

무용접 좌굴방지재로 보강한 철골 가새의 구조거동

김선희¹ · 문지영² · 최성모^{3*}

¹공학박사, 서울시립대학교, 건축공학부, ²공학석사, (주)다스구조엔지니어링, ³교수, 서울시립대학교, 건축학부

Structural Behavior of Steel Brace Strengthened with Non-welded Buckling Restraint Casing

Kim, Sun Hee¹, Moon, Ji Young², Choi, Sung Mo^{3*}

¹Ph.D., Department of Architectural Engineering, University of Seoul, Seoul, 130-743, Korea

²Master, Das Structural Engineering, Korea

³Professor, Department of Architectural Engineering, University of Seoul, Seoul, 130-743, Korea

Abstract - A concentrically braced steel frame is a very efficient structural system because it requires relatively smaller amount of materials to resist lateral forces. However, primarily developed as a structural system to resist wind loads based on an assumption that the structure behaves elastically, a concentrically braced frame possibly experiences the deterioration in energy dissipation after brace buckling and the brittle failure of braces and connections when earthquake loads cause inelastic behavior. Consequently, plastic deformation is concentrated in the floor where brace buckling occurs first, which can lead to the rupture of the structure. This study suggests reinforcing H-shaped braces with non-welded cold-formed stiffeners to restrain flexure and buckling and resist tensile force and compressive force equally.

Keywords - Buckling-restrained brace, Non-welded, Cold-formed steel, Compressive load, Finite element method

1. 서론

세계적으로 대규모 지진의 발생빈도가 증가하고 있으며, 인명과 재산의 피해 규모 또한 기하급수적으로 늘어나고 있다. 지진과 같은 급격한 횡 하중이 발생하여 국가 주요 기반 시설물이 제 기능을 수행하지 못할 경우 도시의 기능마비(Black Out)가 발생된다. 중·저층 철골 구조물의 경우 횡력 저항요소로 Fig. 1과 같이 가새를 사용하였다. 철골 가새골조는 최소의 물량으로 건물의 횡력에 대한 저항력을 확보할 수 있는 매우 효과적인 시스템이다^{[1],[2],[3]}. 하지만, 철골 가

새는 압축 하중을 받을 경우 항복응력에 도달하기 전 휨 좌굴로 인해 내력저하가 발생하고 이상적인 에너지 소산능력을 기대할 수 없다. 즉 전체 구조물에 불안정한 거동을 유발시킬 수 있다. 현재 사용 중인 가새가 반복적인 지진하중에도 전체 구조물의 안정성을 확보할 수 있도록 합리적인 보강방안이 구체화 될 필요가 있다.

가새보강의 목표는 지진하중 작용시 압축력과 인장력에 동일한 내력발휘와 내진성능 발휘이다. 내진성능을 만족하는 단면을 선정하기 위하여 위에 내진설계시의 가새의 규정

Note.-Discussion open until October 31, 2015. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on October 15, 2014; revised January 21, 2015; approved on January 23, 2015.

Copyright © 2015 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-2-6490-2759 +82-2-6490-2749

E-mail. smc@uos.ac.kr



(a) Inverted V-Type (b) 'X' Type (c) '/' Type

Fig. 1. Brace type

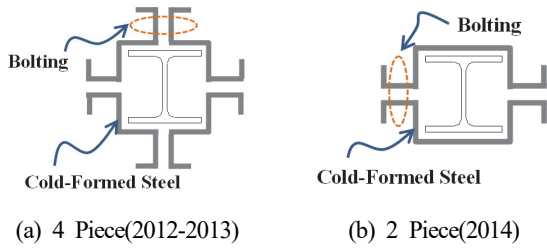


Fig. 2. Non welded buckling restraint element

을 정리하였다. AISC^[4]에서는 좌굴 후 변형이 항복변형의 10~20배를 발휘하여야 하며, FEMA-356^[5]에서는 가새 부재의 성능수준별로 압축 가새의 경우 5~7배의 변형성능을 발휘하여야 한다고 규정하고 있다. 즉, 항복강도 이상 발휘 뿐만 아니라 연성적인 거동을 확보해야 한다고 판단된다. 본 연구에서는 무용접 좌굴방지 가새를 대상으로 하고 있다. 보강재는 얇은 판(2,3~3mm) 요소를 갖는 냉간성형 절곡하여 제작되고 그 형상은 Fig. 2(a)와 같이 4면에서 볼트 조립된 형태가 초기 안이다. 일련연구를 진행함에 있어 시공성 확보를 위해 약축 방향 2면에서 볼트 조립하는 개선 안이 Fig. 2(b)와 같이 제안되었다. 본 논문에서는 개선된 단면을 중심으로 단조 압축실험이 수행되었으며, 변수 해석을 통해 합리적인 설계안을 고찰하고자 한다.

2. 선행연구

국내·외에서 소개되는 좌굴방지가새(Buckling Restrained Brace, 이하 BRB)의 단면들을 분류하면 충진형과 비충진형

으로 분류할 수 있고, 비충진형을 다시 용접형과 볼트 체결형으로 분류하여 Fig. 3에 나타내었다.

충진형 단면은 콘크리트 효과로 외부강관 단면을 감소할 수 있다. 한편, 비충진형의 단면은 외부 보강재가 강관으로 되어 있어 비교적 가볍고, 공사기간이 짧다. 비충진형 단면은 조립방법에 의해 용접형(Fig. 3(b)), 볼트 체결형(Fig.3(c))으로 구분된다. 본 연구 대상은 기존 설치된 가새를 보강하는 방안이며, 적용대상을 발전소, 변전소와 같은 철골구조물로 하고 있다. 따라서 습식공법과 무용접인 조건에 맞춰 비 충진-볼트체결 형으로 집중하고 있다.

BRB에 대한 선행연구를 간략하게 요약하면, BRB는 축력에 저항하는 심재에 비해 큰 강성을 가지는 보강재로 감싸 심재의 좌굴에 저항한다. 또한 심재에 비해 큰 단면적을 가지는 접합부로 설계되어 보강구간외부의 변형이 아닌 심재의 축 변형에 의해 내력이 결정된다. BRB의 대표적인 연구^{[6],[7],[8],[9],[10],[11]}에서 제시된 제안식과 보강재 분류를 Table 1에 정리하였다. 각 제안된 조건과 단면이 갖을 경우 예측가능한 내력식을 제시하고 있는데 Inoue(2001)연구의 경우 보강재와 심재의 무차원된 강성-강도 조건식을 제안하고 있어 매우 유용한 설계를 유도하고 있다.

Inoue *et al.*(2001)^[9]에 의해 제안된 강도-강성식은 초기 변형과 보강범위를 반영하고 있으며 평가식을 통하여 보강범위를 추정할 수 있다. 식 (1),(2)에 따르면, 심재 중앙부의 항복모멘트가 좌굴에 의한 최대모멘트보다 커질 경우 정확한 비선형 거동을 평가 할 수 없는 것으로 분석된다. 무보강구간이 있는 가새의 개념도를 Fig. 4에 나타내었다. 축력 N_y 를 받아 처짐이 발생한 모습을 개략적으로 나타내고 있다.

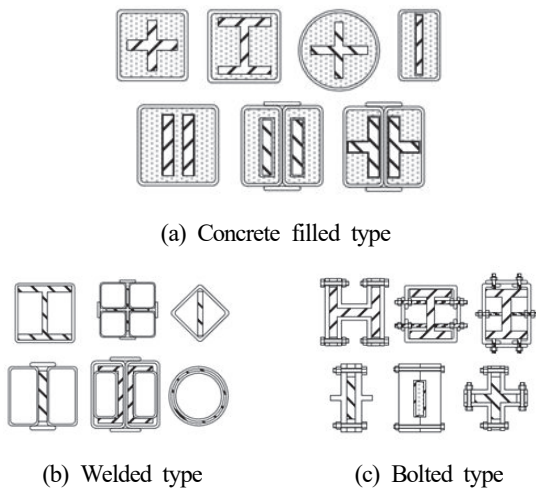


Fig. 3. Classified section of BRB

Table 1. Previous research of BRB

Author	Suggested Formula	Exterior Stiffener	Filled
Watanabe (1998)	$\frac{P_e}{P_y} \geq 1.5$	Steel tube	Con'c
Tsai (2002)	$P_{max} = \Omega \Omega_h \beta P_y$	Steel tube	Con'c
Chen (2002)	$P_{max} = \frac{P_e}{1 + (P_e \delta_0 / M_y)}$	Plate	Square Steel tube
Inoue (2001)	$n_E^B = \frac{N_E^B}{N_y} / m_y^B = \frac{M_y^B}{N_y L}$	Square steel tube or Con'c Panel	
KimJinGu (2008)	$\frac{P_e}{P_y} \geq 3.5$	Steel tube	Square Steel tube

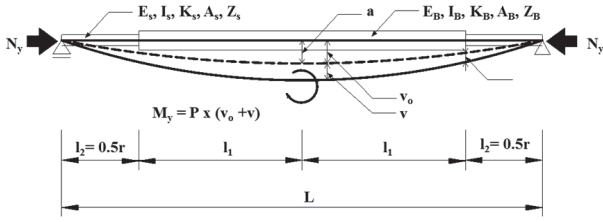


Fig. 4. Bracing behavior concept(Inoue, 2001)

여기서 v_0 는 심재의 기하학적 초기변형이고 v 는 보강재 횡변형을 말한다. 양단의 경계조건이 핀(pinned)으로 심재의 휨강성이 0일 때 보강된 가새의 처짐에 대한 미분방정식을 식 (3)과 같이 나타낼 수 있다. 심재가 좌굴이 발생하지 않고 항복이 발생하는 축력 값에 도달하기 위해서는 식 (4)와 같이 심재 중앙부의 최대 모멘트가 항복모멘트 보다 작아야만 한다. 식 (3), (4)의 관계식을 정리하면 식 (5)와 같이 나타낼 수 있다.

$$n_E^B = N_E^B / N_y \tag{1}$$

$$m_y^B = M_y^B / N_y L \tag{2}$$

$$E_B I_B \frac{d^2 v}{dx^2} + (v + v_0) N_y = 0$$

$$v_0 = a \sin(\pi x / L)$$

$$v + v_0 = \frac{a}{1 - N_y / N_E^B} \sin \frac{\pi x}{L} \tag{3}$$

$$M_C^B = \frac{N_y a}{1 - N_y / N_E^B}$$

$$M_C^B < M_y^B \tag{4}$$

$$\left(1 - \frac{1}{n_E^B}\right) m_y^B > \frac{a}{L} \tag{5}$$

여기서, N_E^B : 오일러 좌굴하중(kN)

M_C^B : 중앙부의 최대모멘트(kN·m)

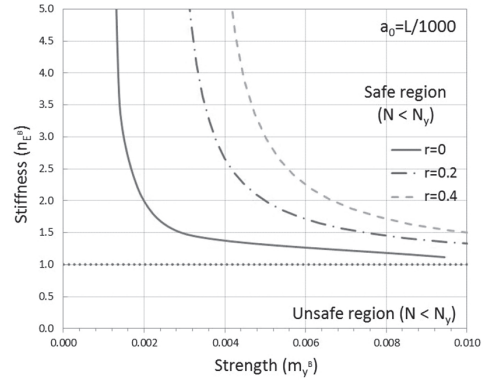
N_y : 작용축력($A_s F_y$) (kN)

M_y^B : 항복모멘트(kN·m)

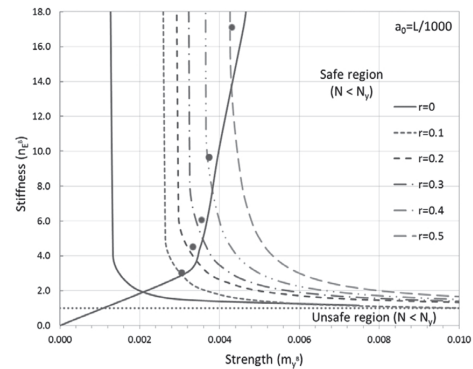
l : 가새의 전체길이(mm)

a : 초기결함

r : L에 대한 l_2 의 비



(a) Non-reinforced



(b) Reinforcement design

Fig. 5. BRB strength-stiffness relationship based on reinforcement length

식 (5)를 이용하여 Fig. 5와 같이 초기변형에 따른 좌굴 안정성을 평가 할 수 있다. 각 축은 심재 강성(n_E^B)과 강도(m_y^B)를 무차원하여 나타냈다. 작용 축력(N_y)이 좌굴하중(N)보다 클 때는 불안전 구역에 해당된다. 무보강 가새의 경우 Fig. 5(a)와 같이 무보강 길이가 길어짐에 따라 큰 강도와 강성을 요구하고 있다. 즉 강도-강성식을 이용해서 초기변형을 고려한 보강재의 적정 단면을 찾을 수 있다. 보강재의 좌굴하중과 심재의 항복내력비를 응용하여 식 (6)과 같이 보강재 설계를 유도할 수 있다.

$$P_e / P_y \geq 4^{(1+r)} \tag{6}$$

3 무응점 좌굴방지 철골가새 구조실험

3.1 실험 계획 및 방법

철골구조물에 기 설치된 가새의 압축내력향상을 위해 보

강길이, 보강량, 분절유무의 변수를 두어 Table 2와 같이 실험체 계획하였다. 심재는 H형(H-100×100×6×8) 단면으로 길이(L)는 3450mm이다. 심재 단면의 항복강도(P_y) 이상을 발휘함과 동시에 연성적인 거동을 확보하기 위하여 보강길이(L_b)를 심재의 70%와 90%로 설정하였다. 보강량(보강단면)에 따른 거동을 확인하고자 심재의 단면 2차모멘트의 3.6배, 3.9배, 5.0배를 계획했다. 실험체의 형상은 Fig. 6과

Table 2. Specimen list

Specimens	I_{sy}/I_{by}	A_s/A_b	L_b (mm)	Segment	Expected load(kN)	
					P_e	P_y
YNO	-	-	-	-	230	-
Y3670O	3.6	0.6	2,600	O	-	386
Y3970X	3.9	0.8	2,600	X		515
Y5070X	5.0	1.1	2,600	X		
Y3990X	3.9	0.8	3,100	X		

Y36 70 O
 Reinforced member segment(Yes or No)
 length of the stiffeners ratio(70, 90%)
 Effect on Reinforced ratio
 (I_{sy}/I_{by} : 3.6,3.9,5.0)

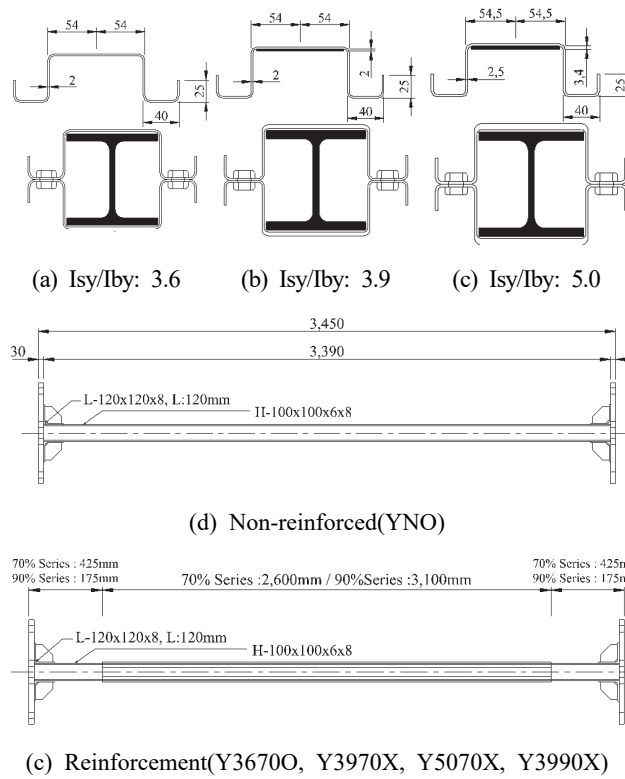


Fig. 6. Specimen detail

같이 심재 양 단부에는 End Plate(30mm)와 앵글(120×12×8)을 용접하였다. 보강재는 냉간성형 제작이며 볼트간격을 200mm로 체결하였다.

시공성과 현장적용성의 확보를 위하여 강도보강을 목표로 보강재를 3등분으로 분절하여 제작하였으며, 변수에 따라 무보강 실험체 1개, 분절형 1개, 보강단면이 다른 보강길이 70% 2개, 보강길이 90% 1개 총 5개의 실험체를 제작하였다. 보강범위는 세장비 140을 대상으로 하였으며, H형강과 보강재는 SS400강재를 사용하였다. 내력에 영향을 미치지 않고 오로지 심재와 보강재의 밀실한 체결을 위해서 얇은 플레이트를 500mm마다 용접(spot)하였다. 플레이트 크기는 정사각형으로 폭이 70mm, 두께가 2mm이다.

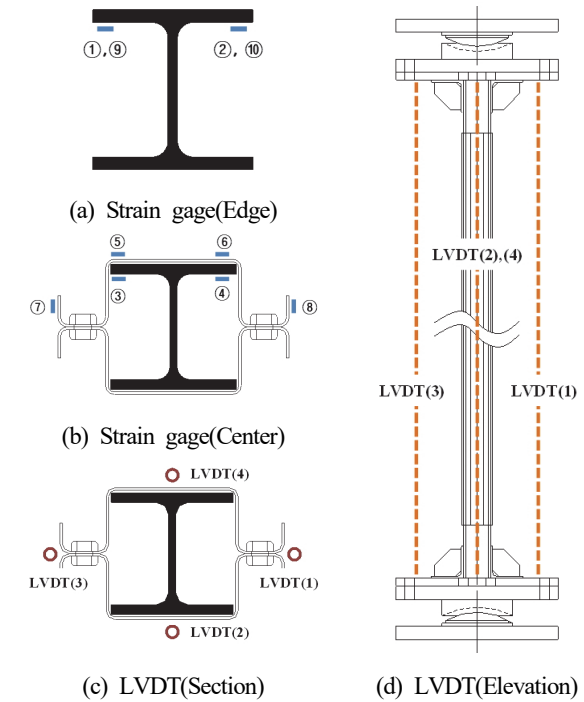


Fig. 7. LVDT and gauge located

Table 3. Material properties (SS400)

No.	Think.(mm)	F_y (MPa)	F_u (MPa)	F_y/F_u (%)
1	2.0	258.1	350.6	74
2	2.5	257.3	401.8	64
3	3.4	291.8	405.7	72
4	6.0	309.9	437.3	71
5	8.0	293.3	420.7	70
Average		282.1	403.2	70

가력장치는 3,000kN UTM(Universal Testing Machine)을 이용했으며 각 실험체는 변위제어 방법으로 초당 0.01mm의 속도로 단조 압축 가력 하였으며, 최대내력의 80% 내력 발휘 시점까지 실험을 수행하였다.

부재 단부에 균일한 하중을 전달하기 위해서 실험체 단부에 설치된 30mm 두께의 Plate와 Zig는 고력볼트로 충분히 고정시켰다. 축방향 변위는 UTM의 로드셀과 실험체 단부에 설치한 4개의 LVDT를 이용해 측정하였다. 축하중에 따른 변형률 측정을 위해 아래 Fig. 7과 같이 1축 Strain Gage를 부착하였다. 무보강 실험체의 경우 중앙부에 2개(①~②), 보강 실험체의 경우 심재와 보강재 중앙부에 6개(③~⑧), 보강재 단부 심재에 4개(①~②, ⑨~⑩)에 총 10개의 게이지를 설치하였다.

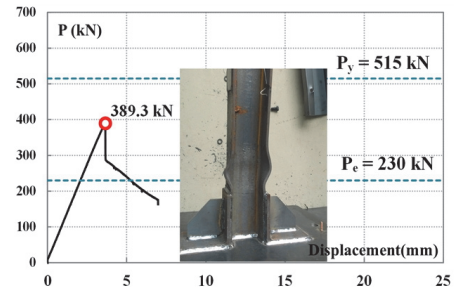
실험체 제작에 사용된 강재의 기계적 성질을 파악하기 위하여 KS B 0801 5호의 금속재료 인장시험 규정에 따라 실험에 사용되는 H형강과 보강재의 인장시험 시험을 수행하였다. 각 항복강도(F_y), 인장강도(F_u), 항복비를 Table 3에 정리 하였다. 시험결과 항복강도는 평균 282MPa, 인장강도는 403MPa로 평가 되었다.

3.2 하중-변위관계 및 종국상태

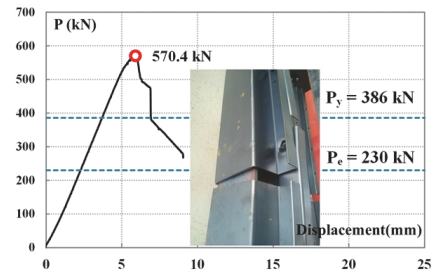
각 하중-변위 관계를 Table 4와 Fig. 8에 정리하였다. 모든 실험체가 예상 강도 이상의 압축내력을 보였다. 최대내력의 80%까지를 유효강도로 판단하였다. 변수에 따른 실험결과 무보강 실험체는 390kN, 보강실험체는 570kN~633kN의 압축내력을 발휘하였다. 초기강성(K_i)의 경우 보강 여부와 관계없이 유사하게 평가 되었다. 즉, 축강성에 보강재가 저항되지 않고 오직 횡방향의 변형을 구속하고 있음을 알 수 있다. 무보강(YNO)의 경우 축력 초기부터 전체 좌굴거동을 보이며 내력이 저감되었다. 또한 분절된 실험체(Y36700)의 경우도 급격한 내력저하를 보이는 것을 알 수 있다. YNO 실험

Table 4. Result of experiment

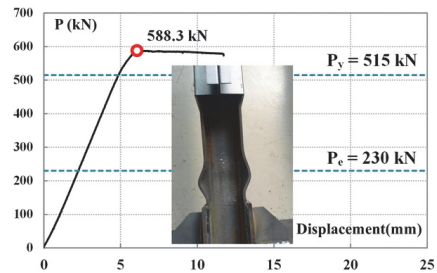
Specimens	Expected load(kN)		P_y (kN)	P_u (kN)	K_i (kN/mm)
	P_e	P_y			
YNO	230	-	379	390	110.4
Y36700	-	386	562	570	103.2
Y3970X		515	575	588	103.7
Y5070X			574	584	109.0
Y3990X			615	633	108.6



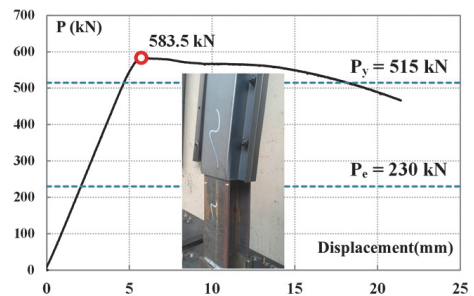
(a) YNO



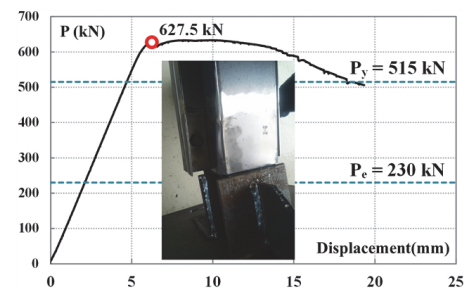
(b) Y36700



(c) Y3970X



(d) Y5070X



(e) Y3990X

Fig. 8. Load-Displacement curve

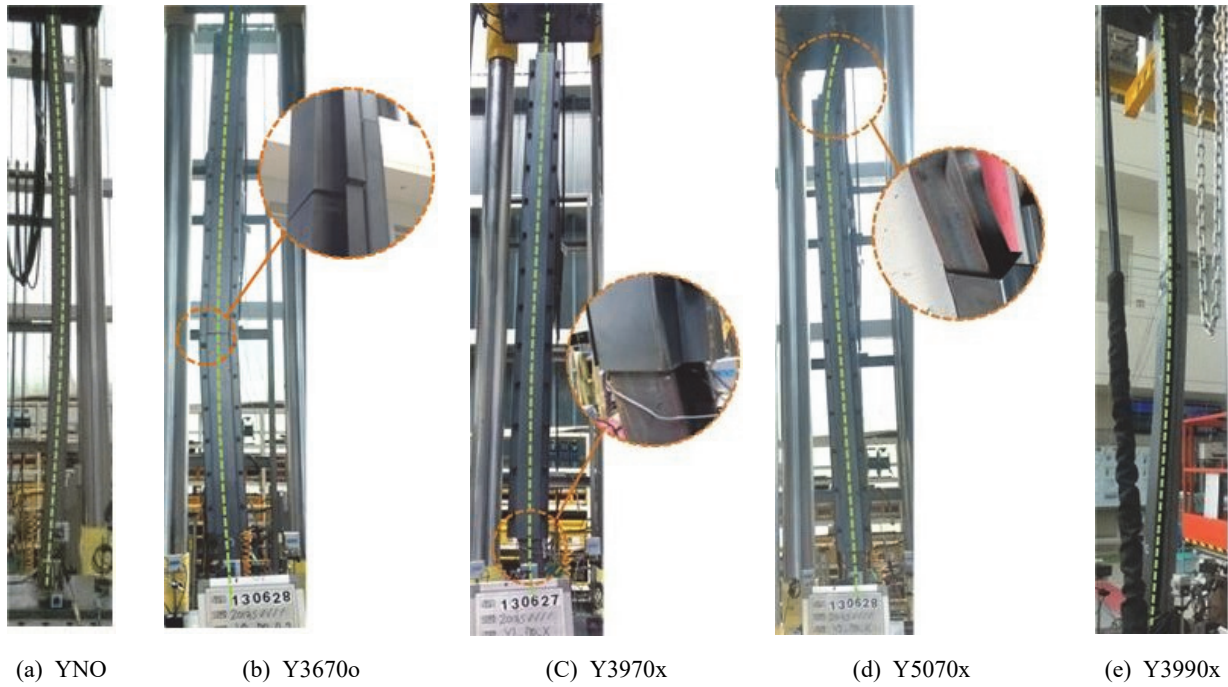


Fig. 9. Failure mode

험결과와 매우 유사하게 거동한 것으로 보인다. 즉, 보강재가 분절되어 있을 경우 횡구속력을 기대하기 어렵다. Y36700 실험 결과를 통해 보고자 한 것은 보강재가 분절되었음에도 안정적인 거동을 보인다면, 시공면에서 매우 편리할 것을 기대했다. 분절형태와 위치를 고려하여 추가적인 평가가 필요할 것으로 판단된다. 그 밖의 실험체의 경우 최대 내력발휘 후 완만한 내력저하를 보이며 대조되는 거동을 보였다. 각 실험체의 파괴거동은 Fig. 9에 나열하였다.

실험체의 파괴형상은 분절 유/무와 보강길이에 따라 상이하게 나타났다. 무보강 실험체(YNO)와 분절실험체(Y3670X)의 경우 심재의 약축방향으로 전체 좌굴하며 파괴되었다. 70%보강 실험체(Y3970X, Y5070X)의 경우 보강재가 끝나는 심재 단부에서 국부좌굴을 일으키며 파괴되었으며, 90% 보강 실험체(Y3990X)의 경우 약축 보강형으로 심재의 강축 방향으로 전체좌굴하며 파괴되었다.

3.3 보강율에 따른 내력평가

실험체별 항복·최대내력을 비교하여 Fig. 10에 도식화했다. 무보강 실험체(YNO) 항복내력을 기준으로 각 보강된 실험체 항복내력을 나눠 비교하였다. 전체적으로 무용접 좌굴 방지 보강재가 삽입된 경우 약 1.5배의 내력이 향상되어 평가 되었다. 보강길이비가 70%일 때 약 50% 내력이 확보되었

으며, 보강길이를 70에서 90%까지 증가 했을 때 내력은 약 10% 더 향상되어 나타났다. 즉 무보강 실험체 대비 Y3990X의 내력은 1.6배 향상된 결과를 갖고 있다. 한편 직접적인 평가는 어렵지만, 보강재 분절 유무에 따라 내력을 비교하면 3%정도 미소한 차이를 갖고 있는 것으로 평가되었다. 하지만 분절된 실험체의 경우 최대내력 이후 급격한 변형을 보여 연성적 측면에서 추가적인 대비가 필요할 것으로 판단된다. 정리하면, 철골가새에 단면 2차모멘트에 무용접 보강재(단면 2차모멘트 3.6배 이상)보강 할 경우 내력은 약 1.5배 향상 가능하며, 하중-변위관계(3.1장)에서 보면 보강길이 이 보다, 보강재의 단면2차모멘트에 더 효과적인 것으로 평가되었다.

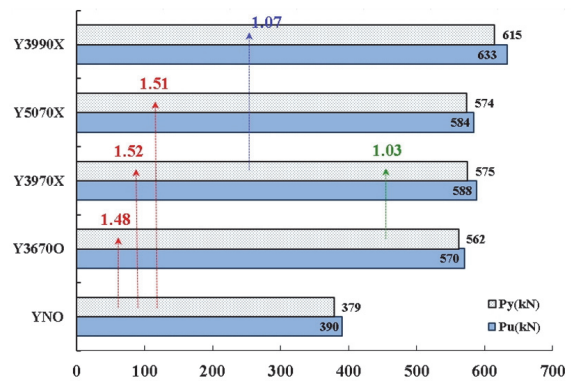


Fig. 10. Effect on reinforced ratio

4. 무용접 좌굴방지 철판가새 해석평가

4.1 해석방법 및 대상

구조실험 변수와 같이 보강길이를 70,90%로 설정한 상태에서 보강 단면 2차모멘트를 확대하여 내력과 변형능력을 유한요소해석을 통해 분석하고자 한다. 총 7개의 해석모델을 선정하고 변형성능에 대한 평가를 진행하였다. 해석모델 중 신뢰검증을 위해 구조실험체와 동일한 해석모델 4개를 포함하고 있다. 실험체 제작시 보강재와 심재의 밀실한 조립을 위해 추가된 2mm 플레이트는 해석모델에 구현되지 않고, 경계조건에 의해 결합상태를 재현하였다. 해석모델 일람은 Table 5에 정리 하였다.

해석순서는 고유치 좌굴해석 후 비선형 정적해석을 수행하였으며 고유치 좌굴해석은 철판 부재의 초기변형에 의한 파괴모드의 예측 및 좌굴하중의 산정을 위해 수행하였다. 비선형 정적해석의 경우 부재의 초기변형 및 잔류응력을 고려하였으며 이는 구조물의 최종적인 파괴형태 및 최대내력을 얻기 위해 수행되었다. 해석요소는 절점이 20개로 이루어진 솔리드 요소로 각 절점은 3개의 자유도를 가지고 있다. 해석 대상의 소재는 등방성(Isotropic)이며 변형경화(Strain Hardening)은 Combined Hardening을 따른다^[12]. 비압축성은 Von-Mises의 항복조건을 만족하도록 하였으며 볼트로 집합된 보강재는 일체로 거동하도록 적용하였다.

Fig. 11(a)와 같이 심재와 보강재 사이 2mm의 간격에 총 40개의 Spring요소를 이용하여 심재과 보강재가 접촉하기 전에는 보강재가 축력에 의해 힘을 받지 않도록 구현하였다. 부재가 심재의 약축방향으로 좌굴하기 때문에 H형강 플랜지의

의 양 끝 절점과 보강재 면의 접촉효과는 면대 절점(Node to Surface: Fig. 11(b))으로, 플랜지와 보강재가 접촉되는 H형강의 강축방향에는 면 대 면 (Surface to Surface: Fig. 10(c))으로 모델링 하였다.

두 부재 사이 마찰계수는 강재의 마찰계수인 0.5를 적용하였다. 재료의 특성은 소재시험 결과를 반영하였다. 해석 모델은 좌굴에 의해 내력이 결정되므로 비직선 불완전성만 발생하는 것으로 가정하였다. 부재의 기하학적 불완전성은 정량적으로 평가하기 쉽지 않지만 철판부재의 경우 일반적으로 L/500~L/1500의 값을 사용한다. 본 해석모델의 초기 결함은 고유치좌굴해석으로부터 얻어진 고유벡터 값을 적용하였다. 강재의 경우 판재의 2차 가공에 따른 절곡 및 용접부의 잔류응력의 영향을 크게 받을 수 있다. 따라서 해석모델에 잔류응력의 영향을 포함하여 보다 신뢰성 높은 해석을 유도하였다. 면내 잔류응력 분포는 ECCS(European Convention for Constructional steel work)에 의해서 제안되었고 다른 많은 연구자에 의해서 채택되고 있다.

Table 5. FEM analysis list

FEM Model	I_{sy}/I_{by}	A_s/A_b	$L_b(\text{mm})$
YNO	-	-	-
Y3670	3.6	0.6	2,600
Y3970	3.9	0.8	
Y5070	5.0	1.1	
Y3690	3.6	0.6	3,100
Y3990	3.9	0.8	
Y5090	5.0	1.1	

Y36 70
 length of the stiffeners ratio(70, 90%)
 Effect on Reinforced ratio
 (I_{sy}/I_{by} : 3.6,3.9,5.0)

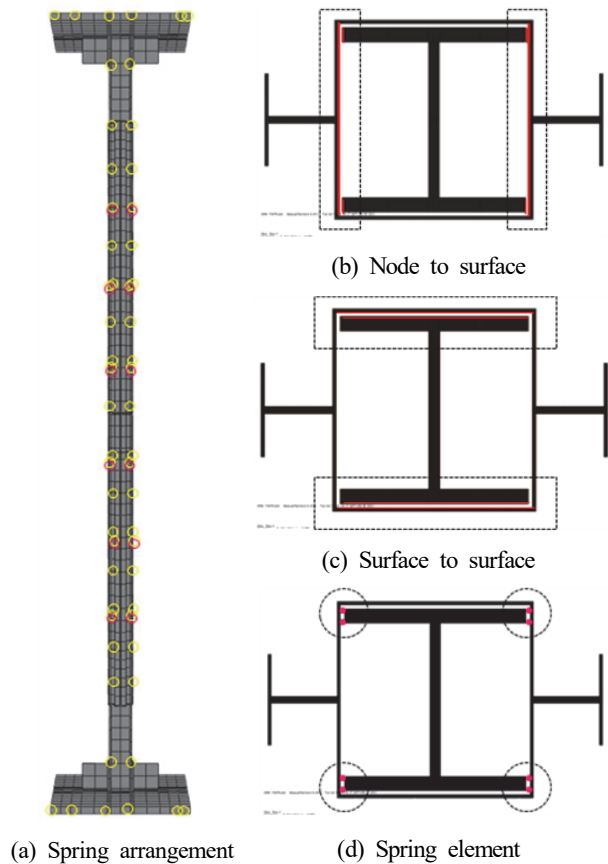


Fig. 11. Contact condition

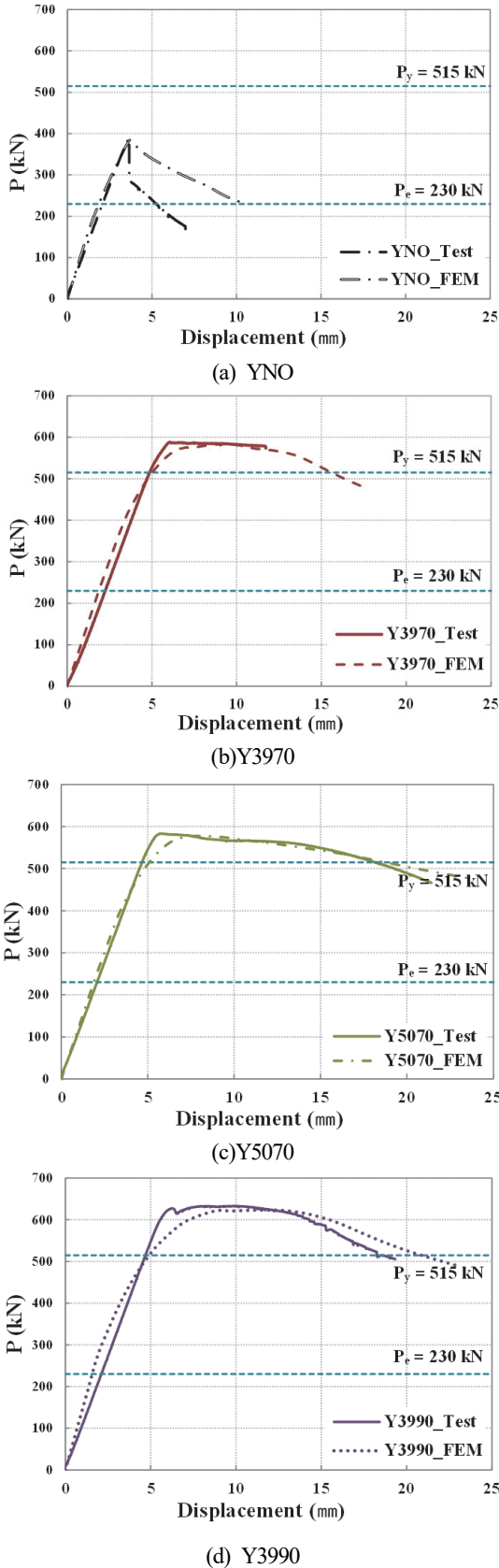


Fig. 12. Verification of FEM analysis results

Table 6. Comparison FEM Vs experiment results

Name	L_b/L	I_{sy}/I_{by}	$P_{max}(kN)$			$D_{max}(mm)$		μ	
			Test	FEM	Test/FEM	Test	FEM	Test	FEM
YNO	-	-	390	383	1.02	3.65	3.65	1.00	1.00
Y3970	0.7	3.9	588	583	1.00	11.7	18.5	3.21	4.63
Y5070	0.7	5.0	584	578	1.01	21.4	24.4	5.87	5.95
Y3990	0.9	3.9	633	624	1.01	19.3	22.3	5.30	6.02

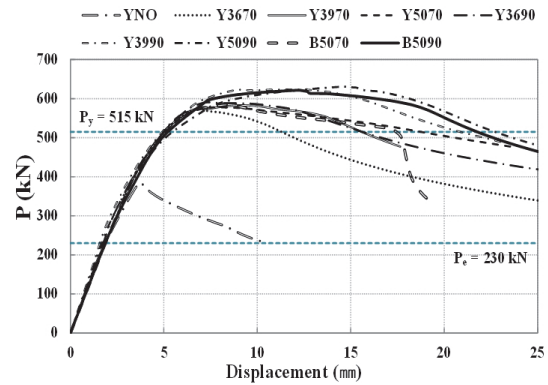


Fig. 13. Load-displacement relationship (FEM)

4.2 해석 검증 및 결과

실험과 동일한 4개의 해석모델을 비교하여 신뢰성을 검토하였다. 각 중첩된 하중-변위관계는 Fig. 12에 나열하였고, 내력과 변위를 비교하여 Table 6에 정리 하였다. 각 최대내력은 약 2% 이내의 편차율을 보여 비교적 좋은 대응관계에 있으며 전체거동이 유사하게 나타났다.

해석모델 전체 하중-변위 관계는 Fig. 13에 정리했다. 무보강(YNO)의 경우 실험과 동일하게 전좌굴 발생 후 급격한 내력 저하를 보였으며, 보강된 해석모델 모두 H형강 가새 단면내력(P_y)이상 발휘하였다. 최대내력 이후 완만한 내력 저하를 갖는 거동역시 구조실험에서 확인된 결과와 일치하였다. 각 해석모델의 중첩상태를 Fig. 14에 나타내었다.

4.3 보강길이와 보강량에 따른 연성도 평가

보강비율(보강단면 2차모멘트 비 I_{sy}/I_{by} :3.6, 3.9, 5.0)과 보강길이(70%, 90%)에 따라 최대내력과 변형성능을 비교하였다. 해석의 결과를 정리하여 Table 7에 나타내었다.

구조실험 결과와 마찬가지로 보강된 가새의 내력은 보강 길이와 보강율에 관계 없이 유사한 것으로 나타났다. 보강재는 가새의 축력에 영향을 미치지 않으며 오직 좌굴을 지연시

Table 7. Results of parameter analysis

Model Name	P_{max} (kN)	D_y (mm)	D_{max} (mm)	μ (D_{max}/D_y)	
YNO	383.2	3.65	3.65	1.00	
Y3670	573.0	4.30	14.2	3.30	1.000
Y3970	583.1	4.00	18.5	4.63	1.403
Y5070	577.8	4.10	24.4	5.95	1.803
Y3690	590.8	3.84	18.7	4.87	1.000
Y3990	623.5	3.70	22.3	6.02	1.236
Y5090	630.7	3.50	23.3	6.66	1.368

키는 역할에 충실했음을 다시 한 번 알 수 있었다. 보강길이에 따른 변형성능(μ)을 비교한 결과, 전체 길이에 약 70%를 보강했을 때, 보강율을 증가시킬수록 연성도는 약 40%, 80% 확대 되었다. 보강길이가 전체길이의 90%인 경우 보강율에 따라 24%, 38% 변형성능이 증가 되었다. FEMA-356에서는 층간 변위비 2%를 전체 가새골조 시스템의 붕괴방지 수준으로 제시하고 있다. 한편 부재 수준에서는 가새의 항복 변위와 최대변위에 따라 결정되는 연성계수(μ)를 골조와 부재별로 정의하고 있다. 그 중 압축 가새골조에 대하여 연성

계수(변형성능)가 5 미만 인 경우 인명보호 수준(Life Safety, 이하 LS)으로 정하고 있다. 해석결과를 토대로 변형성능을 평가해 보면 보강길이가 70%일 경우 심재의 단면2차모멘트 대비 약 5배의 보강량을 갖을 경우 LS기준에 충분히 만족된다. 또한 보강길이가 90%일 경우 단면 2차모멘트가 심재 대비 3.9배 이상인 경우 LS기준을 만족하는 것으로 평가되었다.

5. 결론

골조의 가새가 압축 시 항복응력에 도달하기 전 좌굴로 인해 불안정한 거동을 보이는 문제점을 보완하는 보강방안을 제시하였다. 무용접 보강에 따른 압축거동을 검증하기 위해 보강 단면과 보강길이를 변수로 구조실험과 유한요소해석을 수행하여 아래의 결과를 도출하였다.

- (1) H형강 가새의 약축 보강형 보강재를 이용하여 단조 가력실험을 수행한 결과, 무보강 실험결과 대비 보강된 가새의 내력은 전단면 항복내력이상 발휘되었으며, 최대

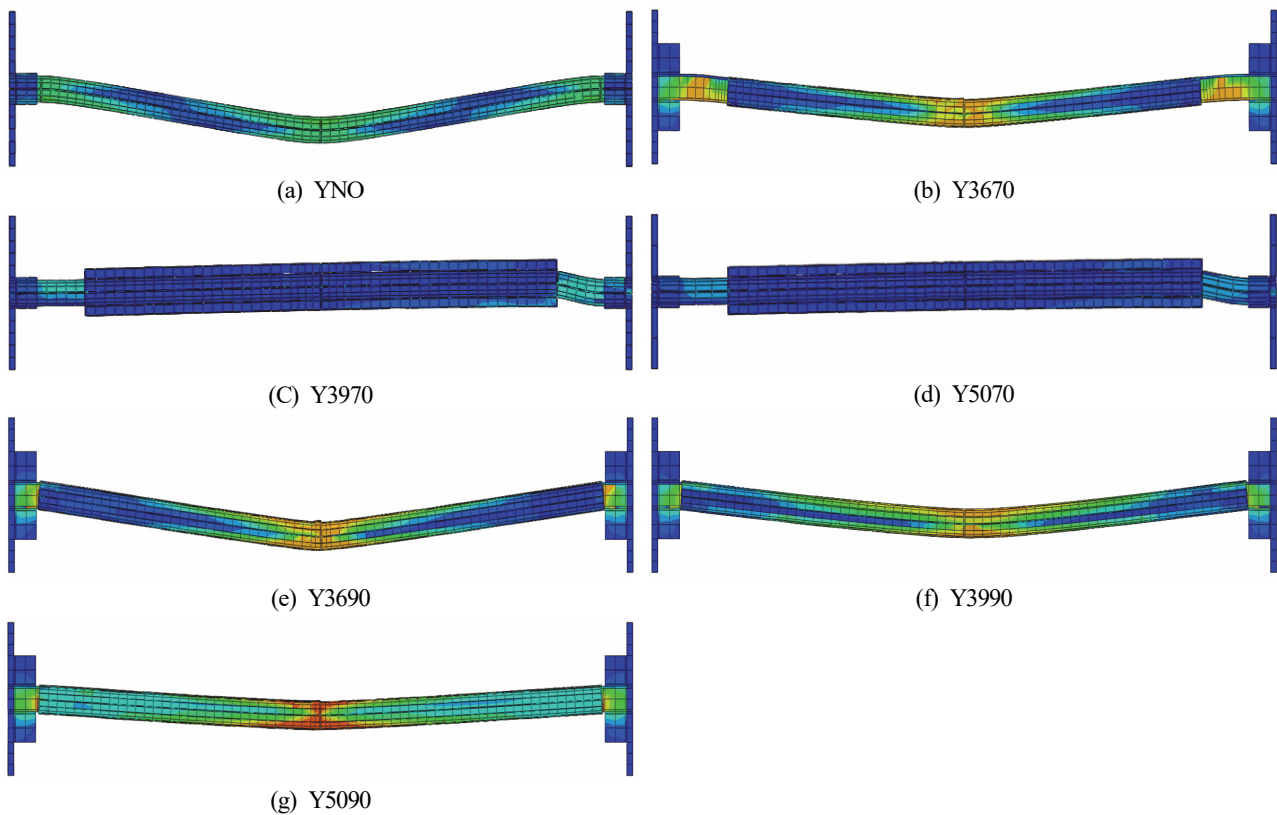


Fig. 14. Stress distribution

내력이후 연성적인 거동을 보였다. 즉 제안된 무용접 보강재 형상은 H형강 심재의 좌골을 방지하는 역할을 충분히 수행한 것으로 평가된다.

- (2) 보강된 가새의 강성과 내력은 변수(보강길이, 보강량)와 관계없이 유사한 결과치를 나타냈다. 초기 강성이 동등한 수준으로 평가된 원인은 탄성구간에서의 축력은 H형 철골(심재)가새만으로 저항되었음을 말한다. 또한 항복이후 부터는 모든 보강재가 축 직각방향으로 발생되는 좌골응력을 저항하였으므로 모든 보강재 실험결과는 항복내력이상 발휘된 것으로 평가된다.
- (3) 보강량(보강단면)과 보강길이에 따라 60~80%의 변위 연성도 증가를 확인하였다. 변형성능은 보강 길이를 증가시킨 경우보다 보강재의 단면 2차모멘트를 확대할 경우 더 효과적인 것으로 분석되었다.
- (4) 무보강(일반 H형강 가새)단면을 포함하여 총 7개의 해석모델을 선정하여 구조실험 결과와 비교하여 해석 모델의 신뢰성을 검증하였다. 해석결과 구조실험 결과와 약 2% 편차율을 갖는 유사한 내력과 거동을 나타내어 무용접 좌골방지 가새를 분석하기에 적합한 해석모델을 완성하였다.
- (5) 연성계수 5 이상 확보되는 경우를 정리하면, 심재의 70% 보강길이를 갖는 경우 보강재 단면 2차 모멘트가 심재의 5.0배 이상되어야 하며, 심재의 90% 보강길이를 갖는 경우 보강재의 단면 2차 모멘트가 심재의 3.9배 이상될 경우 만족하는 것으로 평가되었다.

감사의 글

본 논문은 2013년 한국에너지기술평가원 지식경제 기술혁신 에너지기술개발사업 “원전시설물 고강도볼트 체결 감시기술” (20131520202160)에 대한 지원으로 이루어졌으며, 이에 깊은 감사를 드립니다.

참고문헌(References)

[1] 유정환(2013) 중앙부 거셋 플레이트의 다층 X-가새골조 거동에 미치는 영향, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제25권, 제2호, pp.179-186.
 Yoo, J.H. (2013) Effect of Mid-Span Gusset Plates on

the Behavior of Multi-Story X-Braced Frames, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.25, No.2, pp.179-186 (in Korean).

[2] 이종혁, 주영규, 김영주, 김상대(2010) Diagrid BRB의 실험적 구조성능 평가, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제22권, 제3호, pp.261-269.
 Lee, J.H., Ju, Y.K., Kim, Y.J., and Kim, S.D. (2010) Experimental Evaluation for Structural Performance of Diagrid BRB Structural System, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.22, No.3, pp.261-269 (in Korean).

[3] 조준희, 김정재, 이철호(2010) 가새좌골을 고려한 역 V형 가새골조의 기둥부재 내진설계법, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제22권, 제1호, pp.1-12.
 Cho, C.H., Kim, J.J., and Lee, C.H. (2010) Seismic Design of Columns in Inverted V-Braced Steel Frames Considering Brace Buckling, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.22, No.1, pp.1-12 (in Korean).

[4] American Institute of Steel Construction (2010) *Seismic Provisions for Structural Steel Buildings* (ANSI/AISC 341-10), USA.

[5] American Society of Civil Engineers (2000) *Prestandard and Commentary for the Seismic Rehabilitation of Buildings (FEMA-356)*, Federal Emergency Management Agency, USA.

[6] Watanabe, A., Hitomi, Y., Saeki, E., Wada, A., and Fujimoto, M. (1988) Properties of Brace Encased in Buckling-Restraining Concrete and Steel Tube, *Proceedings of the 9th World Conference on Earthquake Engineering*, Japan Association for Earthquake Disaster Prevention, Japan, pp.IV.719-IV.724.

[7] Tsai, K.-C., Lai, J.-W., Hwang, Y.-C., Lin, S.-L., and Weng, C.-H. (2004) Research and Application of Double-Core Buckling Restrained Braces in Taiwan, *Proceedings of the 13th World Conference on Earthquake Engineering*, Canadian Association of Earthquake Engineering, Canada, Paper No. 2179.

[8] Chen, C.-C., Chen, S.-Y., and Liaw, J.-J. (2001) Application of Low Yield Strength Steel on Controlled Plastification Ductile Concentrically Braced Frames, *Canadian Journal of Civil Engineering*, Canadian Science Publishing (NRC Research Press), Vol.28, No.5, pp.823-836.

[9] Inoue, K., Sawaizumi, S., and Higashibata, Y. (2001) Stiffening Requirements for Unbonded Braces Encased in Concrete Panels, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol.127, No.6, pp.712-719.

- [10] 박준희, 김진구(2008) 각형강봉으로 충전된 좌굴방지 가새의 반복하중 실험, 대한건축학회논문집 - 구조계, 대한건축학회, 제24권, 제10호, pp.53-60.
 Pack, J.-H., and Kim, J.-K. (2008) Cycle Test of Buckling Restrained Braces Filled with Square Bars, *Journal of the Architectural Institute of Korea - Structure & Construction*, Vol.24, No.10, pp.53-60 (in Korean).
- [11] 박금성, 이상섭, 홍성엽, 배규웅(2014) 반원형 스프링으로 횡지지된 건식형 좌굴방지가새의 개발, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제26권, 제6호, pp.549-558.
 Park, K.S., Lee, S.S., Yub, H.S., and Gae, K.W. (2014) Development of Buckling Restrained Brace Laterally Supported by Semicircular Springs, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.26, No.6, pp. 549-558 (in Korean).
- [12] Dassault Systèmes Simulia Corp. (2013) *Abaqus Analysis User's Manual, Ver. 6.10*, DSS, USA.

요 약 : 철골 중심 가새골조는 최소의 물량으로 건물의 횡력에 대한 저항력을 확보할 수 있는 매우 효과적인 시스템이다. 그러나 중심가새 골조는 탄성거동을 전제로 풍하중에 대한 구조시스템으로 비탄성거동을 수반하는 지진하중에 대해서는 가새 좌굴 이후의 에너지 소산능력저하와 반복하중 하에 가새 및 접합부의 취성과파단 가능성이 제기된다. 그로 인해 가새의 좌굴이 최초로 발생한 층에 소성변형이 집중되어 연약층 발생에 의한 건물의 붕괴로 이어질 가능성이 높다. 따라서 본 논문에서는 기 설치된 H형 가새를 무용접 냉간성형보강재로 보강하여 휨-좌굴을 억제하고 인장력과 압축력에 동일한 강도를 확보하는 보강안에 대한 연구를 진행하였다.

핵심용어 : 좌굴방지 가새, 무용접, 냉간 성형 요소, 압축 하중, 유한요소법
