중심압축력을 받는 건축구조용 고성능강(HSA800) 용접 각형강관 압축재의 국부좌굴

Local Buckling of Built-up Square Tubular Compression Members Fabricated with HSA800 High Performance Steels under Concentric Axial Loading

유 정 한¹⁾ · 김 주 우²⁾ · 양 재 근³⁾ · 강 주 원⁴⁾ · 이 동 우⁵⁾

Yoo, Jung Han · Kim, Joo Woo · Yang, Jae Keun · Kang, Joo Won · Lee, Dong Woo

요약 : 최근 구조물의 고층화, 대형화 및 장스팬 활용 등의 요구로 고강도 고성능 재료의 건축물과 교량에의 적용이 증가하는 추세이다. 본 논문은 고성능강의 건축구조용 재료 특성과 고성능강재를 사용한 부재의 설계 기준을 위한 기본적인 연구의 일부이다. HSA800은 한국산업표준의 요건과 비교하였다. 용접 각형강관 기둥의 국부좌굴 거동과 현행 판폭두께비 설계 제한치를 검토 위하여 다양한 판폭두께비 변수를 계획하고, 단축압축실험을 실시하였다. 또한, 유한요소결과로 얻어낸 단주의 국부좌굴거동을 실험결과와 비교하였다.

ABSTRACT : Recently, high performance(strength) steels have been utilized to structural materials in buildings and bridges with the demand for high-rise and long-span of main structures. This paper is a series of basic study for the design specification of structural members using high performance steel, material properties of high performance rolled steel building structures. HSA800 was compared with the requirements of Korean Standards(KS) for HSA800. Welded square tube stub columns with variables of width-to-thickness ratios are planned in order to investigate the local buckling behaviors and check the current design limit of width-to-thickness ratio and uniaxial compressive tests are carried out. In addition, the local buckling behaviors of stub columns obtained finite element analysis were compared with those of test results.

핵심용어 : 고성능강, 판폭두께비, 국부좌굴, 단주, 용접각형강관

KEYWORDS : high performance steel, width-to-thickness ratio, local buckling, stub column, built-up square tube

1. 서론

최근 건설시장에서 구조물의 초고층화, 대형화 및 장스팬화의 요구로 고강도 고성능강의 건축물과 교량에의 적용이 시도되고 있다. 이런 사회적 요구에 발맞추어 고성능강재의 개발이 활발히 진행되고 있다. 강재의 특성상 강도가 높아지면 항복점이 명확하지 않고 항복비가 상승하며, 연실율과 인성이 감소한다. 그러므로 강재의 강도의 증가와 함께 연신율 및 인

성을 높여야 하며, 항복비는 낮춰야 하는 과제를 안고 있다 (장호주 등, 2003).

현행 설계기준(KBC, 2009; AISC, 2010)은 일반 강도의 강재를 이용한 이론적, 실험적 연구를 통해 결정된 것이다. 고강도 강재는 일반 강도의 강재와 기계적 특성의 차이가 있으므로 고강도 강재의 현행 설계 기준에의 적용성에 대해선 반드시 검토가 필요하다(Rasmussen and Hancock, 1992; Ricle 등, 1998; 김종락 등, 2011).

1) 서울과학기술대학교, 건축학부 조교수, 공학박사(happyjh@seoultech.ac.kr)

2) 교신저자, 세명대학교, 건축공학과 교수, 공학박사

(Tel: 043-649-1329, Fax: 043-649-1755; E-mail: jw_kim@semyung.ac.kr)

3) 인하대학교, 건축공학과 교수, 공학박사(jyang@inha.ac.kr)

4) 영남대학교, 건축공학과 교수, 공학박사(kangj@ynu.ac.kr)

5) 아이스트 대표이사, 공학박사(ist@i-st.kr)

본 논문에 대한 토의를 2013년 2월 28일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

미국에서는 1960년부터 고강도강에 대한 연구가 진행되어, ASTM에 A514(항복강도 690MPa, 평판두께 150mm까지)와 A709 Grade 100W(항복강도 690MPa, 평판두께 64mm, 교량용)의 강종이, 일본에서도 1970년대 초부터 관심을 갖기 시작하여 HT80(인장강도 780MPa), HT100(인장강도 950MPa), H-SA700(인장강도 780MPa) 등의 강종이 개발되어 구조물에 시범적으로 사용되고 있다(정미영 등, 2010). 국내에서는 1990년 초반에 POSTEN80(항복강도 680MPa)의 개발을 시작으로 해서, 2009년에 HSB800(교량구조용 압연강재, KS D 3868(KS, 2009)), 2011년 HSA800(건축구조용 고성능 압연강재, KS D 5994(KS, 2011)) 강종이 개발되어 한국산업표준(KS)에 규정되었다. 현재 건축물에 적용을 하기 위한 연구가 진행되고 있으나, 구조설계 기준이 마련되어 있지 않은 실정이다.

HSA800(항복강도 650~770MPa)의 고강도(고성능) 강재를 건축물에 적용함으로써 구조부재의 콤팩트화 및 단면 감소로 인한 층고저감이 가능하고 건축물의 자중감소로 인한 지진하중감소, 부재단면의 축소에 의한 자재의 비용절감 및 유효 공간 확보 등의 이점이 있다고 판단된다. 건축구조물에 고강도강의 적용에 대한 요구 증대로 SM570 및 SM570TMC 강재로 용접 제작된 박스형 및 H형 단주 중심압축 실험을 실시하여 판폭두께비와 세장변수가 압축좌굴내력에 미치는 영향을 평가하였고, 현행 설계기준의 만족여부를 조사하였다(임성우 등, 2001; 임성우 등, 2005). 최근에는 600MPa급 고강도강을 적용하여 중심압축력을 받는 원형강관의 좌굴강도를 산정하였다(이명재, 2010).

이철호 등(2012)에 의해 HSA800 고강도강재의 단주 압축실험과 편심압축실험을 통해 얻어진 내력을 현행 강구조설계기준(KBC2009, AISC2010)의 설계강도와 비교를 하였고, 잔류응력이 항복강도에 미치는 영향을 검토하였다. 그 결과, 일부 실험체는 가력장치의 최대가력용량을 초과하여 종국상태(국부좌굴)에 도달되지 못하는 경우가 발생했지만, 모든 실험체는 현행설계기준의 요구강도를 만족하는 것으로 나타났으며, 잔류응력의 크기는 강재의 항복강도와 무관하다는 선행연구결과와 합치하는 잔류응력증정값을 얻었다(Rasmussen and Hancock, 1992; 이철호 등, 2012).

본 연구에서는 소재의 단순인장시험을 통해 낮은 변형도 경화와 연성 및 높은 항복비를 갖는 HSA800의 고성능강의 기계적 성질을 확인하고 국내최대 가력장치의 용량을 고려하여 용접 각형강관 압축재의 중심압축실험을 실시했다. 용접 각형강관 단주의 중심압축실험을 통해 HSA800인 고성능강의 국부좌굴거동을 조사하여 건축용 구조용부재로서의 요구성능의 만족여부를 확인하고 유한요소해석을 통한 결과값과 비교하는 것을 연구목적으로 한다.

2. 실험계획

각형강관의 단주압축부재를 구성하는 판재의 판폭두께비에 따른 국부좌굴내력을 평가하고, 현행설계기준식의 적용여부를 평가하기 위해 고성능강 HSA800 강종으로 용접제작된 각형강관 단주 중심압축실험을 실시했다. 각형강관부재를 구성하는 네개의 모든 플레이트는 구속판 요소(플레이트 양 끝이 다른 플레이트에 의해 일체화되어 지지되는 경우)로 분류되며, 현행 기준(KBC, 2009, AISC, 2010)에서 균일압축을 받는 압축재의 경우, 비콤팩트 요소의 판폭두께비 제한값(λ_r , 식(1) 참조)을 기준으로 비콤팩트(비조밀)요소와 세장판 요소로 구분된다. 본 연구의 단주실험체는 플레이트의 판폭두께비(b/t)를 8, 13, 18, 23, 28로 설정하여 표 1과 같이 계획했다. 표 1의 각형강관 실험체의 판폭두께비가 8~23의 범위 내에 대해서는 비콤팩트 단면이며, 판폭두께비가 28인 실험체는 세장판 요소로 구분된다. 비콤팩트 단면의 압축재의 경우 좌굴응력(F_{cr} , 식 (2), (3))은 세장비(KL/r)에 따라 비탄성영역과 탄성영역으로 나누어 산정한다. 반면에 세장판 요소로 구성된 각형강관 압축재의 경우, 강도저감(Q_a , 식(4))을 고려한 유효폭(b_e , 식(5))을 산정하여 좌굴강도(P_n)를 산정한다. 용접 각형강관 단주의 단면형상과 실험체 설치상황은 각각 그림 1과 그림 2에 나타낸다.

표 1. 실험체 일람(실험체 계획)

실험체명	단면크기 $B \times B^*$, mm	L , mm	b/t	λ_r	P_y , kN
SCB-HSA800-8	□-90*90*9	300	8.00 (비조밀)	24.13	2012.04
SCB-HSA800-13	□-135*135*9	450	13.00 (비조밀)	24.13	3129.84
SCB-HSA800-18	□-180*180*9	600	18.00 (비조밀)	24.13	4247.64
SCB-HSA800-23	□-225*225*9	750	23.00 (비조밀)	24.13	5365.44
SCB-HSA800-28	□-270*270*9	800	28.00 (세장판)	24.13	6483.24

그림 1. 단면형상

그림 2. 실험체 설치상황

실험체명에서, 예를 들어, SCB-HSA800-8에서 SCB는 용접된 실험체 형상(박스형), HSA800은 고성능강을, 8은 판폭두께비(b/t)를 의미한다. 식 (1)을 근거로 하여 판폭두께비를 계산하여 표 1에 한계판폭두께비를 정리하였다. 판폭두께비가 28인 실험체는 세장판요소이고 그외 모든 시험체는 비콤팩트 단면으로 분리되었다. 여기서, HSA강의 항복강도(F_y)는 690MPa, 탄성계수(E)는 205GPa로 가정한다.

실험체의 길이(L)는 비탄성좌굴을 유도하기 위한 단주실험체 제작을 위해 단면 최대폭(B)의 2.96~3.33배로 계획하였다.

각형강관을 구성하는 플레이트의 용접은 45° 개선을 레이저 가공으로 제작하여 모살용접을 실시하였다. 용접은 고성능강에 적합한 용접방법인 불활성가스 금속아크용접인 GMAW를 적용하며 불활성가스로서 Ar(알곤)가스를 사용한다. 용접봉은 스웨덴산 OK AristoRod 13.3으로 하며, 용접의 신뢰성을 확인하기 위해 평판 맞댐용접 시험체를 제작하여 인장시험을 실시했다. 표 1에 P_y 는 각형강관의 전단면이 공칭항복응력(690MPa)에 도달되었을 때의 항복강도를 나타낸다.

구속판 요소, 균일압축을 받는 양쪽이 지지된 판요소 비콤팩트요소 한계 판폭두께비 :

$$\lambda_r = 1.40 \sqrt{E/F_y} \quad (1)$$

압축좌굴응력 F_{cr} 은 다음과 같이 산정한다.

$$\frac{KL}{r} \leq 4.71 \sqrt{\frac{E}{Q_a F_y}} \quad \text{또는} \quad F_e \geq 0.44 Q_a F_y \quad \text{인 경우}$$

$$F_{cr} = Q_a \left[0.658 \frac{Q_a F_y}{F_e} \right] F_y \quad (2)$$

$$\frac{KL}{r} > 4.71 \sqrt{\frac{E}{Q_a F_y}} \quad \text{또는} \quad F_e < 0.44 Q_a F_y \quad \text{인 경우}$$

$$F_{cr} = 0.877 F_e \quad (3)$$

여기서, 비콤팩트 단면의 경우 $Q_a=1.0$, 세장판 요소의 경우는 아래와 같이 산정된다.

$$Q_a = A_e/A_g \quad (4)$$

A_e = 감소된 유효폭(b_e)을 고려한 유효단면적

$$b_e = 1.92t \sqrt{\frac{E}{f} \left[1 - \frac{0.38}{b/t} \sqrt{\frac{E}{f}} \right]} < b \quad \text{for} \quad \lambda_r = 1.40 \sqrt{E/f} \quad (5)$$

$$f = P_n/A_e, \quad (6)$$

$$P_n = F_{cr} A_g \quad (7)$$

여기서, F_e 탄성압축좌굴강도(N/mm²) $\left(= \frac{\pi^2 E}{(KL/r)^2} \right)$

A_g : 부재의 총단면적(mm²)

F_y : 강재의 항복강도(N/mm² = MPa)

E : 강재의 탄성계수(N/mm² = MPa)

K : 유효좌굴길이계수

L : 부재의 길이(mm)

r : 좌굴축에 대한 단면 2차반경(mm)

3. 재료시험 및 실험결과

3.1 재료인장시험 결과

2011년 11월 한국산업표준(KS D 5994)에 건축구조용 고성능 압연강재 HSA800이 규정되었다. HSA800강의 적용범위는 주로 두께 100mm이하의 건축구조물에 사용하는 열가공 제어압연(TMCP) 강판 및 강대이며, 세립킬드강을 사용한다. 대표적인 기계적 성질 및 화학성분을 표 2과 표 3에 나타냈다. 각형강관 실험체 제작에 사용된 평판두께는 9mm이고, 수급된 강재의 평판두께가 25mm인 관계로 상단부로부터 16mm를 절삭가공하여 9mm 평판을 제작하였다. 인장시험편 규정(KS B 0801)에 따라 압연방향(길이방향)으로 5호 시험편 4개를 제작하여 인장시험을 실시하였고, 그 결과를 표 4에 정리한다. 시험편에 부착한 스트레인게이지로부터 얻은 변형도값과 하중을 시험편의 단면적으로 나눈 응력도값의 관계를 그림 3에 정리하였고 시험편 세팅 및 파단양상은 그림 4에 나타냈다.

표 2. KS의 HSA 800강종의 기계적 성질

항복강도 MPa	인장강도 MPa	항복비 %	연신율		
			적용두께 mm	시험편	연신율 %
650~770	800~950	85이하	16이하	5호	15이상
			16초과 20이하	5호	22이상
			20초과	4호	16이상

표 3. KS의 HSA 800강종화합성분 단위 : %

강종	C	Si	Mn	P	S
HSA800	0.20이하	0.55이하	3.00이하	0.015이하	0.006이하

표 4. 재료 인장시험 결과

시험체명	실측 두께 t (mm)	탄성 계수 E (GPa)	항복 강도 σ_y (MPa)	인장 강도 σ_u (MPa)	항복비 σ_y/σ_u YR(%)	연신률 EL(%)
HSA-T9-1	9.12	195.44	802.39	889.07	0.90	18.87
CHSA-T9- 2	9.08	199.84	685.39	845.37	0.81	18.87
CHSA-T9- 3	9.03	195.75	795.07	887.97	0.90	18.84
CHSA-T9- 4	9.05	193.82	816.61	894.48	0.91	18.74
평균	9.08	196.21	760.95	874.14	0.87	18.86
변동계수	-	0.011	0.070	0.023	0.048	0.001

그림 3. 재료 인장시험결과에 따른 응력-변형도 곡선

그림 4. 재료 인장시험 세팅 및 파단양상

재료 인장시험결과, HSA800 고성능강은 보통탄소강은 명확한 항복구간이 관찰되는데 반해, 항복참(yield plateau)이 명확하지 않은 비전형성을 나타냈다. 모든 시험체의 인장강도(σ_u) 및 연신률은 KS D 5994의 인장강도 기준을 만족하였으나, CHSA-T9-2의 시험편을 제외한 다른 시험편의 항복강도 및 항복비가 KS의 항복강도 및 항복비 제한범위를 초과하는 것으로 나타났다. 이는 절삭가공에 의해 절삭표면에 압축잔류응력이 잔존하여 항복강도의 상승(김동렬, 2009)을 초래한 것으로 판단된다. 절삭가공하지 않은 25mm 평판에 대한 기존의 재료시험결과(김도환 등, 2012)에서는 항복강

도는 평균 675MPa, 인장강도는 854MPa, 항복비 0.79, 연신율은 21%로 사용된 재료의 기계적 성질은 KS D 5994의 제한치를 만족하는 것으로 나타났다. 고성능강 HSA800에 대한 항복강도는 0.2% 오프셋방법에 의해 결정하였으며, 재료시험결과 측정된 항복강도와 탄성계수를 기준으로 실험체의 단면분류를 재검토하여 표 5에 정리하였다.

표 1에서 보는 바와 같이 공칭항복강도(690MPa)와 탄성계수(205GPa)로 계산된 단면은 SCB-HSA800-28만이 세장판 요소로 분류되었으나, 표 5에서와 같이 재료시험결과 얻어진 항복강도(760.95MPa)와 탄성계수(196.21GPa)를 대입하여 산정된 경우 실험체 SCB-HSA800-23과 SCB-HSA800-28가 세장판 요소로 분류되었다. 이는 KS의 공칭항복강도와 탄성계수에 비해 재료인장시험으로 얻어진 항복강도가 증가하고 탄성계수가 감소하여 비콤팩트 요소의 판폭두께비 제한값(λ_r)이 24.13에서 22.48로 낮아져 SCB-HSA800-23의 단면이 세장판 요소에 포함되었다. 표 5에서 P_{ey} 는 실측단면적과 재료 항복응력을 곱한 단면의 항복내력을 나타낸다.

표 5. 실험체 일람, 단면분류 및 항복좌굴강도

실험체명	단면크기 B*B*t, mm	평균 실측 두께 mm	L mm	b/t	λ_r	P_{ey} kN
SCB-HSA800-8	□-90*90*9	9.08	300	7.91 (비조밀)	22.48	2236.44
SCB-HSA800-13	□-135*135*9		450	12.87 (비조밀)	22.48	3480.14
SCB-HSA800-18	□-180*180*9		600	17.82 (비조밀)	22.48	4723.84
SCB-HSA800-23	□-225*225*9		750	22.78 (세장판)	22.48	5967.53
SCB-HSA800-28	□-270*270*9		800	27.74 (세장판)	22.48	7211.23

3.2 단주 중심압축실험결과

HSA800의 용접각형강관 단주 중심압축 실험은 RIST 강구조 연구소의 실험실에 설치되어 있는 10,000kN(약 1,000tf) UTM을 사용하여 실시하였다. 실험결과 얻어진 실험최대압축 하중(최대내력, P_{eMax}), 실험최대평균응력(σ_{eMax}) 및 파단양상을 표 6에 정리하였고, 축하중-축변위 관계 곡선과 평균응력(σ_e)-변형도(ϵ_e) 관계곡선은 각각 그림 5와 그림 6에 나타냈다. 그림 7에는 실험체의 종국상태에서 좌굴형상을 표시했다.

표 6과 그림 5에서 실험체의 단면크기 및 판폭두께비(즉, 동일 두께에 대해 폭이 증가)가 증가함에 따라 실험 최대압축 하중은 증가하는 경향을 보였다. 반면에 최대압축하중을 단면적으로 나눈 실험최대 평균응력은 판폭두께비가 증가함에 따라 감소하였다. 이는 판폭두께비가 작을수록 외부하중에 대해 전단면이 충분히 저항하여 판의 국부좌굴 발생 전에 재료의 항복강도 이상까지 저항하는 단면이 많다는 것을 나타낸다.

표 6. 실험결과

실험체명	실험체 길이 L mm	단면적 A _g mm ²	실험최대 압축하중 PeMax kN	실험 최대응력 σ _{emax} MPa	용접부 파단내력 P _{ew} kN	파단양상
SCB-HSA800-8	300	2939.01	2821.51	967.60	1042.43	상부 국부좌굴후 용접부 파단
SCB-HSA800-13	450	4573.41	3999.56	881.73	-	하부 국부좌굴
SCB-HSA800-18	600	6207.81	5098.08	828.15	3701.2	중상부 국부좌굴후 용접부 파단
SCB-HSA800-23	750	7842.21	5809.61	757.41	3753.59	중상부 국부좌굴후 용접부 파단
SCB-HSA800-28	800	9476.61	6403.12	681.47	3519.34	중상부 국부좌굴후 용접부 파단

파단양상으로는 국부좌굴에 의한 최대내력이 결정된 후, 판폭두께비가 8, 18, 23, 28인 실험체에서 모서리 용접부에서 용접비드의 파단이 발생하였다. 최대내력이 결정된 후 최대내력의 37%~73%정도 저하된 시점에서 용접부위에서 파단이 관측되었으며, 실험체의 최대내력 결정에는 영향을 미치지 못한 것으로 판단된다. 그림 5의 축하중-축변위 관계 곡선으로부터 용접 각형강관 실험체의 판폭두께비가 감소함에 따라 충분한 축변형을 발생한 후 최대내력에 도달하는 것을 알 수 있고, 판폭두께비가 증가함에 따라 국부좌굴에 의해 급격하게 내력이 저하되고 있다.

이미 언급한 바와 같이, 판폭두께비가 증가함에 따라 평균 응력-변형도 관계곡선으로부터 실험체의 최대평균응력은 판폭두께비가 8, 13, 18인 실험체의 경우 재료의 항복강도 (760.95MPa)를 상회했고, 판폭두께비가 23, 28인 실험체의 경우는 재료의 항복강도보다 낮은 값에서 최대평균응력이 결정되는 것을 알 수 있다(그림 6 참조).

그림 5. 축하중-축변위 관계 곡선

그림 6. 평균응력-변형도 관계 곡선

(a) SCB-HSA800-8

(b) SCB-HSA800-13

(c) SCB-HSA800-18

(d) SCB-HSA800-23

(e) SCB-HSA800-28

그림 7. 실험체의 종국상태

4. 해석

4.1 해석 개요

유한요소 해석 프로그램인 ANSYS(Ver. 13.0, 2011)를 사용하여 3차원 모델링을 수행하였고, 비선형 좌굴해석을 통해 세장비와 폭두께비가 용접각형강관 기둥의 국부좌굴거동에 미치는 영향을 분석하고 실험치값과 교 분석하였다. HSA800 강재의 응력도-변형도 관계는 그림 3과 표 4의 재료 인장시험 결과를 바탕으로 비선형 모델인 multi-linear kinematic hardening 모델을 사용했고, 국부좌굴을 시뮬레이션하기 위해 대변위 해석(large deflection analysis)을 수행했다. 여기서 프와송비(ν)는 0.3, 항복조건은 von-Mises 이론을 적용하였다. 유한요소모델은 3-D solid 구조에 적절한 solid 185 요소를 모델 전체에 사용했다. Solid 185 요소는 각 노드에 3개의 자유도를 가지는 8노드로 구성되어 있고, 재료적 비선형과 기하학적 비선형 해석이 가능하여 소성(plasticity), 고탄성(hyperelasticity), 강성보강(stress stiffening), 크리프(creep), 대변위(large deflection), 대변형률(large strain)의 특성을 반영한다. solid 185 요소를 사용한 기둥의 해석모델은 그림 8과 같으며, 여기서 기둥의 상단과 하단의 경계조건은 상부의 수직방향의 변위를 제외하고 모두 구속시켰다. 메쉬 사이즈는 해석의 정확도와 수렴을 위해 비교적 조밀한 크기(10mm x 10mm)로 결정했다. 선형 고유치 해석을 통해 얻은 첫 번째 변형된 좌굴 형상을 업데이트시켜 초기 결함(initial imperfection)을 지닌 모델로 만들어 비선형 좌굴 해석을 수행하였다.

(a) 실험체 설치

(b) 전형적인 각형강관 단면
기둥의 유한요소 모델

그림 8. 실험체 설치 및 해석 모델

4.2 해석 결과

실험결과와 해석결과를 비교를 위해 전체적인 비교(global

level comparisons)와 국부적인 비교(local level comparisons)를 수행했다. 실험결과와 해석결과를 전체적인 비교로써 판폭 두께비에 따른 축하중-축변위 관계 곡선과 평균응력-변형도 관계곡선을 그림 9와 10에 나타냈고, 각각의 좌굴 하중의 실험결과와 해석결과를 표 7에서 비교하였다. 그림 9 및 그림 10에서 실선은 실험결과를, 점선은 해석결과를 나타낸다.

그림 9. 실험 및 해석의 축하중-축변위의 비교

그림 10. 실험 및 해석의 응력-변형도의 비교

해석결과, 실험결과와 동일하게 판폭두께비가 감소함에 따라 국부좌굴 발생 전에 충분한 축변형과 함께 최대내력에 도달하였고, 판폭두께비가 증가함에 따라 국부좌굴에 의해 급격하게 내력이 저하되었다. 그림 9와 10에 나타난바와 같이 초기강성은 실험결과와 해석결과가 정확히 일치하였다. 최대하중은 해석값이 실험값보다 먼저 도달하였으나, 국부좌굴에 의해 하중이 급격하게 감소하는 양상은 실험결과와 해석결과가 상당히 유사했다. 최대하중에 도달하는 시점이 다른 이유는 실험의 경우 잔류응력에 의해 강성이 감소해서 발생한 것으로 잔류응력은 해석모델에선 고려되지 않은 사항이었다. 일반적으로 실험체는 최대내력까지 탄성영역에서의 일정한 거동을 한 후, 항복강도 이후 최대좌굴강도까지 계속적인 강도의

증가가 나타났으며, 최대 내력점을 지나 국부좌굴이 발생하면서 급격하게 내력이 저하되는 현상이 나타났다. 표 7에서 보듯이 좌굴하중에 대한 실험결과와 해석결과의 평균오차가 약 2.3%로 해석모델이 실험결과를 비교적 정확히 예측했다.

표 7. 실험결과와 해석결과의 비교

실험체명	좌굴하중: P_{cr}			λ [$=L/r$]
	해석값(kN)	실험값(kN)	오차율(%)	
SCB-HSA800-8	2,674	2,819	5.4	9.01
SCB-HSA800-13	3,972	3,997	0.6	8.71
SCB-HSA800-18	5,172	5,098	1.4	8.58
SCB-HSA800-23	6,095	5,889	3.4	8.50
SCB-HSA800-28	6,466	6,403	0.9	7.50

실험결과와 해석결과의 국부적인 비교로써 좌굴모드 형상과 응력 분포를 그림 11과 12에 나타냈다. 그림에서 보듯이 응력 집중과 함께 국부 좌굴 형상이 실험결과와 해석결과가 유사하게 나타남을 알 수 있다.

실험결과와 해석결과의 전체적인 비교와 국부적인 비교 결과, 해석모델이 실험결과를 비교적 정확하게 예측하고 있음을 알 수 있었다. 이 해석모델의 검증으로 다른 강종(SS400과 SM570), 다양한 판폭두께비 및 세장비 등의 변수연구가 가능해 졌다.

(a) 실험결과 (b) 해석결과
그림 11. 전형적인 국부비교 (좌굴모드 및 응력분포, SCB-HSA800-8)

(a) 실험결과 (b) 해석결과
그림 12. 전형적인 국부비교 (좌굴모드 및 응력분포, SCB-HSA800-28)

5. 결 론

본 논문에서는 고성능강(HSA800) 용접각형강관 기둥의 폭두께비와 국부좌굴의 관계를 알아보기 위하여 용접각형강관 기둥 단면의 폭과 길이를 변화시켜 실험적·해석적 연구를 수행하여 다음과 같은 결론을 도출하였다.

- (1) HSA800강재의 소재시험결과는 일부시험편에서 절삭가공시 발생한 압축잔류응력에 의해 항복강도가 KS D 5994 제한치를 초과하여 평균 항복비가 0.87로 나타나 기준치인 0.85를 초과한 것으로 나타났지만 인장강도 및 연신율은 KSD 5994 제한치를 만족하였다. 동일한 강종을 사용한 기존연구(김도환 등 2012)의 재료시험결과(25mm 평판)에서는 KS 제한치를 모두 만족하는 것으로 나타났기 때문에 구조재료상의 문제는 없을 것으로 판단된다. 절삭가공에 의한 판 두께 조절 시에는 별도의 열처리(풀림 등)를 통해 잔류응력을 제거한 후 실험체를 제작할 필요가 있다.
- (2) 용접각형강관 단주 압축실험결과, 동일두께(9.0mm)로 구성된 각형강관의 단면크기가 증가함에 따라 최대압축하중은 증가하였다. 반면에 단면크기의 증가(폭과 높이)로 판폭두께비가 증가함에 따라 국부좌굴에 의해 급격한 내력 저하가 관찰되었고, 최대압축하중을 단면적으로 나눈 평균압축응력값은 부재가 세장해지면서 감소하는 경향을 나타냈다. 특히 판폭두께비가 23, 28인 실험체는 재료항복강도값보다 작게 나타났다. 또한, 세장비가 작을수록 전단면이 재료의 항복강도 도달이후에 국부좌굴에 의한 최대내력이 결정되었고, 충분한 소성변형양상을 보였다.
- (3) 전체적인 비교 결과로써 좌굴하중의 평균오차가 약 2.3%로 해석모델이 실험결과를 비교적 정확히 예측했다. 초기강성은 실험치와 해석치가 정확히 일치하였고 축하중-축변위 관계 및 응력-변형도 곡선 양상 또한 실험결과와 해석결과가 상당히 유사했다. 국부적인 비교 결과로써 응력 집중과 함께 국부 좌굴 형상도 실험결과와 해석결과가 유사하게 나타났다. 향후, 본 연구의 결과를 바탕으로 더욱 다양한 판폭두께비 및 세장비를 고려한 고성능강 각형강관 기둥의 좌굴거동이 해석 및 실험을 통해 분석될 것이며, 기존 강종에 적용되고 있는 설계기준의 고성능강의 적용성 검토가 이루어질 계획이다.

감사의 글

본 연구는 국토해양부가 출연하고 한국건설교통기술평가

원에서 위탁 시행한 R&D정책인프라사업(11기술표준화01-01)에 의한 고성능 강재의 건설구조 적용을 위한 휨재 및 압축재의 LRFD 설계기준 표준화의 연구비 지원에 의해 수행되었습니다.

참 고 문 헌

김도환, 이승은, 김진호, 하태휴, 유승호(2012) 건축구조용 고성능 강재 HSA800 소재 성능평가, 2012년도 학술대회 발표집, 한국강구조학회, pp.267-268.

김동렬(2009) 공작기계, 기전연구사.

김종락 등(2011) 800MPa 고강도강 설계기준제정연구, 연구보고서, 한국강구조학회.

대한건축학회(2009) 건축구조설계기준 및 해설(KBC2009).

이명재(2010) 600MPa급 고강도강 압축재의 좌굴강도에 관한 구조특성, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제22권, 제6호, pp.609-616.

이철호, 김대경, 한규홍, 김진호, 이승은, 하태휴(2012) 고강도 강재 단주의 압축강도 및 잔류응력 평가, 한국강구조학회 논문집, 한국강구조학회, 제24권, 제1호, pp.23-34.

임성우, 고상기, 장인화(2001) 고장력(SM570) 강재의 압축재 특성에 관한 연구, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제13권, 제3호, pp.223-232.

임성우, 김요숙, 장인화(2005) SM570TMC 강재의 압축재 특성에 관한 연구, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회,

제17권, 제3호, pp.357-363.

장호주, 유재희, 양영성(2003) 스테인리스강관과 일반구조용강관 단주내력 비교에 관한 연구, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제15권, 제5호, pp.561-570.

정미영, 김진호, 이승은, 정경수, 하태휴(2010) 일본의 건축구조용 고강도 강재의 개발 및 적용 현황, 2010년도 학술대회 발표집, 한국강구조학회, pp.349-350.

AISC (2010) American Institute of Steel Construction Specification for Structural Steel Buildings, USA.

ANSYS (2011) ANSYS multiphysics, Ver. 13.0, ANSYS Inc., Canonsburg, PA, USA.

KS (2009) KS D 3868, 교량구조용 압연강재.

KS (2011) KS D 5994, 건축구조용 고성능 압연강재.

Ramussen, K.J.R. and Hancock, G.J. (1992) Plate Slenderness Limits for High Strength Steel Sections, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 23, Issues 1-3, 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, *Engineering Structures*, Vol. 20, Issues 4-6, pp.323-335.

(접수일자 : 2012. 7. 2 / 심사일 2012. 7. 6 /
심사완료일 2012. 8. 3)