 스켈럽형상에 의한 변형분담율은 논스켈럽과 개량형 스켈럽 등 스켈럽 단부의 응력집중이 완화된 경우 보의 변형분담율이 층간변위와 함께 상승하나, 종래형 스켈

럽은 스켈럽 단부의 응력집중으로 보의 분담율이 저하되었다. 보의 변형분담율 저하 및 패널의 분담율 증가는 지진 등 극심한 하중에 의한 파단 시 기둥으로 크랙이 전이될 수 있으며, 이는 부가적으로 보수·보강비용의 증가를 초래할 수 있다고 판단된다.

참 고 문 헌

- 金鍾洛 外 3人 (1984), 柱はり溶接接合部の力學的性狀および破斷に及ぼす影響について—厚板鋼板を用いた柱はり溶接接合部の破斷性狀に關する實驗的研究 その2—, 日本建築學會論文集昭, 和59年 12月 10日.
- 김종락, 김성배 (2003), 고강도강(570N/mm) 기둥-보 접합부의 용접형식과 접합부상세가 인성에 미치는 영향에 관한 연구, 대한건축학회논문집 구조계 19권 3호, pp.33~40.
- 김종락, 임성우, 김성배, 박양희, 이상익 (2002), "패널존 강성에 따른 고강도강 기둥-보 접합부의 인성에 관한 연구", 한국강구조학회 학술발표대회논문집, pp.533~538
- 한국강구조학회 (2006), 강구조설계.
- 대한건축학회, 건축구조설계기준 및 해설, 2006.
- 日本建築學會, 鋼構造接合設計指針, 2001.
- 日本建築學會, 鋼構造限界狀態設計指針·同解説, 1998.
- Shen-Jin Chen (2000. 10) Performance of Jumbo Beam-to-Column Connections with High Strength Steel, Fourth International Workshop on Connections in Steel Structures, pp.257~265
- Edoardo M. Marino, Masayoshi Nakashima, Khalid M. Mosalam (2005. 1) Comparison of European and Japanese seismic design of steel building structures Engineering Structures, pp.827~840
- Jun Jin, Sherif EI-Tawil (2005. 2) Evaluation of FEMA-350 Seismic Provisions for Steel Panel Zones, ASCE, pp.250~258
- S. Mahin, J. Malley, R. Hamburger (2001. 10) Overview of The FEMA/SAC Program for Reduction of Earthquake Hazards in Steel Moment Frame Structures, *Journal of Constructional Steel Research*, pp.511~528
- W. F. Chen, I. Sohal, Plastic Design and Second-Order Analysis of Steel Frames, Springer-Verlag New York Inc.
- SAC Joint Venture (2000. 7) Recommended Seismic Design Criteria for New Steel Moment-Frame Buildings, FEMA-350.
- SAC Joint Venture (1999. 7) Interim Guidelines, FEMA-267.

SAC Joint Venture (1997. 2) Protocol for Fabrication, Inspection, Testing, and Documentation of Beam-Column Connection Tests and other Experimental Specimens, Report No. SAC/BD -97/02 Version 1.1.
Federal Emergency Management Agency (1997. 7) Connection Test Summaries, FEMA-289.
AISC (2005. 3) Specification for Structural Steel Buildings.
AISC (2005. 11) Seismic Provisions for Structural

Steel Buildings incl. Supp. No. 1s.
ICC (2006. 1) International Building Code, pp.417
ASCE (2005) Minimum Design Loads for Buildings and Other Structures, pp.119~122
Cen. Eurocode 8 (2003. 12) Final Draft of Eurocode 8: Design of Structures for Earthquake Resistance-Part 1: European Committee for Standardization.

(접수일자 : 2008. 7. 30 / 심사일 2008. 8. 21 /
게재확정일 2008. 9. 8)