

리브로 보강된 철골 모멘트 접합부의 내진거동에 관한 실험적 연구

An Experimental Study of Cyclic Seismic Behavior of Steel Moment Connections Reinforced with Ribs

이철호* 이재광** 정종현*** 오명호**** 구은숙****

Lee, Cheol-Ho; Lee, Jae-Kwang; Jung, Jong-Hyun; Oh, Myoung-Ho; Koo, Eun Sook

ABSTRACT

Recently a simple design method for rib-reinforced seismic steel moment connections has been proposed based on equivalent strut model. An experimental program was implemented to verify the proposed design method and to develop the schemes that will prevent the cracking at the rib tip, where stress concentration was evident. All the specimens designed by the proposed method were able to develop satisfactory connection plastic rotation of 0.04 radian. Slight beam flange trimming, in addition to rib reinforcement, pushed the plastic hinging and local buckling of the beam away from the rib tip and effectively reduced the cracking potential at the rib tip. The strut action of the rib and resulting reverse shear in the beam web were also experimentally identified through the strain gage readings.

1. 서론

1994년 미국의 노스리지 지진과 1995년 일본의 효고현 남부 (고베) 지진 당시 용접 철골모멘트 접합부에 광범위한 취성파괴가 발생하여 큰 충격을 주었다. 이후 개선된 내진성능을 갖는 접합부가 다수 제시되었다. 보 플랜지 그루브 용접부 취성파괴 문제를 해결하기 위한 2가지 대표적 방안은 접합부를 보강하거나 접합부 부근의 보를 일부 약화 시킴으로서, 소성힌지의 발생위치를 취성파괴의 가능성이 큰 기둥 외주면(즉 그루브 용접부 부근)에서 보의 내부로 유도하는 것이다⁵⁾
¹⁰⁾ 그림 1은 보강방안에 의한 접합부의 예를 보여준다.

그림 1(b)의 접합부는 리브 보강을 통하여 접합부의 내진성능을 높이하고자 한 것이다. 즉 보 플랜지 그루브 용접부의 인장응력도를 더욱 줄여서 용접부의 취성파괴를 막는 동시에 접합부의 부정정도도 높이하고자 한 것이다. 약화개념에 의한 RBS (reduced beam section) 접합부로서 설계를

* 정희원, 경남대학교 건축학부 교수, 공학박사

** 정희원, 경남대학교 건축학부 박사과정

*** 정희원, 현대건설기술연구소 선임연구원, 공학박사

**** 정희원, 현대건설기술연구소 주임연구원

하고자 할 경우에, 보의 스패ん길이가 짧거나 보의 흠이 상대적으로 크면 보 플랜지의 50% 이상의 과도한 절삭이 요구되는 경우가 종종 발생한다. 즉 비틀림 강성의 과도한 저하로 RBS 개념에 의한 접합부 설계가 허용되지 않는 경우에 이의 우회방안으로도 리브 접합부는 매우 유용하다⁶⁾. 그림 2는 Ove and Arup Partners가 설계한 샌프란시스코의 병원건축 프로젝트(City of Hope National Medical Center)에 실제로 사용한 리브 접합부의 상세이다¹¹⁾. 당시에 이 접합부의 설계법이 정립되어 있지 않아서 “project specific testing”을 거친 후에 접합부를 시공하였다.

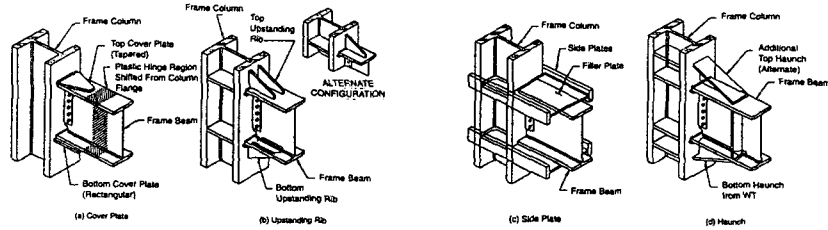


그림 1. 강화개념에 의한 내진접합부의 예(Bruneau 등 1998)

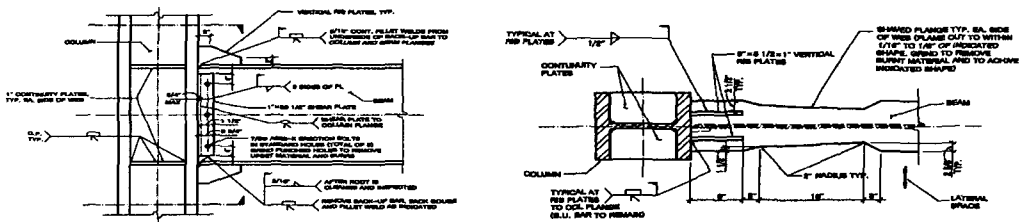


그림 2. 리브 보강 접합부 상세의 예(Zekioglu 등 1997)

종종 엔지니어가 리브를 사용하여 철골모멘트접합부의 내진성능을 높이고자 할 경우 고전 휨이론에 익숙한 나머지 리브와 보로 구성된 일체단면의 단면2차모멘트로서 그루브 용접부의 인장응력도 예측하려 하는데 이는 타당치 않다. 이미 필자는 헌치의 접합부의 해석적 모델링에 관한 연구를 통하여 철골모멘트접합부의 응력전달 메커니즘이 고전 휨이론에 의한 예측과 매우 다를 수 있음을 지적한 바가 있다⁸⁾. 또한 필자는 유사한 관점에서 리브의 대각선 방향으로 존재하는 주응력 분포에 주목하여 리브를 스트럿 요소로 파악한 후, 등가 스트럿 응력전달 모델과 이에 기초한 설계방안을 제안하였다²⁾³⁾⁷⁾. 이 연구는 해석적 결과에 기초하여 제시된 것이므로 실험적으로 검증될 필요가 있었다. 본 연구에서는 실물대 반복 재하실험을 통하여 등가 스트럿 모델에 의한 리브 보강 내진철골모멘트접합부 설계법의 타당성을 검증하고, 리브 단부의 균열을 제어할 수 있는 상세를 제안하고자 하였다. 아울러 등가 스트럿 모델링 과정에서 해석적으로 예견되었던 리브의 스트럿 거동 및 보 웹에서의 전단력 역전현상을 실험적으로 입증하고자 하였다.

2. 등가 스트럿 모델 개요

본 장에서는 선행연구에서 제시한 등가 스트럿 모델의 개요를 간단히 요약하고자 한다. 방안의 핵심은 리브를 등가의 스트럿 (즉 트러스 요소)로 대체하여 보 플랜지와 리브의 계면(interface)에 존재하는 상호작용력 Q , N 을 간단히 얻는데 있다 (그림 3-상호작용 모형 참조). 즉 무한대의

부정정차수를 갖는 원래의 문제를 1차 부정정차수 문제로 단순화시킨 것이다. 그림 4(주응력/응력 집중)는 리브에 작용하는 대각선 방향의 주응력 분포를 보여주는 것으로 마치 스트럿의 띠와 같은 거동을 볼 수 있다. 또한 리브의 단부에 존재하는 응력집중 현상도 볼 수 있다. 이는 리브의 단부의 균열발생 가능성에 대비할 필요가 있음을 시사한다. 아래의 (1)식은 등가 스트럿 면적을 정의한 것이다 (그림 5-리브 단면폭). 여기서 η 는 등가 스트럿 면적계수로서 (2)식과 같이 1.50을 택하고 (3)~(4)식을 적용하면 실용적으로 충분한 정확도로서 상호작용력 Q , N 을 산정할 수 있다. 상호작용력 Q , N 이 알려지면 나머지 문제는 본질적으로 정정구조 문제로 귀착된다. 좀더 자세한 내용은 지면 관계상 생략하니 필자의 줄고를 참조하기 바란다²⁾³⁾⁷⁾.

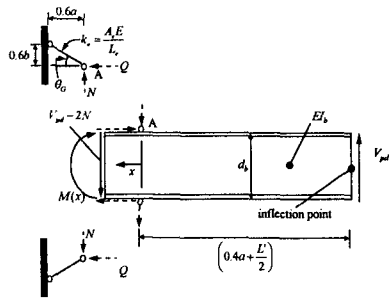


그림 3. 리브와 보의 상호작용 모형

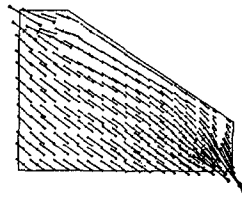


그림 4. 리브 내의 주응력 분포 및 리브 단부의 응력 집중

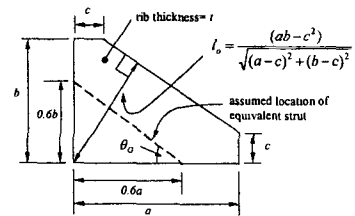


그림 5. 등가 스트럿 모델의 리브 단면폭 정의

$$A_e = \frac{\eta(ab - c^2)t}{\sqrt{(a-c)^2 + (b-c)^2}} \quad (1)$$

$$\eta = 1.50 \quad (2)$$

$$Q = \frac{\left(\frac{(0.21a + 0.15L')ad_b}{I_b} \right)}{\left(\frac{1}{\eta} \right) \frac{(0.60)\sqrt{(a^2 + b^2)}\sqrt{(a-c)^2 + (b-c)^2}}{(ab - c^2)t} + \frac{(0.18b + 0.30d_b)(ad_b)}{I_b}} \times V_{pd} \quad (3)$$

$$N = \left(\frac{b}{a} \right) Q \quad (4)$$

3. 실험 프로그램

3.1 시험체 설계 및 제작

그림 1(b)와 같은 리브 접합부에서 소성힌지의 발생위치를 흔히 리브의 단부로 가정하는 경우가 많은데 이 가정은 정당화 하기가 어렵다. 왜냐하면 리브는 헌치 등에 비해 “가벼운 보강(light reinforcement)”이므로 소성화가 리브의 내부로 진행되는 경향을 보인다. 따라서 그림 6과 같이 리브의 단부에 원주형 절취(radius-cut) RBS를 도입하여 리브 영역은 본질적으로 탄성상태에 남도록 설계하는 것을 전제로 한다. 그림 2와 같은 테이퍼 형태의 RBS는 초기에 사용된 것으로 우각부의 응력집중으로 인해 보 플랜지의 파단이 생기는 경우가 있어 최근에는 거의 사용되지 않는다. 다음은 시험체의 설계 및 제작과 관련한 사항을 요약한 것이다

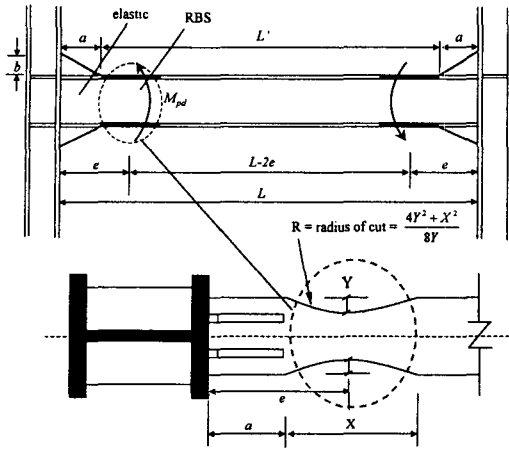


그림 6. 리브의 외측에 원주형 RBS를 도입한 전형적 보 스패ن

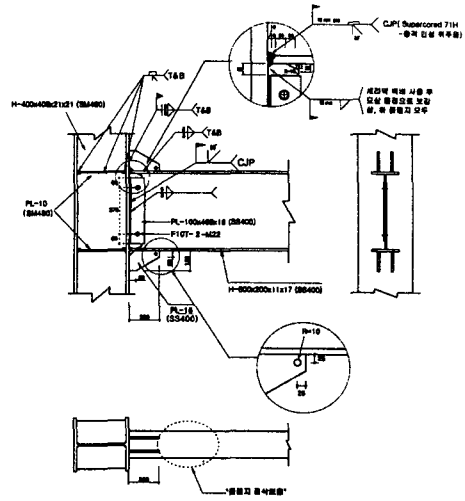


그림 7. 시험체 RIB-NDB-AW의 접합부 디테일

표 1. 시험체 설계 요약

(1) 골조 데이터 : 층고 $H_c = 3600$ mm, 스패너 거리 $L = 5000$ mm (이 경우 보의 스패너가 상대적으로 짧아 RBS접합부에 의해 설계를 시도하면 보 플랜지의 50% 정도를 과도하게 절삭해야 하므로 설계가 허용되지 않음), 보 H-600X200X11X17 (SS400, 공칭항복강도 $F_y = 236$ Mpa, 예상항복강도 $F_{ye} = 314$ Mpa¹⁾), 기둥 H-400X408X21X21 (SM490, 공칭항복강도 $F_{yc} = 325$ Mpa), 리브 플레이트 SS400 강재 ($F_y = 236$ Mpa), 용접재의 인장강도 $F_{EXX} = 492$ Mpa (H사의 Supercored 71H 사용; 차폐가스 CO₂, 노스리지 지진 이후 내진용 용접재에 요구되는 샤르피 V 노치 인성값의 최소값인 26.7 Joule @-28.9°C를 만족할 뿐만 아니라 용접성, 가격, 강구공장 용접공의 사용경험을 고려하여 선정함). 기둥의 압축응력도는 $f_a = 69$ Mpa로 가정.

(2) 단면 데이터 : H-600X200X11X17 보; $d_b = 600$ (mm), $I_b = 776,000,000$ (mm⁴), $S = 2,590,000$ (mm³), $Z_b = 2,979,000$ (mm³), RBS (보 플랜지의 30% 절취); $X = 0.65d_b = 390$ (mm), $Y = 30$ (mm), $R = 649$ (mm), $Z_{RBS} = 2,269,000$ (mm³), H-400X408X21X21 기둥; $d_c = 400$ (mm), $Z_c = 3,992,000$ (mm³)

위의 조건에 따라 기존연구에서 제시한 단계별 설계절차에 따라 시험체를 설계하고 제작하였다.

Step (1)	Calculations (2)
Preliminary rib sizing	Assume $b = (1/4)d_b = 150$ mm, $\theta_c = 35^\circ$; $t = 15$ and $c = 50$ mm $a = b / \tan(35^\circ) \approx 220$ mm.
Beam design moment and shear	$M_{pd} = 1.1Z_{RBS}F_{ye} = 783,713$ KN-mm, $L' = L - 2a = 4560$ mm, $e = a + X/2 = 415$ mm, $L - 2e = 4170$ mm; $V_{pd} = 376$ kN
SCWB condition	$\sum M_{pc} / \sum M_{pb} = 2.90 > 1.0$
Rib design	(i) Interaction forces ; $Q = 574$ kN, $N = (150/220)(574) = 392$ kN (ii) Flexural stress level ; $f_{bf} = 190$ MPa < $F_{ye} = 314$ MPa (iii) Rib thickness check with assuming dual rib; Q (per rib) = $574/2 = 287$ kN, N (per rib) = $392/2 = 196$ kN $t = 15$ mm $\geq \sqrt{Q^2 + 3N^2} / (b\phi F_y) = 14$ mm
Rib weld design	(i) Fillet weld(2-sided) between the rib and beam $S \geq \sqrt{Q^2 + N^2} / (0.636 a F_{EXX}) = 5.1$ mm; use 6 mm (ii) Fillet weld(2-sided) between the rib and column $S \geq \sqrt{Q^2 + N^2} / (0.636 b F_{EXX}) = 7.5$ mm; use 9 mm
Design of continuity & doubler plates	Beam flange force $P_{wf} = 863$ kN. No doubler plates were needed in this case. Continuity plates were provided according to the SAC(2000) recommendations.

구체적 계산과정은 지면의 제한으로 표 1에 요약하여 정리하였다. 그림 7~9는 시험체의 접합부 디테일을 나타낸 것이다. SAC (2000)의 경우 그루브 용접부의 노치제거를 위해 백바를 제거하고 백가우징한 후 보강 모살용접을 할 것을 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 사용하였다¹⁰⁾. 실험이 종료된 후 실물대 시험체에서 인장시험편을 채취하여 소재인장시험을 수행하였다. 소재 인장시험결과를 통하여 모두 강종별 규격을 만족하는 것을 확인할 수 있었다. 그 인장시험결과는 표 2에 요약되어 있다.

표 2. 소재 인장시험 결과

test coupon	F_u	F_y	elong.	yield
	N/mm ²	N/mm ²	%	%
beam flange (SS400)	305	438	31.53	69.51
	313	439	32.36	71.24
beam web (SS400)	346	455	29.66	75.95
	324	442	28.49	73.38
column flange (SM490)	362	555	26.98	65.30
column web (SM490)	396	559	25.64	70.87
	384	553	23.91	69.42
rib plate (SS400)	371	554	24.54	66.88
	285	440	29.87	64.91
	290	438	28.96	66.19

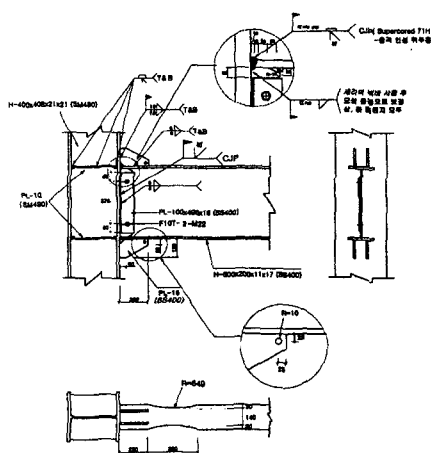


그림 8. 시험체 RIB-DB30-AW, AW1의 접합부 디테일

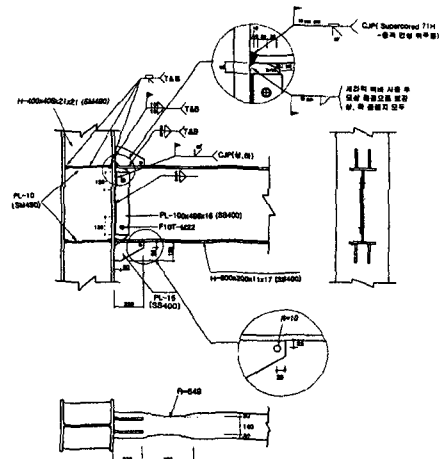


그림 9. 시험체 RIB-DB30-PW의 접합부 디테일

3.2 시험체 특성 요약

그림 4에서 보듯이 리브 단부에서의 응력집중으로 이 부분에서 균열발생 가능성이 크다. 따라서 모든 시험체의 리브 단부에 작은 원형의 구멍을 도입하였다. 유한요소해석결과에 의할 때 리브 단부에 작은 원형의 구멍을 도입하면 리브단부의 응력집중이 미소하게나마 완화된다 (약 7% 정도).

(1) 시험체 RIB-NDB-AW : 리브 단부를 RBS를 도입하여 약화시키지 않고 리브로서 보강만한 순수한 의미의 리브접합부 시험체이다(그림 7-RIB-NDB-AW). 보 웹은 전체를 그루브 용접하였다. (2) 시험체 RIB-DB30-AW, AW1 : 리브 보강과 더불어 RBS 부분의 보 플랜지를 30%를 절삭하였다 (그림 8-RIB-DB30-AW, AW1 참조). 보 웹은 전체를 그루브 용접하였다. 공칭으로 동일한 시험체를 2개 제작하였다. (3) 시험체 RIB-DB30-PW : 보 웹 중앙부에서 보 춤의 50%에 해당하는 부분의 그루브 용접을 생략한 것을 제외하면 시험체 RIB-DB30-AW, AW1과 동일하다(그림 9-RIB-DB30-PW). 전단력의 역전현상은 리브와 보 계면의 상호작용력을 증대시키므로

응력전달 메커니즘의 관점에서 볼 때 바람직스럽지 않다. 따라서 전단응력의 역전현상이 발생하는 주요 부분을 기둥 플랜지와 분리시킨 것이다. 유한요소해석에 의할 때, 이 부분을 분리하면 리브와 보플랜지의 계면에서의 상호작용력이 대략 5% 정도 줄어들므로 균열제어에 유리할 것으로 기대되었다. 또한 용접량도 절약되어 경제적으로도 유리함이 자명하다.

3.3 테스트 셋업, 가력, 및 계측 등

본 실험은 AISC (1997)⁴⁾ 및 SAC (2000)¹⁰⁾에서 인정하는 철골내진접합부의 성능평가절차를 준수하여 현대건설 구조실험동에서 수행되었다. 실험에 앞서 가력, 계측계획, 지지부설계, 실험진행 등에 참고하기 위해 모든 시험체에 대하여 3차원 비선형 유한요소해석을 수행하였다. 그림 10은 리브 시험체의 테스트 셋업을 보여주고 있다. 접합부의 내진성능평가를 위한 반복재하 실험은 SAC (2000)의 다단계 지진하중 프로토콜에 따라 의사정적실험으로 진행되었다 (그림 11 참조). SAC (2000) 가력 프로그램에서 변위제어에 사용되는 물리량은 층간변위비(story drift ratio, SDR)를 사용한다. 본 실험에서 1% 층간변위에 대응되는 보 단부 변위는 2.7 (cm)이다. 사용 액추에이터의 가력용량은 100 (ton), 최대 스트로크는 ± 25 (cm)이다. 보의 면외변형을 막기위한 횡지치 브레이스 위치는 그림 10에 표시하였다. 변위계는 접합부의 총회전각 성분을 패널존, 기둥 및 보 성분으로 분리할 수 있도록 설치되었다. 리브 접합부의 응력전달 메커니즘을 적절히 모니터링할 수 있도록 1축 및 3축 게이지를 리브, 보 웹 및 플랜지, 기둥 패널존 등에 부착하였다. 아울러 각 계측장비 부착 후 접합부 주변을 회칠하여 접합부 부근의 변형 및 소성화 패턴을 육안으로도 쉽게 파악할 수 있도록 조치하였다.

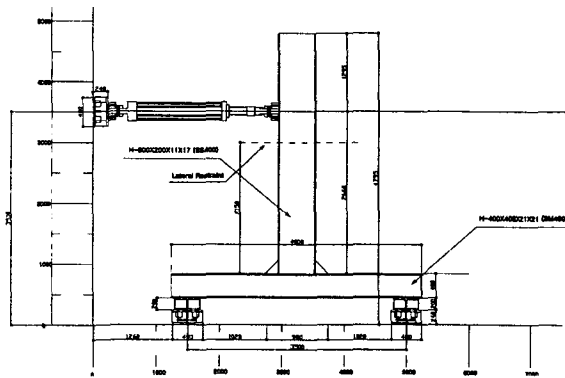


그림 10. 테스트 셋업

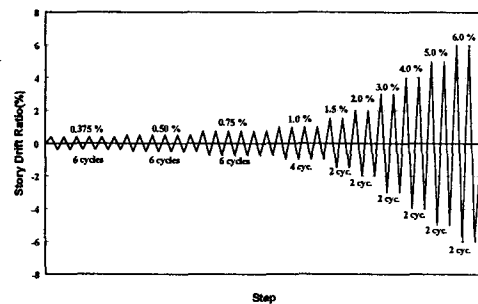


그림 11. 의사정적 변위제어 반복하중(SAC 2000)

4. 실험결과의 분석 및 고찰

4.1 전체적 내진거동 평가

SAC(2000)의 의사정적 반복재하실험을 통해 특별연성모멘트골조(Special Moment-Resisting Frame)의 접합부로서 인정되기 위해서는, 4% 층간변위수준을 (또는 0.03 radian 소성회전각 수준을) 적어도 1 사이클 저항할 수 있어야 하고 동시에 강도저하가 원래 보 단면의 공칭소성모멘트의 80% 이하로 발생해서는 안된다. 그림 12는 4개 시험체의 층간변위 및 소성회전각 이력곡선을 도시한 것이다. 여기서 층간변위는 보 단부의 총변위를 기둥중심에서 보 단부까지의 거리로 나눈 것을 % radian단위로 표기하였다. 또한 접합부 소성회전각은 AISC 내진규정(1997)의 방식에 따라

보 단부의 소성변위를 기둥 플랜지 외주면에서 보 단부까지의 거리로 나눈 것이다. 종축은 기둥 외주면에 가해진 모멘트를 보 원단면의 공칭소성모멘트 ($M_{pn} = F_y Z_b$)로 나누어 정규화하였다.

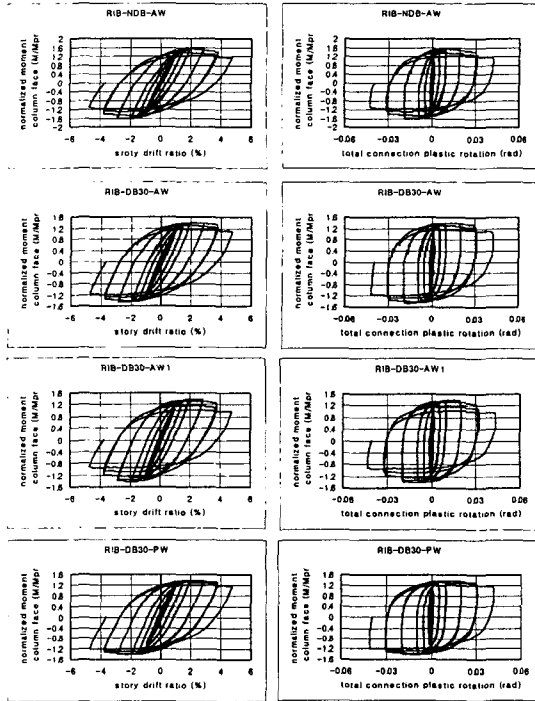


그림 12. 시험체별 이력곡선 비교(층간변위 및 소성회전각)

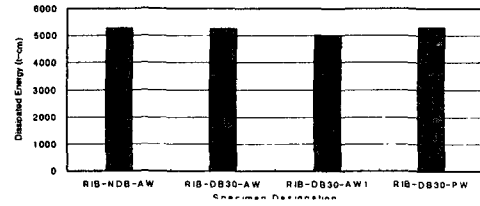


그림 13. 시험체별 에너지 소산량 비교

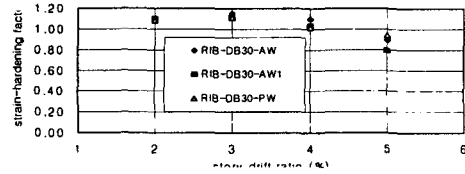


그림 14. 변형경화계수

표 3. 국부좌굴 진폭의 측정값

Specimen ID	LTB(cm)	WLB(cm)	FLB(cm)
RIB-NDB-AW	2.5	6.0	6.5
RIB-DB30-AW	3.0	3.5	4.0
RIB-DB30-AW1	3.5	7.0	4.0
RIB-DB30-PW	2.5	5.0	4.0

패널존과 기둥이 충분히 강하였으므로 소성변형성분은 전적으로 보의 RBS부위에서 제공된 것이다. 어느 시험체도 5%의 층간변위에 이르기까지 접합부 취성과단이 발생치 않았다. 즉 특별연성모멘트골조의 접합부에 요구되는 내진성능을 충분히 만족시키고 있다. 이후에도 가력을 계속할 수도 있었으나 이미 성능이 충분히 확인되었고, 테스트 셋업의 손상을 우려하여 가력을 종료하였다. 4%의 층간변위에 도달해도 보 원단면의 공칭소성모멘트의 120% 수준의 접합부 강도를 유지하고 있어 매우 양호함을 알 수 있다. 그림 13(소산에너지)는 소성힌지에서의 에너지 소산량을 비교한 것이다. 4개의 시험체가 대동소이한 경향을 보이지만 RIB-DB30-PW 시험체가 에너지 소산능력이 가장 크다. 그림 14(RBS 변형경화)는 RBS가 도입된 3개 시험체의 변형경화계수를 층간변위 레벨에 따라 정리한 것이다. 일반적으로 소성힌지의 위치는 RBS부의 최소폭 위치로 가정한다. 변형경화계수 α 는 다음 (5)식으로 계산한 것이다.

$$\alpha = \frac{M_{\max, RBS}}{Z_{RBS} \times F_{ye}} \quad (5)$$

위 식에서 $M_{\max, RBS}$ = 실험에서 관측된 RBS부의 최소폭 위치에 작용한 최대 휨모멘트, Z_{RBS} = RBS부의 최소폭 단면의 소성단면계수, 그리고 F_{ye} = 예상항복강도로서 314 Mpa를 택하였다. 예상항복강도 F_{ye} 의 값은 표 2 의 소재인장시험결과를 사용할 수도 있겠으나, 좀더 일반성이 있도록, 김종락 등(2000)이 방대한 데이터 베이스를 대상으로 수행한 전기로 압연형강재의 평균강도값을 사용하였다. 그림 15(RBS 변형경화)에서 보듯이 3% 층간변위레벨에서 최대가 되고 평균값은

1.1 정도이다. 이 값은 시험체 설계에서 가정한 값(곧 AISC 1997 내진규정에서 권장하는)과 동일하다. 따라서 설계목적상 리브 접합부의 RBS부 소성힌지의 변형경화계수로서 1.1 을 사용하면 무난할 것으로 사료된다.

$$\alpha \approx 1.10 \quad (6)$$

표 3는 층간변위비 4% 레벨에서 측정된 횡비틀림좌굴(LTB), 플랜지 국부좌굴(FLB) 및 웹 국부좌굴(WLB)의 진폭값을 정리한 것으로 각각 보 플랜지폭의 12.5~17.5 %, 17.5~35 %, 20~32.5 %의 범위에 있음을 알 수 있다. 시험체 RIB-NDB-AW의 FLB 진폭은 나머지 시험체에 비해 63 % 정도 월등히 큼을 알 수 있는데 이는 아래에서 논의하듯이 리브 단부의 균열발생과 관련하여 불리하게 작용했을 것으로 사료된다.

4.2 리브 단부의 균열제어 상세

그림 15(NDB30-AW균열)는 시험체 RIB-NDB-AW의 소성힌지 및 국부좌굴 패턴과 리브단부의 균열양상을 보여준다. 이 시험체는 강화개념에 의해 순수하게 리브 만을 사용한 것이다. 이 시험체도 특별연성모멘트골조의 내진성능을 만족한 경우이다. 실험이 끝난 후 관찰해보니 리브 단부의 모살용접 토우(toe)에서 보 플랜지의 두께방향으로 폭 4 (mm), 깊이 10



그림 15. RIB-NDB-AW의 소성힌지 국부좌굴 및 균열 양상
(mm) 크기의 균열이 발생되어 있었다. 사진에서 보듯이 소성화가 리브의 안쪽으로 침투하여 형성되고 있다. 특히 플랜지의 국부좌굴의 최대 진폭점이 리브 단부에서 발생하여 리브 단부와 보 플랜지의 접합면에 과도한 변형도 집중(strain concentration)을 유발하고 있음을 알 수 있다. 이것이 리브 단부 균열의 결정적인 원인으로 사료된다.

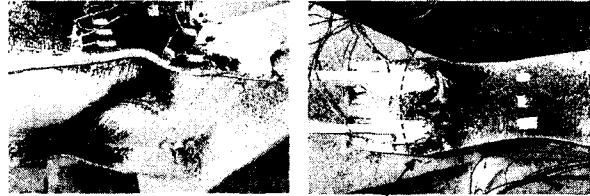
그림 16(RIB-DB30-AW)은 시험체 RIB-DB30-AW의 소성힌지 형성 패턴을 보여준다. 이 시험체는 강화 및 약화개념에 의해 리브에 더하여 보 플랜지의 30%를 절삭한 것이다. 사진에서 보듯이 국부좌굴이 수반되는 소성힌지가 확연히 리브의 외측에서 형성되고 있음을 알 수 있다. 시험체 RIB-NDB-AW에서 관측된 플랜지 국부좌굴에 의한 변형도 집중이 리브 단부에서 발생치 않으므로 균열제어에 훨씬 효과적임을 알 수 있다. 실제로 시험체 RIB-DB30-AW의 경우 리브의 단부에서 폭 1.5 mm, 깊이 3 mm 정도의 미세균열이 발생하였고, RIB-DB30-AW1의 경우는 폭 0.5 mm 정도, 깊이는 무시할 만한 아주 미세한 균열이 발생하였다. 즉 RBS의 도입을 통하여 리브 단부에서 발생하는 균열의 크기를 대폭으로 줄이거나 거의 없애는 것이 가능함을 알 수 있다.

시험체 RIB-DB30-PW는 보 웹 중상부에서 보 춤의 50%에 해당하는 부분의 그루브 용접을 생략한 것이다. 주로 이 부분에서는 응력전달상 유리할 것이 하나도 없는 전단력의 역전현상이 발생함이 해석적으로 예측되었다. 유한요소해석에 의할 때, 이 부분을 분리하면 리브와 보플랜지의 계면에서의 상호작용력이 5% 정도 줄어들므로 균열제어에 유리할 것으로 판단되었다. 실제로 그림 17(RIB-DB30-PW)에서 보듯이 이 시험체에서는 균열이 전혀 발생하지 않았다. 이미 언급한 바와 같이 에너지소산능력에 있어서도 4개의 리브시험체 가운데 미소한 차이이지만 가장 뛰어났고 접합부의 강도 역시 다른 시험체에 뒤지지 않는다. 이상을 종합하면 리브 접합부의 가장 바람직한 상세로서 RIB-DB30-PW 형식을 권한다. 이미 언급한 바와 같이 용접량도 절약되어 경제적

으로도 유리함이 자명하다.



그림 16. RBS 도입에 따라 리브의 외부에서 형성된 소성힌지 및 국부좌굴 (시험체 RIB-DB30-AW)



no sign of crack at rib tip after test
그림 17. 5% 층간변위 레벨에서의 소성힌지 및 국부좌굴패턴 (시험체 RIB-DB30-PW)

4.3 리브의 스트럿 거동 및 전단력 역전 현상

리브의 스트럿 거동에 따른 계면 수직력 N 의 존재로 리브 영역의 내부에 위치한 보 웨브에서 고전 휨이론에 의한 거동과는 달리 전단력의 역전현상이 발생할 것으로 예측되었다(그림 3)²¹³⁾⁷⁾. 물론 이러한 예측은 해석적 연구에 의한 것이다. 따라서 본 실험을 통하여 리브의 스트럿 거동 및 이에 따른 전단력의 역전현상을 효과적으로 입증하고자 하였다. 그림 18은 이런 목적을 위해 부착한 3축 로켓 스트레인 게이지의 측정위치를 보여준다. 표 3은 시험체 RIB-DB30-AW1에 설치한 3축게이지의 스트레인 데이터로부터 계산된 주변형도(max. principal strain) 방향과 리브의 대각선 방향을 비교한 것으로 양자는 매우 잘 부합되고 있다.

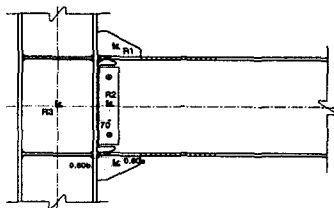


그림 18. 3축 로켓 스트레인게이지의 부착 위치

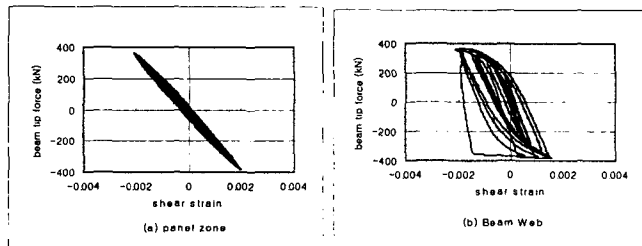
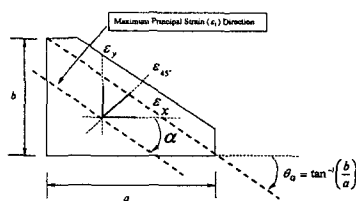


그림 19. 보 웨브에서의 전단력 역전 현상(시험체 RIB-DB30-AW)

표4. 리브 스트럿 작용방향과 대각선 각도 비교



SDR (%)	Rosette Strains (micron unit)			Principal Strains (micron unit)		α (°)	θ_G (°)
	ϵ_x	ϵ_{45°	ϵ_y	$\epsilon_{1,max}$	$\epsilon_{2,min}$		
0.375	190	-64	19	294	-84	31.7	34.2
1.0	389	-127	109	650	-152	34.8	34.2
1.5	432	-102	142	702	-128	34.8	34.2
2.0	486	-73	163	754	-104	34.0	34.2
3.0	557	-63	176	837	-103	33.1	34.2
4.0	611	-26	157	852	-85	30.5	34.2

리브 접합부가 고전 휨이론의 거동을 따른다면, 3축게이지 R2 및 R3에서 계측된 전단응력도의 부호는 서로 반대가 되어야 한다. 그림 19은 시험체 RIB-DB30-AW의 R2 및 R3에서 계측된 전단 변형도의 이력곡선을 도시한 양자의 부호가 동일함을 알 수 있다(대변형 영역에서 R2의 계측값이 교란된 것은 보 웨브의 좌굴의 영향인 것으로 보임). 이것은 리브 영역 내의 보 웨브에서 전단력의 역전현상이 실제로 발생하고 있음을 입증하는 것이다. 이상의 결과는 기존연구에서 제시한 등가 스트럿 모델 및 이에 기초한 설계법이 타당함을 입증하는 것이라 할 수 있다.

5. 결론

리브 보강 내진철골모멘트접합부의 실물대 반복재하실험을 통하여 수행된 본 연구의 결론을 요약하면 다음과 같다: (1) 등가 스트럿 모델에 근거하여 설계된 실물대 시험체는 모두 특별연성 모멘트골조의 접합부에 요구되는 내진성능을 충분히 만족시켰다. 즉 기존연구에서 제시된 설계법이 전반적으로 타당함을 입증하였다. (2) 리브의 단부는 응력집중이 발생하는 부위이므로 균열발생의 가능성이 크다. 리브보강에 더하여 리브의 외측의 보 플랜지를 약간의 절삭하여 (본 연구의 경우 30 %) 보 플랜지의 소성화 및 국부좌굴(특히 국부 플랜지 좌굴)을 리브의 외측으로 충분히 밀어냄으로써, 리브 단부의 균열발생을 효과적으로 제어할 수 있음을 입증하였다. 본 연구의 실험 결과에 의할 때, 시험체 RIB-DB30 -PW 형식, 즉 전단력의 역전현상이 크게 발생하는 보 웹 중앙부의 50 % 부분이 기둥 플랜지와 분리된 상세가 내진성능, 균열제어, 그리고 경제성의 측면에서 가장 유리하다. (3) 보 웹, 리브 및 패널존에서의 변형도 계측을 통하여 등가 스트럿 모델링 과정에서 해석적으로 예견되었던 리브의 스트럿 거동 및 보 웹에서의 전단력 역전현상이 실제적으로 존재함을 실험적으로 확인하였다.

참고문헌

1. 김종락 등, "SS400 강판재와 전기로 H형강재의 제성질에 관한 통계적 연구", 한국강구조학회 학술발표논문집, 2000, pp. 157-162
2. 이철호, "리브로 보강된 철골모멘트접합부의 내진설계를 위한 등가 스트럿 모델", 한국지진공학회 논문집, 제5권 3호, 2001, pp. 79-85
3. 이철호, "등가 스트럿 모델에 의한 리브 보강 RBS 철골모멘트접합부의 내진설계", 한국강구조학회 논문집, 제13권 5호, 2001, pp. 493-5024
4. AISC, "Seismic Provisions for Structural Steel Buildings", 2nd Ed., AISC, 1997.
5. Bruneau, M., Uang, C.-M., and Whittaker, A. , "Ductile Design of Steel Structures." Design of ductile moment-resisting frames", McGraw-Hill, New York, NY., 1998, pp. 273-380
6. Iwankiw, N., "Ultimate Strength Consideration for Seismic Design of the Reduced Beam Section (Internal Plastic Hinge)", Engrg. J., AISC, First Quarter, 1997, pp. 3-16.
7. Lee, C.-H., "Seismic Design of Rib-Reinforced Steel Moment Connections Based on Equivalent Strut Model," accepted by J. Struct. Engrg., ASCE, Jan. 2002 (in press).
8. Lee, C.-H. and Uang, C.-M., "Analytical Modeling and Seismic Design of Steel Moment Connections with Welded Straight Haunch", J. Struct. Engrg., ASCE, 127(9), 2001, pp. 1028-1035.
9. Lee, C.-H. and Uang, C.-M., "Analytical Modeling of Dual Panel Zone in Haunch Repaired Steel MRFs." J. Struct. Engrg., ASCE, 123(1), 1997, pp. 20-29.
10. SAC, "Seismic Design Criteria for New Moment-Resisting Steel Frame Construction", Report No. FEMA 350, SAC Joint Venture, Sacramento, CA, 2000.
11. Zekioglu, A., Mozaffarian, H., Chang, K. L., and Uang, C.-M., "Designing After Northridge", Modern Steel Construction, 37 (3), 1997, pp. 36-42