

용접 수평현치로 보강된 철골 모멘트 접합부의 반복재하 내진실험

Cyclic Seismic Testing of Steel Moment Connections Reinforced with Welded Straight Haunch

이철호^{*} 권근태^{**} 정종현^{***} 오명호^{****} 구은숙^{*****}
Lee, Cheol Ho Kwon, Keun Tae Jung, Jong Hyun Oh, Myoung Ho Koo, Eun Sook

국문요약

최근에 용접 수평현치로 보강된 내진 철골 모멘트 접합부의 응력전달모형 및 설계법이 Lee-Uang에 의해 새로이 제안된 바가 있다. 본 연구에서는 반복재하 실물대 실험을 통하여 이 설계방안의 타당성을 실험적으로 확인하고 응력집중에서 기인하는 현치단부의 균열을 방지할 수 있는 효과적인 상세도 제안하고자 하였다. Lee-Uang의 방안에 의해 설계된 3개의 시험체는 모두 설계의도에 부합되게, 현치단부의 외측에서 형성된 소성힌지에서 0.04 radian에 달하는 뛰어난 소성회전능력을 발휘하였다. 또한 현치단부에 구배를 주고 천공하거나 또는 보 웹 스티프너를 현치의 웹으로 부분적으로 또는 완전히 연장하는 상세에 의해 현치단부의 균열발생을 효과적으로 방지할 수 있음을 실험적으로 입증하였다. 아울러 해석적으로 예견되었던 현치 웹의 스트럿 거동도 스트레인 계측을 통하여 실험적으로 입증하였다.

주요어 : 철골 모멘트 접합부, 수평현치, 내진실험, 용접, 균열

ABSTRACT

Recently a simplified design procedure as well as load transfer model for seismic steel moment connections with welded straight haunch have been proposed by Lee and Uang. Cyclic seismic testing was conducted to verify the proposed design procedure and to develop the details that will prevent the cracking at the haunch tip, where stress concentration was the highest. All the specimens thus designed effectively pushed plastic hinging away from the haunch tip and were able to develop satisfactory plastic rotation capacity of 0.04 radian with no fracture. A sloped edge combined with drilling a hole near the haunch tip or a pair of stiffeners (partially or fully) extended from the beam web successfully prevented the crack initiation at the haunch tip. The strut action of the haunch web, which had been predicted from the previous analytical study, was also experimentally identified through the strain gage readings.

Key words : steel moment connection, straight haunch, seismic testing, welding, crack

1. 서 론

1994년의 캘리포니아 노스리지 지진과 1995년 효고현 남부(고베) 지진 이후 제시된 고연성 모멘트접합부 가운데, 보의 하부를 삼각현치로 용접하는 방안은 보수나 보강에 매우 효과적인 것으로 입증되어 왔다.^{(1),(2)} 그림 1은 삼각현치 접합부의 전형적 상세를 보여 준다.

그러나, 경사를 갖는 현치 플랜지의 양단에 완전관통 그루브 용접을 해야 하므로 상당량의 상향용접이 필요한 단점이 있다. 또한 현치의 가공에도 많은 비용이 든다. 시공비용을 최소화하기 위한 대안으로 한 쪽에 자유단을 갖는 수평현치가 제시되어 SAC joint venture의 제1단계 연구에서 2개의 수평현치 실물대 시험체를 대상으로 UCB 및 UCSD 연구자들이 반복재하 실험을 시도하였다.⁽³⁾ 그림 2의 (a)와 (b)는 각각 UCSD 및 UCB 시험체의 상세를 보여준다. 그림 3의 (a)

와 (b)는 각각 UCSD 및 UCB 시험체의 취성파괴 모드이다. UCSD 시험체의 경우 현치 단부와 보 하부플랜지의 모살용 접부에서 시작된 균열이 진전되어 현치와 보가 완전 분리되었을 때, 보 상부 플랜지 그루브 용접부의 파단으로 이어졌다. UCB 시험체의 경우는 보 웹 스티프너를 연장하여 현치웹의 분리는 방지하였으나 보 상부 플랜지의 조기 취성파단을 막지는 못하였다. 결과적으로 UCSD 및 UCB 시험체에서 발현된 소성회전각은 각각 2% radian 및 1.53% radian에

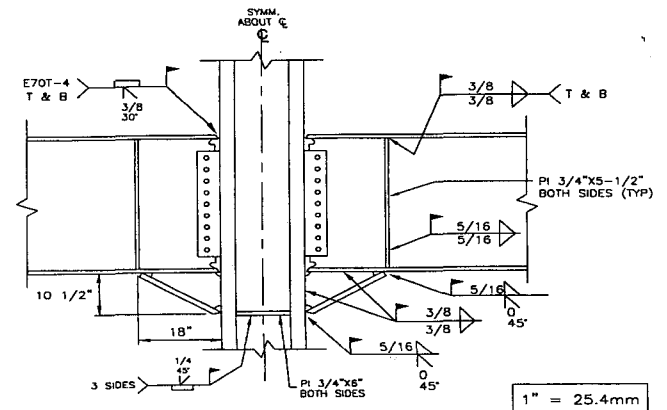


그림 1 삼각현치 접합부 상세⁽²⁾

* 정회원 · 경남대학교 건축학부 교수, 공학박사(대표저자 : chlee@kyungnam.ac.kr)
** 정회원 · 경남대학교 건축학부, 박사과정
*** 현대건설 기술연구소 선임엔지니어, 공학박사
**** 정회원 · 현대건설 기술연구소 엔지니어, 박사수료
***** 현대건설 기술연구소 엔지니어, 공학석사
본 논문에 대한 토의를 2002년 10월 31일까지 학회로 보내 주시면 그 결과를 게재하겠습니다.
(논문접수일 : 2005. 5. 15 / 심사종료일 : 2002. 7. 22)

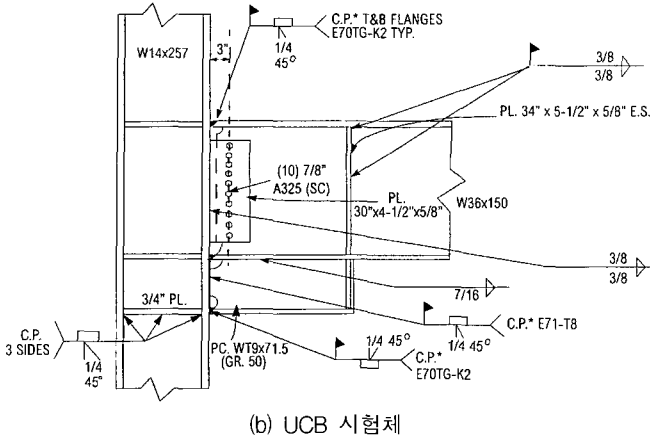
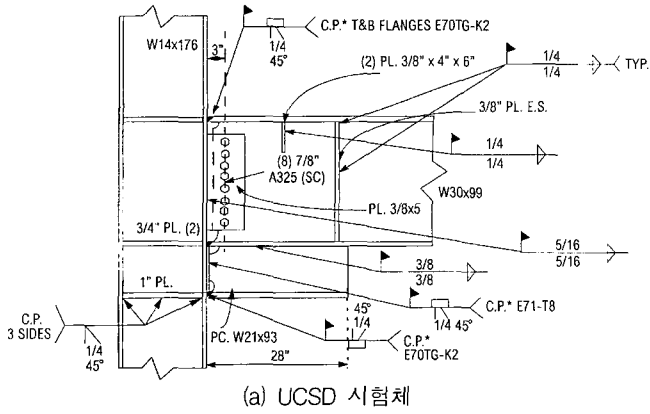
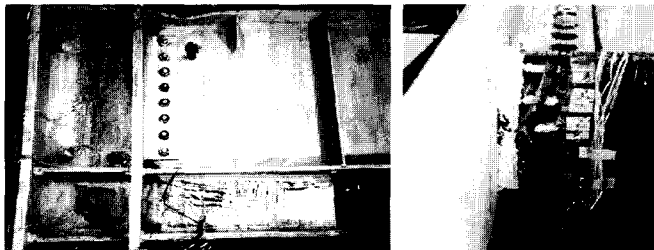


그림 2 용접 수평현치 접합부 상세⁽³⁾



(a) UCSD 시험체의 현치 끝단 균열 (b) UCB 시험체의 보 상부 플랜지 파괴

그림 3 수평현치 시험체의 파괴모드⁽³⁾

불과하여 예상보다 매우 열등한 내진성능을 나타내었으므로 SAC Joint Venture에서는 더 이상 실험을 시도하지 않았다.

실험 당시에 UCSD 및 UCB 연구자들은 고전 휨이론에 근거하여 “현치로 보강하면 현치와 보가 일체단면(integral section)이 되어 단면2차모멘트가 증가하여 그루브용접부의 휨응력도를 효과적으로 감소시킬 것”이라는 관점에서 현치를 도입하였다. 최근에 Lee, and Uang⁽⁴⁾⁽⁵⁾, 이철호⁽⁶⁾ 등은 이 관점이 타당하지 않음을 지적하고, 수평현치 웨브의 스트럿(strut) 거동에 주목하여 새로운 응력전달모형 및 이에 기초한 설계법을 제시하였다. 그림 4는 현치웨브의 주응력 분포를 나타낸 것으로서 고전 휨이론에 의한 예상과는 달리 현치의 웨브는 경사방향의 무수한 스트럿(sturt)의 띠처럼 거동하고 있음을 보여준다. 또한 현치 웨브의 단부는 응력집중으로 인해 균열발생의 시발점이 될 가능성이 매우 크므로 이에 대비한 상세가 필요할 것이다(그림 3(a) 및 그림 4 참조).

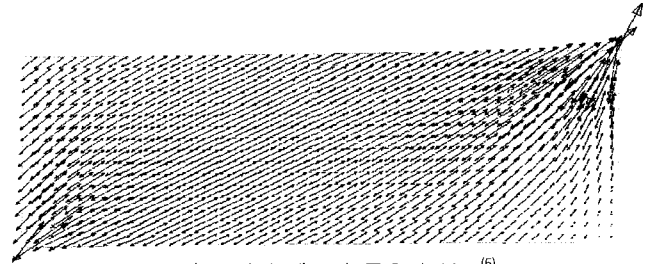


그림 4 현치 웨브의 주응력 분포⁽⁵⁾

UCB 시험체를 Lee, and Uang⁽⁵⁾, 이철호⁽⁶⁾ 등이 제시한 설계법에 의해 재검토하면 수평현치에 요구되는 크기는 WT12×139.5 정도이다. 그러나 실제로는 이것보다 훨씬 약한 WT9×71.5 부재가 사용되었는데 이는 UCB 시험체의 보 상부 플랜지의 조기 취성과단의 원인 가운데 하나로 사료된다.

Lee, and Uang⁽⁵⁾, 이철호⁽⁶⁾ 등의 연구는 해석적 결과에 기초하여 제시된 것이므로 실험적으로 검증될 필요가 있다. 본 연구에서는 실물대 반복 재하실험을 통하여 이들이 제시한 수평현치 철골모멘트접합부 설계법의 타당성을 검증하고, 현치 단부의 균열발생을 방지할 수 있는 효과적인 상세를 제안하고자 하였다. 아울러 해석적으로 예견되었던 수평현치 웨브의 스트럿 거동에 의한 응력전달 메카니즘을 실험적으로 입증하고자 하였다.

2. 실험 프로그램

2.1 시험체 설계 및 제작

그림 5는 수평현치로 보강된 철골모멘트골조의 전형적 보 스패ンを 보여준다.

수평현치의 설계는 Lee, and Uang⁽⁵⁾, 이철호⁽⁶⁾ 등이 제시한 단계별 설계절차에 준하여 수행하였다. 구체적인 설계과정은 지면의 제한으로 생략하였다. 다음은 시험체의 설계 및 제작 관련 사항을 요약한 것이다.

골조데이터 : 층고 $H_c=3600\text{mm}$, 순스팬길이 $L=7200\text{mm}$, 현치길이 $a=600\text{mm}$, 현치춤 $b=220\text{mm}$, 현치 단부간 길이 $L'=(7200-600 \times 2)=6000\text{mm}$, 보 H-600×200×11×17(SS400, 공칭항복강도 $F_y=236\text{MPa}$, 예상항복강도 $F_{ye}=314\text{MPa}$), 기둥 H-400×408×21×21(SM490, 공칭항복강도 $F_{yc}=325\text{MPa}$), 현치 웨브 및 플랜지 플레이트(SM490, 공칭항복강도 $F_y=325\text{MPa}$), 용접재의 인장강도 $F_{EXX}=492\text{MPa}$ (H사의 Supercored 71 사용, 차폐가스 CO₂, 노스리지 지진 이후 내진용 용접재에 요

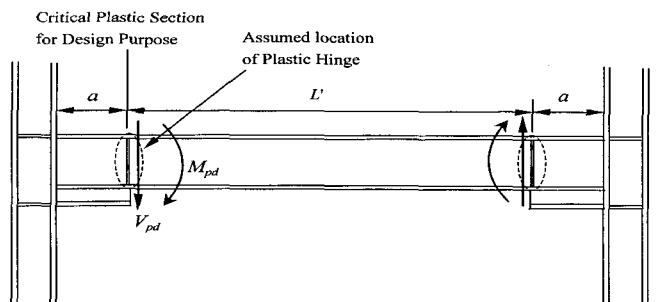


그림 5 용접 수평현치를 갖는 전형적 보 스패ن⁽⁵⁾

구되는 최소의 샤르피 V노치 인성값인 26.7Joule @-28.9℃를 만족하고 용접성, 가격, 강구조용 용접공의 사용경험을 고려하여 선정)

그림 6~9는 시험체의 접합부 상세를 나타낸 것이다. 본 연구의 현치 시험체는 UCSD 및 UCB 시험체와 달리 보 하부 플랜지 위치에는 수평 스티프너를 설치하지 않았다(그림 7~9 참조). 이 위치에서의 휨응력도는 매우 작으므로 수평 스티프너가 필요치 않을 것으로 판단되었다. SAC 2000⁽⁷⁾의 경우 그루브 용접부의 노치 제거를 위해 백바를 제거하고 백가우징한 후 보강 모살용접을 요구하고 있다. 이 방법은 비용과 시간 많이 들고 시공과정에서 용접부 및 모재 손상의 우려가 있다. 본 연구에서는 새로운 시도로서 세라믹 백바(ceramic back bar)를 사용하였는데 훨씬 경제적으로 그루브 용접부의 노치를 제거할 수 있었다. 또한 용접접근구멍(weld access hole, scallop)의 형상은 기존의 1/4 원형 형상 대신에 이 부분의 응력집중을 약화시킬 수 있는 형상으로 최근에 제시된 개량형(속칭 Lehigh 스타일)을 사용하였다. 실험이 종료된 후 실물대 시험체에서 인장시험편을 채취하여 소재인장시험을 수행하였다. 소재 인장시험결과를 통하여 모두 강종별 규격치를 만족하는 것을 확인하였다. 표 1은 그 인장시험결과이다.

2.2 시험체 특성 요약

시험체 PN600-SB(그림 6) : 소위 노스리지이전 형식의 모멘트 접합부로서 고력볼트로 웨브를 접합하고 현장에서 보 플랜지를 그루브 용접하는 방식이다. 근년에는 국내의 현장에서도 종종 볼 수 있다. 기존의 접합관행을 가정하여 내진 성능을 bench marking하기 위한 시험체이다. 용접접근구멍의 형상도 1/4원형을 그대로 사용하였고 철제 백바도 그대로 남겨 놓았다. 패널존은 강한 패널존에 속한다.

시험체 SH600-H&T(그림 7) : UCSD의 실험결과에서 보듯이 수평현치 시험체는 현치단부와 보 하부 플랜지의 접점에서 응력집중으로 인해 균열이 발생할 가능성이 매우 크다. 유한요소해석결과에 의할 때 현치의 단부에 hole과 taper를 도입하면 응력집중이 크게 감소한다.⁽⁴⁾ 이를 실험적으로 검증하기 위한 것이다.

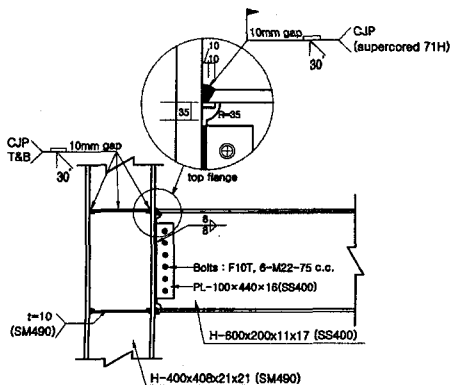


그림 6 시험체 PN600-SB

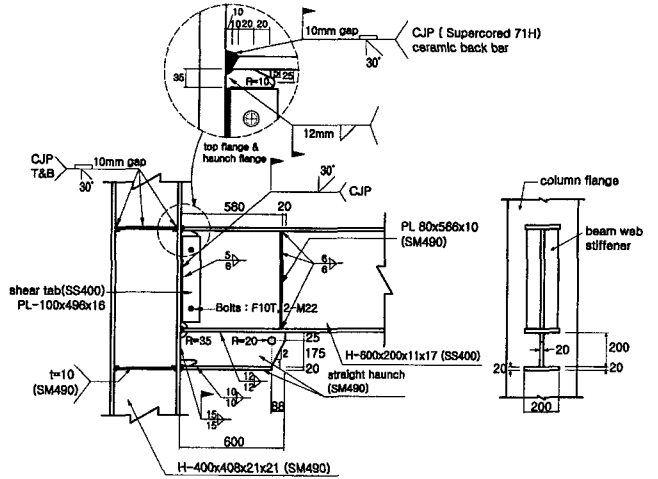


그림 7 시험체 SH600-H&T

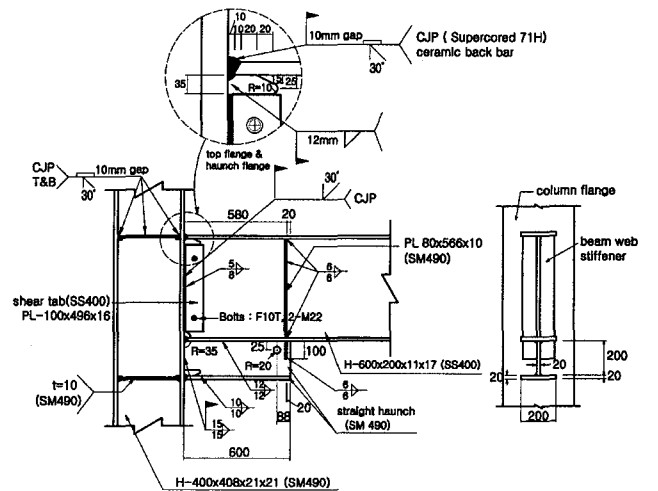


그림 8 시험체 SH600-H&PE

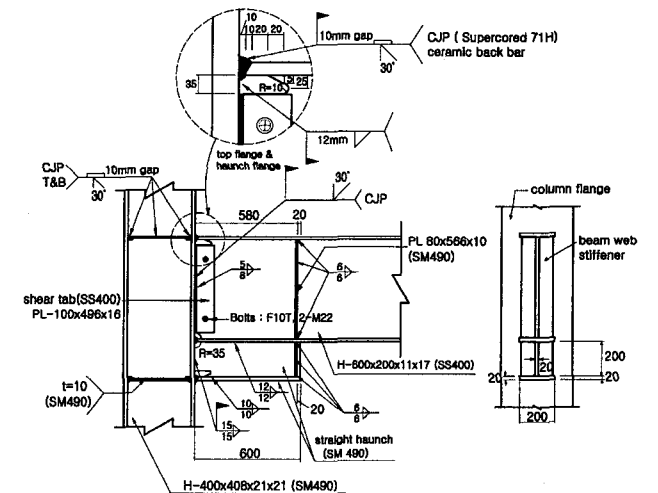


그림 9 시험체 SH600-FE

시험체 SH600-H&PE(그림 8) : 유한요소해석결과에 의할 때 현치단부에 hole을 도입하고 보 웨브 스티프너를 현치웨브까지 일부 연장하는 방안(partially extended stiffeners)도 응력집중의 완화에 효과적인 방안이다.⁽⁵⁾ 이를 실험적으로 검증하기 위한 것이다.

시험체 SH600-FE(그림 9) : 보의 웹 부분의 스티프너를 현치의 플랜지까지 완전히 연장하여(fully extended stiffener) 현치단부의 벌어짐을 막고자 한 것이다. 3개의 수평현치 시험체 가운데 용접량도 가장 많고 현치단부의 부정정도가 가장 큰 것으로 볼 수 있다.

표 1 소재 인장시험 결과

Test coupon	F_y	F_u	Elong.	Yield ratio
	N/mm ²	N/mm ²	%	%
Beam flange(SS400)	309	439	32	70
Beam web(SS400)	335	449	29	75
Column flange(SM490)	379	557	26	68
Column web(SM490)	377	554	24	68
Haunch web(SM490)	343	538	28	64
Haunch flange(SM490)	346	538	27	64

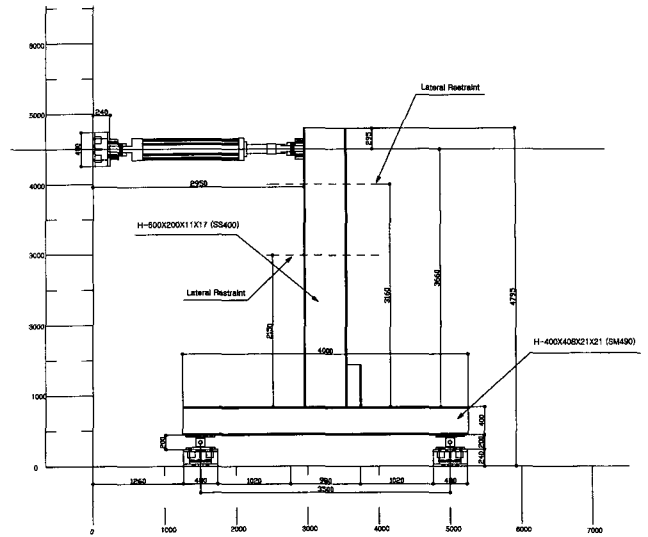
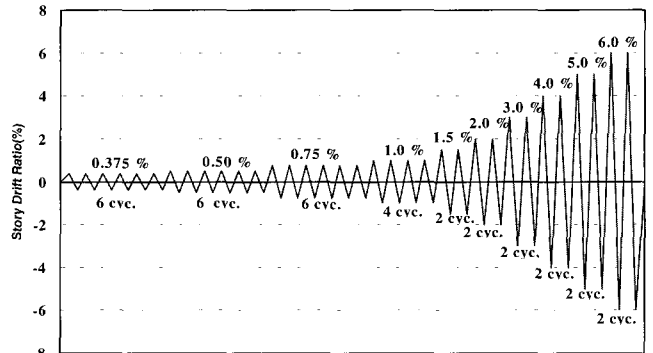


그림 10 시험체의 셋업

2.3 테스트 셋업, 가력 및 계속 등

본 실험은 AISC 1997⁽⁸⁾ 및 SAC 2000⁽⁷⁾에서 인정하는 철골내진접합부의 성능평가절차를 준수하였다. 그림 10은 시험체의 테스트 셋업이다. 접합부의 내진성능평가를 위한 반복재하 실험은 SAC 2000⁽⁷⁾의 다단계 지진하중 프로토콜에 따라 의사정적실험으로 진행되었다(그림 11 참조).

SAC 2000⁽⁷⁾ 가력 프로그램에서 변위제어에 사용되는 물리량은 층간변위비(story drift ratio, SDR)를 사용한다. 본 실험에서 1% 층간변위에 대응되는 보 단부 변위는 3.8cm이다. 보의 면외 변형을 막기위한 횡지지 브레이스 위치는 그림 10에 표시하였다. 변위계는 접합부의 총회전각 성분을 패널존, 기둥 및 보 성분으로 분리할 수 있도록 설치되었다. 스트레인 거동을 적절히 모니터링할 수 있도록 1층 및 3층 게이지를 접합부에 부착하였다. 또한 각 계층장비 부착 후 접합부 주변을 회칠하여 접합부의 변형 및 소성화 패턴을 육안으로도 쉽게 파악할 수 있도록 하였다.



Step
그림 11 SAC 2000⁽⁸⁾ cyclic loading

3. 실험결과

3.1 내진성능 평가

의사정적 반복하중 내진성능실험에서 SAC 2000⁽⁷⁾ 또는 AISC 1997⁽⁸⁾의 특별연성모멘트골조의 접합부로서 인정되기 위해서는 0.03 radian 소성회전각 수준(또는 4% 층간변위수준)을 적어도 1사이클 저항할 수 있어야 하고 동시에 강도저하가 원단면의 공칭소성모멘트의 80%이하로 발생해서는 안된다.

그림 12는 4개 시험체의 소성회전각 이력곡선을 도시한 것이다. 종축은 기둥 외주면에 가해진 모멘트를 보 원단면의 공칭소성모멘트($M_{pn} = F_y Z_b$)로 나누어 정규화하였다. 스트레인 게이지 데이터를 검토한 결과 상부 및 하부 패널존 모두 예상대로 탄성상태를 유지하였다. 따라서 그림 12의 소성성분은 모두 보에서 기인한 것이다. 본 실험에서는 PN600-SB 시험체를 제외하고는 어느 현치 시험체도 0.04radian의 소성회전각에 이르기까지 접합부 취성과파단이 발생치 않았다.

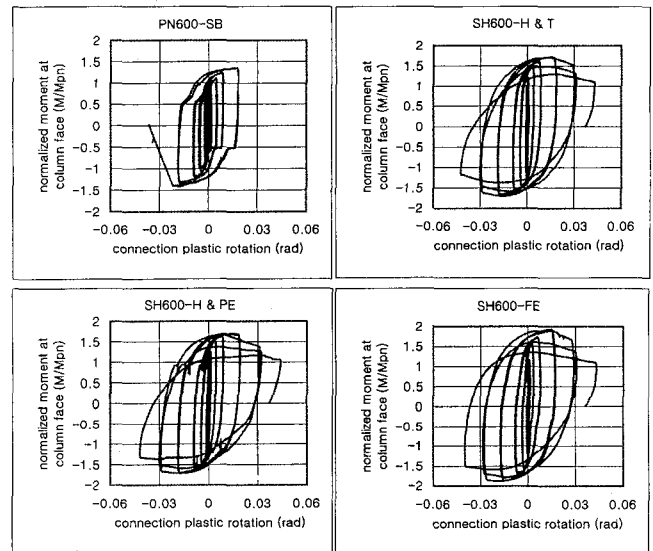


그림 12 소성회전각 이력곡선

시험체 PN600-SB의 경우 가력시 발생한 베이스 블록의 슬립으로 인한 슬립성분이 포함되어 있다. 이 성분을 제외하면 소성회전각이 0.012radian에 불과하다. PN600-SB시험체를 제외하고는 특별연성모멘트골조의 접합부로서 인정될 수 있는 내진성능을 보여주었다. PN600-SB의 소성회전능력은 다른 시험체의 30% 정도에 불과하였다.

그림 13은 에너지소산능력을 비교한 것으로 3개의 현치시
 협체는 서로 비슷한 에너지소산능력을 보인다. PN600-SB시
 협체는 접합부의 조기 취성파단으로 인해 열등한 에너지소
 산능력을 보임을 알 수 있다.

그림 14는 시험체 PN600-SB의 보 플랜지 취성파단 양상
 을 보여주고 있다. 보 플랜지와 웨브의 교차점에서 시작한
 균열이 보 플랜지를 가로 질러 전파되었는데 기존의 접합형
 식에서 볼 수 있는 전형적 취성파괴 패턴이다.

그림 15~17은 현치 접합부의 소성현치 형상을 보여주는
 것으로 설계에서 의도한 바와 같이 소성현치가 현치의 외측
 으로 밀려나서 형성되고 있다. 또한 현치단부에서 균열도 발

생치 않았다. 현치단부의 균열방지를 위해 시도된 3가지 상
 세 모두 만족스런 거동을 보이고 있음을 알 수 있다. 실험에
 성공한 3가지 현치단부 상세 가운데 어느 것을 사용해도 무
 방할 것으로 사료된다. 이미 언급한 바와 같이 본 시험체에
 는 보 하부 플랜지 레벨에서는 휨응력의 크기가 작으므로
 이 위치에는 수평 스티프너를 설치하지 않았는데 문제가 없
 음을 알 수 있다.

3.2 국부좌굴, 변형경화계수

표 2는 4% 층간변위비에 도달시 소성현치 영역에서의 국
 부좌굴의 크기를 측정하여 정리한 것이다. 웨브 및 플랜지
 국부좌굴의(WLB, FLB) 진폭의 크기는 3개의 현치 사이에
 큰 차이가 없어 보인다. 그러나 횡비틀림좌굴의(LTB) 진폭
 값은 작용 모멘트의 부호에 따라 규칙성이 있는 차이를 보
 인다. 즉 하부 플랜지가 압축을 받을 때는(즉 부모멘트 작용시)
 SH600-H&T, SH600-H&PE, SH600-FE 시험체의 순서로 LTB
 의 진폭값이 감소되는 경향을 보인다. 이는 수평현치가 보에
 제공하는 횡지지의 정도가 시험체 SH600-FE, SH600-H &PE,
 SH600-H&T 순서로 크기 때문인 것으로 이해할 수 있다.
 반면 보의 상부 플랜지가 압축을 받는 경우는(즉 정모멘트
 작용시) 시험체 SH600-FE의 LTB진폭이 가장 크다. 이는

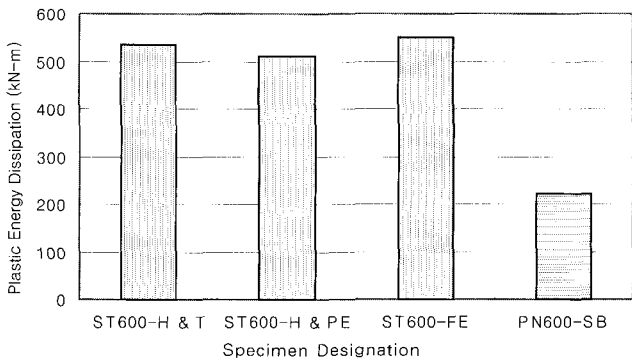


그림 13 에너지 소산량 비교

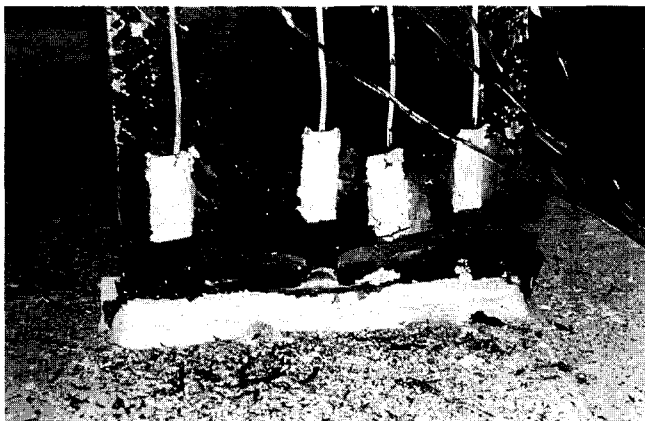


그림 14 시험체 PN600-SB의 보 플랜지 취성파단

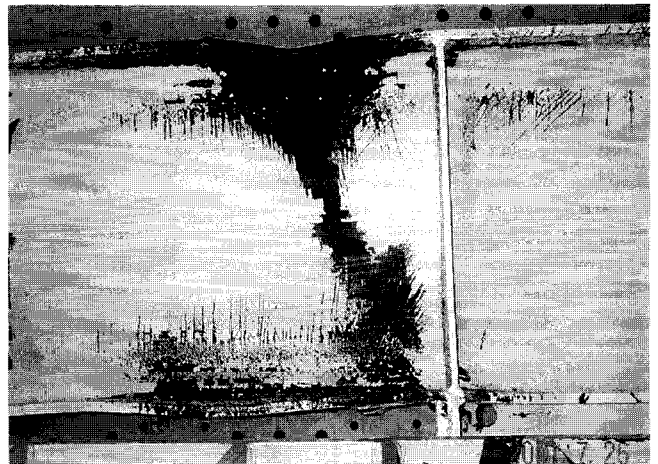


그림 16 시험체 SH600-H&PE의 소성현치 패턴

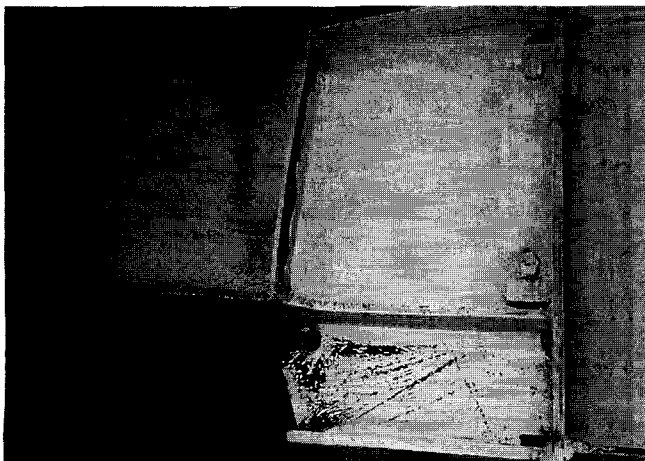


그림 15 시험체 SH600-H&T의 소성현치 패턴

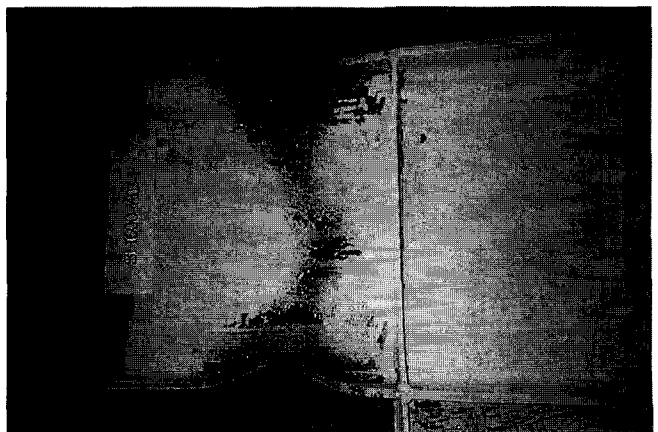


그림 17 시험체 SH600-FE의 소성현치 패턴

표 2 현치 시험체의 4% 층간변위각에서의 국부좌굴 진폭

(a) Beam top flange compression(positive moment)

Specimen ID	LTB(cm)	WLB(cm)	FLB(cm)
SH600-H&T	5.0	3.0	4.0
SH600-H&PE	7.0	5.0	5.5
SH600-FE	8.0	4.0	4.0

(b) Beam bottom flange compression(negative moment)

Specimen ID	LTB(cm)	WLB(cm)	FLB(cm)
SH600-H&T	5.0	4.5	3.5
SH600-H&PE	3.0	4.0	2.5
SH600-FE	2.5	3.0	2.0

첫째로 보의 하부 플랜지에 접한 수평현치가 보의 상부 플랜지의 횡구속 요소로 기능하지 못함을 시사한다. 도리어 SH600-FE 시험체의 현치 부위의 비틀림강성이 다른 시험체에 비해 상대적으로 크므로 보-현치로 이루어진 단면 전체의 비틀림중심(center of twisting)이 더욱 하향하게 되어서 LTB를 증가시키는 것으로 사료된다. 그렇지만 실제 구조물에서는 보의 상부 플랜지는 바닥 슬라브가 제공하는 횡지지로 인해, 순철골 시험체를 대상으로 한 본 실험에서 관측된 정도의 LTB는 발생치 않을 것으로 사료된다.

그림 18은 현치 시험체의 소성현치에서의 변형경화계수를 층간변위 레벨에 따라 정리한 것이다. 소성현치의 위치는 통상 현치의 단부로 가정한다. 변형경화계수 α 는 식 (1)로 계산한 것이다.

$$\alpha = \frac{M_{max, TIP}}{Z_f \times F_{yf} + Z_w \times F_{yw}} \quad (1)$$

이 식에서 $M_{max, TIP}$ =실험에서 관측된 현치 단부에서의 최대 휨 모멘트, Z_f = 보 플랜지의 소성단면계수, Z_w =보 웨브의 소성단면계수이다. 보 플랜지와 웨브의 항복강도 값은 표 1의 소재인장시험결과를 사용하였다. 그림에서 보듯이 3% 층간변위레벨에서 최대가 되고 평균값은 1.1 정도이다. 이 값은 AISC 1997⁽⁶⁾에서 권장하는 값으로서 시험체 설계에서 가정한 값과 동일하다. 따라서 설계목적상 수평현치 접합부의 소성현치 변형경화계수는 1.1로 취하면 무난할 것이다.

$$\alpha \approx 1.10 \quad (2)$$

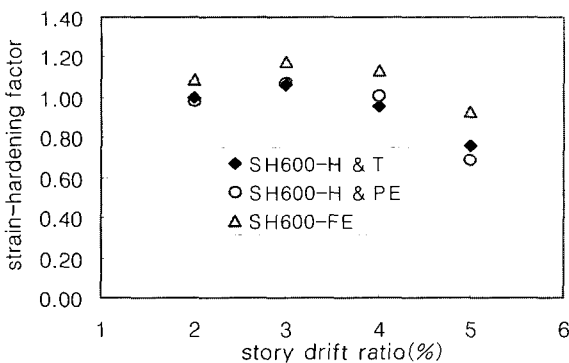


그림 18 변형경화계수

3.3 현치 웨브의 스트럿 거동 및 중립축 위치

현치 웨브는 고전 휨이론과는 달리 경사 방향의 스트럿 띠와 같은 거동을 보일 것으로 예견되었다(그림 4 참조). 표 3은 시험체 SH600-H&PE의 현치 웨브에 설치한 3축 게이지의 스트레인 데이터로부터 계산한 압축주변형도(compressive principal strain)를 정리한 것이다. 이 표에서 보면 층간변위 레벨이 증가할수록 약간 증가하는 경향이 있으나 예상대로 대략 수평에서 30도 시계방향으로 스트럿 거동을 보임을 알 수 있다. 고전 휨이론에 의한 예상과는 달리 이러한 현치 웨브의 스트럿 거동으로 인하여 현치의 존재에도 불구하고 중립축의 위치가 크게 하향치 않을 것으로 선행연구에서 예견된 바 있다.^{(5),(6)}

그림 19는 보 축 방향으로 설치한 스트레인 게이지에서 얻어진 휨변형도의 이력응답을 도시한 것이다. 보 단부 하중

표 3 현치의 스트럿 거동 관측치(SH600-H&PE)

story drift ratio(%)	strain($\times 10^{-6}$)					θ_p (degree)
	ϵ_x	ϵ_{45}	ϵ_y	γ_{xy}	ϵ_β	
0.75	-267	-397	135	662	-453	29.4
1	-289	-478	156	823	-535	30.8
1.5	-321	-569	176	993	-629	31.7
2	-300	-580	199	1059	-636	32.4
3	-244	-592	166	1106	-629	34.8

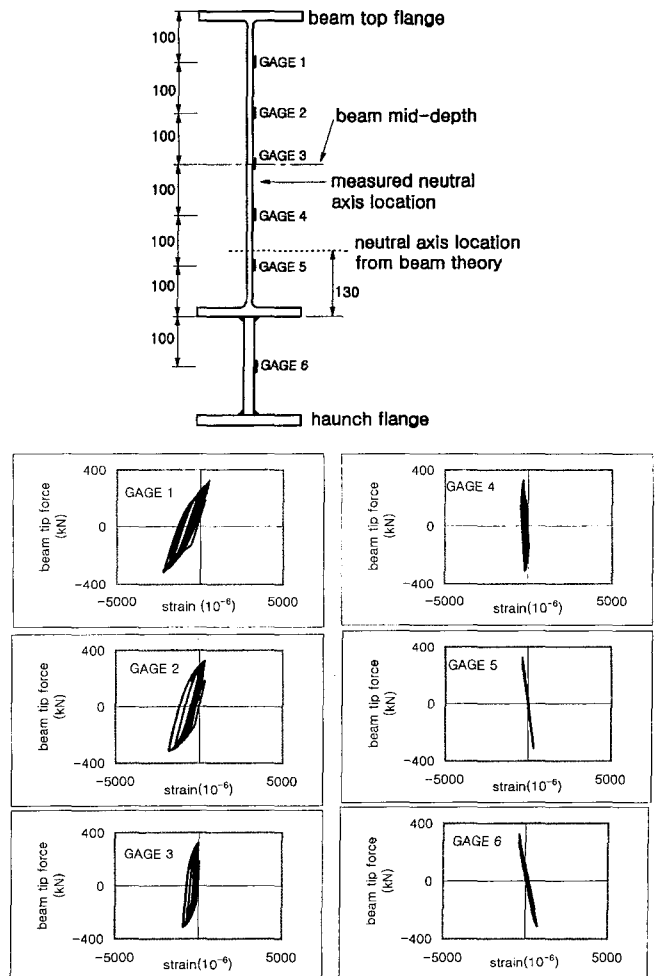


그림 19 보 축 방향의 변형도 이력곡선

이 정(+)의 부호를 가질 때 보 상부 플랜지가 압축을 받도록 도시하였다. 게이지 1~3의 경우 압축 측으로 약간 이동된 응답이 계측되었는데 이것은 접합부 부근의 국부좌굴이나 횡좌굴의 영향인 것으로 추정된다. 그러나 전반적 응답경향을 파악하는데는 유용한 자료로 판단되었다. 고전 휨이론을 적용한다면 중립축의 위치는 거의 게이지 5의 근처(보 하부 플랜지 외측에서 130mm의 위치)까지 하향해야 한다. 그러나 그림에서 보듯이 이력응답의 부호는 게이지 3 및 게이지 4 사이에서 변화함을 알 수 있는데 이는 중립축의 위치는 실험적으로도 거의 하향치 않음을 보여주는 것이다. 이러한 결과들은 현치 웨브의 스트럿 거동에 주목하여 제시된 Lee and Uang⁽⁵⁾, 이철호⁽⁶⁾ 등의 응력전달모형 및 이에 근거한 설계법이 타당함을 입증하는 것이라 할 수 있다.

4. 결 론

수평현치로 내진철골모멘트접합부의 실험대 반복재하실험을 통하여 수행된 본 연구의 결론을 요약하면 다음과 같다.

- (1) 현치 웨브의 스트럿 거동을 고려하여 설계된 본 연구의 시험체는 설계에서 의도한 바와 같이 현치 단부의 외측에서 소성현치가 형성되었으며 특별연성모멘트골조의 접합부에 요구되는 소성회전 성능을 충분히 만족시켰다. 수평현치 접합부 설계법 개발과정에서 해석적으로 예견되었던 현치 웨브의 스트럿 거동을 변형도 계측을 통하여 실험적으로 확인하였다. 또한 이 스트럿 거동의 결과로서 고전 휨이론에 의한 예측과는 달리 중립축의 위치가 거의 하향치 않음을 실험적으로 입증하였다. 즉 기존 연구에서 제시된 응력전달모형 및 이에 근거한 설계법이 전반적으로 타당함을 확인하였다.
- (2) 현치단부의 균열방지를 위해 시도된 3가지 상세에 의해 (즉 현치단부에 구배를 주고 천공하거나 또는 보 웨브 스티프너를 현치의 웨브로 부분적으로 또는 완전히 연장하는 방안)에 의해 현치단부의 균열발생을 효과적으로 방지할 수 있었다. 실험에 성공한 3가지 현치단부 상세 가운데 어느 것을 사용해도 무방할 것으로 사료된다.
- (3) 수평현치가 보 하부 플랜지에 제공하는 횡지지의 크기는 현치 단부의 구속도는 시험체 SH600-FE가 가장 크고 그 다음이 SH600-H&PE, SH600-H&T의 순서이다. 따라서 보 하부 플랜지가 압축을 받는 경우는 시험체 SH600-FE의 횡비틀림좌굴 진폭이 가장 작다. 그러나 보의 하부 플랜지에 용접된 수평현치는 보의 상부 플랜지의 횡구속 요소로 기능하지는 못하는 것으로 관측되었다. 도리어 현치

단부의 구속도가 클수록 보 상부 플랜지의 횡좌굴이 커지는 경향을 보였다. 이는 현치 단부의 구속도가 클수록 현치 부위의 비틀림강성이 증대되므로 보-현치로 이루어진 단면 전체의 비틀림중심이 더욱 하향하기 때문으로 사료된다. 그렇지만 일반건물의 보 상부 플랜지는 바닥 슬라브에 의해 횡구속되므로 보 상부 플랜지의 횡좌굴은 발생하지 않을 것이다.

- (4) 수평현치 접합부 소성현치의 변형경화계수는 3% 충전변위레벨에서 최대가 되고 평균값은 1.1 정도이다. 설계목적상 변형경화계수는 1.1로 취하면 될 것이다.
- (5) 보 하부 플랜지 레벨에서는 휨응력의 크기가 작으므로 이 위치에 수평 스티프너를 설치하지 않아도 무방함을 실험적으로 확인하였다.

참 고 문 헌

1. Uang, C. M., Bondad, D., and Lee, C. H., "Cyclic performance of haunch repaired steel moment connections : Experimental testing and analytical modeling" *Engineering Structures*, Vol. 20, No. 4-6, 1998, pp. 552-561.
2. Uang, C. M., Yu, Q. S., Noel, S., and Gross, J., "Cyclic testing of steel moment connections rehabilitated with RBS or welded haunch," *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 126, No. 1, 2000, pp. 57-68.
3. SAC, "Technical report : Experimental investigations of beam-column subassemblies," Report No. SAC-96-01, SAC Joint Venture, Sacramento, CA., 1996.
4. Lee, C. H. and Uang, C. M., "Analytical modeling of seismic steel moment connections with welded straight haunch," *Proc., SEEBUS 2000*, Kyoto, Japan, 2000. 10, pp. 131-140.
5. Lee, C. H. and Uang, C. M., "Analytical modeling and seismic design of steel moment connections with welded straight haunch," *J. Struct. Engrg.*, ASCE, Vol. 127, No. 9, 2001, pp. 1028-1035.
6. 이철호, "용접 수평현치로 보강된 철골 모멘트 접합부의 내진설계", 한국지진공학회는문집, 제4권, 제4호, 2000, pp. 73-82.
7. SAC, "Seismic design criteria for new moment-resisting steel frame construction," Report No. FEMA 350, SAC Joint Venture, Sacramento, CA, 2000.
8. AISC, *Seismic Provisions for Structural Steel Buildings*, 2nd Ed., AISC, Chicago, IL, 1997.