

# 국부좌굴을 고려한 고강도 조립 H형강 부재의 휨성능 실험

## Flexural Test of H-Shape Members Fabricated of High-Strength Steel with Considering Local Buckling

이 철 호<sup>1)</sup> · 한 규 흥<sup>2)</sup> · 박 창 희<sup>3)</sup> · 김 진 호<sup>4)</sup> · 이 승 은<sup>5)</sup> · 하 태 휴<sup>6)</sup>  
*Lee, Cheol Ho Han, Kyu Hong Park, Chang Hee Kim, Jin Ho Lee, Seung Eun Ha, Tae Hyu*

**요 약 :** 강구조 설계는 재료의 비탄성 변형능력을 활용하는 정도에 따라 탄성설계법, 소성설계법, 내진설계법으로 대별할 수 있다. 현재 국내의 강구조 설계기준에서는 항복강도 450MPa를 초과하는 고강도강재에 대해서는 비탄성 변형능력에 대한 우려와 국부좌굴 및 횡좌굴 거동에 대한 실험자료의 부족으로 소성설계의 적용을 금하고 있다. 본 연구에서는 일반강재를 대상으로 개발된 현행 강구조설계기준의 플랜지 판폭두께비 제한식을 최근에 개발된 고강도강재인 HSB800에도 그대로 확대 적용할 수 있는지 여부를 확인하고 고강도강 휨부재의 국부좌굴 및 비탄성거동을 파악하기 위한 실물대실험을 수행하였다. HSB800 및 SM490A(비교강종) 강재로 조립된 H형강 휨부재를 각각 5개씩 총 10개의 실험체를 제작하고 실험하여 비교분석하였다. 모든 SM490A 비교실험체는 설계기준 상의 판폭두께비에 따른 요구강도와 연성능력을 충분히 발휘하였다. HSB800 실험체 역시 강도 발현의 측면에서는 매우 만족스런 성능을 발휘하였다. 즉, 비콤팩트 및 세장판 요소 플랜지를 지닌 실험체에서도 소성모멘트를 충분히 상회하거나 이에 육박하는 강도가 발현되었다. 이는 현행 판폭두께비 제한규정을 HSB800 고강도강에 그대로 적용해도 강성과 강도 확보를 목표로 하는 모든 탄성설계에 충분히 보수적으로 적용할 수 있음을 의미한다. 그러나 SM490 실험체와는 달리 HSB800 실험체 5개 가운데 3개가 가력점 스티프너와 접합된 하부플랜지에서 조기 인장파단이 발생하여 소성설계에 요구되는 회전능력  $R=3$ 에는 미달하였다. HSB800 실험체에서 관측된 파단원인을 규명하고 고강도강재에 보다 적합한 판폭두께비의 정립을 위한 추가 실험과 해석적 연구가 필요할 것으로 판단된다.

**ABSTRACT :** Depending on the plastic deformation capacity required, structural steel design under the current codes can be classified into three categories: elastic, plastic, and seismic design. Most of the current steel codes explicitly forbid the use of a steel material with a yield strength higher than 450 MPa in the plastic design because of the concerns about its low plastic deformation capacity as well as the lack of test data on local and lateral torsional buckling behavior. In this study, flexural tests on full-scale H-shape members built with SM490A (ordinary steel or benchmark material) and HSB800 (high-strength steel) were carried out. The primary objective was to investigate the appropriateness of extrapolating the local buckling criterion of the current codes, which was originally developed for normal-strength steel, to the case of high-strength steel. All the SM490A specimens performed consistently with the current code criteria and exhibited sufficient strength and ductility. The performance of the HSB800 specimens was also very satisfactory from the strength perspective; even the specimens with a noncompact and slender flange developed the plastic moment capacity. The HSB800 specimens, however, showed an inferior plastic rotation capacity due to the premature tensile fracture of the beam bottom flange beneath the vertical stiffener at the loading point. The plastic rotation capacity that was achieved was less than 3 (or the minimum level required for a plastic design). Although the test results in this study indicate that the extrapolation of the current flange local-buckling criterion to the case of high-strength steel is conservative from the elastic design perspective, further testing together with an associated analytical study is required to identify the causes of the tensile fracture and to establish a flange slenderness criterion that is more appropriate for high-strength steel.

**핵심용어 :** 고강도강재, 국부좌굴, 판폭두께비, 회전성능, 인장파단, 실물대 실험

**KEYWORDS :** high strength steel, local buckling, width-to-thickness ratio, rotation capacity, tensile fracture, full-scale test

### 1. 서론

강재의 고강도성은 고성능강의 가장 대표적 특질 가운데 하

1) 교신저자. 서울대학교 공과대학 건축학과 교수, 공학박사  
(Tel: 02-880-8735, 9061, E-mail: cheholee@snu.ac.kr)

2) 서울대학교 공과대학 건축학과, 박사과정 (uradhans@gmail.com)

3) 서울대학교 공과대학 건축학과, 박사과정 (changhee1220@naver.com)

4) (재)포항산업과학연구원, 공학박사 (jinho@rist.re.kr)

5) (재)포항산업과학연구원, 공학박사 (leese@rist.re.kr)

6) (재)포항산업과학연구원, 공학박사 (wobegon@rist.re.kr)

본 논문에 대한 토의를 2012년 2월 29일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

나로서 최근 초고층, 초대형 건축물과 미학적으로 경쟁력 있는 구조물에 대한 수요 증대로 고강도강재에 대한 관심이 점증하고 있다. 미국의 경우 이미 1960년대 말에 고강도강재인 A514강재(공칭항복강도 690MPa급으로 퀀칭과 템퍼링에 의해 생산)의 건축구조 적용을 위한 휨부재 실험연구가 시도된 바가 있으나(McDermott, 1969) 현재까지 고강도강의 건축구조 적용을 위한 설계기준은 정립된 바가 없다. 최근의 제강기술에 의한 고강도강재는 퀀칭, 템퍼링, 합금투입 공정 등의 생략을 통해 제강과정의 경제성은 물론 상대적으로 낮은 탄소당량을 유지하여 뛰어난 용접성과 노치인성을 제공하므로 건축구조물의 응용에 적합한 매력적인 소재로 부상하고 있다. 최근 국내에서 개발된 열가공제어(TMCP) 고강도강재인 HSB800은 항복강도가 무려 일반강재의 2배 내지 3배에 달한다. 부재수준의 성능검증을 거쳐서 이를 적합하게 건축구조물에 활용할 경우 경제적이고 혁신적인 구조물의 설계를 가능케 하는 첨단소재라 할 수 있다. 하지만 고강도강재에 관한 기존의 연구(McDermott, 1969; Ricles 등, 1998; Galambos 등, 1997)를 보면 고강도강재는 변형도-응력도 곡선이 일반강재와 매우 다르고, 특히 항복비(yield ratio)가 높아 건설용 강재에 요구되는 중요한 특성인 비탄성 변형능력이 일반강재에 비해 상대적으로 떨어지는 단점이 우선적으로 지적되고 있다.

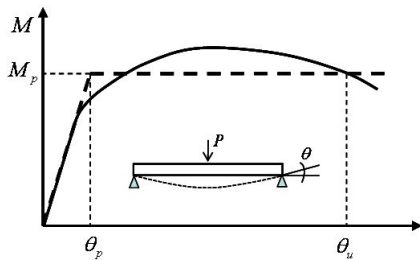


그림 1. 휨재의 회전능력의 정의

$$R = \frac{\theta_u - \theta_p}{\theta_p} = \frac{\theta_u}{\theta_p} - 1 \quad (1)$$

일반적으로 강재의 회전능력(R, rotation capacity)은 그림 1 및 식 (1)과 같이 단순보의 단조가력 실험에서 얻어진 단부회전각을 기준으로 소성휨강도가 유지되는 구간의 소성회전연성비(plastic rotation ductility ratio)로 정의한다. 휨재의 회전능력(R)에 영향을 미치는 한계상태는 플랜지와 웨브의 국부좌굴, 횡좌굴, 또는 이들의 복합모드 및 인장파단으로 대별할 수 있는데 각각의 한계상태는 강재의 응력도-변형도 특성과 밀접한 관계가 있다. 현행(2009 KBC 및 2005 AISC-LRFD Specification)의 해당 제강비 제한기준은 항복강도 450MPa 이하의 일반강재, 즉 SM490A 등과 같이

분명한 항복점과 항복침이 존재하고 이후 상당한 변형경화를 통해 낮은 항복비를 보여주는 바람직한 특성을 지닌 강재 실험에 근거한 것이다. 그러나 일반강재와 변형도-응력도 특성이 전혀 상이한 고강도강재의 국부좌굴 및 횡좌굴 제어를 위한 세장규정이 아직 확립되지 않았고, 현행 기준이 여전히 유효하게 고강도강재에도 확대하여 적용 가능한가의 여부에 대해서도 아직까지 국내외적으로 체계적으로 검토된 바가 없다. 단지 고강도강재의 회전능력에 대한 우려와 실험근거의 부족으로 현행 강구조 설계기준에서는 항복강도 450MPa를 초과하는 강재에 대해서는 비탄성변형을 통한 힘의 재분배를 필요로 하는 소성설계를 명시적으로 금하고 있다.

본 연구에서는 최근 국내에서 개발된 공칭인장강도 800MPa급의 HSB800 고강도강으로 제작된 H형강 부재의 파일릿 실험대 휨실험을 통해 플랜지 국부좌굴에 따른 휨성능을 건축구조 응용의 측면에서 고찰하고 현행 기준의 적용 가능성을 검토하였다. 본 연구는 고강도강을 활용한 휨재 또는 휨과 압축의 조합력을 받는 보-기둥부재의 거동 이해와 내하력 규명, 그리고 고강도강 설계기준의 정립에 필수적인 내용이라 할 수 있다.

## 2. 실험 프로그램

### 2.1 실험개요

강재가 고강도화 할수록 국부좌굴 제어를 위한 판폭두께비 및 횡좌굴 방지를 위한 횡지지길이에 대한 제한이 엄격해짐은 기존의 연구를 통해 잘 알려져 있다(Bansal, 1971; McDermott, 1969; Lay, 1965). 현행 기준식도 이를 반영하여 아래 식(2)~(5)에서 보듯이 항복강도의 근호 또는 항복강도에 반비례하여 고강도화에 따른 제한값을 엄격히 부과하고 있다. 고강도화에 따른 제한은 구속판요소(즉 양단지지)보다는 휨재의 플랜지와 같은 비구속판요소(즉 일단지지)에 크게 주어진다(식(2) 및 (3) 참조). 아래 식(4) 및 식(5)에서 보듯이 고강도화에 따른 제한은 횡좌굴 방지를 위한 횡지지길이에 주어져지만, 건축구조의 경우 대부분 바닥에 의해 횡지지가 제공되므로 고강도화에 따른 부담이 상대적으로 크지 않다. 이런 제반사항을 고려하여 본 연구에서는 고강도강 도입의 효과를 가장 크게 반감시키는 비구속판요소의 판폭두께비에 따른 국부좌굴 거동 규명을 주요 연구목표로 택하였다.

### 2.2 실험체의 설계 및 제작

실험체의 국부좌굴 및 횡좌굴 제어를 위해 현행 기준의 각 세장규정을 고강도강에도 그대로 적용할 수 있는 것으로 가정

하여 설계를 진행하였다. 실험에 사용한 강재와 단면형상, 실험체 길이, 가력방법 및 기타 실험정보를 요약하면 다음과 같다. 실험체는 비교소재인 SM490A 및 HSB800 강재를 사용하여 각각 5개씩 총 10개의 용접 조립 H형강 휨부재를 제작하였다 (표 1 참조). 표 1의 실험체명은 “강종-단면-횡지지조건-하중조건-세부구분”을 나타낸다; i) “강종”은 SM490A, HSB800으로 구분한다; ii) “단면”은 S, NC, C 등 3가지로서 각각 세장판단면(slender section), 비콤팩트단면(non-compact section), 콤팩트단면(compact section)을 의미한다; iii) “횡지지조건” 기호인 P, PD는 실험체에 제공된 횡지지거리가 각각 소성모멘트 확보 및 소성설계에 요구되는 횡지지길이 이하임을 의미한다. 모든 실험체의 횡지지길이를 소성한계횡지지길이(L<sub>p</sub>)보다 짧게 설계하여 횡좌굴이 플랜지 국부좌굴을 선행하지 않도록 설계하였다(아래 식(4) 및 (5) 참조); iv) “하중조건”에서 3은 3점하중, 4는 4점하중을 의미한다(그림 2, 3 참조). 하중은 반력을 포함한 외력의 수를 기준으로 3점하중(모멘트구배조건)과 4점하중(등분포모멘트조건)으로 구분하였다. 가력조건인 구분은 모멘트구배가 국부좌굴에 미치는 거동의 차이를 보기 위함이다; v) “세부구분”은 앞의 4가지 조건이 동일한 영역에 속하나 플랜지 판폭두께비 또는 횡지지길이가 다를 경우 A, B로 실험체를 구분하였다(표 1 및 표 3 참조).

보단면은 플랜지의 판폭두께비를 조절하여 각 실험체가 현행 기준의 세장, 비콤팩트, 콤팩트 조건에 해당하도록 설계하였다. 모든 실험체의 웨브는 내진콤팩트 판폭두께비 조건을 만족시키도록 충분히 보수적으로 설계하여 웨브의 국부좌굴이 플랜지 국부좌굴에 선행하지 않도록 하였다. 현행 강구조 설계기준에서는 조립 H형강 휨재의 판폭두께비를 비구속판요소인 플랜지는 식(2), 구속판요소인 웨브는 식(3)과 같이 제한하고 있다. 이하의 사용기호는 모두 2009 KBC 강구조기준

에 따른다.

$$\lambda_r = 0.95 \sqrt{k_c E / F_L} \tag{2a}$$

$$\lambda_p = 0.38 \sqrt{E / F_y} \tag{2b}$$

$$\lambda_{ps} = 0.3 \sqrt{E / F_y} \tag{2c}$$

$$\lambda_r = 5.70 \sqrt{E / F_y} \tag{3a}$$

$$\lambda_p = 3.76 \sqrt{E / F_y} \tag{3b}$$

$$\lambda_{ps} = 2.45 \sqrt{E / F_y} \tag{3c}$$

여기서,  $k_c = \frac{4}{\sqrt{h/t_w}}$ ,  $0.35 \leq k_c \leq 0.76$

$E$  : 강재의 탄성계수

$F_L = 0.7 F_y$

$F_y$  : 강재의 항복강도

$h$  : 웨브의 길이

$t_w$  : 웨브의 두께

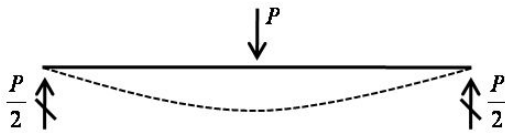
원래 현행 기준의 콤팩트단면 한계판폭두께비( $\lambda_p$ , 식(2b))는 항복강도 450MPa 이하의 일반강재를 대상으로 한 Lukey-Adams(1969) 실험연구를 토대로 회전능력 R=3 이상을 확보하는 기준으로 Yura 등(1978)에 의해 제안된 것이다. 아래 표 2의 한계값  $\lambda_r$ ,  $\lambda_p$ ,  $\lambda_{ps}$ 는 소재 인장실험의 항복강도(표 4 참조)를 기준으로 산정한 것이다. 과거의 고강도 강 실험이 주로 콤팩트 또는 내진콤팩트 단면을 대상으로 했지만, 고강도강의 현실적 사용 범위가 비콤팩트 또는 콤팩트 단면임을 예상한다면 본 연구에서 택한 판폭두께비 범위는 실험 데이터베이스의 확장과 더불어 좀 더 의미있는 실험자료를 제공할 것으로 판단된다.

표 1. 실험체 제원

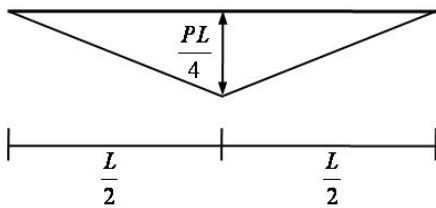
실험체명	강종	H (mm) 춤	B (mm) 폭	tw (mm) 웨브 두께	tf (mm) 플랜지 두께	$\lambda$ (판폭두께비)		L (mm) 길이
						플랜지	웨브	
SM490A-S-PD-3	SM490A	399	500	11.0	11.0	22.7	34.4	4,000
SM490A-C-PD-3-A-A		400	219	11.0	12.0	9.1	34.2	4,000
SM490A-C-PD-3-A-B		400	220	11.0	15.0	7.3	33.6	4,000
SM490A-C-P-4		400	219	11.0	12.0	9.1	34.2	4,200
SM490A-C-PD-4		400	218	11.0	12.0	9.1	34.2	4,200
HSB800-NC-P-3		HSB800	400	500	17.6	17.6	14.2	20.7
HSB800-NC-PD-3	400		220	17.6	17.6	6.3	20.7	4,000
HSB800-C-PD-3	400		220	17.6	21.1	5.2	20.3	4,000
HSB800-NC-P-4-A	400		220	17.6	17.6	6.3	20.7	4,200
HSB800-NC-P-4-B	400		220	17.6	17.6	6.3	20.7	4,200

표 2. 소재실험의 항복강도를 반영한 판폭두께비 제한값

강종	두께 (mm)	F <sub>y</sub> (MPa)	플랜지			웹	
			λ <sub>r</sub>	λ <sub>p</sub>	λ <sub>ps</sub>	λ <sub>p</sub>	λ <sub>ps</sub>
SM490A	11.0	427	20.5	8.3	6.6	82.4	57.3
	12.0	361	22.3	9.1	7.1	-	-
	15.0	377	21.8	8.9	7.0	-	-
HSB800	17.6	991	14.2	5.5	4.3	54.1	35.2
	21.1	879	15.1	5.8	4.6	-	-

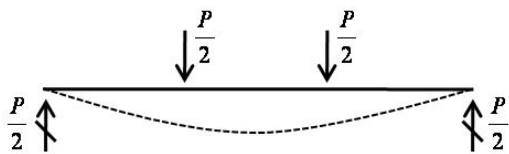


(a) 자유물체도

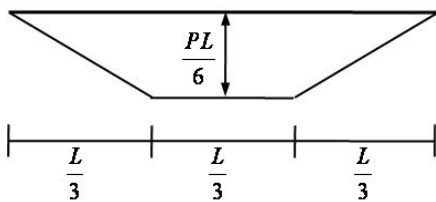


(b) 휨모멘트도

그림 2. 3점하중 가력

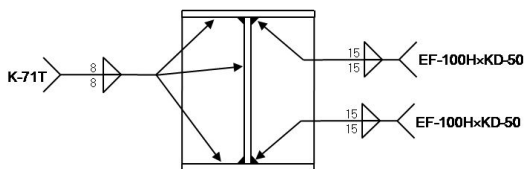


(a) 자유물체도

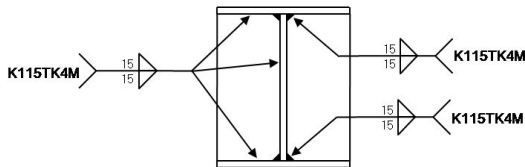


(b) 휨모멘트도

그림 3. 4점하중 가력



(a) SM490A 실험체



(b) HSB800 실험체

그림 4. 실험체 용접 상세

SM490A 실험체는 그림 4(a)와 같이 플랜지와 웹을 공칭인장강도 570N/mm<sup>2</sup> 급인 EF-100H×KD-50 용접재(AWS A5.17 F7A(P)2-EH14 규격에 해당)로 서브머지드 아크용접(SAW)에 의해 양면 모살용접하였다. 스티프너는 공칭인장강도 580N/mm<sup>2</sup> 급인 K-71T 용접재(AWS A5.20 E71T-1C 규격과 동등)로서 플럭스스코어드아크용접(FCAW)으로 모살용접하였다. HSB800 실험체는 그림 4(b)와 같이 플랜지, 웹, 스티프너 모두를 공칭인장강도 875N/mm<sup>2</sup> 급인 K115TK4M 용접재(AWS A5.29 E110T5-K4M과 동급)으로 HSB800용 용접재로 국내제조사에서 최근 개발)를 사용하여 플럭스스코어드아크용접으로 모살용접하였다.

### 2.3 테스트 셋업 및 횡지지

강구조설계기준의 모멘트분포에 따른 소성한계횡지지길이(L<sub>p</sub>), 소성설계한계횡지지길이(L<sub>pd</sub>)는 식(4), (5)와 같다.

$$L_p = 1.76r_y \sqrt{\frac{E}{F_y}} \quad (4)$$

$$L_{pd} = \left[ 0.12 + 0.076 \left( \frac{M_1}{M_2} \right) \right] \left( \frac{E}{F_y} \right) r_y \quad (5)$$

여기서, r<sub>y</sub> : 약축에 대한 단면이차반경

M<sub>1</sub> : 보의 횡지지점 모멘트 중 작은 값

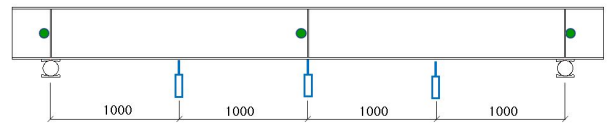
M<sub>2</sub> : 보의 횡지지점 모멘트 중 큰 값

M<sub>1</sub>/M<sub>2</sub>: 복곡률 모멘트의 경우 정(+), 단곡률 모멘트의 경우 부(-)로 한다.

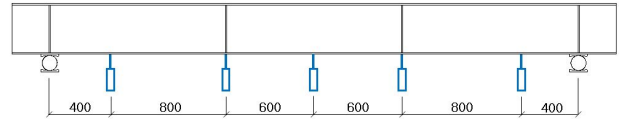
식(4)의 소성한계횡지지길이는 횡좌굴모멘트수정계수(C<sub>b</sub>)가 1.0에 해당하는 등분포모멘트 조건에 대한 것으로 등분포모멘트가 아닌 3점하중 실험체의 횡지지 설치에 모멘트 구배의 영향을 반영하였다. 4점하중 실험체는 동일한 콤팩트단면의 보에 대해 소성한계횡지지길이(L<sub>p</sub>)와 소성설계한계횡지지길이(L<sub>pd</sub>) 이하로 횡지지길이를 달리하여 거동차이를 보고자 하였다. 그림 5는 하중조건별 횡지지 배치를 보여주며, 표 3은 실험체별 횡지지길이 및 한계횡지지길이를 정리한 것이다. 그림 6은 실험체와 횡지지 지그를 설치한 사진으로 실험체 양 옆에 횡지지 가이드보를 설치하고 가이드보에 횡지지 지그를 부착하여 실험체의 상하부 플랜지를 횡구속하였다.

2.4 계측계획

● Rotation meter  
□ LVDT

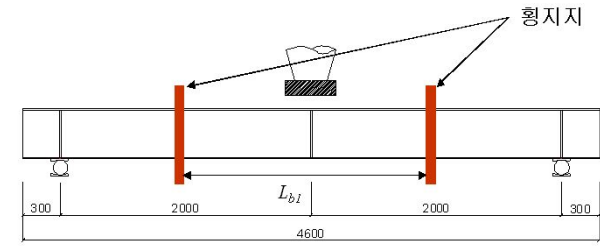


(a) 3점하중 실험체

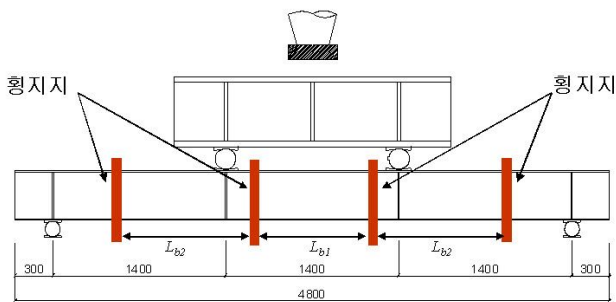


(b) 4점하중 실험체

그림 7. 변위 및 단부회전각 계측방법



(a) 3점하중 실험체



(b) 4점하중 실험체

그림 5. 하중조건별 형지지 배치

표 3. 형지지길이 및 한계형지지길이

실험체명	Cb	Lp (mm)	Lpd (mm)	Lb1 (mm)	Lb2 (mm)
SM490A-S-PD-3	1.32	9,946	7,095	4,000	-
SM490A-C-PD-3-A	1.32	4,245	3,227	1,760	-
SM490A-C-PD-3-B	1.32	4,538	3,262	1,760	-
SM490A-C-P-4	1.00	1,986	1,183	1,670	740
SM490A-C-PD-4	1.00	1,975	1,176	850	760
HSB800-NC-P-3	1.32	6,579	3,069	3,500	-
HSB800-NC-PD-3	1.32	2,409	1,169	1,160	-
HSB800-C-PD-3	1.32	2,907	1,374	1,160	-
HSB800-NC-P-4-A	1.00	1,192	429	940	710
HSB800-NC-P-4-B	1.00	1,192	429	460	850



그림 6. 실험체 형지지 전경

3점하중 실험체는 그림 7(a)와 같이 실험체 중앙부의 스티프너와 양단지점의 웨브에 회전변위계(rotation meter)를 설치하고 LVDT를 1m 간격으로 두 개씩 총 6개 설치하여 실험체의 수직변위와 횡변형 및 단부회전각을 측정하였다. 4점하중 실험체의 경우 실험 중 회전변위계가 파손되어, 양단지점에서 내측으로 400mm 떨어진 위치(그림 7(b) 참조)에 LVDT를 추가 설치하고 계측된 변위를 반력점으로부터의 길이로 나누어 단부회전각을 산정하였다. 물론 작용모멘트가 없는 반력점 바깥쪽의 수직처짐을 계측한 후 단부회전각을 산정하는 것이 정확한 방법이나 실험에 사용한 반력부의 구조상 바깥쪽 설치가 불가하여 그림 7(b)와 같이 설치하였다. 보가 탄성상태일 경우 본 실험의 방법에 의한 단부회전각의 계측오차는 휨이론값에 비해 1.9%에 불과하다. 더구나 보가 항복하면 소성화는 등분포모멘트 구간에 집중되어, 외측 L/3 구간은 강체회전에 가까운 거동을 보이게 되므로 탄·소성 전영역을 고려할 경우 이 오차는 더욱 줄어든다.

3. 실험결과

3.1 소재인장실험

표 4. 소재인장실험결과

강종	두께 (mm)	항복강도 (MPa)		인장강도 (MPa)		연신율 (%)	항복비
		측정	공칭	측정	공칭		
SM490A	11.0	427	325	529	490	24.5	0.81
	12.0	361	325	557	490	24.2	0.65
	15.0	377	325	533	490	27.4	0.71
HSB800	17.6	991	690	1040	800	18.7	0.96
	21.1	879	690	945	800	19.5	0.95

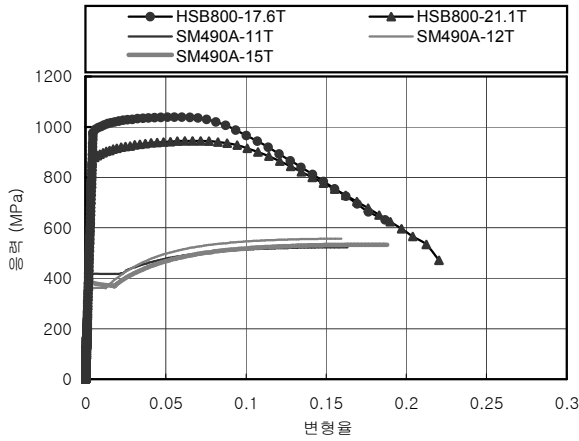


그림 8. 응력-변형률 곡선

소재실험을 포함한 모든 실험은 포항산업과학원 강구조연구소(RIST)의 구조실험동에서 수행되었다. 실험체 제작에 사용한 강판의 항복강도(0.2% 영구변형도법 사용)와 인장강도는 표 4 및 그림 8에서 보듯이, 두 강재 모두 공칭값을 크게 상회하였다. 특히 HSB800강재의 경우 평균 항복강도 및 인장강도는 각각 공칭값의 35% 및 24%를 상회하였다. 두께 17.6mm의 강판의 경우 항복강도가 1.0GPa에 근접하는 초과강도를 나타내었다.

그림 8에서 보듯이 HSB800은 SM490A와 명확히 차별되는 변형도-응력도 곡선을 나타내었다. SM490A는 분명한 항복점과 항복침이 존재하고 상당한 변형경화를 통해 0.65~0.81 사이의 낮은 항복비를 갖는 좋은 특성을 보이고 있다. 그러나 HSB800은 고강도강재의 전형적 특성인 항복점과 항복침이 불분명하고 변형경화의 크기가 작아 항복비가 0.95 정도나 되었고 인장강도점까지의 변형능력 역시 크게 감소되었음을 알 수 있다. 고강도강재의 이러한 특성이 단면 내 힘의 재분배와 부재내 소성역 확장에 불리하게 작용하여 연성능력을 감소시키고 취성파단의 가능성을 높임은 이미 잘 알려져 있다.

### 3.2 실험결과의 분석

현 한계상태설계법(곧 하중저항계수설계법) 체계에서는 재료의 비탄성 변형능력을 활용하는 정도에 따라 탄성설계법, 소성설계법, 내진설계법의 3가지로 대별할 수 있다(Galambos 등, 1997). 탄성설계는 단면의 소성강도까지만 활용하므로 부정정 구조물의 연성거동에 의한 모멘트재분배가 제공하는 시스템강도(system mechanism strength)를 활용할 수 없다. 그러나 이 설계법에서는 부재의 비탄성 회전능력을 요구하지 않으므로 콤팩트에서 세장판단면에 이르기까지 강도 조건만을 만족

하면 된다. 반면 소성설계법은 모멘트재분배가 제공하는 증대된 시스템강도의 이점을 활용할 수 있는 설계법이지만 모멘트 재분배에 필요한 부재의 최소 회전능력으로 R=3을 요구하고 있다. 현재 소성설계법은 연속보를 대상으로 한 설계규정만이 기준에 구체적으로 언급되어 있으며, 아직까지 실무에서 널리 사용되지는 않는다. 현행 기준에서는 Bansal(1971)의 실험연구를 토대로 R=3의 요건이 확보되도록 항복강도 450MPa 이하의 강재와 콤팩트단면이 요구되고 횡지 지 길이는 식(5)에 주어진  $L_{pd}$  이하로 제한되어야 한다. 반면 강진에 대한 내진설계(high seismic application)의 에너지소산 부재는 구조물이 시스템강도에 도달한 상태에서 반복응력을 받게 되므로 훨씬 높은 수준인 R=7이상의 회전능력을 요구하고 있다(Chopra-Newmark 1980). 이를 달성하기 위한 요건으로 식(2) 및 식(3)의 내진콤팩트 판폭두께비 제한을 만족시켜야 하고 내진기준(가령 2009 KBC의 0722 규정 또는 2005 AISC-LRFD 내진기준)에서 별도로 요구되는 강화된 횡지 조건도 만족시켜야 한다. 즉 탄성설계에서 소성설계, 내진설계 쪽으로 갈수록 강재에 부과되는 요건과 설계상의 제한조건이 많아진다. 이하에서는 이상의 3가지 설계법의 관점에서 본 연구의 실험결과를 분석하기로 한다.

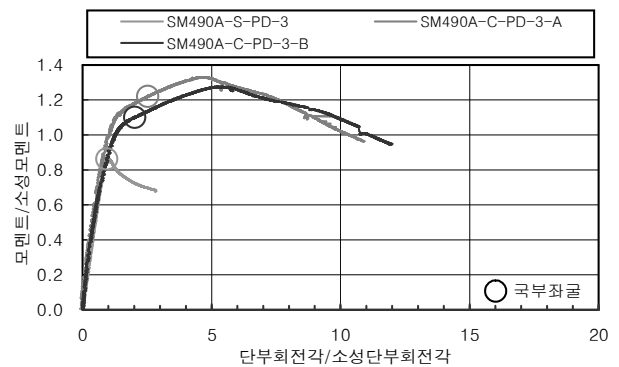


그림 9. SM490A 3점하중 실험체의 단부회전각-모멘트 곡선

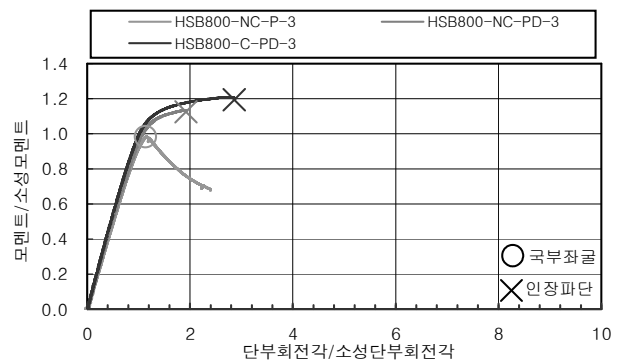
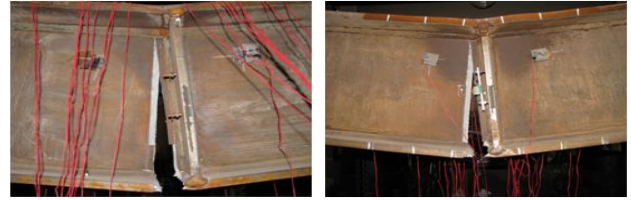


그림 10. HSB800 3점하중 실험체의 단부회전각-모멘트 곡선

이미 언급한 바와 같이 실험체의 웨브 국부좌굴 및 횡좌굴 방지를 위해 현행 기준의 관련 세장규정을 그대로 적용하여 설계를 하였으며 실험과정에서 큰 문제없이 작동하였다. 그림 9, 10은 3점하중 실험에서 얻어진 단부회전각-모멘트 관계를 소재별로 나타낸 것으로 국부좌굴과 인장파단이 시작되는 시점을 표시하였다. 세로축은 계측된 보 중앙부 모멘트를 소재인장실험의 항복강도를 사용해 얻어진 소성모멘트로 정규화하였다.

먼저 3점하중 실험결과를 요약하기로 한다. 3점하중을 받는 SM490A 실험체의 경우 콤팩트(C)단면 실험체는 모두 소성모멘트 도달 이후 상부 플랜지에서 국부좌굴이 발생하였고, 이후 소성모멘트의 약 130% 강도를 발휘한 후 완만한 강도저하를 거쳐서 인장파단 없이 R=9.5 및 R=10.1의 뛰어난 회전능력을 발휘하였다(그림 9 및 그림 11 참조). 특히 콤팩트단면임에도 내진용으로 요구되는 기준치 R=7.0을 크게 상회하였다. SM490A 세장판(S)단면 실험체 역시 그림 9에서 보듯이 소성모멘트의 86%에서 국부좌굴이 발생하여 현행 기준의 강도요건을 만족시켰다. HSB800 실험체 역시 그림 10에서 보듯이 모두 뛰어난 강도를 발휘하였으며, 심지어 세장판단면에 가까운 비콤팩트(NC)단면의 실험체 (HSB800-NC-P-3,  $\lambda=0.997\lambda_c$ )까지도 소성강도의 99%를 발휘한 후 국부좌굴하였다. 그러나 횡지조건이 더욱 강화된 실험체인 HSB800-C-PD-3, HSB800-NC-PD-3는 별다른 국부좌굴없이 각각 소성강도의 21% 및 14%를 초과한 후 가력점 수직 스티프너 하단의 보 플랜지가 인장파단 하였다(그림 11(e) 및 (f) 참조). 그림 12는 본 실험에서 관측된 것으로 단면 전체가 회백색 파단면으로 급격한 인장 취성파단 모드를 나타내고 있다. 현행 설계기준의 소성설계 판폭두께비와 횡지조건을 만족하는 HSB800-C-PD-3 실험체도 인장 취성파단으로 인해 소성설계에 요구되는 회전능력의 2/3(=1.9)만을 발휘하였다.



(e) HSB800-NC-PD-3 (f) HSB800-C-PD-3

그림 11. 3점하중 실험체 파괴모드



그림 12. HSB800-NC-PD-3 파단면

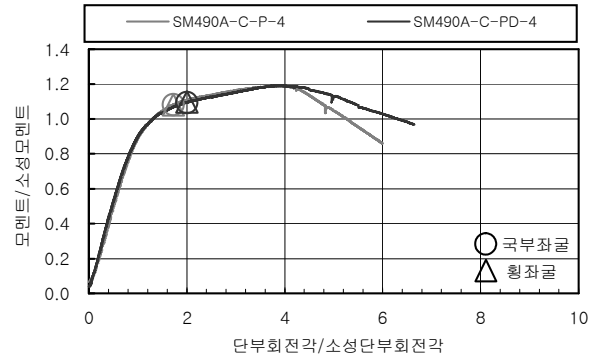
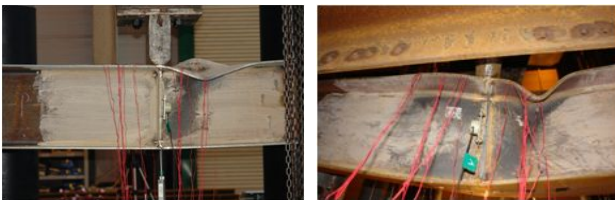
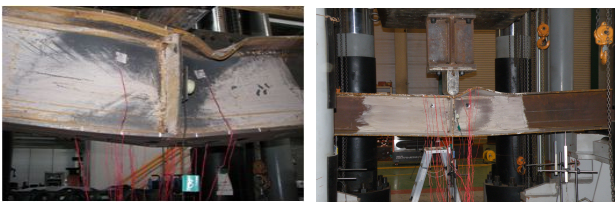


그림 13. SM490A 4점하중 실험체의 단부회전각-모멘트 곡선



(a) SM490A-S-PD-3

(b) SM490A-C-PD-3-A



(c) SM490A-C-PD-3-B

(d) HSB800-NC-P-3

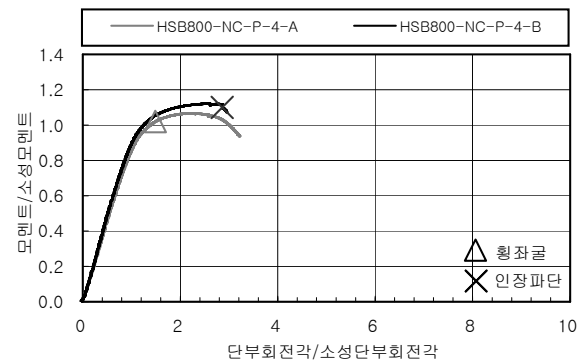


그림 14. HSB800 4점하중 실험체의 단부회전각-모멘트 곡선

4점하중 실험결과를 유사하게 정리하면 그림 13 및 14와 같다. 그림 13에서 보듯이 SM490A 실험체는 4점하중에 대해서도 소성모멘트 도달 후 국부좌굴하였고 만족스런 강도(소성강도의 약 120%) 및 소성설계를 위한 회전능력(R=4.3, 5.5)을

발휘하였다. 반면 그림 14와 같이 HSB800 실험체는 비콤팩트 단면임에도 소성강도를 약 10% 상회하는 우수한 강도발현 능력을 보였으나, 횡좌굴 이후 급격한 강도저하 또는 중앙부 가력점 스티프너 하단의 보 플랜지 파단으로  $R=2.0$  정도의 회전능력만 발휘되었다. 그림 15는 4점하중 실험종료 후 모습으로 기술한 파괴모드별 거동의 차이를 분명하게 보여준다. 그림 14에서 HSB800-NC-P-4-A(이하 A), HSB800-NC-P-4-B(이하 B) 실험체의 구분에 주목할 필요가 있다. 표 3의 하단에서 보듯이 B실험체의 횡지지길이는 거의 소성설계횡지지거리( $L_{pd}$ )에 육박하지만(7% 초과) A실험체의 횡지지길이는  $L_{pd}$ 의 2배가 넘는다(119% 초과). 그림 14의 거동의 차이는 이것에서 기인하는 것으로 볼 수 있다.

등분포모멘트를 유발하는 4점하중 SM490A 실험체와 HSB800-NC-P-4-A 실험체는 가력초기부터 횡변형이 발생하여 3점하중 실험체와 명확히 구분되는 양상을 보였다. 일반강재를 대상으로 한 Galambos(1968)의 실험에서도 유사한 거동이 관측된 바가 있다. 즉 모멘트패턴에 따라 좌굴거동의 양상이 다르게 나타난다. 구배를 갖는 모멘트를 받는 경우는 소성화가 최대모멘트 위치에 집중되어 진행되므로 플랜지 국부좌굴이 먼저 발생한 후 횡좌굴이 진행되는 경향을 보인다. 이에 반해 등분포모멘트를 받는 경우는 소성영역의 길이가 길고 기하학적 초기불완전이 존재하기 때문에 통상 가력과 더불어 횡변위가 진행된다. 단면이 소성모멘트에 도달하면 횡변위로 인한 추가의 압축력에 의해 웹과 플랜지에 좌굴이 발생하고 단면의 비틀림좌굴에 의한 강성저하로 횡좌굴과 강도저하가 급격히 일어나는 양상으로 진행된다. 본 실험결과도 인장파단 실험체를 제외하면, 두 강종 모두 위의 설명과 유사한 형태의 좌굴양상을 나타내었다. 현행 기준에서는 국부좌굴에 대해 모멘트구배의 영향을 무시하고 있다. 그러나 그림 9와 그림 13의 비교를 통해 알 수 있듯이 일반강재인 SM490A 경우 모멘트구배를 갖는 경우가 등분포모멘트에 비해 회전능력의 발휘에 유리함이 뚜렷하다. 고강도강재인 HSB800 실험체의 경우 양자 사이에 뚜렷한 차별성을 찾아내긴 어려운데(그림 10 및 그림 14 참조) 이는 파단의 영향과 더불어 상이한 응력도-변형도 특성에 따른 것으로 추정된다.



(a) SM490A-C-P-4 (b) SM490A-C-PD-4



(c) HSB800-NC-P-4-A (d) HSB800-NC-P-4-B

그림 15. 4점하중 실험체 파괴모드

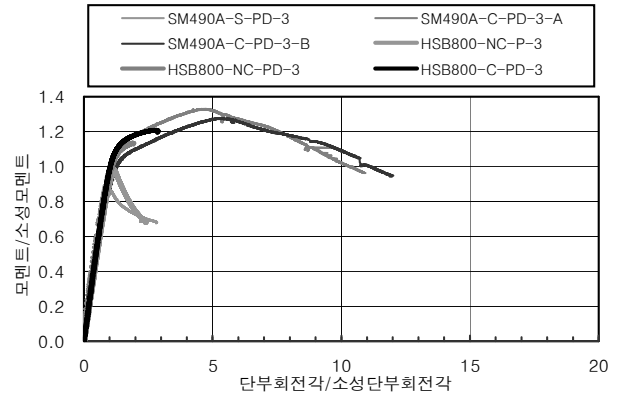


그림 16. 3점하중 실험체의 모멘트 단부회전각 곡선

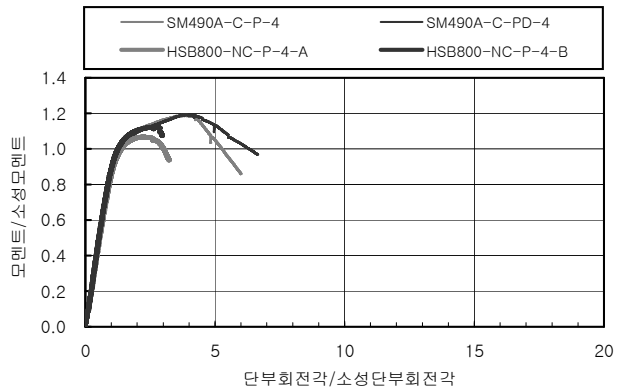


그림 17. 4점하중 실험체의 모멘트 단부회전각 곡선

그림 16은 3점하중 실험결과를 종합하여 비교한 것으로 SM490A의 경우 판폭두께비가 회전능력에 확연한 영향을 미친다. 반면 HSB800의 경우 판폭두께비에 따른 회전능력 차이가 상대적으로 작다. 그림 17은 동일 단면 조건에서 4점가력 실험체에 대해 횡지지길이에 따른 회전능력을 비교한 것으로 SM490A 실험체는 횡지지거리에 따라 회전능력의 차이가 나타나지만, HSB800 실험체의 경우 횡지지길이가 짧은 경우 파단이 발생하여 그 차이가 확연하지 않았다. 표 5는 본 연구의 실험결과를 강도발현, 회전능력, 파괴모드의 측면에서 정리한 것이다.



표 5. 실험체별 발현강도, 변형능력 및 파괴모드 요약

실험체명	단면구분	발현강도 ( $M/M_p$ )	요구 회전능력	회전능력 ( $R$ )	파괴모드
SM490A-S-PD-3	세장판	0.86 (우수)	없음	-	국부좌굴에 의한 강도저하 (ductile failure)
SM490A-C-PD-3-A	콤팩트	1.34 (우수)	3.0	9.5 (우수)	국부좌굴에 의한 강도저하 (ductile failure)
SM490A-C-PD-3-B	콤팩트	1.28 (우수)	3.0	10.1 (우수)	국부좌굴에 의한 강도저하 (ductile failure)
SM490A-C-P-4	콤팩트	1.20 (우수)	3.0	4.3 (우수)	국부좌굴 및 횡좌굴에 의한 강도저하 (ductile failure)
SM490A-C-PD-4	콤팩트	1.21 (우수)	3.0	5.5 (우수)	국부좌굴 및 횡좌굴에 의한 강도저하 (ductile failure)
HSB800-NC-P-3	비콤팩트	0.99 (우수)	없음	-	국부좌굴에 의한 강도저하 (ductile failure)
HSB800-NC-PD-3	비콤팩트	1.14 (우수)	없음	0.9 (우수)	인장파단 (tensile fracture)
HSB800-C-PD-3	콤팩트	1.21 (우수)	3.0	1.9 (미흡)	인장파단 (tensile fracture)
HSB800-NC-P-4-A	비콤팩트	1.07 (우수)	없음	2.0 (우수)	횡좌굴에 의한 강도저하 (ductile failure)
HSB800-NC-P-4-B	비콤팩트	1.12 (우수)	없음	1.9 (우수)	인장파단 (tensile fracture)

#### 4. 기존 실험결과와의 비교 및 추가분석

동일한 스티프너 상세를 갖는 SM490A 실험체에서는 유사한 인장파단이 전혀 발생하지 않은 것은 HSB800강재가 열영향에 더욱 취약할 수 있음을 시사하는 것으로 이와 관련해서는 4장에서 좀 더 논의하고자 한다.

실험연구에서 기존 타 유사연구와 비교분석은 실험 데이터베이스와 확장 및 연구결과의 신뢰성 확보 측면에서 매우 중요하므로 이와 관련된 작업을 추가적으로 수행하였다. 외국에서도 고강도강 실험자료는 매우 희소하다. 표 6, 그림 18 및 19는 본 연구의 결과와 비교적 동등한 기반에서 비교가능한 항복강도 600MPa 이상의 고강도강 휨재 실험연구(McDermott, 1969; Ricles 등, 1998; Green 2000)에서 추출해서 작성한 것이다. 표 6에서 보듯이 모두 플랜지 국부좌굴 또는 인장플랜지의 파단이 거동을 지배한 경우만 추출하였다. 우선 이들 실험에 사용된 강재의 항복강도는 현행의 고강도강재의 기준값(항복강도 450MPa)을 1.5~2.0배 상회하는 것으로서 전형적인 고강도강재의 응력도-변형도 특성을 지니는 공통점이 있어서 동일 기반에서 비교해 볼 수 있다.

표 6. 고강도강을 대상으로 한 외국의 기존 실험요약

강재	실험체명	단면구분	모멘트 패턴	회전능력 ( $R$ )	파괴모드
A514 ( $F_y = 821\text{MPa}$ , McDermott, 1969)	3	비콤팩트	등분포 모멘트	4.8	국부좌굴
	4	콤팩트	등분포 모멘트	8.4	국부좌굴
	5	내진 콤팩트	등분포 모멘트	6.3	국부좌굴
	B	콤팩트	모멘트 구배	3	인장파단
HSLA80 ( $F_y = 607\text{MPa}$ , Ricles 등, 1998)	1	내진 콤팩트	모멘트 구배	5.3	인장파단
	2	콤팩트	모멘트 구배	1.2	국부좌굴
	3	콤팩트	모멘트 구배	7.5	국부좌굴
	4A	콤팩트	모멘트 구배	3.2	국부좌굴
	6	비콤팩트	모멘트 구배	3.5	국부좌굴
	7	콤팩트	등분포 모멘트	3.5	국부좌굴
	8	콤팩트	등분포 모멘트	1.3	국부좌굴

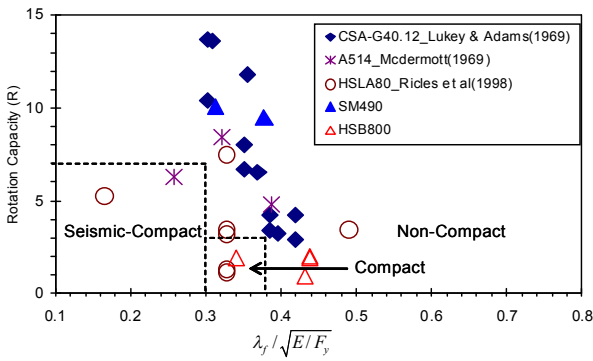


그림 18. 판폭두께비에 따른 강종별 회전능력 비교

그림 18은 일반강 및 고강도강을 대상으로 한 기존의 실험 연구 가운데 횡지지길이 한계횡지지길이 이하인(즉 횡좌굴이 지배하지 않은) 결과와 본 연구의 결과를 합쳐서 도시한 무차원 판폭두께비 대 회전능력의 관계이다. 일반강에 해당하는 CSA-G40.12강재(항복강도 353MPa)와 SM490A강재(항복강도 361MPa)의 실험결과는 설계용도별(즉 소성설계 및 내진설계) 요구회전성능을 모두 상회함을 알 수 있다. 이에 비해 고강도강에 해당하는 A514 및 HSLA80은 모두 내진설계용 에너지 소산 부재의 요건에 미달되고 A514강종만 모든 실험체에서 소성설계에서 요구하는 회전능력을 상회한다.

그러나 다음과 같은 점에 유의하여 위의 실험결과를 이해할 필요가 있다. Ricles 등(1998)과 Mcdermott(1969) 실험체의 평균 항복강도 및 항복비는 각각 607MPa 및 0.88~0.90, 821MPa 및 0.90~0.93으로서 본 연구의 935MPa 및 0.96에 비해 항복강도와 항복비가 낮다. Kato 등(1990)에 의해 이미 논의된 바와 같이 항복비와 항복강도가 높을수록(특히 항복비가 높을수록) 비탄성 회전능력의 발휘에 불리하다. 이런 측면에서는 Ricles 등(1998)의 실험체가 회전능력의 발휘에 유리한 입장에 있고 본 연구의 실험체가 가장 불리한 조건이라 할 수 있다. Ricles 등(1998)과 본 연구의 실험체의 보축은 400~500mm 범위의 실물대 실험체로 볼 수 있으나 Mcdermott(1969)의 경우는 202~238mm에 불과한 일종의 축소실험체로서 비탄성 회전능력의 발휘에 가장 유리한 조건을 지니고 있다; 보의 사이즈가 작을수록 용접열의 영향도 작아지고, 보 축이 작아질수록 단위길이당 회전각에 대한 최외측 섬유(extreme fiber)의 인장 변형도의 크기가 줄어들어 인장파단의 가능성이 감소된다.

또 한 가지 큰 차이점은, 기존의 두 실험에서는 가력점에 상부 압축플랜지와 웨브에만 용접한 부분높이 스티프너(partial height stiffener)를 사용하였으나, 본 연구에서는 실무에서 많이 사용되는 방식인 전높이 스티프너(full height stiffener)를 사용하여 상부 압축플랜지 및 하부 인장플랜지 모두와 웨브에 용접하였다(그림 4 및 그림 11 참조). 용접학에서 잘 알려진

바와 같이 강재는 용접과정에서 높은 온도로 가열된 후 급속한 냉각을 거치게 되면 상변태를 통해 취성이 큰 마르텐사이트가 형성된다. 이러한 용접에 의한 취성화는 강재가 두꺼울수록, 일반강보다 탄소당량이 높은 고강도강일수록 크다. 본 실험의 경우 SM490 및 HSB800 강종의 탄소당량(Ceq) 상한치는 각각 0.38% 및 0.55%로서(지경부 기술표준원 2008, 2009) 용접열에 따른 취성화는 HSB800에서 커질 수 밖에 없다. 결과적으로 열영향을 받은 HSB800 실험체의 하부 플랜지는 더 취성적인 거동을 보였을 가능성이 높다. 이런 제반조건이 본 연구의 HSB800 실험체가 기존 실험에 비해 상대적으로 낮은 회전능력을 보인 주요한 이유라 사료된다. 이를 확인하기 위한 보완실험을 수행할 예정이다.

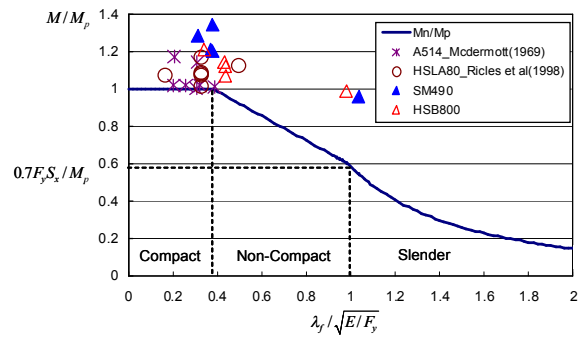


그림 19. 판폭두께비에 따른 강종별 강도발현 특성

그림 19는 본 연구의 실험결과에 기존의 실험결과를 포함시켜 고강도강의 무차원 판폭두께비 대 발현강도의 관계를 현행 기준에 의한 강도요건과 비교하여 도시한 것이다. 우선 기존의 고강도강 실험은 대부분 콤팩트 내지는 내진콤팩트 단면에 대한 것으로 모두 소성강도 이상을 발휘함을 알 수 있다. 특히 고강도강재는 비콤팩트 영역에서 일반강을 대상으로 제시된 현행 기준의 강도곡선에 비해 상당한 강도마진을 보이는 것을 알 수 있다. 잔류응력은 소재의 항복강도와는 상관없이 그 크기가 비교적 일정한 것으로 보고된 바가 있다(Rasmussen-Hancock, 1992). 이는 잔류응력이 용접 후 강재의 수축과정에서 발생하는 일종의 “탄성응력”이기 때문인 것으로 이해할 수 있다. 결과적으로 고강도화 할수록 비콤팩트 영역에서의 비탄성 국부좌굴 강도에 대한 잔류응력의 강도잠식이 상대적으로 작아지기 때문에 고강도강이 일반강에 비해 비콤팩트 영역에서 높은 강도를 발휘하는 것으로 추정된다. 고강도 조립부재의 잔류응력은 자료가 특히 희소하므로 후속 보완실험 과정에서 계측하여, 본 실험결과와 좀 더 심도 있는 분석에 활용할 필요가 있다.

## 5. 요약 및 결론

본 연구의 결과를 요약하면 다음과 같다:

- (1) 소재인장실험결과 SM490A는 분명한 항복점과 항복점이 존재하고 낮은 항복비를 갖는 좋은 특성을 보인다. 결과적으로 SM490A 실험체는 플랜지 판폭두께비별로 충분한 강도발현은 물론 소성설계 및 내진설계에서 요구하는 회전능력을 충분히 상회하는 비탄성 회전능력을 보여주었다. 반면 HSB800은 항복점이 불분명하고 항복점이 존재하지 않으며 변형경화의 크기가 작아 항복비가 0.95에 이르는 등 비탄성변형 능력의 발휘에 불리한 고강도강의 전형적인 변형도-응력도 관계를 보여주었다.
- (2) HSB800강재의 경우 모두 탁월한 휨강도를 발휘하였다. 현행 설계기준의 구분을 따를 때 세장판단면에 가까운 플랜지를 갖는 실험체도 소성강도의 98%에 달하는 강도를 발휘하였으며 비콤팩트 및 콤팩트 플랜지의 실험체는 국부좌굴없이 소성강도의 114% 및 121%를 발휘하였다. 이 결과는 일반강재를 근거로 제시된 현행 기준의 플랜지 판폭두께비 제한규정을 HSB800강재에 그대로 확장하여 적용하여도 충분히 보수적인 강도설계가 가능함을 의미한다.
- (3) 제한된 실험결과이긴 하나, HSB800강재가 지닌 높은 항복비 등 비탄성 변형능력의 발휘에 불리한 소재특성으로 소성설계의 모멘트 재분배 부재나 내진설계의 에너지 소산 부재로의 활용이 어려운 낮은 회전능력을 나타내었다. 이는 본문에서 상세히 논한 바와 같이 가력점 부근의 전높이 스티프너 용접과정에서 고강도강재에 불리하게 작용할 수 있는 열영향으로 하부 플랜지가 조기 인장파단한 것이 주된 원인으로 추정된다. 부분높이 스티프너 상세를 사용한 실험 등에 의해 이런 추정의 타당성 여부를 검증하고 해결방안을 제시하기 위한 후속 보완실험이 필요하다. HSB800 강종의 소성설계 적용가능성 여부는 후속 보완실험연구의 결과를 토대로 판단될 것이다.
- (4) 본 연구의 실험에서 확인된 HSB800강재의 고무적인 소성강도 발현성능에 비해 상대적으로 떨어지는 비탄성 회전능력을 감안했을 때, 이 강재는 소성강도까지만 활용하는 탄성설계 부재로 활용하는 것이 가장 적합할 것으로 보인다. 이 설계법에서는 부재에 비탄성 회전능력을 요구하지 않으므로 콤팩트에서 세장판단면에 이르기까지 사용에 제한사항이 없다. 따라서 강성 및 강도 요건만을 만족하면 되는 모든 중력하중에 대한 설계, 내풍설계(특히 초고층건물의 경우 풍하중이 거의 대부분 지배하중

임), 그리고 내진설계상 탄성이 요구되는 모든 부재(예를 들면, 모멘트골조의 기둥이나 가새골조의 보나 기둥과 같은 비에너지소산 부재)에 일반강재의 2~3배에 달하는 본 소재를 가장 적합하게 활용할 수 있다.

- (5) SM490A 실험체가 판폭두께비, 모멘트구배, 횡지지거리 등에 따라 확연한 회전능력의 차이를 보인 것에 비해 HSB800 실험체는 이들 변동에 따라 큰 차별성을 보이지 않았다. 이는 조기 인장파단 및 양 재료간 확연히 다른 변형도-응력도 특성에 기인하는 것으로 보인다.
- (6) 마지막으로, 본 실험에서는 충분한 횡지지를 제공하고 내진콤팩트 조건의 웨브로 설계하였으나 실제의 많은 경우에 웨브는 콤팩트 또는 비콤팩트 조건으로 설계될 수 있고 국부좌굴과 횡좌굴의 상호작용이 발생할 수도 있으므로 이를 반영한 후속연구, 곧 횡좌굴과 국부좌굴의 상호작용이 강도발현 및 회전능력에 미치는 영향을 규명하기 위한 보완연구가 수행될 필요가 있다.

## 감사의 글

본 연구는 국토해양부가 주관하고 한국건설교통기술평가원이 시행하는 2009년도 첨단 도시개발사업(09첨단도시 A01)의 지원사업으로 이루어진 것으로 이에 감사를 드립니다. 아울러 첫 번째 저자에 대한 포스코 전문연구교수 연구비 지원에도 깊은 감사를 드립니다.

## 참고 문헌

- 대한건축학회(2009) 2009 KBC: 건축구조기준 및 해설.  
 지식경제부 기술표준원(2008) 용접 구조용 압연 강재 (KS D 3515), 산업표준심의회 철강부회.  
 지식경제부 기술표준원(2009) 교량 구조용 압연 강재 (KS D 3868), 산업표준심의회 철강부회.  
 AISC-LRFD (2005) *Seismic Provisions for Structural Steel Buildings*, American Institute of Steel Construction, Inc., Chicago, IL.  
 AISC-LRFD (2005) *Specification for Structural Steel Buildings*, American Institute of Steel Construction, Inc., Chicago, IL.  
 Bansal, J.P. (1971) *The Lateral Instability of continuous Steel Beams*, Ph.D. Dissertation, Texas University, Austin, TX.  
 Chopra, A.K. and Newmark, N.M. (1980) *Design of Earthquake Resistant Structures*, Wiley, New York.  
 Galambos, T.V. (1968) *Deformation and Energy*

- Absorption Capacity of Steel Structures in the Inelastic Range, AISI Bulletin No. 8.
- Galambos, T.V., Hajjar, J.F., and Earls, C.J. (1997) Required Properties of High-Performance Steels, *Report No. NISTIR 6004*, NIST.
- Green, P.G. (2000) The Inelastic Behavior of Flexural Members Fabricated from High Performance Steel, *Ph.D. Dissertation*, Lehigh University, Bethlehem, PA.
- Kato, B. (1990) Deformation Capacity of Steel Structures, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 17, pp.33-94.
- Lay, M.G. (1965) Flange Local Buckling in Wide-Flange Steel Beams, *Journal of Structural Division*, ASCE, Vol. 91, No. ST6, pp.95-116.
- Lukey, A.F., and Adams, P.F. (1969) Rotation Capacity Of Beams Under Moment Gradient, *Journal of Structural Division*, ASCE, Vol. 95, No.ST6, pp.1173-1188.
- McDermott, J.F. (1969) Plastic Bending of A514 Steel Beams, *Journal of Structural Division*, ASCE, Vol. 95, No. ST9, pp.1851-1871.
- Rasmussen, K.J.R. and Hancock, G.J. (1992) Slenderness Limits for High Strength Steel Sections, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 23, pp.73-96.
- Ricles, J.M., Sause, R., and Green, P.S. (1998) High-Strength Steel: Implications of Material and Geometric Characteristics On Inelastic Flexural Behavior, *Journal of Engineering Structures*, Vol. 20, No. 4-6, pp.323-335.
- Yura, J.A., Galambos, T.V., and Ravindra, M.K. (1978) The Bending Resistance of Steel Beams, *Journal of Structural Division*, ASCE, Vol. 104, No. ST9, pp.1355-1370.
- (접수일자 : 2011. 4. 4 / 심사일 2011. 4. 11 / 심사완료일 2011. 7. 28)