

# 중심압축력을 받는 건축구조용 고성능강(HSA800) 용접H형 단주의 국부좌굴거동

이 강 민<sup>1)</sup> · 이 명 재<sup>2)</sup> · 오 영 석<sup>3)</sup> · 김 태 수<sup>4)\*</sup> · 김 도 환<sup>5)</sup>

<sup>1)</sup> 부교수, 충남대학교 건축공학과 <sup>2)</sup> 교수, 중앙대학교 건축학부 <sup>3)</sup> 교수, 대전대학교 건축공학과 <sup>4)</sup> 부교수, 한밭대학교 건축공학과  
<sup>5)</sup> 책임연구원, 포항산업과학연구원(RIST)

## Local Buckling Behavior of Stub H-shaped Columns Fabricated with HSA800 High Performance Steels under Concentric Axial Loading

Lee, Kangmin<sup>1)</sup> Lee, Myung Jae<sup>2)</sup> Oh, Young Suk<sup>3)</sup> Kim, Tae Soo<sup>4)\*</sup> Kim, Do Hwan<sup>5)</sup>

<sup>1)</sup> Associate Professor, Department of Architectural Engineering, Chungnam National University, Daejeon, 305-764, Korea

<sup>2)</sup> Professor, School of Architecture & Building Science, Chung-Ang University, Seoul, 156-756, Korea

<sup>3)</sup> Professor, Department of Architectural Engineering, Daejeon University, Daejeon, 300-716, Korea

<sup>4)</sup> Associate Professor, Department of Architectural Engineering, Hanbat National University, Daejeon, 305-719, Korea

<sup>5)</sup> Senior Researcher, Steel Structure Research Division, Research Institute of Industrial Science & Technology (RIST), Incheon, 406-840, Korea

**ABSTRACT** : In this study, the local buckling behavior of steel built-up columns, fabricated with grade 800MPa high performance (HSA800), was investigated to verify the suitability of width-to-thickness ratio limits adopted by the current design code. For this purpose, an experimental program was designed and performed for HSA800 steel column specimens with various width-to-thickness ratios. Then the experimental results were compared and verified with finite element analysis results. The parametric analytical studies with various width-to-thickness ratios were also performed to investigate the missing data from the limited experimental studies. From the experimental and analytical studies, It was found that the finite analysis models could reasonably estimate the test results within the 5.3% average differences. The local buckling behaviors of HSA800 steel columns were found to be largely depend on the values of initial imperfection introduced into finite element analyses.

**KEYWORDS** : high performance steel, width-to-thickness ratio, local buckling, stub column, built-up H-shaped column

### 1. 서 론

최근 국내에서 개발된 건축구조용 고성능강(HSA 800)은 강도뿐만 아니라 내후성, 인성, 용접성 등을 복합적으로 개선된 세계적 수준의 고품질 차세대 강재로 평가되고 있다. 또한

최근 건설분야의 초고층화, 대형화 및 장스팬화의 경향에 따라 이러한 고성능강재에 대한 수요가 지속적으로 증가하고 있고 이와 같은 대형구조물에 작용하는 외력에 안전하기 위한 고강도화, 구조물에 대한 요구가 다양화됨에 따라 그 기대 성능을 발휘할 수 있는 고성능화에 대한 요구가 높아지고 있다. 그러나 변형도-응력도 곡선이 일반강재와 상이한 고강도 강재의 경우, 일반강재를 대상으로 한 현행 설계기준(KBC 2009, AISC 2010)<sup>(1),(2)</sup>이 여전히 유효하게 고강도강재에도 확대적용이 가능한 것인지의 여부에 대해서도 아직까지 국내외적으로 체계적으로 검토된 바가 없는 상태로 현장적용을 위한 강재의 특성을 파악하고 이를 근거로 설계기준을 개발해야 할 필요성이 제기되고 있다<sup>(3),(4),(5),(6)</sup>.

Note.-Discussion open until December 31, 2013. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on March 20, 2013; revised May 6, 2013; approved on May 29, 2013.  
© KSSC 2013

\* Corresponding author

Tel. +82-42-821-1121 Fax. +82-42-821-1590  
E-mail: tskim@hanbat.ac.kr

해외의 경우 1960년부터 고강도강에 대한 연구가 진행되어, 미국에서는 ASTM에서 판두께 150mm까지 항복강도 690MPa의 강재를 허용하고 있으며, 일본에서도 인장강도 780MPa급의 강종이 개발되어 구조물에 시범적으로 사용되고 있다<sup>[7]</sup>. 국내에서도 1990년대 초반에 항복강도 680MPa의 고강도 강재 개발을 시작으로, 2009년에 교량구조용 압연강재 HSB800<sup>[8]</sup>, 2011년 건축구조용 고성능 압연강재 HSA800<sup>[9]</sup>가 개발되어 한국산업표준(KS)에 규정되었고, 최근 HSA800의 소재성능평가에 관한 연구 결과 KS규격을 모두 만족하는 것으로 보고되어<sup>[10]</sup> 국내 강구조 관련 기준에 적용되어 구조재료 사용될 경우 공사비 절감에 크게 기여할 것으로 기대하고 있다. 하지만 이러한 고성능강을 사용한 부재에 대한 구조설계 기준이 마련되어 있지 않아 적용성에 관한 문제점을 안고 있어서 이에 대한 대책 마련이 시급한 실정이다.

최근 HSA800 단주 중심 및 편심 압축실험 결과와 현행 국내 기준의<sup>[1], [2]</sup> 설계강도를 비교한 연구가 수행되어, 대부분의 실험체가 현행설계기준에서 요구하는 강도를 만족하는 것으로 나타났다<sup>[5], [11]</sup>. 또한 김태수 등<sup>[12]</sup>과 유정환 등<sup>[13]</sup>은 HSA800 소재실험과 조립H형강 및 조립각형강판 단주 압축재의 중심압축실험을 수행하고 그 결과를 유한요소해석 결과와 비교하는 연구를 통하여 실험결과가 현행 기준의 요구강도를 만족하며 해석모델도 실험결과를 비교적 정확히 예측하는 결과를 발표하였다.

고강도강재는 응력도-변형도 곡선이 일반강재와 상이하어 비탄성 좌굴거동이 일반강재와 상이하고 항복비가 높아 건설용 강재에 요구되는 중요한 특성인 비탄성 변형능력이 일반강재에 비해 상대적으로 떨어지는 단점이 존재한다<sup>[5], [6]</sup>. 그러나 일반강재와 변형도-응력도 특성이 전혀 상이한 고강도 강재의 국부좌굴 제어를 위한 세장규정이 아직 확립되지 않았고, 현행 기준이 여전히 유효하게 고강도강재에도 확대적용이 가능한지 여부에 대해서도 아직까지 국내외적으로 체계적으로 검토된 바가 없다. 따라서 본 연구에서는 고강도 강재 압축재의 현행 설계기준(KBC 2009, AISC 2010)<sup>[1], [2]</sup>에의 적용성을 판단하는 것을 목적으로 한다. 이를 위하여 강구조 압축재 형상의 기본인 H형 용접압축재에 대하여 현행 설계기준의 판요소 국부좌굴 강도식을 고강도강재에 그대로 적용할 수 있는지의 여부를 실험 및 유한요소해석을 통하여 평가하고자 한다.

## 2. 실험연구

압축재를 구성하는 판재의 판폭두께비에 따른 국부좌굴 내력을 평가하고, 현행설계기준식의 적용여부를 평가하기 위해

고성능강 HSA800 강종으로 용접제작된 H형강 단주에 대해 중심압축실험을 수행하였다. KBC 2009에서 균일압축을 받는 압축재의 경우, 비조밀요소와 세장판요소는 다음 식에 의하여 구분된다.

균일압축을 받는 용접H형강의 플랜지(자유돌출판요소)의 비조밀요소 한계 판폭두께비 :

$$\lambda_r = 0.64 \sqrt{k_c E / F_y} \tag{1}$$

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

균일압축을 받는 2축 대칭 H형강의 플랜지(양연지지판요소) 비조밀요소 한계 판폭두께비 :

$$\lambda_r = 1.49 \sqrt{E / F_y} \tag{2}$$

용접H형강 실험체는 플랜지의 판폭두께비( $b/t_f=4, 6, 8, 10$ )와 웨브의 판폭두께비( $h/t_w=15, 20, 25$ )의 조합으로 실험체를 계획하였는데, HSA800의 공칭항복강도 690MPa, 탄성계수 205GPa를 근거로 하여, 용접H형강 실험체의 플랜지의 경우는 판폭두께비가 10인 실험체를 제외한 모든 실험체는 비조밀단면이고, 웨브의 경우에는 모든 단면이 비조밀단면으로 분류된다.

압축재의 좌굴응력은 세장비에 따라 식 (3) 및 (4)와 같이 비탄성영역과 탄성영역으로 나누어 산정한다.

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

$$F_{cr} = Q \left[ 0.658 \frac{QF_y}{F_c} \right] F_y \tag{3}$$

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

$$F_{cr} = 0.877 F_e \tag{4}$$

세장판요소를 포함한 압축재는 식 (5)의 단면저감계수(Q)를 고려한다.

$$Q = Q_a \cdot Q_s \tag{5}$$

- 세장한 자유돌출판요소 조립기둥:

$$1) \ b/t(\lambda_r) \leq 0.64 \sqrt{k_c E / F_y},$$

$$Q_s = 1.0 \tag{6}$$

$$2) 0.64 \sqrt{k_c E / F_y} < b/t(\lambda_r) \leq 1.17 \sqrt{k_c E / F_y},$$

$$Q_s = 1.415 - 0.65 \frac{b}{t} \sqrt{\frac{F_y}{k_c E}} \quad (7)$$

$$3) b/t(\lambda_r) > 1.17 \sqrt{k_c E / F_y}$$

$$Q_s = \frac{0.90 k_c E}{F_y \left(\frac{b}{t}\right)^2} \quad (8)$$

- 세장한 양연지판요소:

$$Q_a = A_e / A_g \quad (9)$$

여기서,  $A_e$  = 감소된 유효폭( $b_e$ )을 고려한 유효단면적

$\lambda_r = 1.40 \sqrt{E/f}$  인 경우

$$b_e = 1.92t \sqrt{\frac{E}{f} \left[ 1 - \frac{0.38}{b/t} \sqrt{\frac{E}{f}} \right]} < b \quad (10)$$

$$\text{여기서, } f = P_n / A_e \quad (11)$$

상기의 식을 고려하여 좌굴강도,  $P_n$ 은 다음과 같이 산정한다.

$$F_{cr} = 0.877 F_e \quad (12)$$

$$P_n = F_{cr} A_g \quad (13)$$

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

$A_g$ : 부재의 총단면적( $mm^2$ )

$F_y$ : 강재의 항복강도( $N/mm^2$ )

$E$ : 강재의 탄성계수( $N/mm^2$ )

$K$ : 유효좌굴길이계수

$L$ : 부재의 길이( $mm$ )

$r$ : 좌굴축에 대한 단면 2차반경( $mm$ )

실험체의 비탄성좌굴을 유도하기 위한 단주실험체를 설계하기 위하여 실험체 길이는 실험체 단면 춤(H)의 약 3배로 계획하였다. 이렇게 계획된 실험체 일람을 Table 1에 정리하였다.

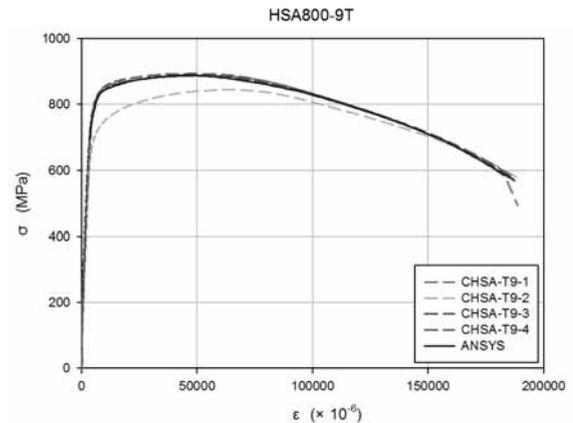
용접H형강 실험체의 플랜지 및 웨브에 사용된 HSA800 강종의 12mm 및 9mm 평판에 대한 인장시험결과를 Table 2와 Fig. 1에 정리하였고, KS D 5994<sup>[9]</sup>에 지정된 화학성분

Table 1. Test specimens (Kim et al, 2012<sup>[12]</sup>)

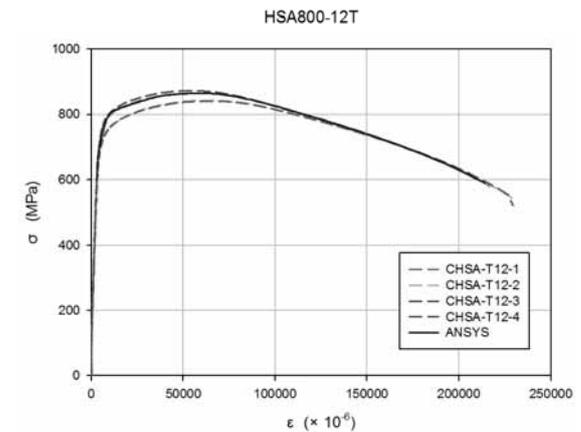
Specimen	Geometry $H-H \times B \times t_f \times t_w$ (mm)	L (mm)	Area <sub>g</sub> ( $mm^2$ )	$b/t_f$ ( $\lambda_r = 9.6$ )	$h/t_w$ ( $\lambda_r = 25.7$ )
SCH-HSA800-4-15	H-159×96×9×12	500	3,532	4	15
SCH-HSA800-6-15	H-159×144×9×12	500	4,684	6	15
SCH-HSA800-8-15	H-159×192×9×12	600	5,837	8	15
SCH-HSA800-4-20	H-204×96×9×12	650	3,940	4	20
SCH-HSA800-6-20	H-204×144×9×12	650	5,093	6	20
SCH-HSA800-8-20	H-204×192×9×12	650	6,246	8	20
SCH-HSA800-10-20	H-204×240×9×12	750	7,399	10	20
SCH-HSA800-6-25	H-249×144×9×12	750	5,502	6	25
SCH-HSA800-8-25	H-249×192×9×12	750	6,655	8	25
SCH-HSA800-10-25	H-249×240×9×12	750	7,808	10	25

Table 2. Coupon test results

THK. (mm)	Elastic modulus $E$ (GPa)	Yield stress $\sigma_y$ (MPa)	Tensile stress $\sigma_u$ (MPa)	Yield ratio $\sigma_y/\sigma_u$ YR(%)	Elongation $EL$ (%)
T9	196.21	760.95	874.14	87	18.86
T12	199.48	731.73	860.59	85	21.86



(a) Plate thickness 9.0mm



(b) Plate thickness 12.0mm

Fig. 1 Nominal stress-strain curves

Table 3. Chemical composition of HSA800(KS D 5994<sup>(9)</sup>)

Steel	C	Si	Mn	P	S	Carbon equivalent
HSA800	0.20이하	0.55이하	3.00이하	0.015이하	0.006이하	0.60이하

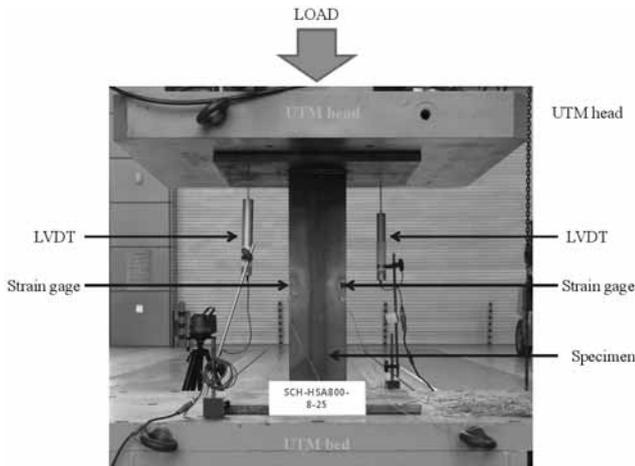


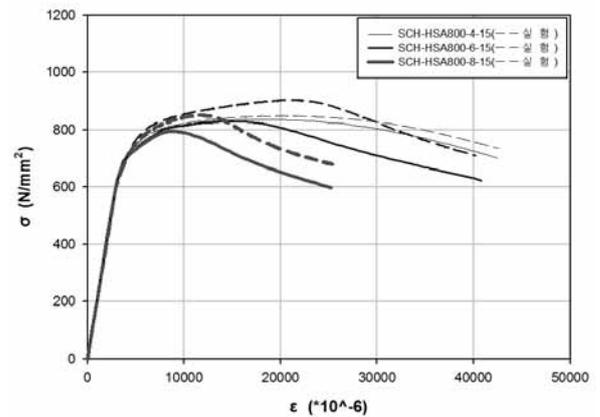
Fig. 2 Test Set-up

Table 4. Summary of test results (Kim *et al.*, 2012<sup>(12)</sup>)

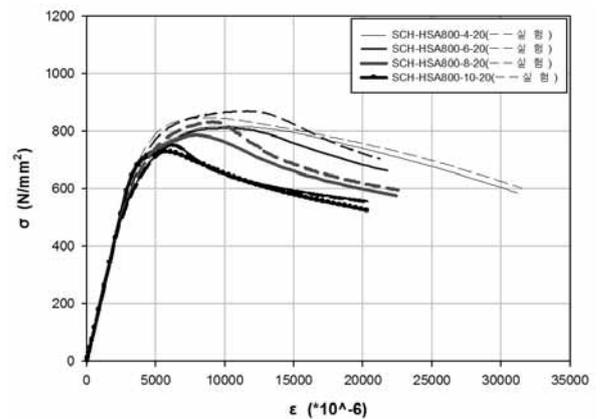
Specimen	Max. Compressive Loads ( $P_{eMax}$ , kN)	Max. Compressive Stress ( $\sigma_{max}$ , MPa)	Failure Mode at Test End
SCH-HSA800-4-15	2,989	849	Global Buckling
SCH-HSA800-6-15	4,224	904	Lower Local Buckling
SCH-HSA800-8-15	4,963	852	Mid Local Buckling
SCH-HSA800-4-20	3,323	847	Global Buckling
SCH-HSA800-6-20	4,427	872	Mid Local Buckling
SCH-HSA800-8-20	5,192	834	Mid Local Buckling
SCH-HSA800-10-20	5,552	752	Mid Local Buckling
SCH-HSA800-6-25	4,602	840	Mid Local Buckling
SCH-HSA800-8-25	5,198	784	Upper Local Buckling
SCH-HSA800-10-25	5,856	752	Mid Local Buckling

및 탄소당량을 Table 3에 정리하였다.

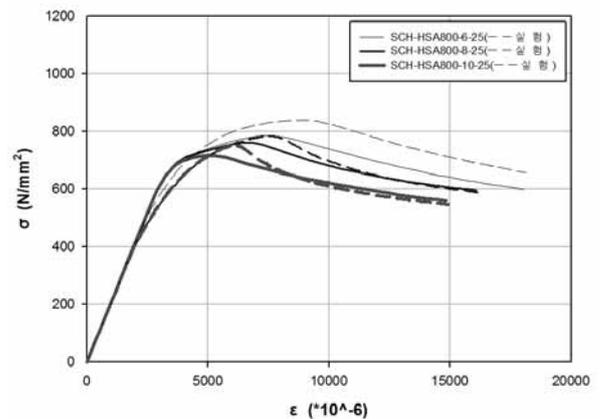
용접은 스웨덴산 OK AristoRod 13.3을 사용하여 GMAW를 적용하였다. 실험체의 형상 및 설치상황은 Fig. 2과 같다.



(a) web width-to-thickness Ratio = 15



(b) web width-to-thickness Ratio = 20



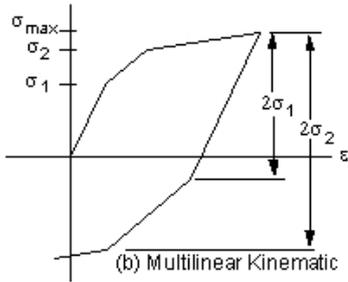
(c) web width-to-thickness Ratio = 25

Fig. 3. Comparisons of test and analysis results for built-up h-shaped steel stub columns (Average stress-strain relationships)

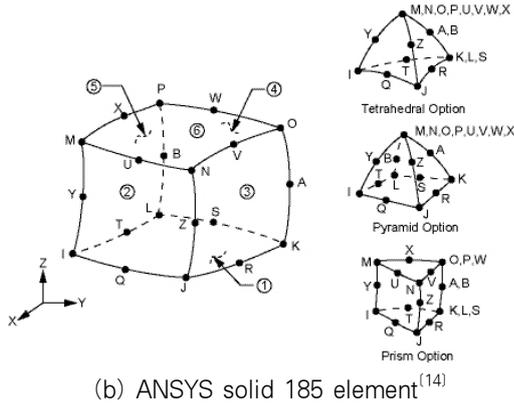
### 3. 해석모델의 검증

#### 3.1 단주 중심압축실험결과

HSA800 조립H형강 단주 중심압축 실험은 RIST 강구조 연구소 실험실의 설치되어 있는 10,000kN 용량 만능시험기



(a) Multi-linear kinematic hardening model<sup>(14)</sup>



(b) ANSYS solid 185 element<sup>(14)</sup>

Fig. 4 Material and element model used for ANSYS finite element analysis

(UTM)을 사용하여 수행하였다. 실험결과로부터의 최대압축 하중(최대내력,  $P_{eMax}$ ), 최대평균응력( $\sigma_{eMax}$ ) 및 실험종료 시점에서의 파괴모드를 Table 4에 정리하였고, Fig. 3에는 실험결과로부터의 평균응력( $\sigma_e$ )-변형도( $\epsilon_e$ ) 관계곡선을 유한 요소해석결과와 비교하여 나타내었다(실험결과는 파선, 유한 요소해석결과는 실선).

### 3.2 해석결과 및 검증

범용 유한요소해석 프로그램인 ANSYS<sup>(14)</sup>를 사용하여 3 차원 모델링을 수행하였고, 비선형 좌굴해석을 통해 세장비와 판폭두께비가 조립H형강 기둥의 국부좌굴거동에 미치는 영향을 분석하고 실험결과와 비교·분석하였다. HSA800 강재의 응력도-변형도 관계는 Table 2 및 Fig. 1의 재료 인장시험 결과를 바탕으로 비선형 모델인 multi-linear kinematic hardening 모델을 사용했고(Fig. 4(a))<sup>(14)</sup>, 국부좌굴을 시뮬레이션하기 위해 대변위 해석(large deflection analysis)을 수행했다. 여기서 프와송비( $\nu$ )는 0.3, 항복조건은 von-Mises 이론을 적용하였다. 유한요소모델은 3-D solid 구조에 적절한 solid 185 요소(Fig. 4(b))<sup>(14)</sup>를 모델 전체에 사용했다. Solid 185 요소는 각 노드에 3개의 자유도를 가지는 8 노드로 구성되어 있고, 재료적 비선형과 기하학적 비선형

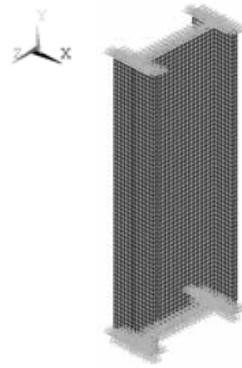


Fig. 5 FEM analysis model

Table 5. Comparisons of test and analysis results for built-up H-shaped steel column

Specimen	Buckling Load, $P_{cr}$					$\lambda$ ( $=L/r$ )
	Analysis $P_{cra}$ (kN)	Test $P_{cre}$ (kN)	Design $P_{crt}$ (kN)	$P_{cre}/P_{cra}$	$P_{crt}/P_{cra}$	
SCH-HSA800-4-15	2,940	2,989	2,624	1.016	1.139	7.84
SCH-HSA800-4-20	3,205	3,322	2,875	1.037	1.155	8.05
SCH-HSA800-6-15	3,873	4,224	3,526	1.090	1.198	7.53
SCH-HSA800-6-20	4,117	4,419	3,807	1.073	1.161	7.69
SCH-HSA800-6-25	4,303	4,597	4,042	1.068	1.137	7.35
SCH-HSA800-8-15	4,632	4,959	4,404	1.071	1.126	8.84
SCH-HSA800-8-20	4,907	5,192	4,703	1.058	1.104	7.49
SCH-HSA800-8-25	5,044	5,197	4,931	1.030	1.054	7.14
SCH-HSA800-10-20	5,390	5,552	5,379	1.030	1.032	8.50
SCH-HSA800-10-25	5,566	5,856	5,622	1.052	1.042	6.99
Mean				1.053	1.115	

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 Fig. 5와 같으며, 여기서 기둥의 상단과 하단의 경계조건은 상부의 수직방향의 변위를 제외하고 모두 구속시켰다. 메쉬의 크기는 해석의 정확도와 수렴을 위해 비교적 조밀한 크기(10mm × 10mm)로 결정했다. 선형 고유치 해석을 통한 첫 번째 변형된 좌굴 형상을 업데이트시켜 초기 결함을 지닌 모델로 만들어 비선형 좌굴 해석을 수행하였다.

실험결과와 해석결과의 전체적인 비교(global level comparisons)로써 판폭두께비에 따른 평균응력-변형도 관계곡선은 Fig. 3에 실험결과와 함께 나타내었고, 각각의 좌굴 하중의 실험결과( $P_{cre}$ )에 대한 현행기준식 KBC2009예측결과( $P_{crt}$ ) 및 해석결과( $P_{cra}$ )를 Table 5에 비교하였다.

Fig. 3의 결과에서 나타난 바와 같이 초기강성은 실험결과

와 해석결과가 정확히 일치하였다. 최대하중은 해석결과가 실험결과보다 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 지속적인 강도의 증가가 나타났으며, 최대 내력점을 지나 국부좌굴이 발생하면서 급격하게 내력이 저하되는 현상이 나타났다. Table 5에서 보는 바와 같이 조립 H형강 단주의 경우, 좌굴하중에 대한 실험결과( $P_{cre}$ )와 해석결과( $P_{cra}$ )의 평균오차가 각각 약 5.3%로 해석모델이 실험결과를 비교적 정확히 예측했다. 또한 KBC 2009기준에 의해 본 단주 실험체의 내력을 예측한 결과( $P_{cr}$ )를 살펴보면 실험내력이 기준식에 의한 예측내력보다 평균 11.5% 상회하는 것으로 나타났다. 따라서 추후 고성능강에 대한 판폭두께비 및 세장비를 고려한 현행 기준의 내력평가식을 면밀히 검토할 필요가 있을 것으로 사료된다.

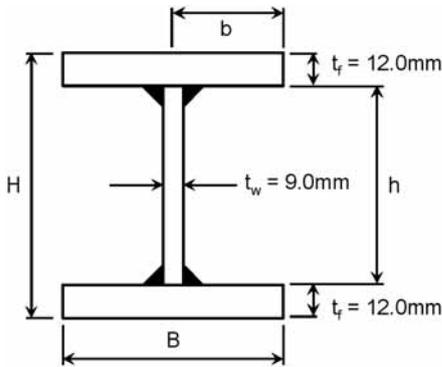
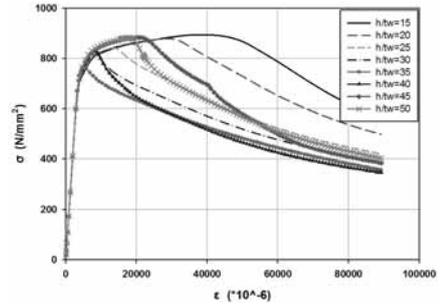


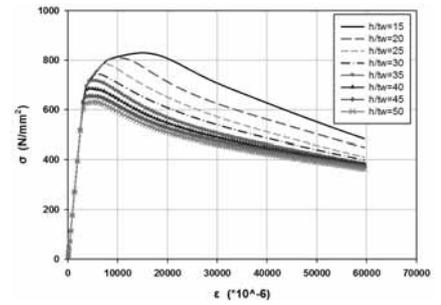
Fig. 6 Cross-Section

Table 6. Maximum compressive loads (kN) and reduction factors ( $Q = F_{cr}/F_y$ ) from FEA

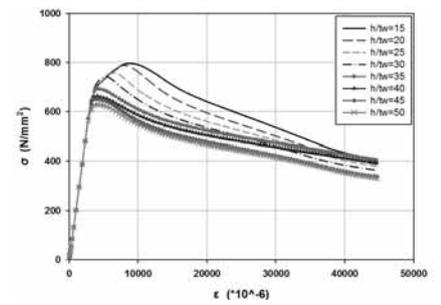
$b/t_f \backslash h/t_w$	15	20	25	30	35	40	45	50
4	3149 (1.00)	3451 (1.00)	3646 (0.97)	3886 (0.85)	3940 (0.75)	4599 (0.67)	5261 (0.61)	5605 (0.55)
6	3877 (1.00)	4111 (1.00)	4300 (0.97)	4373 (0.85)	4516 (0.75)	4590 (0.67)	4658 (0.61)	4734 (0.55)
8	4639 (1.00)	4909 (1.00)	5031 (0.97)	5222 (0.85)	5153 (0.75)	5201 (0.67)	5382 (0.61)	5447 (0.55)
10	5158 (0.96)	5387 (0.96)	5559 (0.94)	5674 (0.81)	5753 (0.70)	5759 (0.62)	5754 (0.55)	5768 (0.49)
12	5464 (0.87)	6190 (0.87)	6388 (0.85)	6452 (0.73)	6656 (0.63)	7061 (0.55)	7016 (0.49)	6142 (0.44)



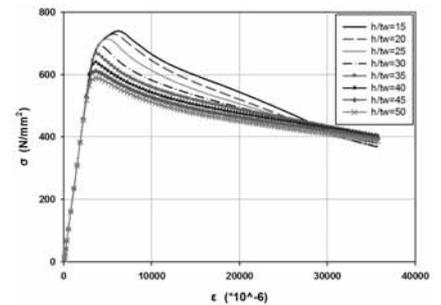
(a) Flange width-thickness ratio of 4



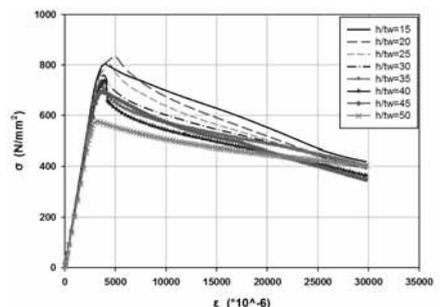
(b) Flange width-thickness ratio of 6



(c) Flange width-thickness ratio of 8



(d) Flange width-thickness ratio of 10



(e) Flange width-thickness ratio of 12

Fig. 7 Analysis results of parametric studies (Average stress-strain relationships)

#### 4. 변수연구

유한요소해석으로부터의 결과를 실험결과와 비교하여 해석 모델을 검증하였다. 또한, 검증된 모델을 사용하여 변수연구를 수행하였다. 앞 장의 실험결과는 모든 실험체가 비조밀단면으로 구성된 실험체에 대한 결과이어서 비조밀단면이 아닌 경우에 대한 변수연구의 수행이 필요하다. 따라서 본 연구의 목적에 따라 조립H형강의 판폭두께비를 변수로 하는 유한요소해석 변수연구를 수행하였다. 플랜지의 판폭두께비( $b/t_f$ ) = 4, 6, 8, 10, 12)와 웨브의 판폭두께비( $h/t_w$ ) = 15, 20, 25, 30, 35, 40, 45, 50)의 조합으로 유한요소해석 변수연구를 수행하였다. 변수연구에 사용된 조립H형강의 단면형상은 Fig. 6에 나타내었다.

##### 4.1 변수연구 결과

변수연구를 위한 유한요소해석 결과로부터의 최대압축하중( $P_{eMax}$ )을 Table 6에 정리하였고, 최대압축하중을 단면적( $A_g$ )으로 나눈 평균응력( $\sigma$ )과 변형율( $\epsilon$ )의 관계곡선은 Fig. 7에 나타내었다.

##### 4.2 초기결함의 민감도

기하학적으로 양축이 모두 대칭인 해석모델을 ANSYS로 모델링하기 위해서는 비선형해석에 사용하기 위한 초기결함을 생성해야 하고 이는 선형좌굴해석으로부터의 좌굴형상을 이용한다. 그런데 초기 결함에 따른 좌굴거동의 민감성에 대한 기존 연구 결과<sup>[15]</sup>, 좌굴하중은 초기결함의 정도에 따라 민감하게 반응하는 것으로 알려졌다. 본 연구의 경우, 초기결함의 민감도를 조사하기 위하여 판의 세장비가 비조밀단면의 한계판폭두께비 보다 큰( $\lambda > \lambda_r$ ) 변수에 대해서 초기결함의 크기를 달리하여 그 민감도를 조사하였고 그 결과를 Figs. 8~9에 나타내었다.

Figs. 8 및 9를 비교하여 보면 초기결함의 정도가 최대내력과 국부좌굴 이후 내력의 저하에 상당한 영향을 주는 것을 확인할 수 있다. 초기결함 증폭계수(Initial Imperfection Amplification Factor)를 작은 값을 사용한 경우, 큰 증폭계수를 사용한 경우에 비하여 내력저하가 상대적으로 천천히 이루어지고 현행설계기준의 요구강도를 크게 상회하는 결과를 확인할 수 있었다. 또한, 초기결함의 증폭계수를 증가시켰을 경우, 내력저하가 상대적으로 급속하게 진행되고 현행설계기준의 요구강도에 근접한 결과를 확인할 수 있었다. 특히 이 현상은 판폭두께비가 커질수록 더욱 두드러지는 경향을 확인

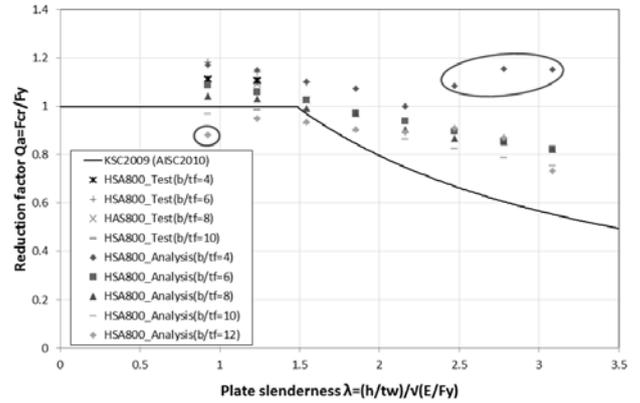


Fig. 8 Reduction factor( $Q$ ) for stiffened elements (Small initial imperfection amplification factor)

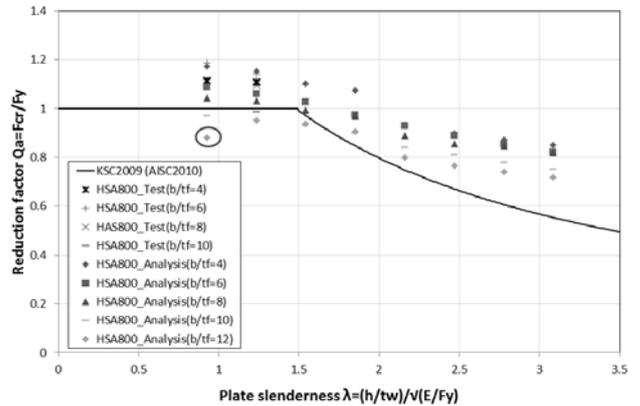


Fig. 9 Reduction factor( $Q$ ) for stiffened elements (Large initial imperfection amplification factor)

하였다.

상기에서 언급한 바와 같이 본 연구에서의 실험결과는 모든 실험체가 비조밀단면을 갖는 용접H형을 대상으로 한 결과이어서 추후 세장판요소단면을 갖는 실험체를 대상으로 추가의 실험연구를 통하여 초기결함 민감도를 검증할 필요가 있는 것으로 사료된다. 또한 추가의 실험연구와 해석연구의 결과에 따라 800MPa급 고강도 강재를 사용한 용접H형 압축재의 강도 감소계수( $Q$ )에 대한 현행 설계기준도 재검토 되어야 할 것으로 판단된다.

#### 5. 결론

본 연구에서는 건축구조용 고성능강(HSA800)를 사용한 용접H강 단주의 판폭두께비와 국부좌굴의 관계를 알아보기 위하여 용접H형강 단주 단면의 폭과 길이를 변화시켜 실험 및 해석 연구를 수행하여 다음과 같은 결론을 도출하였다.

- (1) HSA800강재를 사용한 용접H형 단주 압축실험 결과의 검증에 위한 유한요소해석을 수행하여 유한요소해석 결과가 평균 5.3% 정도의 오차범위 내에서 비교적 합리적으로 실험결과를 예측할 수 있음을 확인하였다.
- (2) 제한적인 실험연구에서 검증하지 못한 변수(세장판요소를 갖는 용접H형 단주)에 대한 유한요소해석 변수연구를 통하여 초기결함(Initial Imperfection)의 민감도에 관한 연구를 수행한 결과, 작은 초기결함 증폭계수를 사용할 경우 내력저하가 상대적으로 천천히 이루어지고 현행설계기준의 요구강도를 크게 상회하는 결과를 확인할 수 있었다. 큰 초기결함 증폭계수 사용한 경우, 급속도의 내력저하와 현행 설계기준의 요구강도에 수렴하는 결과를 확인하였다.
- (3) 향후, 세장판요소 단면을 갖는 용접H형 단주 압축실험 연구를 통하여 초기결함 민감도를 검증하고, 이 실험결과가 작은 초기결함 증폭계수를 사용하였을 경우의 유한요소해석 결과와 근접하게 나타날 경우, 현행설계기준의 요구강도를 크게 상회하는 결과를 얻게 되므로 이에 상응하는 새로운 제안식이 요구될 것으로 사료된다. 반면 추가의 실험결과가 큰 초기결함 증폭계수를 사용했을 경우의 결과에 근접하게 나타날 경우, 현행설계기준의 요구강도에 약간 상회하거나 근접한 결과를 얻게 되므로 800MPa급 고강도를 갖는 압축재에 대한 설계식은 현행 기준을 따를 수 있을 것으로 사료된다.

### 감사의 글

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

### 참고 문헌(References)

- [1] 대한건축학회(2009) 건축구조설계기준 및 해설(KBC 2009), 대한건축학회.  
Architectural Institute of Korea (2009) *Korea Building Code and Commentary - Structural*, Architectural Institute of Korea (in Korean).
- [2] AISC (2010), *Specification for Structural Steel Buildings*, American Institute of Steel Construction.
- [3] 장호주, 유재희, 양영성(2003) 스테인리스강관과 일반구

- 조용강관 단주내력 비교에 관한 연구, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, Vol. 15, No. 5, pp.561-570.
- Jang, H.J., Yu, J. H., and Yang, Y.S. (2003) A Comparison Study on Strength of Stainless Steel Tube and Steel Tube Stub-columns, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol. 15, No. 5, pp.561-570 (in Korean).
- [4] 김종락 등(2011) 800MPa 고강도강 설계기준제정연구, 연구보고서, 한국강구조학회.  
Kim, J.R. et al. (2011) *Research on the Establishing Design Code for 800MPa High Strength Steel*, Research Report, KSSC.
- [5] Ramussen, K.J.R. and Hancock, G.J. (1992) Plate Slenderness Limits for High Strength Steel Sections, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol. 23, Issues 1-3, pp.73-96.
- [6] 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.
- [7] 정미영, 김진호, 이승은, 정경수, 하태휴(2010) 일본의 건축구조용 고강도 강재의 개발 및 적용 현황, 한국강구조학회 학술대회 발표집, 한국강구조학회, pp.349-350.  
Jung, M.Y., Kim, J.H., Lee, S.E., Chung, K.S., and Ha, T.H. (2010) Current Development and Application of High-Strength Steel for Building Systems in Japan, *Proceedings of Annual Academic or Technical Conferences*, KSSC, pp.349-350 (in Korean).
- [8] KS (2009), KS D 3868, 교량구조용 압연강재.  
KS (2009), KS D 3868, *Rolled Steels For Bridge Structures*.
- [9] KS (2011), KS D 5994, 건축구조용 고성능 압연강재.  
KS (2011), KS D 5994, *High-performance rolled Steel for building structures*.
- [10] 김도환, 이승은, 김진호, 하태휴, 유승호(2012) 건축구조용 고성능 강재 HSA800 소재 성능평가, 한국강구조학회 학술대회 발표집, 한국강구조학회, pp.267-268.  
Kim, D.H., Lee, S.E., Kim, J.H., Ha, T.H., and Yu, S.H. (2012) Material Tests of the HSA800 - the High Performance Steel for Building Structures, *Proceedings of Annual Academic or Technical Conferences*, KSSC, pp.267-268 (in Korean).
- [11] 이철호, 김대경, 한규홍, 김진호, 이승은, 하태휴(2012) 고강도강재 단주의 압축강도 및 잔류응력 평가, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, Vol. 24, No. 1, pp.23-34.  
Lee, C.H., Kim, D.K., Han, K.H., Kim, J.H., Lee,

- S.E., and Ha, T.H. (2012) Compressive Strength and Residual Stress Evaluation of Stub Columns Fabricated of High Strength Steel, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol. 24, No. 1, pp.23-34 (in Korean).
- [12] 김태수, 이명재, 오영석, 이강민, 김도환(2012) 건축구조용 고성능강(HSA800) 용접 H형강 기둥의 압축강도에 관한 연구, *한국강구조학회논문집*, 한국강구조학회, 제24권, 제6호, pp.627-636.
- Kim, T.S., Lee, M.J., Oh, Y.S., Lee, K.M., and Kim, D.H. (2012) A Study on Compressive Strength of Built-up H Shaped Columns Fabricated with HSA800 High Performance Steels, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol. 24, No. 6, pp.627-636 (in Korean).
- [13] 유정환, 김주우, 양재근, 강주원, 이동우(2012) 중심압축력을 받는 건축구조용 고성능강(HSA800) 용접 각형강관 압축재의 구조거동, *한국강구조학회논문집*, 한국강구조학회, 제24권 4호, pp.435-442.
- Yoo, J.H., Kim, J.W., Yang, J.K., Kang, J.W., and Lee, D.W. (2012) Structural Behaviors of Built-up Square Tubular Compression Members Fabricated with HSA800 High Performance Steels under Concentric Axial Loading, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol. 24, No. 4, pp.435-442 (in Korean).
- [14] ANSYS (2011) *ANSYS multiphysics*, Version 13.0 ANSYS Inc. Canonsburg, PA, USA.
- [15] 전승문, 홍창선(1988) 초기 결함을 고려한 복합적층 원통형 패널의 좌굴거동, *한국항공우주학회지*, 한국항공우주학회, 제16권, 제4호, pp.40-46.
- Jun, S.M. and Hong, C.S. (1988) Buckling Behavior of Laminated Cylindrical Composite Panel with Initial Imperfection, *Journal of Korean Society for Aeronautical & Space Sciences*, KSAS, Vol. 16, No. 4, pp.40-46 (in Korean).

**요 약:** 본 연구에서는 건축구조용 고성능강(HSA800)을 사용한 조립 용접H형강 기둥의 국부좌굴 거동과 현행 판폭두께비에 대한 설계기준의 제한값 검토를 위하여 다양한 판폭두께비를 변수로 하는 일축 압축실험 연구를 수행하였다. 또한, 실험체에 대한 유한요소해석 수행 결과를 실험연구의 결과와 비교·검증 하였으며 검증된 해석모델을 이용하여 실험연구에서 다루지 못한 다양한 판폭두께비에 대한 변수연구를 수행하였고 그 결과를 토대로 현행 설계기준의 적용성에 대해 검토하였다. 연구결과, 본 연구에서 사용한 유한요소해석 모델이 실험결과를 5.3% 오차 범위 내에서 실험결과를 비교적 합리적으로 예측하였으며, HSA800급 고성능강을 사용한 단주의 해석연구를 통한 국부좌굴 거동은 적용하는 초기결함(Initial Imperfection)값의 크기에 따라 민감하게 거동하는 것을 확인하였다.

**핵심 용어:** 고성능강, 판폭두께비, 국부좌굴, 단주, 용접H형강