

반복재하 실물대 실험에 의한 컬럼-트리(Column-Tree) 형식 철골 모멘트 접합부의 내진거동 연구

Cyclic Seismic Testing of Full-Scale Column-Tree Type Steel Moment Connections

이 철 호¹⁾ · 박 종 원²⁾
Lee, Cheol Ho Park, Jong Won

요 약 : 본 연구에서는 반복재하 실물대 실험에 의해 철골 모멘트접합부(column-tree 형식)의 내진거동을 평가하였다. 시험체는 H-600X200 (보) 및 H-400X400 (기둥) 계열의 SS41 (SS400) 압연형강으로 제작되었으며 보에 대한 패널존의 상대강도를 실험의 주요변수로 고려하였다. 본 실험결과에 의할 때 패널존의 강도가 클수록 열등한 내진성능을 보였다. 시험체의 모멘트 접합부에서 접합부의 파괴 이전까지 발휘된 총소성회전각은 1.8 (% rad)에서 3 (% rad) 범위에 있었다. 시험체의 접합부는 보플랜지 열영향부의 파단 또는 기둥플랜지 두께방향의 뿔힘으로 인하여 파괴되었다. 비록 제한된 실험자료이긴 하나 본 연구의 결과는 보에만 항복을 유발하는 것 보다는 패널존의 항복도 허용하는 것이 접합부의 전체적 소성변형능력을 높이는데 유리할 것임을 시사한다. 이러한 실험결과를 역학적으로 설명할 수 있는 모델도 제시하고자 하였다.

ABSTRACT : This paper summarizes the results of full-scale cyclic seismic performance tests on three column-tree type steel moment connections. Each test specimen consisted of a H-600X200 beam and a H-400X400 column of SS41 (SS400). Key parameter included was column PZ (panel zone) strength relative to beam strength. The seismic performance of specimen with stronger PZ tended to be inferior. Total plastic rotations available in the specimens ranged from 1.8 to 3.0 (% rad). The limited test results in this study seem to support the speculation that permitting PZ yielding shall be more beneficial to enhancing total plastic rotation capacity of the moment connection. Beam flange fracture across the heat affected zone and divot-type pullout of the column flange were observed in the tests. A conceptual mechanical model consistent with observed test results was also sought.

핵심용어 : 철골 모멘트골조, 용접모멘트 접합부, 패널존, 소성회전능력, 소성힌지, 내진거동
KEYWORDS : steel moment-resisting frame, welded moment connection, panel zone, plastic rotation, plastic hinge, seismic behavior

1) 정희원, 경남대학교 건축공학과, 부교수
2) 정희원, 홍익대학교 건축공학과, 조교수

본 논문에 대한 토의를 1999년 6월 30일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

1. 서 론

철골골조의 모멘트 접합부가 내진성을 확보하기 위해서는 보-기둥 접합부의 취성 파괴 없이 보, 패널존 또는 기둥에서 반복적 소성변형을 발휘할 수 있어야 한다. 그러나 1994년의 캘리포니아 노스리지 지진과 1995년의 고베 지진은 최상의 내진성능을 갖는 것으로 가정되어 왔던 철골 모멘트 골조의 보-기둥 접합부에 예기치 않은 취성 파괴를 발생시켜 큰 충격을 주었다. 이 지진의 여파로 철골 모멘트 접합부가 아직 미완의 상재임이 드러났다. 미국에서는 이와 관련된 여러 문제를 해결하기 위한 대단위 연구프로젝트가 SAC Joint Venture라는 이름으로 수행되고 있다 (가령 FEMA 1995⁽¹⁾, Lee-Uang 1997⁽²⁾, Uang-Bondad-Lee 1998⁽³⁾).

국내에서도 내진설계가 시행된 후 10여년이 경과 되었다. 그러나 국내의 내진규준과 설계 및 시공관행에 따라 건설되고 있는 구조물의 내진안전도에 관해서는 적정의 지진자료 및 실험자료의 부재로 실효성 있게 논의되지 못하고 있다. 적어도 공식적 내진성능요구치는 내진규준의 설계용스펙트럼에 많은 것이 함축되어 있다. 이 설계용스펙트럼에서 도출할 수 있는 내진요구치를 실험적으로 확인된 구조물의 보유내진성능과 비교하는 것에서부터 내진안전도에 관한 의미 있는 논의가 시작될 수 있을 것이다.

국내의 경우 철골 모멘트 접합부는 보-기둥 접합부를 공장용접하고 현장에서 보의 이음부를 볼트로서 체결하는 "column-tree" 형식이 널리 사용되어 왔다. 그러나 이들 접합부가 내진설계에서 가정하는 것처럼 최상의 내진성능을 갖는 연성접합부인지를 검증하기 위한 우리의 실험적, 해석적 연구축적은 거의 전무한 실정이다. 따라서 우선 현행 설계 및 시공관행에 따른 접합부의 보유내진성능을 실험적으로 규명할 필요가 있다. 이와 관련한 실험연구에서 유의할 점은 접합부 주변의 보, 패널존(panel zone, PZ) 및 기둥 모두가 상호작용하여 철골 모멘트 접합부의 소성회전능력에

영향을 미친다는 것이다. 특히 패널존 항복이 모멘트 접합부의 내진성능에 미치는 영향에 대해서는 충분히 규명되지 않고 있다⁽⁴⁾⁻⁽⁸⁾. 또한 축소모형 시험체에는 규모효과(scale effects)로 인하여 핵심이 되는 용접부 부근의 취성적 파괴괴동이 실제와 같이 재현되기 어렵다. 따라서 접합부의 보유내진성능을 실제에 가깝게 실험적으로 규명하기 위해서는 적어도 보-기둥 부분골조 실험대 시험체를 채용할 필요가 있다. 위의 제반사항을 고려하여 본 연구에서는 (1) 실험대 보-기둥 부분골조 반복재하 실험을 통한 철골 모멘트 접합부의 내진성능 평가하고, (2) 패널존의 항복이 모멘트 접합부의 소성회전능력에 미치는 영향을 실험을 통하여 고찰하고자 하였다.

2. 실험 프로그램

2.1 시험체

시험체의 부재선정에 참고할 목적으로 지진구역2에 위치한 10층 철골 모멘트골조(사무소)를 허용응력도규준에 따라 설계하였다⁽⁹⁾. 10층 모멘트골조의 단면 중에서 액츄에이터의 가력용량이 허용하는 범위에서 최대치수의 압연 H형강 단면을 선정하였다. 시험체는 재질 SS41(SS400) 압

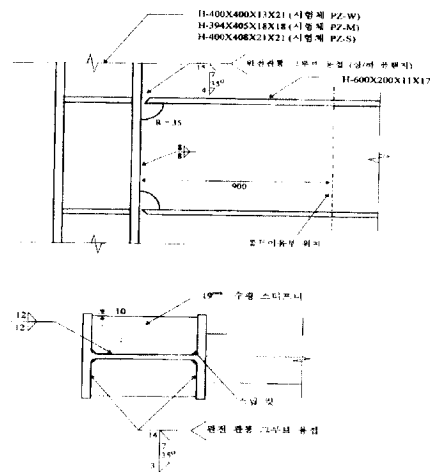


그림 1. 모멘트 접합부 상세

연 H형강을 사용하여 모두 3개를 제작하였다. 보 부재는 모두 H-600X200X11X17를 사용하였다. 기둥부재로는 시험체 PZ-W, PZ-M 그리고 PZ-S에 각각 H-400X400X13X21, H-394X405X18X18, H-400X408X21X21를 사용하였다 (그림 1참조).

Von Mises 항복조건에 의해 패널존의 항복모멘트 $\Delta M_{y,PZ}$ 를 계산하면 (1)식과 같이 된다.

$$\Delta M_{y,PZ} = \left(\frac{F_{ycw}(d_b - t_{bf})(d_c - t_{cf})t_{cw}}{\sqrt{3} \left(1 - \frac{(d_b - t_{bf})}{L_C}\right)} \right) \quad (1)$$

여기서 d_b =보의 춤, d_c =기둥의 춤, t_{cw} =기둥 웨브의 두께, t_{cf} =기둥 플랜지의 두께, F_{ycw} =기둥 웨브의 항복강도, L_C =기둥의 길이를 각각 나타낸다. 보 플랜지가 인장강도에 도달할 때의 파단휨모멘트 M_f 는 플랜지의 소성단면계수 Z_f 에 인장강도 F_u 를 곱하여 다음의 (2)식으로 표시할 수 있다.

$$M_f = Z_f \times F_u \quad (2)$$

보강도에 대한 패널존의 상대적 강도를 나타내는 방법으로는 여러가지를 생각할 수 있으나 본 연구에서의 패널존 강도지표로서 다음의 (3)식을 사용하였다⁽⁷⁾.

$$\text{패널존 강도지표} = \frac{\Delta M_y}{M_f} \quad (3)$$

시험체에서 채취한 시험편을 사용한 인장시험에서 얻어진 실제 F_{ycw} 및 F_u 를 사용하고 (표1참조) 시험체 PZ-W, PZ-M 및 PZ-S의 패널존 강도지표를 (3)식에 의해 계산하면 각각 0.72, 0.93 및 1.17 이다. 참고로 보의 전단면 소성모멘트강도 M_p 에 대한 패널존의 항복강도의 비는 시험체 PZ-W, PZ-M 및 PZ-S가 각각 0.72, 0.92 및 1.15로서 유사한 값을 보여 준다. PZ-W의 경우 특히 패널존이 보에 비해 약한 시험체임을 알 수 있다.

수평 스티프너는 보플랜지의 두께와 같거나 두꺼운 것을 사용하는 관행을 참조하여 SS41 (SS400) 19 mm 강판을 사용하였다. 시험체의 보-기둥 접합부는 연성접합부 확보를 위한 UBC (1994) SECT. 2211.7.1.2의⁽¹⁰⁾ 구조제한을 만족한다. 보와 기둥은 공장용접으로 접합되었고 보 웨브의 접합에 사용된 모살용접의 유효목두께는 보의 웨브 두께와 같도록 하였다 (그림 1의 상세 참조). 용접부의 소성단면계수는 보 전단면의 80 %에 상당한다. 용접봉은 국내에서 접합부의 공장용접에 가장 널리 쓰이는 플럭스 코아 타입 E71T-1 (AWS 규격, 직경 1.2 mm) 이다. 국가공인 비파괴검사 전문회사에 의뢰하여 용접부 감마선투과검사를 실시한 후 실험을 수행하였다.

컬럼-트리(column-tree)형식 모멘트 접합부의 경우 일반적으로 보 이음위치는 소성화 영역 외에 있는 것으로 가정한다. 본 시험체의 경우 이음위치는 기둥 외주면에서 90 cm 떨어진 곳에 위치한다. 고장력볼트 및 이음판은 볼트구멍의 면적을 공제한 유효단면적의 강도를 전달할 수 있도록 설계하는 것이 일반적인 관행이므로 보 (H-600X200X11X17)의 이음부에는 플랜지와 웨브에 각각 F10T-M20 고장력 볼트를 편측으로 6개씩 체결하였다. 그러나 실험과정에서 볼트의 슬립으로 플랜지와 웨브에 각각 F10T-M22 고장력 볼트를 편측으로 8개씩 배치하여 실험하였다 (그림 2 및 3.1 절 참조). 볼트는 검력토크랜치를 사용하여 소정의 설계볼트장력을 도입하였다.

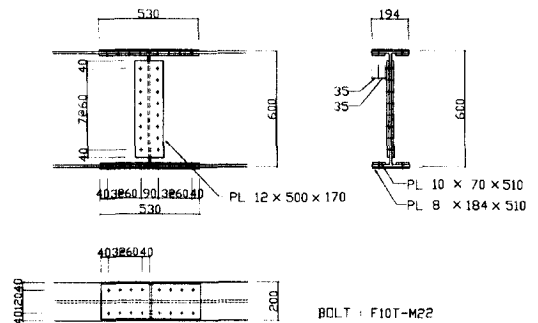


그림 2. 고력볼트에 의한 보 이음부 상세

2.2 강재의 인장시험

강재의 재질은 모두 SS41 (SS400)으로서 공칭항복강도는 $F_y=2.4$ (ton/cm^2), 최소인장강도 $F_u=4.1$ (ton/cm^2)이다. 시험체의 기둥과 보에서 채취한 인장시험편에 대한 인장시험 결과를 표 1에 나타내었다. 국내에서 사용되는 강재의 경우에도 실제 항복강도 $F_{y,pr}$ (=probable yield strength)는 공칭항복강도를 훨씬 초과함을 알 수 있다. 실제 항복강도의 평균값은 공칭값의 36%를 초과하며 실제 인장강도는 규격 최소치보다 16%만큼 크다. 항복비의 평균은 0.69 정도이다. 이는 최근 3년 동안 한국강구조학회 및 대한건축학회 논문집에 발표된 SS41 (SS400) 압연 H-형강 인장시험결과와 거의 일치하는 것이다 (실제 항복강도의 평균은 공칭항복강도 $F_y=2.4$ t/cm^2 의 1.4배, 변동계수는 11% 정도에 달하는 것으로 조사되었다). 비선형 극한거동과 관련된 내진해석이나 실험 또는 내진보강 등에 이를 고려할 것을 제안한다. 물론 이러한 초과강도는 강재의 판두께가 두꺼워 질수록 일반적으로 감소할 것이다.

표 1. 강재의 인장시험결과 : SS41(SS400) 강재

부재	시험편 위치	F_y ton/cm^2	F_u ton/cm^2	연신율 (%)
보 H-600X200 X11X17	플랜지	3.49	4.88	28.0
	웹	3.24	4.57	28.8
기둥(시험체 PZ-W)	플랜지	2.97	4.64	34.8
H-400X400 X13X21	웹	3.53	4.99	28.4
기둥(시험체 PZ-M)	플랜지	3.00	4.63	31.2
H-400X400 X13X21	웹	3.30	4.72	26.4
기둥(시험체 PZ-S)	플랜지	2.98	4.69	29.2
H-400X408 X21X21	웹	3.51	4.85	22.8
	평균	3.26	4.75	28.7

2.3 테스트 셋업

시험체의 반력은 반력골조로서 지지하였으며 (그림 3 참조) 반력골조에 충분한 횡방성을 부여하기 위해 8개의 C-150X75X6.5X10 을 사용하여 K-브레이싱 형태로 보강하였다. 보강의 결과 반력골조의 상부에 50 ton의 횡방향 반력이 작용해도 반력골조 높이의 1/1200 정도로 횡변위가 제어되었다. 보 및 기둥의 단부가 변곡점을 시뮬레이션하도록 단부판을 용접한 후 공장제작된 힌지를 볼트로써 부착하였다. 반복하중의 가력에는 최대하중 50 ton, 최대 스트로크 ± 15 cm 인 서보-제어 액츄에이터를 사용하였다. 보의 단부에는 보의 양측에 면외방향의 변위를 막기 위한 횡지시앵글을 설치하였다.

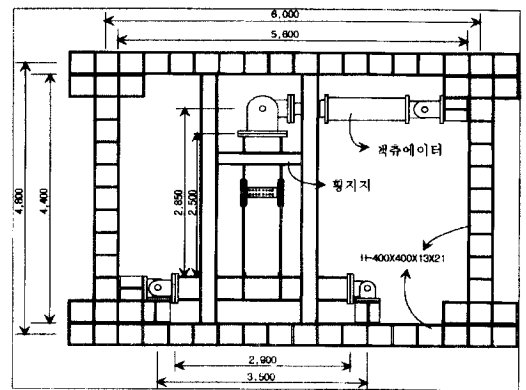


그림 3. 테스트 셋업

2.4 반복하중이력

의사정적 반복재하의 "표준"으로 볼수 있는 ATC-24(1992)의⁽¹¹⁾ 하중 프로토콜에 따라 변위제어기법에 의해 가력하였다 (그림 4 참고). 실험중 축력효과는 고려치 않았다. 변위제어에 사용된 시험체의 최초 항복변위는 DRAIN-2DX에 의한⁽¹²⁾ 비선형해석을 수행하여 얻었다.

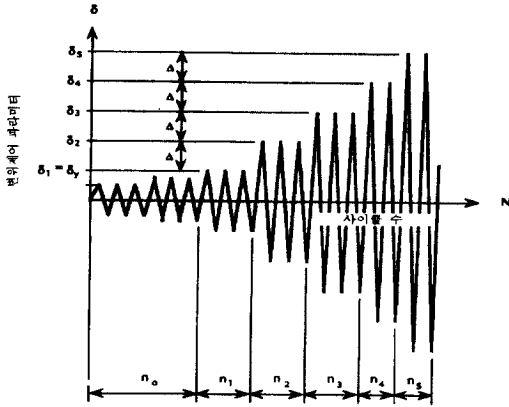


그림 4. 하중이력 (ATC-24)

(그림 5 참고). 비선형해석에서 얻어진 시험체 보 단부의 예상항복변위 δ_y 는 각각 1.76 cm (PZ-W), 2.13 cm (PZ-M) 및 2.38 cm (PZ-S)이다. 아울러 이 해석결과는 하중제어 및 계속계획의 수립에도 참고 하였다.

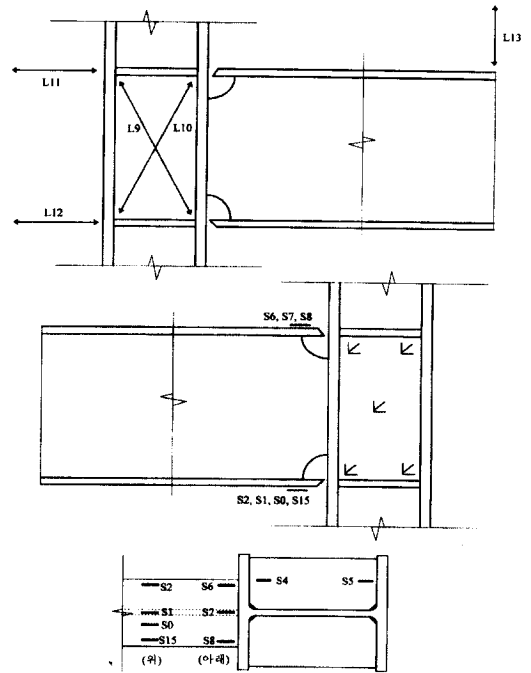


그림 6. 계속계획

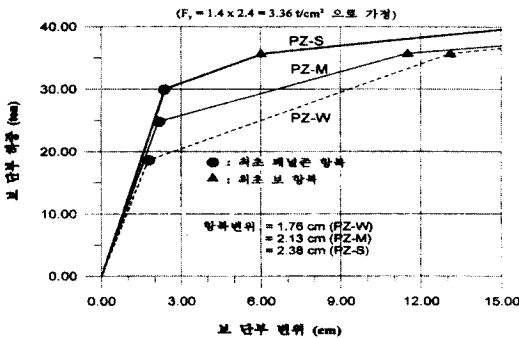


그림 5. 시험체의 응답 예측

2.5 계속계획 및 실험자료의 처리

시험체의 응답은 변위계, 스트레인 게이지 로젯, 일축 스트레인 게이지 및 로드셀을 부착하여 측정하였다 (그림 6). 아울러 측정장비 부착 후 패널존을 포함한 접합부 주변을 회칠하여 (white wash 도포) 접합부 부근의 항복패턴을 육안으로 살펴볼 수 있도록 준비하였다. 실험자료의 처리는 Uang (1996)의⁽¹³⁾ 방식을 사용하였다.

3. 실험결과

3.1 서언

본 시험에는 국내에서 최초로 개발된 서보-제어 액츄에이터를 사용하였는데 액츄에이터의 불안정한 이상거동으로 시험의 초기단계에 많은 어려움을 겪었다. 시험체 PZ-W를 반력골조에 설치한 후 액츄에이터를 검점하는 과정에서 예기치 않게 액츄에이터가 작동하여 PZ-W 시험체 보 단부를 최대 스트로크인 15 cm 만큼 밀어 버렸다. 이 과정에서 보 이음부의 슬림이 발생하였으며 패널존과 보플랜지에서는 항복을 보여주는 회칠바리가 심하게 일어났고 과도한 보의 횡비틀림좌굴이 수반되었다. 이 당시에 보 이음은 이미 언급한 것처럼 플랜지와 웨브에 각각 F10T-M20 고장력 볼트를 편측으로 6개씩 배치한 것이었다. 외견상으로는 용접부의 균열이나 손상은 없어 보였다. 그러나 접합부에 남겨진 과도한 변형과 계량키 어려

운 구조손상을 고려하여 시험체로서의 가치를 상실한 것으로 판단하고 PZ-W 시험체를 다시 제작하였다.

액츄에이터의 이상거동시 시험체 PZ-W의 보 이음부에서 슬립이 발생했으므로 시험체를 다시 제작할 때 다음의 사항을 고려하여 보 이음부의 설계를 강화하였다. LRFDbolt시방서 (RCSC 1996)⁽¹⁴⁾ 및 UBC 1994 (SECT. 2224.1)⁽¹⁰⁾의할 경우 “심한 반복하중을 받는 접합부는” 슬립이 발생치 않도록 (즉 Slip-critical을 기준으로) 설계할 것을 권한다. 시험체 예비해석 결과에 의할 때(그림 5 참고) 보 이음부에 작용하는 최대휨모멘트는 약 72tm(=37t×1.95m)이다. 이를 기준으로 “Slip-critical” 조건이 만족되도록 F10T-M22 고장력 볼트를 선정하면 각각 7.2개 (국내 허용응력도규준의 표준마찰계수 가정) 및 8개 (AISC-LRFD 1994의 CLASS A 표면 가정)가 필요하다. 그림 2의 볼트 이음부는 이를 고려하여 설계된 것이다. 일종의 슬립에 대한 내력 설계 (capacity design)로 볼 수 있으며 국내의 이음 관행보다 보수적인 볼트 배치로 사료된다. 아울러 이음부의 마찰계수를 증진시켜 슬립에 대한 저항력을 증가시킬 목적으로 이음부의 밀 스퀘일을 갈아내고 산을 도포하여 녹을 발생시킨 후 표준볼트장력을 (22.6ton) 도입하였다.

3.2 시험체 PZ-W

0.5 δ_y 의 첫번째 사이클은 액츄에이터에 내장된 자동 반복재하 기능을 이용하여 가력하고 그 계측결과로서 각 채널의 정상작동여부를 검토한 후 수동조작에 의해 가력하기로 계획하였다. 그러나 액츄에이터의 기능이 정상적으로 제어되지 않고 한 방향으로만 움직이는 거동을 보였으므로 전원을 차단하여 가력을 중지하였다. 이때 유입된 최대하중은 20 ton 정도 였다. 시험체의 탄성한계를 약간 초과하는 수준으로서 패널존에 국부적 항복을 유발한 것으로 추측되었다. 시험체를 정밀

검사한 결과 보 단부에 1.5 cm의 영구변형이 남아 있었다. 용접부를 포함한 접합부에서 특별한 손상이 발견되지 않았으며 접합부의 극한내력의 평가에 결정적 영향을 주는 구조적 손상은 없는 것으로 판단되었다.

액츄에이터의 자동 반복재하 기능을 신뢰할 수 없었으므로 전 과정을 수동조작에 의해 가력하기로 계획을 변경하여 실험을 수행하였다. 시험체가 이미 약간의 항복을 경험하였으므로 이전의 가력 사이클은 무시하고 $2\delta_y$ (= $2 \times 1.76 = 3.52\text{cm}$) 사이클부터 가력하되 영구변형에 해당하는 보 단부 변위를 원래의 중립위치로 보정한 후 가력하여 대칭에 가까운 이력곡선을 얻고자 하였다.

보 이음부의 슬립을 막기 위한 고려에도 불구하고 다시 제작된 PZ-W 시험체도 4 δ_y 의 첫째 사이클에서 보 이음부의 슬립이 발생하였다. 슬립 이후 지압형식의 볼트거동으로 전환되어 증가되는 하중을 전달할 수 있을 것으로 판단되었고 또한 반복하중하에서의 고력볼트의 지압거동에 관한 실물대 실험자료도 거의 없을 것으로 생각되어 계속 가력하였다. 가력방향의 역전에 따라 반복적으로 슬립이 발생하였으나 슬립하중은 비교적 일정한 크기를 유지하였다. 최초의 슬립 발생 이후 하중 방향의 역전에 따라 이음부에서 슬립현상이 반복적으로 일어났지만 보 플랜지의 열영향부의 파단에 이르기까지 볼트 이음부의 파괴로는 진행되지 않았다. 그 이유는 슬립 이후 고장력 볼트의 거동이 지압거동으로 전환되었고 이때에 동원된 볼트의 전단강도, 지압강도 및 파단강도가 충분했기 때문인 것으로 확인되었다 (보 이음부의 슬립과 관련한 좀더 자세한 논의는 필자의 줄고를^{(9), (15)} 참고바람). 슬립에 따른 충격으로 인하여 일부 계측자료의 손실이 수반되었다. 액츄에이터의 최대 스트로크인 8 δ_y 의 2번째 사이클에서 열영향부에 속하는 보 플랜지의 파단으로 접합부의 내력이 완전히 상실되었다. 용접부 자체는 외관상 균열 등의 구조손상이 없는 것으로 보였다.

그림 7과 표 2에 실험결과를 요약하여 나타내

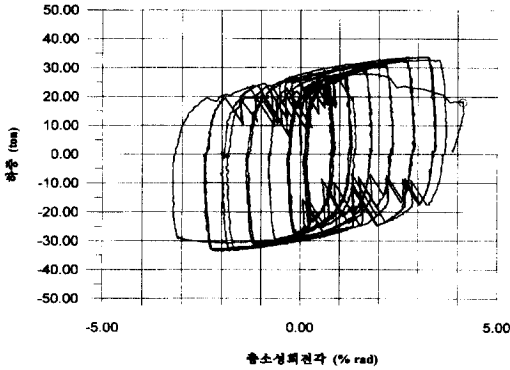


그림 7. 하중-총소성회전각 이력곡선 (시험체 PZ-W)

었다. 그림 7의 이력곡선 상에서 수직 또는 사선 방향의 직선은 보 이음부 볼트의 슬립 및 이후의 지압거동을 나타내는 것이다. 그림 7의 총소성회전각은 보 단부 최대변위에 포함된 탄성성분을 제외한 소성변위성분을 기둥 중심에서 가력점까지의 길이로 나눈 것으로서 소성충간변형능력의 직접적 척도이다⁽⁹⁾. 본 시험체의 모멘트 접합부에서 발휘된 총소성회전각은 슬립성분을 제외하고 평균 3.0 (% rad) 정도로서 매우 양호한 수준으로 볼 수 있다. 하중-소성변위 이력곡선 내부의 면적을 수치적분하여 계산한 에너지소산량은 6948 (ton-cm)에 달하였다. 패널존과 보에서 동원된

표 2. 실험결과의 비교

	시험체 PZ-W	시험체 PZ-M	시험체 PZ-S
강도비(패널존/보)*	0.72	0.93	1.17
에너지 소산량(ton-cm) 상대비	6948 (1.0)	3449 (0.50)	2853 (0.41)
총소성회전각 (% rad)	3.0	2.2	1.8
패널존 소성회전각 성분 (% rad)	2.3	1.7	0.6
보 소성회전각 성분 (% rad)	1.3	1.2	1.6
접합부의 휨강도	1.35 × M _{pn} **	1.65 × M _{pn}	1.66 × M _{pn}
접합부 파괴형태	보 플랜지의 열영향부 파단	보 플랜지의 열영향부 파단	기둥 플랜지의 뿔합 파괴

* 강도비 = $\frac{\Delta M_{u,PZ}}{Z_u F_u}$

** M_{pn} = 보의 공칭소성모멘트

소성회전각은 각각 평균 2.3 (% rad) 및 1.3 (% rad)으로 측정되었다.

3.4 시험체 PZ-M

본 연구의 의도는 보-기둥 접합부의 취성거동과 관련한 내진성능의 평가에 그 주안점이 있으므로 볼트의 슬립은 실험결과와 판독에 장애가 된다. 실험 당시 자연상태의 밀 스케일 표면에 소정의 볼트를 체결한다 해도 슬립의 가능성을 배제할 수가 없었다. 이런 점을 고려하여 시험체 PZ-M 및 PZ-S의 보 이음부는 고장력볼트 체결 후 보 이음판에 모살용접을 추가하여 이음부의 슬립을 방지하기로 결정하였다. 즉 시험체 PZ-M 및 PZ-S는 slip-critical 조건이 의도대로 확보된

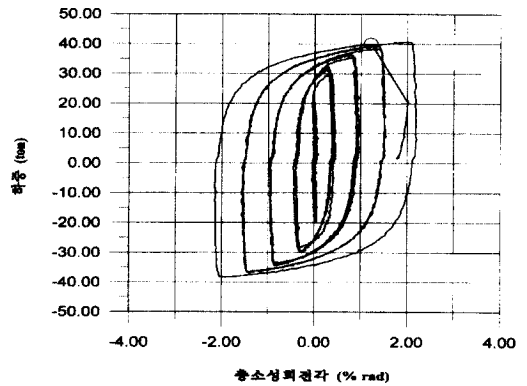


그림 8. 하중-총소성회전각 이력곡선 (시험체 PZ-M)

시험체의 거동을 보여주는 것으로 볼 수 있다.

본 시험체는 5δ_y의 들쭉 사이클에 이르러 열영향부에 속하는 보 플랜지의 파단으로 접합부의 내력을 완전히 상실하였다. 용접부 자체는 PZ-W의 경우와 마찬가지로 외관상 균열 등의 구조손상이 없는 것으로 보였다. 실험결과와 이력곡선을 그림 8과 표2에 나타내었다. 그림 9는 보 플랜지의 열영향부를 가로 지르는 파단양상을 보여주는 사진이다. 본 시험체의 모멘트 접합부에서 발휘된 총소성회전각은 2.2 (% rad)이다. 에너지소산량



그림 9. 열영향부 부근의 보 플랜지 판단 (시험체 PZ-M)

은 3449 (ton-cm)로서 PZ-W의 50 % 수준이다. 패널존과 보에서 동원된 소성회전각은 각각 1.7 (% rad) 및 1.2 (% rad)으로 측정되었다.

3.5 시험체 PZ-S

4 δ_y 의 첫째 사이클에 이르러서 하중의 방향에 따라 보의 상측 및 하측 플랜지의 순서로 국부좌굴이 발생하였다. 참고로 보 플랜지의 폭-두께비는 5.9로서 9 (UBC SECT.2211.7.3)보다⁽¹⁰⁾ 작으므로 매우 컴팩트한 판요소이다. 시험체는 4 δ_y 의 둘째 사이클의 일차 가력시 보의 하부 플랜지가 용착된 기둥 플랜지의 모체가 뽑혀 나오는 파괴(divot-type pullout failure)가 발생하여 실험이 중지되었다. 이런 접합부 손상은 기둥 플랜지 두께 방향의 물성 자체의 한계를 시사하는 것으로 1994년 Northridge지진의 피해조사에서 발견되어 큰 놀라움을 주었다. 용접부 자체는 이전의 두 시험체와 마찬가지로 외관상 균열 등의 구조손상이 없는 것으로 보였다.

실험결과와 이력곡선을 그림 10과 표 2에 나타내었다. 본 시험체의 모멘트 접합부에서 가용한 총소성회전각은 1.8 (% rad)으로서 가장 열등한 내진거동을 보였다. 접합부의 에너지 소산량은 2853 (ton-cm)로서 PZ-W의 41 % 수준으로 3개 시험체 중 역시 가장 열등하다. 시험체 PZ-S는 패널존과 보 사이의 에너지소산과 관련한 “미

묘한 균형”에서 벗어난 것으로 사료된다. 이에 대한 구체적 논의는 4장에서 다루었다. 패널존과 보에서 동원된 소성회전각은 각각 0.6(% rad) 및 1.6 (% rad)으로서 주로 보에 과도한 소성변형이 부과되었음을 알 수 있다.

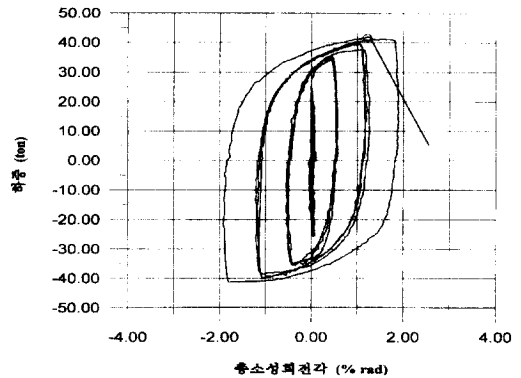


그림 10. 하중-총소성회전각 이력곡선 (시험체 PZ-S)

4. 실험결과의 요약 및 고찰

본 연구에서 수행한 3개 실험결과를 비교할 수 있도록 표 2에 정리하였다. 본 실험에서 얻어진 접합부에서의 총소성회전능력 및 에너지소산능력을 고려할 때 패널존의 강도가 강할 수록 열등한 내진거동을 보였다. 즉 PZ-S가 가장 열등하고 그 다음이 PZ-M 이었으며 PZ-W 는 나머지 두 시험체 보다 월등한 에너지 소산량과 소성회전각을 보였다. 단 접합부의 파괴 이전에 전달할 수 있는 최대 휨모멘트는 시험체 PZ-W, PZ-M, PZ-S가 각각 공칭소성모멘트의 1.35, 1.65, 1.66배로서 패널존이 약한 PZ-W가 가장 작음을 알 수 있다. 접합부의 취성파괴와 관련하여 3개의 시험체 모두 용접부 자체에 균열이 발생하지는 않았다. 공장용접의 질이 잘 확보된 것임을 보여 주는 것이라 할 수 있다.

그림 11에는 패널존의 강도변화에 따른 모멘트 접합부의 소성회전능력을 보여주는 것으로 웨브-볼트,플랜지-용접(Bolted-Web-Welded-Flange, BWWF)형식의 모멘트 접합부를 대상으로

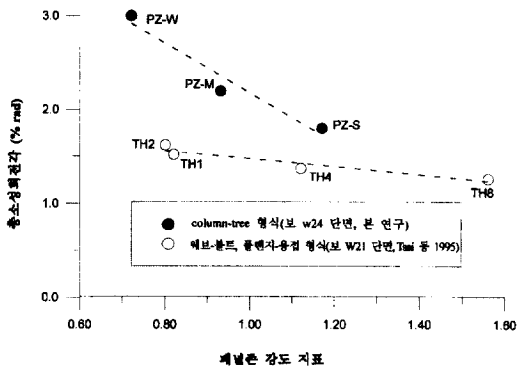
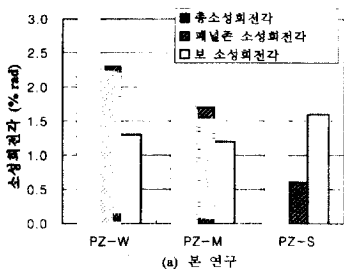
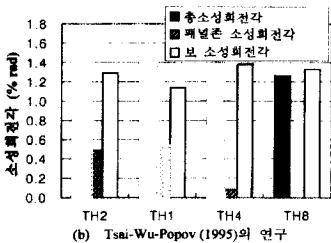


그림 11. 패널론 강도 대 총소성회전능력

한 Tsai-Wu-Popov (1995)의⁽⁷⁾ 실험결과도 동시에 나타내었다 (모멘트 접합부의 실물대 실험 데이터 베이스가 아직 충분치 않고 더구나 패널론 강도를 주요변수로 한 자료는 많지가 않다). BWFF 접합부를 대상으로 한 Tsai 등의 연구결과는 컬럼-트리 형식을 대상으로 한 본 연구의 결과 만큼 그 경향성이 뚜렷하지는 않다. 보 웹브의 접합방식의 차이에서 오는 것으로 추측되나 현재로서는 실험자료의 부족으로 그 원인이 분명치는



(a) 본 연구

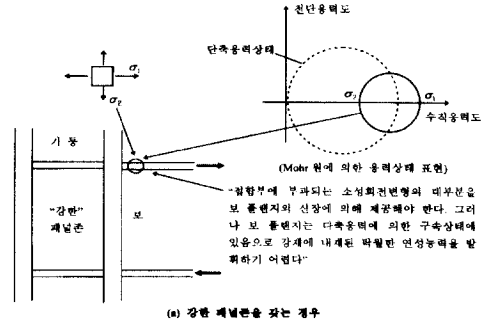


(b) Tsai-Wu-Popov (1995)의 연구

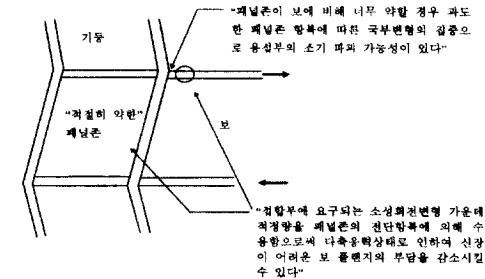
* 본문의 (4)에서 보듯이 패널론과 보의 소성회전각 성분을 단순 누적한 것은 총소성회전각과 다르다.

그림 12. 소성회전각 성분의 비교

않다. 적어도 Tsai 등의 연구결과는 패널론 항복이 접합부 전체의 소성회전능력을 약화시키지는 않음을 보여 주고 있다. 그림 12는 패널론 대신 보 측으로 소성변형을 더욱 부담시킬 경우 접합부 전체의 소성회전능력이 저하되는 경향이 있음을 잘 보여준다.



(a) 강판 패널론을 갖는 경우



(b) 패널론 항복이 발생하는 경우

그림 13. 패널론 강도에 따른 접합부의 거동 비교

그림 13은 패널론의 강도에 따른 접합부의 소성변형 거동을 역학적 관점에서 설명하기 위해 그린 본 것이다. 보 플랜지와 용접된 기둥 플랜지의 존재는 푸와송 변형을 억제하므로 기둥 외주면 부근에 위치한 보 플랜지의 재축방향 신장을 구속한다. 응력상태가 평면변형도(plane strain) 상태 또는 삼축응력상태가 되므로 모아 원의 반경이 감소하게 된다 (그림 13 (a) 참조). 결과적으로 전단응력도의 크기가 일축응력상태에 비해 줄어들게 되고 재축방향의 응력집중을 동반하게 된다⁽¹⁶⁾.⁽¹⁷⁾ 소성가공역학에서 잘 알려진 것처럼⁽¹⁸⁾ 전단항복의 발현이 곧 소성유동(plastic flow)이다. 그러나 보 플랜지와 기둥 플랜지의 접합상세는 보 플랜지의 전단응력을 감소시켜 보플랜지의 소성유

동의 발현을 억제하는 구조를 갖고 있다. 구속되지 않은 통상의 일축 강재인장시험에서 150-200 정도의 재료연성도(strain ductility)를 보이는 것과 대조되는 상황이다. Yang-Popov (1995)가 수행한 유한요소해석 결과에 의하면⁽¹⁶⁾ 용접부 부근의 보플랜지의 응력집중계수는 1.2에서 1.46에 이른다. 게다가 보-기둥 용접 접합부는 용접결합의 가능성이 있으며 용접에 따른 재료의 열화를 수반하게 된다. 또한 기둥플랜지 두께방향의 물성의 불확실성도 생각할 수 있다. 이러한 조건에 있는 보플랜지 쪽으로 과도한 변형이 요구될 때 용접부나 열영향부의 파단 또는 기둥플랜지 두께방향의 뿔힘파괴 등으로 이어질 가능성이 매우 높을 것으로 추론할 수 있다.

강진 내습시 보에 소성힌지를 발생시켜 철골 모멘트골조의 내진성능을 확보하자는 것이 고전적 방식이다. 이 경우 패널존의 보강에 많은 비용이 들게 되므로 패널존과 보의 동시 항복을 통한 내진설계 방안이 UBC (1988) 이후 도입되었으나 그 타당성 여부는 계속 연구대상이 되고 있다^{(5), (6), (8), (16)}. 이러한 맥락에서 패널존의 강도를 적절히 조절하여 모멘트 접합부의 소성회전능력을 최대화하는 방안을 모색할 필요가 있다. 접합부의 소성거동이 패널존과 보에서 오는 경우 접합부의 총 소성회전각은 다음의 (4)식으로 표시될 수 있다.

$$\theta_{p, total} = \theta_{bp} \left(\frac{L_b}{L_b + d_c/2} \right) + \gamma_{p, pz} \left(\frac{L_b}{L_b + d_c/2} - \frac{d_b}{L_c} \right) \quad (4)$$

단 $\theta_{p, total}$, θ_{bp} , $\gamma_{p, pz}$ 은 각각 총소성회전각, 보의 소성회전각, 패널존의 소성회전각이며 L_b 는 기둥 외주면에서 보 단부까지의 길이(clean span length)를 나타낸다. 나머지 사용기호는 (1)식에 사용된 것과 같다. 접합부에 총소성회전각이 $\theta_{p, total}$ 만큼 요구되었을 경우 패널존에 항복이 일어나면 (4)식의 우변의 제 2항 만큼 제외한 소성회전을 보에서 부담하면 될 것이다. 따라서 전혀 항복치

않는 강한 패널존이 아니라 항복이 일어나는 (균형 잡힌 강도의) 패널존을 도입할 수 있다면 다축 응력상태에 있어 소성변형의 발현이 어려운 보플랜지의 부담을 감소시킬 수 있을 것이다 (그림 13 (b) 참고). 제한된 자료이기는 하나 본 연구의 실험에서 얻어진 접합부의 거동은 이러한 모델에 의해 설명이 가능할 것으로 사료된다. 물론 패널존이 너무 약하면 패널존변형이 과도하여 골조의 횡변위를 증가시키고 패널존이 일찍 항복하게 되므로 강진 내습시의 내진안전성 확보에 핵심요소로 거론되는 시스템 초과강도를 저하시키는 요인이 될 것이다. 또한 패널존은 기둥의 일부이므로 패널존의 과도한 변형은 기둥의 안정성에 나쁜 영향을 미칠 수도 있다. 이러한 제반문제에 대한 면밀한 검토와 다양한 조건에서 얻어진 실험결과를 토대로 패널존의 적정 설계강도가 결정되어야 할 것이다.

5. 결 론

본 연구의 결과를 요약하면 다음과 같다.

1) 보H-600X200, 기둥 H-400X400계열을 사용한 본 연구의 실험대 실험결과에 의할 때 패널존의 강도가 강할 수록 열등한 내진거동을 보였다. 즉 보 플랜지의 파단모멘트의 117%, 93% 및 72%의 패널존 항복강도를 갖는 시험체인 PZ-S, PZ-M, PZ-W의 모멘트 접합부에서 각각 1.8 (% rad), 2.2 (% rad) 및 3.0 (% rad)의 총소성회전각이 발휘되었다. 접합부의 에너지소산량 역시 PZ-W가 6948 ton-cm으로 월등하였으며 PZ-S와 PZ-M의 경우 각각 PZ-W의 41% 및 50%에 불과하였다.

2) 접합부의 취성파괴와 관련하여 3개의 시험체 모두 용접부 자체가 파괴 되지는 않았다. 시험체 PZ-M과 PZ-W는 접합부의 파괴는 보플랜지 열영향부의 파단에 의한 취성파괴 였으나 가장 강한 패널존을 갖는 시험체인 PZ-S의 경우는 기둥 플랜지의 뿔힘파괴가 발생하였다.

3) 보 플랜지와 기둥 플랜지의 용접 접합부는

다축응력상태로서 보 플랜지의 소성유동을 억제하는 구조를 갖고 있다. 이에 주목하여 강한 패널존이 아니라 적당히 약한 패널존을 의도적으로 도입하여 접합부의 연성능력을 높이는 방안을 모색하여 보았다. 본 연구의 실험결과도 이 가능성을 뒷받침하고 있는 것으로 보이나 시험체의 개수가 충분치 않고 제한된 실험조건에서 얻어진 결과이므로 추가연구를 통하여 검증할 필요가 있다.

감사의 말

본 연구는 한국과학기술재단 1997년도 핵심전문연구과제로서 수행되었습니다. 연구비지원에 감사드립니다. 아울러 실험과정에서 많은 도움을 준 서울대학교 건축학과 대학원의 강해관 씨에게도 고마움을 표하고자 합니다.

참고 문헌

- (1) FEMA: 1995, Interim guidelines: evaluation, repair, modification and design of welded steel moment frame structures. Report No. SAC-95-02.
- (2) Lee, C.-H. and Uang, C.-M.: 1997, 1, Analytical modeling of dual panel zone in haunch repaired steel MRFs, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 123, No. 1, pp. 20-29.
- (3) Uang, C. M., Bondad, D., and Lee, C. H.: 1998, 4, Cyclic performance of haunch repaired steel Moment Connections: experimental testing and analytical modeling, Engineering Structures, Vol. 20, Nos. 4-6, pp. 552-561.
- (4) Popov, E. P., et al.: 1986, Cyclic behavior of large beam-column assemblies, First Quarter, Engineering Journal, AISC, pp. 9-23
- (5) Popov, E. P., Tsai, K. C., and Englehardt, D.: 1989, 7, On seismic steel joints and connections, Engineering Structures, Vol. 11, July, pp. 148-162
- (6) Tsai, K.-C. and Popov, E. P.: 1990, 12, Seismic panel zone design effect on elastic story drift in steel frames, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 116, No. 12, pp. 3285-3301.
- (7) Tsai, K. C., Wu, S., and Popov, E. P.: 1995, 6, Experimental performance of seismic steel beam-column moment joints, Journal of Structural Engineering, Vol. 121, No. 6, pp. 925-931.
- (8) Roeder, C. W.: 1996, 3, Summary Report of SAC Phase 1-Task 7 Experimental Studies, Report No. SAC-96-01, pp. 1-1-1-35.
- (9) 이철호, 박종원: 1998, 3, 반복재하시험을 통한 철골 모멘트 접합부의 내진거동 연구, 한국과학기술재단 연구보고서, 과제번호: 971-1209-032-1.
- (10) Uniform Building Code: 1994, ICBO.
- (11) ATC-24: 1992, Guidelines for cyclic seismic testing of component of steel structures, ATC.
- (12) Prakash, V., Powell, G. H., and Filippou, F. C.: 1993, DRAIN-2DX: base program user guide, Report No. UCB/SEMM-92/29, Univ. of Calif.
- (13) Uang, C. M. and Bondad, D.: 1996, 3, Static cyclic testing of pre-Northridge and haunch repaired moment connections, Report No. SAC-96-01, pp. 3-1-3-139.
- (14) RCSC: 1996, Specification for Structural Joints Using ASTM A 325 or A 490 Bolts: LRFD, AISC.
- (15) 이철호, 박종원: 1998, 6, 실물대실험에 의한 column-tree형식 철골 모멘트 접합부의 내진 거동 연구, 한국강구조학회 1998년도 학술발표대회 논문집, pp. 157-165.
- (16) Yang, T.-S. and Popov, E. P.: 1995, 8, Behavior of pre-Northridge moment resisting steel connections, Report No. UCB/EERC-95/08.
- (17) Miller, D. K.: 1998, 4, Lessons learned from the Northridge earthquake, Engineering Structures, Vol. 20, Nos. 4-6, pp. 249-260.
- (18) Slater, R. A. C.: 1977, Engineering Plasticity, The Macmillan Press Ltd.

(접수일자 : 1998년 9월 8일)