



무용접 냉간성형 조립재로 보강한 H형강 가새의 압축거동

김선희¹ · 김도범² · 최성모^{3*}

¹공학박사, 서울시립대학교, 건축공학부, ²박사과정, 경기대학교, 건축공학부, ³교수, 서울시립대학교, 건축학부

Compressive Behavior of H-section Brace Strengthened by Non-welded Cold-Formed Element

Kim, Sun Hee¹, Kim, Do Bum², Choi, Sung Mo^{3*}

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

²Ph.D., Candidate, Department of Architectural Engineering, Kyonggi University, Korea

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

Abstract - Recently, Seismic performance of the building built in the past is required to review, because the code for seismic design have been reinforced. In 2009, if the revised latest criteria of seismic design is applied, the majority the steel structure of the low-rise concentrically braced system is short of the seismic performance. Also, when the steel braces are subject to compressive load, which causes unstable behavior of the structure. In order to verify the compressive behavior of the reinforced braces, structural performance test was conducted with variables of slenderness ratio and the amount of reinforcement. Therefore, this study suggests restraining the bending buckling of slender H-shaped braces to resist compressive force. In order to verify the compressive behavior of the reinforced braces, structural performance test was conducted with variables of slenderness ratio and the amount of reinforcement.

Keywords - Buckling-restrained brace, Non-welded, Cold formed element, Un-bonding materials, Reinforced member

1. 서론

지진 발생횟수가 매년 증가하면서 그에 따른 피해 규모도 점차 확산되고 있다. 국내·외적으로 구조물의 내진설계에 대한 관심이 범국민적으로 높아지는 추세이다. 국내의 경우 1988년 건축법 시행령 개정으로 내진설계가 의무화 된 이후, 2000, 2005, 2009년 건축구조설계기준(Korean Building Code, KBC)^[1]이 단계별로 제정, 개정되면서 내진설계기준이 점차 구체화 되고 있다. 적용범위 또한 광범위해졌다. 이에 따라 내진설계기준이 반영되지 않았거나 현재의 기준을

만족시키지 못하는 국내 구조물에 대규모 지진이 발생할 경우, 많은 인명 및 재산피해가 발생될 것으로 예상된다. 특히 발전소와 같은 중·저층 전력시설물의 경우 내진성능 부족으로 손상된다면 가동이 중단되는 1차 피해를 비롯하여 완전 복구되기까지 산업분야의 생산량 축소와 제한 송전에 이르는 심각한 2차 피해를 야기하는 결과를 초래한다. 이에 대한 대책으로 기존 철골 중·저층 건축물의 내진성능을 검토하여 중·약진 지역인 국내 지진환경에 적합한 보강이 이루어져야 할 것이다.

중·저층 철골 구조물의 경우 횡력 저항요소로 대부분 가새를 사용하였다. 철골 가새 골조는 높은 강성과 강도를 가지고 있어 횡력 저항 및 층 변위제어에 효과적이다. 그러나 일반적인 철골 가새는 압축 하중을 받을 경우 Fig. 1과 같이 항복응력에 도달하기 전 휨 좌굴로 인해 내력저하가 발생하고 이상적인 에너지 소산능력을 기대할 수 없다. 즉 전체 구조물에 불안정한 거동을 유발 시킬 수 있다. 따라서 현재 사

Note.-Discussion open until October 31, 2015. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on August 19, 2014; revised November 21, 2014; approved on December 29, 2014.

Copyright © 2015 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

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

E-mail. smc@uos.ac.kr

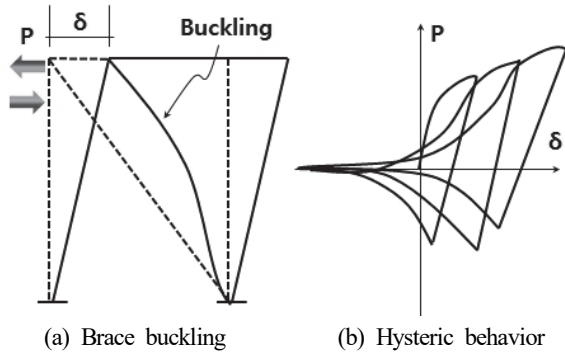


Fig. 1. Steel braced frame

용 중인 가새가 반복적인 지진하중에도 전체 구조물의 안정성을 확보할 수 있도록 합리적인 보강방안이 구체화 될 필요가 있다. 일반적으로 보강재는 강판을 용접 또는 볼트 접합되어 구성하고 있다. 이때 용접방식으로 접합 될 경우 화재의 위험성과 장비 동원에 대한 문제가 뒤따른다. 또한 보강재는 주로 얇은 강판으로 다뤄지고 있어 용접결함으로 잔류응력을 재 검토 될 필요가 있다. 따라서, 본 연구에서는 무용접 냉간성형 강재로 조립된 압축가새의 구조적 성능과 거동을 분석하고자 한다. 보강재의 형상 개발부터 조립, 시공에 이르기 까지 고려될 사항을 변수로 하여 구조실험을 수행하였다.

2. 압축가새의 현행기준 및 선행연구

2.1 압축강도(KBC-2009)

현행기준(KBC-2009)에서는 중심축 압축력을 받는 2축 대칭부재와 1축 대칭부재의 공칭압축강도(P_n)은 휨 좌굴에 대한 한계상태로부터 식 (1)과 같이 산정된다. 한계세장비를 기준으로 탄성영역과 비탄성영역을 구분하여 Fig. 2와 같이

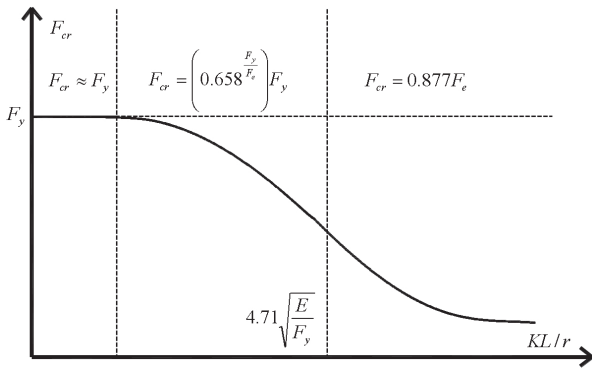


Fig. 2. Slenderness ratio and compressive force relations

부재의 세장비에 좌굴 응력을 구할 수 있다^[2]. 즉 휨 좌굴 응력(F_{cr})은 세장비에 따라 식 (2) 또는 (3)에 의해 산정된다.

$$P_n = F_{cr} A_g \tag{1}$$

$$\bullet \frac{KL}{r} \leq 4.71 \sqrt{\frac{E}{F_y}} \text{ 또는 } F_c \geq 0.44F_y \text{ 인 경우}$$

$$F_{cr} = \left[0.658 \frac{F_y}{F_c} \right] F_y \tag{2}$$

$$\bullet \frac{KL}{r} > 4.71 \sqrt{\frac{E}{F_y}} \text{ 또는 } F_c < 0.44F_y \text{ 인 경우}$$

$$F_{cr} = 0.877F_e \tag{3}$$

2.2 제한사항

철골 중심가새골조는 특수 중심가새 골조(Special Concentric Braced Frame, 이하 SCBF)와 보통중심가새골조(Ordinary Concentric Braced Frame, 이하 OCBF)로 분류할 수 있다. KBC-2009의 경우 좌굴방지 보강재를 제외 하고 가새골조의 연성거동을 확보를 위한 별도규정이 제시되지 않고 있다. 가새부재에 대한 현 기준내의 제한사항은 단면분류, 세장비, 압축강도이다. 단면의 경우 압축요소에 따른 폭두께비를 만족하여야 하며, 세장비는 강재 압축부재의 세장비를 기초로 하여 식 (4)와 같이 가급적 200을 초과하지 않을 것을 권장하고 있다. 가새부재의 소요강도는 인장력($R_y F_y A_g$)과 압축력($0.3P_n$) 각각 산정하도록 제시되고 있다.

$$4 \sqrt{E/F_y} < KL/r \leq 200 \tag{4}$$

미국 강구조학회 내진설계 매뉴얼(American Institute of Steel Construction Seismic Design Manual, 이하 AISC)^[3]에서는 KBC 2009에서 언급된 바와 같이 세장비, 요구강도

Table 1. Limitations(AISC-2010)

Type	SCBF	OCBF
Slenderness	$4 \sqrt{\frac{E}{F_y}} < \frac{KL}{r} \leq 200$	$4 \sqrt{\frac{E}{F_y}} \leq \frac{KL}{r}$
Demand Strength	Tensile Strength $R_y F_y A_g$	Tensile Strength :
	Compressive Strength : $0.3P_n$	Compressive Strength : $0.3P_n$

의 제한사항을 가지며 그 내용을 Table 1에 SCBF와 OCBF에 따라 정리하였다.

세장비와 요구내력 외 제한사항으로는 일반적인 OCBF의 경우 층간변위 0.3~0.5%사이에서 항복 및 좌굴이 발생되어야 하며 항복변형 시점을 기점으로 최대 변형에 대한 연성도가 10~20배를 발휘해야 한다. SCBF의 경우 내진성능 요구 조건은 OCBF와 동일하지만 연성거동을 위해 상세에 관한 요구사항이 추가되어 있다. 여기서 상세는 가새 뿐 아니라 전체 골조에 해당한다. 기본적인 가새 형상은 V형 또는 역V형 골조로 제한하고 있다. 압축가새가 좌굴 되고 인장가새가 항복하여 전체 골조에 불균형 하중을 보, 기둥에 전달 하더라도 비탄성영역 파괴를 방지하기 위해 기둥 이음, 판폭두께비, 전단 등 추가적 상세를 제안하고 있다.

미국 연방비상관리국(Federal Emergency management Agency, 이하 FEMA)-356^[4]에서는 구조물의 항복변위와 최대변위에 따라 결정되는 연성계수를 골조와 부재별로 정의하고 있다. 부재별 가새골조에 대하여 층간 변위비 2.0%를 전체 구조시스템의 붕괴방지 수준으로 규정하고 있다. 부재수준(H형강)에서 인장가새는 항복변형의 7배, 압축가새는 5배를 인명보호 수준으로, 인장가새가 9배, 압축가새는 7배의 항복 변형성능을 발휘 할 경우 붕괴방지수준으로 규정하고 있다.

2.3 선행 연구

좌굴방지가새(BRB : Buckling Restrained Brace)에 관한 연구는 심재와 보강재의 관계에 대한 연구가 주로 이루어져 있다^{[5],[6]}. 보강재의 역할은 압축력에 저항하는 심재가 좌굴되지 않도록 구속하는 것이다. 그러다 보니, 보강재는 일반적으로 심재에 비해 단면2차 모멘트가 크다. 선행 연구의 중점은 보다 효과적인 보강재 형상을 제안하는 것과 제안된 보강재에 의해 심재가 저항할 수 있는 압축력을 제안하는 것으로 집약되었다. 대표적인 선행연구를 Table 2에 정리 하였다.

Table 2. Previous studies

Year	1988	2002	2002	2008
Author	Watanabe	Tsai	Chen	Park J.H
Proposed Equation (Eq no.)	$\frac{P_c}{P_o} \geq 1.5$ (5)	$P_{max} = \Omega \Omega_h \beta P_y$ (6)	$\frac{P_{max}}{P_c} = \frac{P_c}{1 + \frac{P_c \delta_o}{M_y}}$ (7)	$\frac{P_c}{P_o} \geq 3.5$ (8)

Watanabe *et al.*(1988)^[7] 연구의 경우 좌굴방지 가새의 초창기 연구로 구속된 심재의 항복강도(P_y)에 대한 외부 보강재의 탄성좌굴강도(P_c)의 비에 따른 실험을 수행하였다. 안정적인 이력거동이 가능한 심재와 보강재의 강도비를 식 (5)와 같이 제안하고 있다.

Tsai *et al.*(2002)^[8]은 보강재에 의해 좌굴이 지연되는 거동을 고려하여 심재의 압축력을 식 (7)과 같이 제안하였다. 식에 사용된 Ω 은 초과 강도계수, Ω_h 은 재료의 변형경화 계수이며, β 은 부착계수 이다. 또한 보강재의 요구 단면2차모멘트를 식 (9)와 같이 제안하고 있다. 실험체 상세는 Fig. 3과 같이 보강재는 각형강관으로 심재를 감싸고 등 간격으로 강관을 묶는(tie)형태이다.

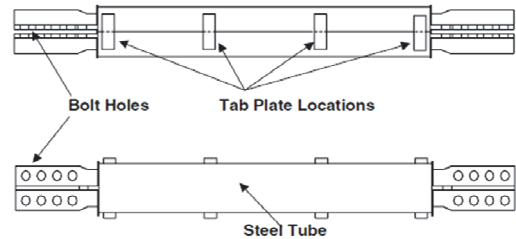


Fig. 3. Welded tube to tube tie connection

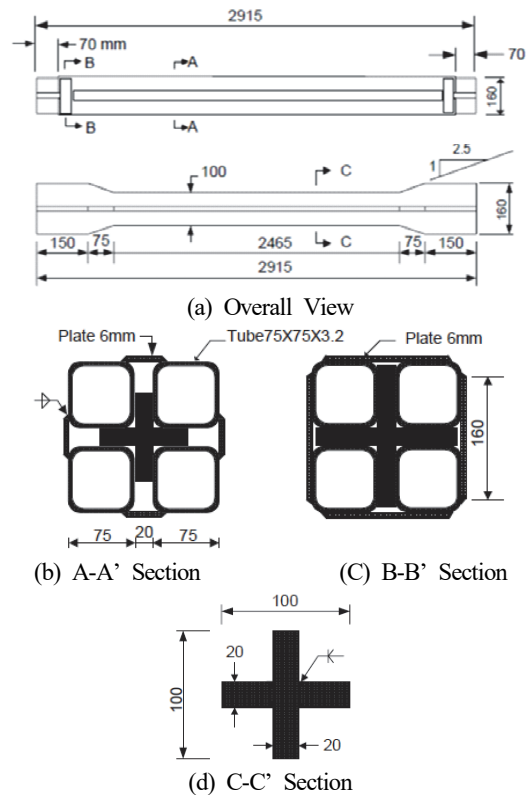


Fig. 4. BRB specimen detail(Chen *et al.*^[9])

$$I_{req} = FS \frac{P_{max} (KL_{tube})^2}{\pi^2 E_{tube}} \quad (9)$$

가새의 초기 변형치(δ_0)와 보강재의 항복 모멘트(M_y)를 고려하여 Chen *et al.*(2002)^[9]은 심재의 최대 내력 식 (8)을 제안하였다. 이때 가새 초기변형값은 L/1000으로 권장하고 있다. 좌굴방지 가새 형상은 Fig. 4와 같이 내부 심재가 십자형에서 보강재를 이중 강관으로 구성되어 있다.

Park and Kim(2008)^[10]은 2002년에 발표된 Watanabe의 제안식 (5)을 기본으로 보강재가 콘크리트 충전재로 변경됨에 따라 내력비(P_c/P_y) 제한을 식(8)과 같이 제안하였다. 실험체 형상은 Fig. 5와 같이 심재와 보강재 모두 각형 강관으로 구성되어 있다.

선행 연구를 통해 현재까지 국내·외에서 연구된 좌굴방지가새의 단면들을 분류하면 충전형과 비충전형으로 분류할 수 있고, 비충전형을 다시 용접형과 볼트 체결형으로 구분할 수 있다. 충전형 단면은 콘크리트의 효과로 외부 강관의 단면을 감소시킬 수 있고, 비 충전형의 단면은 외부 보강재가 강관으로 구성되어 있어 비교적 가볍고, 공사기간이 짧다는 장점이 있었다. BRB는 구속되는 심재와 보강재 사이의 전단력을 최소화 또는 제거하기 위해 비 활성물질이 사용되어진다^{[11],[12],[13],[14],[15]}. 일반적으로 고무, 폴리에틸렌 그리고 실리콘 그리스 재료들이 사용되고 있다. 심재와 보강재 사이의 간격(Gap)은 압축을 받는 심재의 팽창을 허용하기 위해서 충분히 고려되어야 한다. 그 간격(Gap)이 너무 크다면, 좌굴 진폭과 좌굴된 심재의 항복 부분의 곡률이 커질 수 있고, 그로 인해서 항복부분의 피로 수명이 짧아질 수 있다는 연구결과가 조사되었다.

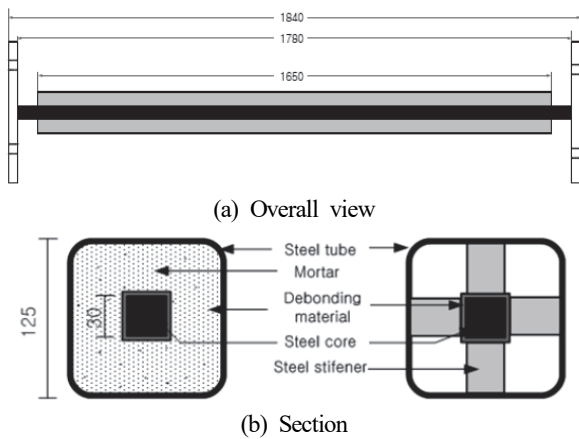


Fig. 5. BRB specimen detail(Park and Kim^[10])

3. 가새 보강재 형상제안

3.1 보강재 형상 도출

보강방안은 심재와 보강재, 보강재의 연결부와 심재와 보강재 사이의 비부착 요소로 구성하였다. H형강 심재는 축력을 전달하고, 보강재는 심재의 4면에서 보강재를 구속하여 좌굴을 억제시킨다. 조립재로 구성된 보강재를 4방향에서 볼트로 체결하여 구속력을 극대화 하고자 계획하였다.

심재의 좌굴을 억제하기 위한 보강재의 단면 형상을 도출해내기 위해 아래와 같은 몇 가지 가정을 하였다.

- 심재는 축력에 대해서만 저항한다.
- 보강재는 심재의 좌굴억제요소로서, 심재의 휨 변형에 의해 발생한 모멘트에 대해 저항한다.
- 보강목표는 심재의 단면내력(P_y)까지 강도를 발휘하며, 인장·압축에 대해 동일한 강도를 발휘한다.
- 심재 외부의 보강재는 시공성을 고려하여 조립방식으로 구성하며, 볼트로 체결하여 조립한다.

보강재에 대한 압축강도의 요구 성능뿐만 아니라, 경제성을 확보한 형상을 도출하기위해 Table 3과 같이 비교하였다. 기존 보강방법은 심재(H형강) 측면에 강관을 부착하는 형태(ALT-1)이다. ALT-2는 각형강관 용접 보강형, ALT-3은 조립대 볼트 체결형이다. 보강재의 역할은 심재의 횡 방향 좌굴을 지연 그리고 억제함으로써 압축과 인장력을 균일하게 저항하는 것에 목적이 있다. 즉 심재의 좌굴을 억제하기 위한 보강재의 중요한 단면 성능은 단면2차모멘트이다. 따라서 합리적인 보강재 단면을 도출해내기 위해 심재와 동등한 단면적을 사용하되 단면 2차모멘트를 확대하는 형상으로

Table 3. Configuration comparison

Type	ALT-1	ALT-2	ALT-3	ALT-4
Fig 5 Section A - A'				
Feature	Plate	Square tube	Weak axial Reinforced	Cross type
I_r/I_n	0.1	0.8	0.85	1.0
Joint	Welded	Welded	Bolted	Bolted

I_r : geometric moment of inertia with reinforced member
 I_n : geometric moment of inertia with main Brace

ALT-4를 제안한다. ALT-4는 볼트로 체결하여 시공성을 높이고 단면의 효율성을 극대화한 단면 형상이라 할 수 있다.

3.2 보강재 연결부(볼트) 설계

제안한 형상은 조립(1차조임)방식을 통해 일체화되기 때문에 일체 거동을 위해서 볼트의 적절한 배치가 필요하다. Fig. 6에서 도시한 볼트를 사용한 조립재가 x 축으로 좌굴하는 경우에는 두 개의 요소에 동일하게 휨이 발생하여 미끄러짐은 발생하지 않으며, 체결된 볼트가 두 요소의 위치를 유지하는 역할만을 수행하기 때문에 하중 부담이 전혀 없다. 그러나 y 축으로 좌굴할 경우 두 요소에 발생하는 미끄러짐에 대해 볼트의 전단력으로 저항하며, 이때에 일체로 거동하게 된다. 따라서 좌굴된 부재에 발생하는 전단력에 저항할 수 있도록 볼트 설계가 이루어져야 한다. 좌굴모드가 각 개재간의 접합재에서 전단력을 발생시키는 상대변형을 포함할 경우 유효세장비(KL/r)_m을 식 (10)과 같이 산정하여 조립재 세장비(KL/r) 대신 비교할 수 있다.

KBC-2009^[1]에서 제안하는 조립재의 각 구성요소의 세장비를 제한하여 볼트 간격을 제안하고 있다. 2개 이상의 압연형강으로 구성된 조립재 세장비는 전체 부재 세장비의 3/4를 초과하지 않도록 식 (11)과 같이 규정하고 있다. 식 (11) 함수에 있는 부재 전체 세장비(KL/r)은 앞서 언급했듯이 유효세장비(KL/r)_m을 사용하여 계산된다. 가새 부재 크

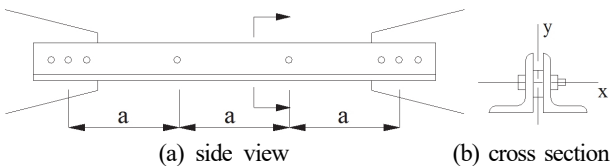


Fig. 6. Requirement of built-up member

Table 4. Section properties(Restraint casing)

Shape (unit: mm)	area (mm ²)	I _x =I _y (mm ⁴)	Center of figure(mm)	
	700	20,150.420	X axis	Y axis
	r _i (mm)	a/r _i (a:400mm)		
	45	8.89	36	36

기를 H-150×150×7×10(실 현장(○○ #7,8호기 터빈 철골 구조물) 역 V형가새 크기 사용), 길이(L)는 5,100mm인 대상으로 설정하였다. 이때 부재(가새)의 세장비(KL/r ($r_y=37.9$ mm))는 134이다. 제안한 보강단면(Table 3(ALT 4))성능을 Table 4에 정리하였다.

$$\frac{Ka}{r_i} \leq \frac{3}{4} \frac{KL}{r} \rightarrow \frac{Ka}{r_i} \leq \frac{3}{4} \left(\frac{KL}{r}\right)_m \quad (11)$$

볼트 간격(a)을 400mm으로 설정하고 조립재 세장비를 산정하면 약 9이므로 전체 세장비(134)에 비해 약 1/14 수준이다. 이상의 검토 결과는 볼트 간격을 조밀하게 배치하여 보수적인 설계를 유도하고 있지만, 볼트의 맞댄 부위 전체가 완전히 밀착하도록 접합되어야 하고, 4조각으로 구성된 조립재 보강 단면을 취하기 때문에 조밀하게 배치할 필요가 있다. 따라서 볼트 간격을 200mm로 설정하였다.

3.3 보강재와 심재의 부착력 평가

심재와 보강재 사이에 도포되는 필러종류에 따라 부착성을 실험으로 평가하고자 한다. 국내 사용되는 필러종류는 총 3가지로 페인트, 그리스, 그리고 시트로 구분할 수 있다. 모든 실험체의 심재 단면은 H-30×30×2×2(mm), 길이는 1,200mm로 세장비 166이다. 보강길이는 심재 길이의 70%에 해당되는 840mm로 제작하였다. 볼트 간격은 중앙부에서 좌굴정도가 가장 크기 때문에 중앙부 50mm, 단부 100mm로 설치하였다. 실험의 목적이 볼트에 의한 영향 검증이 아니기 때문에, 충분히 조밀하게 배치하였다. 실험체 일람을 Table 5에 정리하였으며, 형상은 Fig. 7에 나타내고 있다. 축 하중에 따른 실험체의 축변위와 횡 변위를 측정하기 위해 줄 변위계(LVDT)를 각각 설치하였고, 실험체의 변형을 측정을 위해 1축 Strain Gauge 총 8곳에 부착하였다. 심재(H형강, built-up member)는 폭이 좁고 길이가 길게 절단한 판을

Table 5. Specimen list

No.	Main Member Size	Area ratio	Parameter	
			reinforced or not	Filler
B1	H-30×30×2×2 (λ:166)	1.0	×	-
B2		2.0	◎	Paint
B3		2.0	◎	Greece
B4		2.0	◎	Sheet

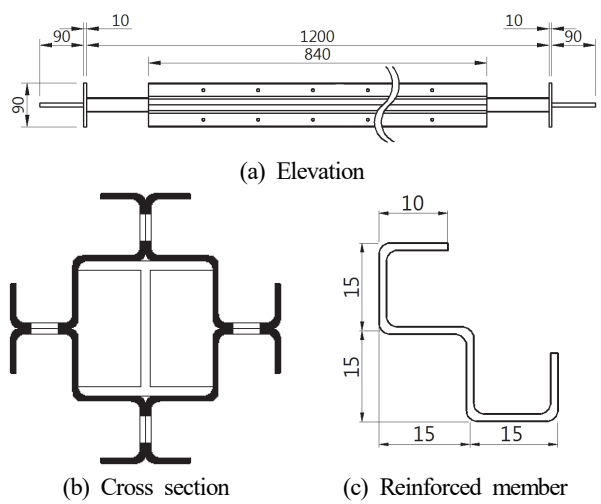


Fig. 7. Detail of specimen

Table 6. Experimental result

No.	P_{max} (kN)	Filler Type	Failure mode
B1	16.3	-	Overall buckling
B2	28.9	Paint	Local buckling at main member
B3	24.6	Greece	
B4	26.9	Sheet	

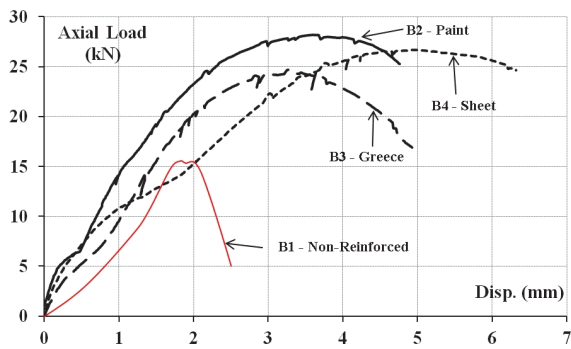
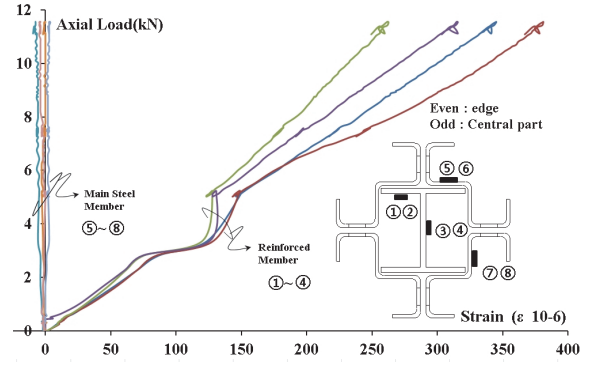


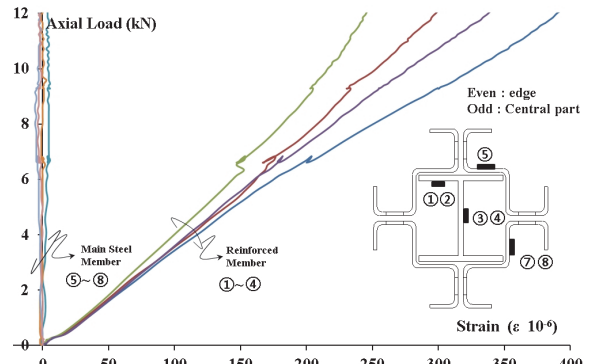
Fig. 8. Axial load-displacement curve

점(Spot) 용접하여 제작하였고, 보강재는 절곡성형 되었다.

실험결과 하중-변위 관계와 파괴형상을 각각 Table 6과 Fig. 8에 나타냈다. 우선 압축내력에 대해 살펴보면, 보강하지 않은 B1 실험체는 한계세장비 159를 상회하는 장주에 속하며, 예상 좌굴강도는 11kN이다. 최초 좌굴은 9kN에서 시작하였고, 최대내력 16kN까지 내력을 발휘하였다. 이는 상하부 지점 조건을 완전 핀(Pin)으로 고려하지 못하여 내력이 소폭 상승한 것으로 판단된다. B2~B4 실험체들은 압축강도가 전체적으로 증가하였으나, 실험체의 기하학적 불완전성과 부가적인 모멘트의 영향으로 보강되지 않은 심재 단부에



(a) B-2(Paint)



(b) B-3(Greece)

Fig. 9. Comparison of strain ratio

서 국부좌굴이 발생하여 내력 저하를 보였다. 또한, 보강재를 해제하여 보강구간의 심재를 확인한 결과 변형이 발생하지 않은 것으로 봤을 때, 제한한 보강재 형상이 심재의 좌굴을 충분히 억제한 것으로 판단된다.

B2,3 실험체에 부착된 변형을 값으로부터 얻은 하중-변형률 관계를 Fig. 9에 표현하였다. 지속적인 하중 증가에 따라 심재의 변형률은 선형적인 증가 추세가 확인되지만, 보강재의 변형률은 극히 미소하다. 따라서 Filler(페인트, 그리스, 시트)의 종류에 관계없이 심재로 흐르는 축력이 보강재로는 전달되지 않는 것을 확인할 수 있었다.

4. 조립보강 압축가새의 구조성능

4.1 실험 개요

철골구조물에 설치된 H형 단면의 세장한 가새를 보강하여 압축내력을 발휘하게 함으로서 보다 효율적으로 사용하기 위한 연구의 일환으로 가새의 세장비(KL/r)와 보강량(A_r/A_c)을 변수로 Table 7과 같이 실험을 계획하였다. 실험

Table 7. Specimen plan

No.	Initial plan		Real condition		Area ratio (A_r/A_c)	Bolt Dim.	Reinforced length (mm)
	Slenderness ratio	Buckling length (mm)	Slenderness ratio	Buckling length (mm)			
205-B1	205	3,700	169	3,240	-	-	-
205-B2	99	3,700	82	3,240	2.5	M12	2,590
205-B3	72	3,700	59	3,240	4.8	M12	2,590
140-B1	138	2,500	114	2,040	-	-	-
140-B2	91	2,500	74	2,040	1.0	M6	1,750
140-B3	68	2,500	56	2,040	1.7	M12	1,750

205 B1
 └── Serial number
 └── Slenderness ratio

Table 8. Result of material

Thick (mm)	Yield Strength (F_y , MPa)	Ultimate Strength (F_u , MPa)	Yield Ratio (F_y/F_u)
1.6	262	351	0.75
2.0	277	345	0.80
3.2	259	357	0.72
4.5	277	373	0.74

에는 세장비에 따른 보강효과를 확인하기 위해 140과 205의 세장비를 적용하였고, 보강량에 따른 강도 증가, 적정 보강 단면의 크기를 알아보기 위하여 심재 단면적의 1.7배 보강재를 기준으로 1.0배, 2.5배, 4.8배의 보강재와 비교하였다.

세장비의 변화는 동일한 단면적에 길이를 변화시켜 세장비 140과 205를 적용한 두 종류로 각각 지점조건(핀-핀)간 거리를 이용하여 산출하였다. 그러나 양단부에 '핀' 역할을 하는 지그의 영향으로 인하여 실험체의 좌굴길이가 감소하여 세장비 114와 169로 조정되었다.

실험체에 공통으로 사용된 심재는 H-75×75×4.5×4.5 ($A_c=972\text{mm}^2$)의 단면으로 길이는 각 2,040mm, 3,240mm

로 제작되어 축력 전달요소로 설정하였다. 보강재는 심재 길이의 85%를 감싸고, 일정간격($a=200\text{mm}$)으로 볼트 체결하여 일체화시켰다. 실험체 제작에 사용된 강재는 SPHC(Hot-rolled mild steel plate, sheets & strip, 인장강도 270N/mm^2 이상) 강종으로 공칭항복강도는 260이다. 열간 압연강판으로 열처리강이며 조직도가 일반 구조용강재(SS400)보다 균일하여 제작하게 되었다. 인장시험편을 채취하여 KS B 0801의 금속재료 인장시험편 규정에 따라 각 3개씩 제작하여 이들의 평균값으로 항복강도(F_y), 인장강도(F_u), 항복비(F_y/F_u)를 Table 8에 나타내었고 각 두께별 응력-변형률 선도를 Fig. 10에 정리하였다.

4.2 제작 및 방법

실험은 포항산업과학원(RIST)의 구조 실험동에서 진행하였으며 최대용량 3,000kN의 UTM으로 진행하였다. 각 실험체는 변위제어 방법으로 초당 0.01mm의 속도로 단조 압축 가력하였다. 전체 실험전경을 Fig. 11에 도식화 하였다. 부재 단부에 균일한 하중을 전달하기 위해서 실험체 단부에 설치된 30mm 두께의 평판과 PIN-Zig는 고력볼트로 충분히 고정시켰다. 실험체의 축방향 변위는 UTM의 로드셀과 실험체 단부에 설치된 2개의 줄 변위계를 사용해 측정하였다. 심재는 두께 4.5mm의 얇은 강판을 절단 및 용접하여 제작하였다. 심재의 단부는 이 부위에서의 파괴를 방지하기 위해 L-100×100×10을 연결판의 중심에 모살 용접하여 보강하였다. 실험체의 형상은 Fig. 12, 13과 같다. 또한, 실험에 사용된 보강재는 절곡하여 제작한 것으로 W형태의 보강재를 절곡하는 과정에서 발생할 수 있는 문제(절곡 길이 비대칭, 직각도 어긋남) 등을 점검하며 가공하였다.

실험은 포항산업과학원의 구조 실험동에서 진행하였으며 최대용량 3,000kN의 UTM으로 진행하였다. 각 실험체는 변위제어 방법으로 초당 0.01mm의 속도로 단조 압축 가력하였다. 부재 단부에 균일한 하중을 전달하기 위해서 실험체

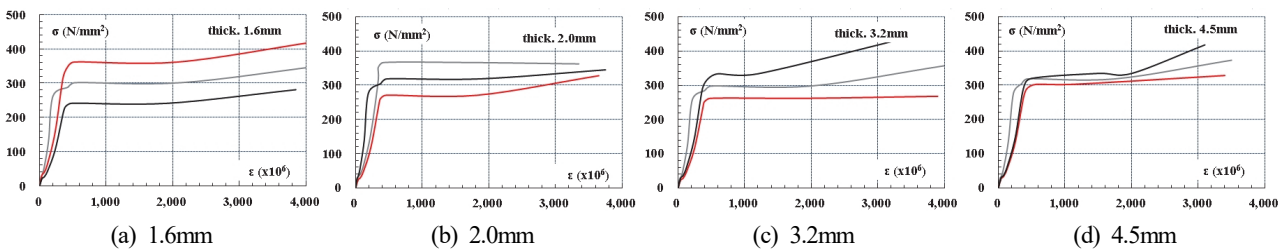
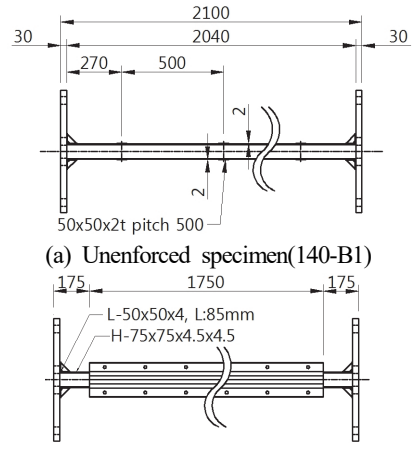


Fig. 10. Stress-strain curve(Material test results)

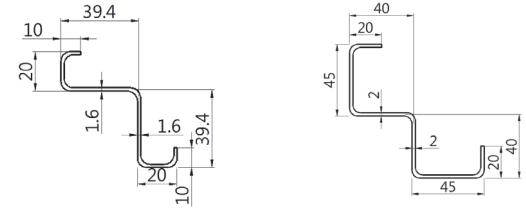


Fig. 11. Boundary condition



(a) Unenforced specimen(140-B1)

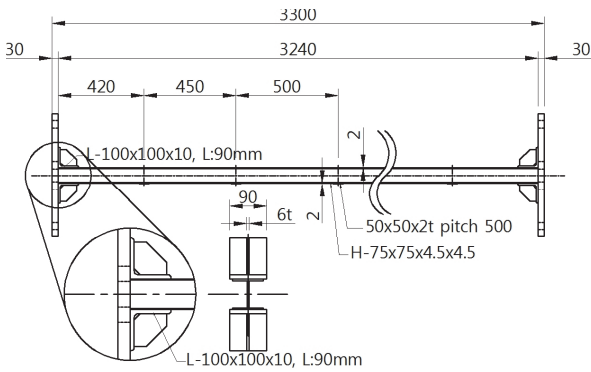
(b) reinforced specimen(140-B2, 140-B3)



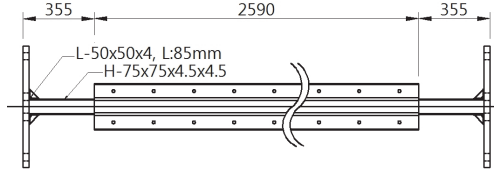
(c) Detail -①(140-B2)

(d) Detail -②(140-B3)

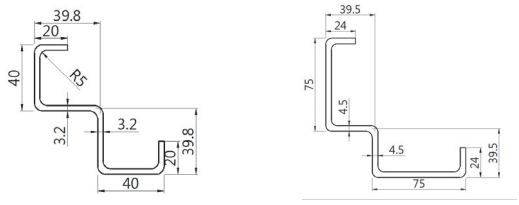
Fig. 13. Detail of specimen(140 series)



(a) Unenforced specimen(205-B1)



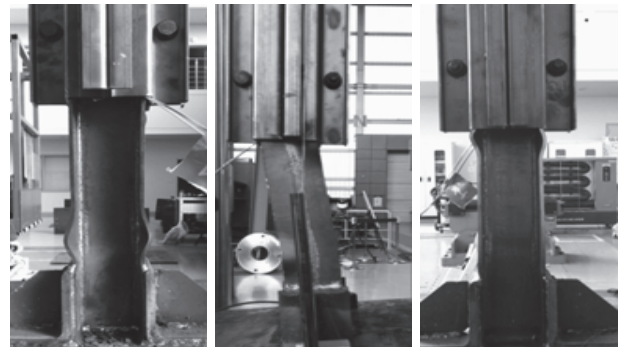
(b) reinforced specimen(205-B2, 205-B3)



(c) Detail -①(205-B2)

(d) Detail -②(205-B3)

Fig. 12. Detail of specimen(205 series)



(a) Left

(b) Front

(c) Right

Fig. 14. Failure mode(205-B2)

단부에 설치된 30mm 두께의 평판과 PIN-Zig는 고력볼트로 충분히 고정시켰다. 실험체의 축방향 변위는 UTM의 로드셀과 실험체 단부에 설치된 2개의 줄 변위계를 사용해 측정하였다.

4.3 파단 및 좌굴 위치

세장비 205인 실험체의 파괴거동을 살펴보면 205-B1은 69kN에서 전체적인 좌굴을 일으키며 급격한 내력저하와 함께 실험체가 파괴되었다. 205-B2 실험체는 140kN에서 심재의 최초 휨 좌굴이 발생하였으며, 이로 인한 추가적인 모

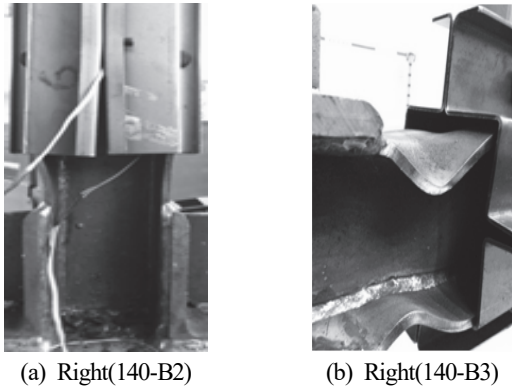


Fig. 15. Failure mode(140-B2,B3)

멘트가 작용하여 보강재 하부 경계면의 심재 플랜지에서 국부좌굴이 발생하였다. 최대 293kN까지 내력이 발휘되었지만, 심재의 국부좌굴로 인해 내력감소 되었다. 보강재가 끝나는 지점에서 심재의 변형은 극대화 되었으며 Fig. 14와 같이 실험체 단부가 심하게 휘어진 것을 알 수 있다.

140-B1 실험체는 무보강 실험체로 약 250kN에서 전체 좌굴 후 내력이 저하되었다. 140-B2의 경우 약 150kN에서 심재의 최초 좌굴이 발생한 이후 최대 337kN까지 내력 증가를 보이던 중 보강재 하부 경계면에서 심재 플랜지 국부좌굴이 발생하였다. 그 이후 보강재와 심재가 함께 전체적인 좌굴이 발생하였으며, 완만한 내력저하를 보였다. 140-B3의 경우에도 좌굴된 위치는 보강재가 끝나는 지점에서 발생되었으며 파괴형상을 Fig. 15에 나타내었다.

5. 분석 및 고찰

5.1 보강재에 의한 압축내력 및 강성변화

보강재의 최대 목적은 작은 단면적으로 합리적으로 보강하여 심재(가새)가 항복강도 이상 압축력에 저항하도록 유도하는 것이다. 각 실험체의 초기강성, 최대내력, 각 보강에 따른 내력비를 Table 9에 정리하였다.

하중-변위 관계를 세장비별로 구분하여 Fig. 16에 나열하였다. 세장비 205의 경우 보강되지 않은 B1을 기준으로 초기강성(K_i)과 압축내력을 각각 비교해 보면, 강성의 경우 약 1.1배 압축내력은 약 4배 이상 향상된 것으로 평가되었다. 압축 재하 시 심재의 좌굴억제 요소인 보강재가 심재에 상당한 횡구속력을 발휘한 결과로 비추진다. 세장비 140의 경우도 동일한 방법으로 무차원해 평가해 보면 강성은 약 1.1배

Table 9. Experimental result of compressive force mode

No.	K_i (kN/mm)	$\frac{K_i}{K_{i(B1)}}$	P_{max} (kN)	$\frac{P_{max}}{P_{max(B1)}}$	δ_{max} (mm)
205-B1	47.5	1.00	69	1.00	1.5
205-B2	51.7	1.09	293	4.25	10.4
205-B3	52.2	1.10	307	4.44	12.6
140-B1	62.5	1.00	254	1.00	4.0
140-B2	66.0	1.06	338	1.33	17.0
140-B3	69.5	1.11	324	1.28	15.0

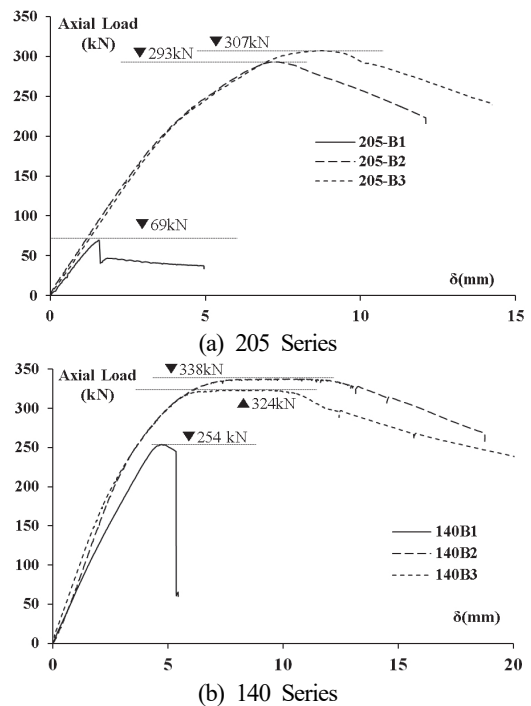


Fig. 16. Axial load - displacement relation

수준으로 세장비 250실험체 결과와 유사하게 분석되었다. 한편 내력 향상비율은 약 1.3배 수준으로 소폭 향상되어 평가됐다.

5.2 보강 면적비에 따른 거동평가

보강 단면적과 심재 단면적의 비(A_s/A_c)에 따른 거동을 Table 10에 정리하였다. 심재와 보강재 면적이 같은 경우 (140-B2), 휨 좌굴 억제효과 부족으로 보강재에 변형이 발생함으로써 심재에 전체적인 좌굴이 발생하였다. 한편, 단면적비가 1.7 이상인 실험체(140-B3, 205-B2, 205-B3)의 경우 심재의 휨 좌굴을 충분히 지연시킴으로서 충분한 내력 발휘가 가능했다.

Table 10. Effect on reinforced ratio

No.	A_r/A_c	I_r/I_c	P_{max} (kN)	Failure mode
205-B1	1.0	1.0	69	Global Buckling
205-B2	2.5	14.0	293	Local Buckling at main member edge
205-B3	4.9	47.0	307	
140-B1	1.0	1.0	250	Global Buckling
140-B2	1.0	3.4	338	Bending deflection at Reinforced member
140-B3	1.7	10.1	324	Local Buckling at main member edge

보강정도는 강성증가에도 영향을 미친다. 보강재에 휨 변형이 발생한 140-B2의 경우 5%의 강성증가를 보였으나, 강성비가 1.7이상의 실험결과를 살펴보면 약 10%이상 초기강성이 증가한 것을 알 수 있다. 따라서 부재의 전체 좌굴을 억제하며, 심재의 항복강도 이상의 압축내력을 발휘하기 위한 보강재의 적정 단면적 비는 1.7이상 ($A_r/A_c \geq 1.7$) 만족될 필요가 있다. 단면비가 1.7이상 만족되었다 하더라도 압축 가새는 조립식으로 구성되어 있어 조립재의 벌어짐 현상에 대한 보정이 필요하다. 140-B3 실험체의 파괴거동을 보면 심재의 국부변형이 보강재 좌굴을 유도하면서 연결부의 벌어짐 현상을 발생시켰다. 즉 조립방식인 보강재 단부의 안전 축 설계를 위해서는 보정계수(Φ : 철골 부재 압축재 설계시, 0.9)를 고려하여 아래 식 (12)를 만족하여야 할 것으로 판단 된다.

$$\frac{\Phi A_r}{A_c} \geq 1.7 \text{ or } \frac{A_r}{A_c} \geq 2.0 \tag{12}$$

5.3 보강길이와 응력전달 관계

실험 결과 주요 파괴 메커니즘은 심재 단부에서의 플랜지 국부좌굴에 의해 최종 파괴가 발생하였다. 이러한 심재 단부의 파괴는 축력을 전달하는 심재 단부의 국부변형에 의해 약 축 방향으로 휨변형이 발생한 후 축력과 면외 변형으로 휨모멘트가 추가되어 복합적인 힘이 작용한다. 이에 의해 취약부 위에 힌지가 생성되어 실험체가 중국에 이르는 것을 알 수 있었다. 좌굴길이의 70%를 보강하여 수행한 부차실험(3, 3절)에서 보강 전에 비해 높은 압축내력을 보였으나, 심재 단부에서의 국부 변형에 의해 파괴되었다. 이에 따라 구조성능 실험(4장)에서는 보강길이를 15% 증가시켜 심재 좌굴길이의 85%를 보강 하였으나, 심재 단부에서의 국부변형에 의해

최종 내력이 결정되었다. 보강길이에 따른 응력전달 메커니즘을 정량적으로 유추할 수 없었지만, 조립형태의 보강재 설계시 보강량에 대한 고려 뿐 아니라, 본 실험결과와 같이 심재 방향성에 따른 국부좌굴에 검토를 필히 점검 할 필요가 있다.

6. 결론

골조의 가새가 압축 시 항복응력에 도달하기 전 좌굴로 인해 불안정한 거동을 보이는 문제점을 보완하는 보강방안을 제시하였다. 또한, 보강에 따른 압축거동을 검증하기 위해 세장비와 보강량을 변수로 구조성능실험을 수행하여 본 보강방안의 최대내력, 변형성능, 구조거동의 분석을 통해 적정 보강량을 도출하였다.

- (1) 세장한 H형강 가새의 4면을 W형으로 제작한 냉간성형 요소로 감싸 볼트체결을 통해 돌출부를 가진 각형강관 형태로 조립하여 가새의 휨좌굴을 억제함으로써 압축내력을 발휘할 수 있는 보강방안을 제시하였다.
 - (2) 필러종류에 따라 단순압축 재하 실험을 수행한 결과 심재가 받고있는 축력이 보강재로 전달되지 않음을 변형을 분포를 통해 확인되었다. 비부착요소로 페인트는 비교대상 중 가장 효과적인 내력과 거동을 보였다.
 - (3) 제안된 조립식 보강재는 보강 유무에 따라 초기 강성은 약 1.1배, 내력은 약 4배 이상(세장비250 인 경우) 향상되었다. 또한 전체 하중-변위관계에 있어 매우 안전적인 거동을 보이는 것으로 나타났다.
 - (4) 심재의 휨 좌굴을 충분히 억제하며, 항복강도 이상의 압축내력을 발휘하기 위해서는 일정 수준의 단면비를 만족하여야 하는 것으로 분석되었다. 또한 조립식 보강법을 고려하여 보강재 최소 적정 면적비를 제안한다.
- $$\frac{\Phi A_r}{A_c} \geq 1.7 \text{ or } \frac{A_r}{A_c} \geq 2.0$$
- (5) 철골 가새 골조의 횡력저항 성능을 향상시키기 위해 세장한 H형강 가새의 좌굴을 억제함으로써 항복강도 이상의 최대내력을 발휘하였으나, 심재 단부에서의 플랜지 국부좌굴에 의해 최종 파괴가 발생하였다. 후속적으로 사용 중인 가새의 접합부의 길이를 고려하여 적정 보강 길이에 대한 연구를 통해 정량적인 평가가 누적될 필요가 있다.

감사의 글

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

참고문헌(References)

- [1] 대한건축학회(2009) 건축구조기준 (KBC 2009), 대한건축학회.
Architectural Institute of Korea (2009) *Korean Building Code - Structural* (KBC 2009), AIK, Korea (in Korean).
- [2] 한국강구조학회(2005) 강구조의 설계, 구미서관.
KSSC (2005) *Design of Steel Structures*, Goomiseogwan, Korea (in Korean).
- [3] American Institute of Steel Construction (2010) *Seismic Provisions for Structural Steel Buildings* (ANSI/AISC 341-10), USA.
- [4] American Society of Civil Engineers (2000) *Prestandard and Commentary for the Seismic Rehabilitation of Buildings* (FEMA-356), Federal Emergency Management Agency, USA.
- [5] 박금성, 이상섭, 홍성엽, 배규웅(2014) 반원형 스프링으로 횡지지된 건식형 좌굴방지개재의 개발, 한국강구조학회 논문집, 한국강구조학회, 제26권, 제6호, pp.549-558.
Park, K.S., Lee, S.S., Hong, S.Y., and Bae, K.W. (2014) Development of Buckling Restrained Brace Laterally Supported by Semicircular Spring, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.26, No.6, pp.549-558 (in Korean).
- [6] 팜 타이 호안, 김승억(2013) 샌드위치 비좌굴개재의 거동에 대한 수치해석적 연구, 한국강구조학회 2013년도 학술 발표대회 논문집, 한국강구조학회, pp.89-90.
Pham, T.H., and Kim, S.E. (2013) Numerical Study on the Behavior of Sandwiched Buckling-Restrained Braces, *Proceedings of Annual Conference of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, pp.89-90 (in Korean).
- [7] 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.
- [8] 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.
- [9] 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.
- [10] 박준희, 김진구(2008) 각형강봉으로 충전된 좌굴방지가새의 반복하중 실험, 대한건축학회논문집 - 구조계, 대한건축학회, 제24권, 제10호, pp.53-60.
Park, 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*, AIK, Vol.24, No.10, pp.53-60 (in Korean).
- [11] 권순호(2005) 비좌굴 개재의 부재 성능에 관한 실험적 연구, 석사학위논문, 고려대학교.
Kwon, S.-H. (2005) *Experimental Study on the Component Capacity of Buckling-Restrained Braces*, Master's Thesis, Korea University, Korea (in Korean).
- [12] 박대진(2006) 비좌굴 개재의 무모강 길이에 따른 이력거동 평가, 석사학위논문, 고려대학교.
Park, D.-J. (2006) *Evaluation of Hysteretic Behaviors of the Buckling-Restrained Braces According to the Unconstrained Length*, Master's Thesis, Korea University, Korea (in Korean).
- [13] 김도현, 주영규, 김명환, 성우기, 김상대(2009) 하이브리드 비좌굴개재의 진동제어능력에 관한 실험적 연구, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제21권, 제1호, pp.83-91.
Kim, D.H., Ju, Y.K., Kim, M.H., Sung, W.G., and Kim, S.D. (2009) Experimental Study on the Vibration Control Capacity of Hybrid Buckling-Restrained Braces, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol. 21, No.1, pp.83-91 (in Korean).
- [14] 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).
- [15] 조준희, 김정재, 이철호(2010) 개재좌굴을 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).

F_y : 강재의 항복강도, MPa
 E : 강재의 탄성계수, MPa
 L : 부재의 횡좌굴에 대한 비지지길이, mm
 r : 좌굴축에 대한 단면2차반경, mm
 a : 연결재의 간격, mm
 r_i : 구성요소의 단면2차반경
 $\frac{Ka}{r_i}$: 구성요소의 유효 세장비
 $\frac{KL}{r}$: 조립재의 세장비

기 호(Notation)

F_e : 탄성좌굴응력 $\frac{\pi^2 E}{(KL/r)^2}$, MPa
 A_g : 부재의 총 단면적, mm²

요 약 : 최근 구조물의 내진설계 기준이 2009년도 개정되면서 내진설계기준이 점차 구체화 되고 있다. 이에 따라 내진설계기준이 반영되지 않았거나 현재의 기준을 만족시키지 못하는 국내 구조물에 대해 재 검토 될 필요가 있다. 특히 중 저층 구조물의 경우 횡력 저항 요소는 대부분 가새에 의해 설계되어 있다. 즉 현재 사용 중인 가새가 반복적인 지진하중에도 전체 구조물의 안정성을 확보할 수 있도록 합리적인 보강방안이 구체화 될 필요가 있다. 본 연구에서는 무용접 냉간성형 강재로 조립된 압축가새의 구조적 성능과 거동을 분석하고자 한다. 실험 변수는 보강길이 그리고 보강단면 비를 중심으로 구조실험을 수행하였다. 따라서 본 연구에서는 세장한 H형강 가새의 횡좌 굴을 억제하여 압축내력을 발휘토록 보강방안을 제안하였고, 보강안의 압축거동을 검증하기 위해 세장비와 보강량을 변수로 구조 성능 실험을 수행하여 강도, 강성, 변형성능과 파괴거동의 분석을 수행하였다.

핵심용어 : 좌굴방지 가새, 무용접, 냉간 성형 요소, 비부착 재료, 보강재
