

스티프너 일체형 좌굴방지가새의 이력특성에 관한 연구

박병태¹ · 이선재² · 이준호^{3*}

¹연구소장, 메트로티엔씨(주) 기술연구소, ²박사과정, 단국대학교, 건축공학과, ³조교수, 서일대학교, 건축공학과

A Study on the Hysteresis Characteristics of Stiffener-Integrated Buckling Restrained Brace

Park, Byung Tae¹, Lee, Seon Jae², Lee, Joon Ho^{3*}

¹CTO, Technical Research Center, Metro T&C Corporation, Seoul, 05836, Korea

²Graduate student (Ph.D. course), Dept. of Architectural Engineering, Dankook University, Yongin, 16890, Korea

³Professor, Dept. of Architectural Engineering, Seoul University, Seoul, 02192, Korea

Abstract - In this study, a dry type stiffener-integrated buckling restrained brace is proposed as an alternative to existing buckling restrained braces filled with wet concrete. To verify the performance of the proposed buckling restrained brace, a series of experiments is conducted, where the core type and thickness, as well as the stiffener's shape and spacing, are used as variables. Consequently, it is confirmed that the loads at the maximum device displacement in each direction, the maximum/minimum loads at the starting point, and the ratio of deviation of the hysteresis curve area satisfy the KDS and MOE for damping devices. Furthermore, four analytical models based on load-displacement characteristics are proposed for application to seismic reinforcement design. The effectiveness of the four analytical models proposed is confirmed based on experimental results.

Keywords - Stiffener-integrated buckling restrained brace, Stiffener's shape, Hysteresis curve, Analytical model, Seismic reinforcement design

1. 서론

전 세계적으로 지진의 발생빈도가 증가하고 있으며, 특히 아시아를 중심으로 대규모 지진이 발생하면서 인적·물적 피해가 증가하고 있다. 특히 지진으로 인한 재산피해는 2011년 동일본 대지진(M9.0), 1995년 한신대지진(M6.9), 2008년 쓰촨성 대지진(M8.0) 등 인구가 밀집되고 경제적으로 발전된 나라일수록 피해규모가 증가하게 된다^[1]. 지진으로 인한 인적·물적 피해 저감을 위해 가새골조는 횡력 저항시스템으로 오래전부터 적용되고 있다. 가새의 축방향 강성은 바람·지진으로 인해 발생된 횡변위를 제어하고

경제성 있는 내진성능을 확보할 수 있게 한다. 그러나 설계 지진 이상의 하중이 작용하거나 부재설계 오류로 인해 가새가 항복응력 도달 전에 압축 측에서 좌굴이 발생하는 경우, 골조의 횡강성은 급격히 저하되면서 내진성능에 문제가 나타날 수 있다^[2]. 이러한 문제점을 해결하고자 1970년대 좌굴방지가새(buckling restrained braces, BRB)의 기본 개념이 나타났으며, 이후 지속적인 연구가 진행되면서 2000년대 초 좌굴방지가새프레임이 구조용 강재건물의 내진조항(ANSI/AISC 341-05)에 처음 포함되었다^[3]. 좌굴방지가새는 축방향으로 항복하는 코어와 코어를 구속하는 요소로 구성되어 장치의 전체적인 좌굴을 억제하는 감쇠장치이다. Fig. 1(a)와 같이 좌굴방지가새의 코어를 구속하는 재료로는 일반적으로 모르타르가 사용되고 있으며, 강재코어와 모르타르 사이에는 낮은 개면마찰력과 포아송 효과(Poisson effect)를 위해 비부착(unbonding)층 또는 갭(gap)을 설치하여 코어의 측면 확장을 수용하여 구속장치의 축방향 하중전달을 제한한다^[4]. 결과적으로 좌굴방지가새는 비탄성 영역에서 안정적인 이력거동과 충분한 지진에너지의 소산

Note.-Discussion open until December 31, 2022. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on April 26, 2022; revised on May 30, 2022; approved on May 31, 2022.

Copyright © 2022 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-2-2008-1439 Fax. +82-2-2008-1429

E-mail. Joonho.lee.97@gmail.com

능력이 기존 연구에 의해 확인되면서, 다른 연성시스템과 비교되고 있다. 이러한 이유로 적절히 설계된 좌굴방지가새는 현재 사용가능한 여러 유형의 에너지소산장치 중 이력 감쇠장치로 분류된다. 이러한 감쇠장치를 지진에 의한 건물보호를 목적으로 적용하기 위해서는 이론적 거동을 실험적으로 입증해야 하며, 입증을 위한 시험조건은 각 나라별로 다르다. 좌굴방지가새의 형상은 여러 연구자들에 의해 다양하게 제안되어 왔으며, 코어를 구속하는 모르타르 강도 부족 또는 타설 불량시에는 코어변형에 의해 모르타르가 파괴되어 국부적인 좌굴이 발생할 수 있음이 알려졌다^[5].

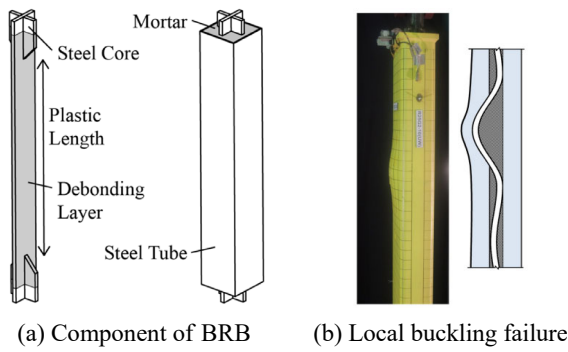


Fig. 1. Typical buckling restrained brace^[2]

본 연구에서는 기존 습식의 모르타르 충전형 좌굴방지부를 보완 및 개선하기 위해 강재로 제작된 좌굴방지링 및 강관의 스티프너를 좌굴억재요소로 설치하여 조립한 좌굴방지가새를 제안하였다. 제안한 스티프너 일체형 좌굴방지가새(stiffener-integrated buckling restrained brace, SBRB)에 대해 실험을 통해 이력특성을 평가하였으며, 실험적 연구를 바탕으로 가새의 해석모델을 제안하고자 하였다.

2. 스티프너 일체형 좌굴방지가새의 개념 및 설계

2.1 코어심재설계

좌굴방지가새는 일반적으로 압축력하에서 좌굴을 방지하기 위해 Fig. 2(a)와 같이 내부 모르타르로 채워지며 코어심재는 다양한 형상으로 설계되고 있으나, 제안된 좌굴방지가새의 코어심재는 강재로 된 좌굴방지링 및 강관형 스티프너로 구속된다. 이때 내부코어심재는 일정 간격의 좌굴방지링으로 4개의 측면을 구속하거나, 2개의 강관과 2개의 강재판이 4개의 측면을 구속하도록 설계되었다. 강재로 된 좌굴방지링은 기존 좌굴방지가새와 마찬가지로 축

방향 하중에 대해 코어의 국부좌굴을 방지하여 코어심재의 고차모드(high mode) 형상을 발생시켜 안정적인 이력거동을 할 수 있도록 설계되었다. 코어를 구속하는 강재의 부속장치는 용접을 통해 조립이 되며, 내부 코어의 축방향 내력에 볼트 또는 핀접합으로 철골프레임 등에 부착된다.

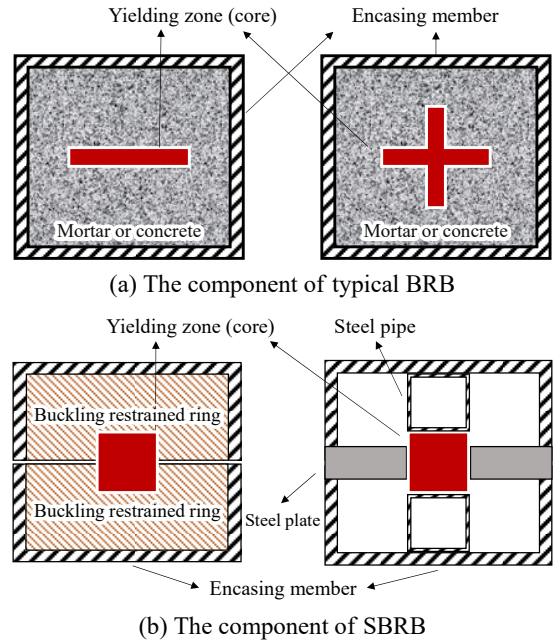
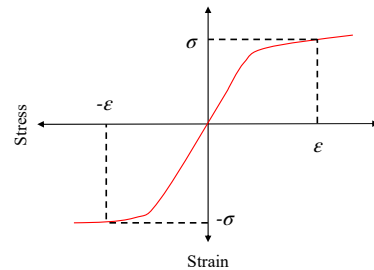
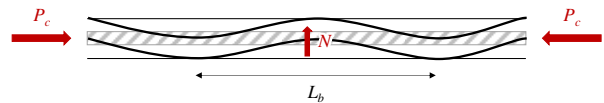


Fig. 2. Component of buckling restrained brace



(a) Core of the tension and compression stress-strain relationships



(b) Schematic of the high-mode buckled brace core

Fig. 3. Brace core of the tension and compression

내부 코어는 균일한 응력을 부담하는 것을 기반으로 설계한다. 강재항복력 P_y , 최대인장력 T_{max} 및 코어의 최대압축력 C_{max} 는 아래 식 (1) - 식 (3)에 의해 계산된다.

$$P_y = F_{yst} A_{st} \tag{1}$$

$$T_{\max} = R_t F_{ust} A_{st} \quad (2)$$

$$C_{\max} = R_y P_y \quad (3)$$

여기서, F_{yst} 는 강재코어의 항복응력, A_{st} 는 강재코어의 단면적($A_{st} = tb$), F_{ust} 는 강재코어의 인장응력이다. R_y 및 R_t 는 강재의 설계기준강도에서 기대강도로 변환하는 계수로 KDS 41 31 00에 의해 정의된 계수를 따른다^[6].

강재코어의 항복변형은 강재의 탄성계수 E 를 고려할 때 후크의 법칙(Hooke's law)을 따른다.

$$\delta_{y,BRB} = \frac{P_y L_B}{EA_{st}} \quad (4)$$

여기서, L_B 는 강재코어에 구속되어 있는 순수 심재의 길이이다. 항복변형은 실험적으로 검증하였으며, 좌굴방지가새의 최대변형은 강재코어의 고차모드변형에 의해 발생하므로 가새의 최대변위는 코어의 최대변형으로 예상할 수 있다. 좌굴방지가새의 최대변형은 식 (5)에 의해 계산된다.

$$\delta_{\max,BRB} = u \cdot \delta_{y,BRB} \quad (5)$$

여기서, u 는 실험에 기초한 코어심재의 연성이며, 각 코어심재의 최소연신율은 다음과 같다. SS275의 최소연신율은 18 - 23, SN400의 최소연신율은 17 - 22, SM275의 최소연신율은 18 - 24, SM355의 최소연신율은 17 - 23이다.

코어심재의 최소요구길이는 설계충간변형 이상이 되어야 하며, MOE 2021에서는 강성중심을 기준으로 각 양방향에 2개 미만의 장치가 배치되는 경우, 모든 감쇠장치는 평가기준지진 작용 시 최대변위 응답의 200퍼센트에 해당하는 변위에 저항할 수 있어야 하기 때문에 2배를 충족할 수 있는 것을 권장한다.

$$L_B \geq 2 \cdot \Delta_d \cdot \cos \theta \frac{E}{F_{y,st}} \frac{1}{u} \quad (6)$$

여기서, E 는 강재의 탄성계수이다.

2.2 연결부 설계

좌굴방지가새의 양단부는 내력 및 전단에 대해 저항해야 하며, 설치 위치에 따라 볼트접합과 핀접합을 적용한다. Fig. 4(a)와 같이 볼트접합은 KDS 41 31에 의해 지압강도(전단강도), 미끄럼강도 등을 계산해야 하며 아래 식 (7) 및

식 (8)에 의해 계산된다^[6].

$$R_n = 1.2L_c t F_u \leq 2.4dt F_u \quad (7)$$

$$R_n = u h_{sc} T_o N_s \quad (8)$$

여기서, d 는 볼트의 공칭직경, F_u 는 피접합재의 공칭인장강도, L_c 는 하중방향 순간적으로 구멍의 끝과 피접합재의 끝 또는 인접구멍 끝까지의 거리, t 는 피접합재의 두께를 의미한다.

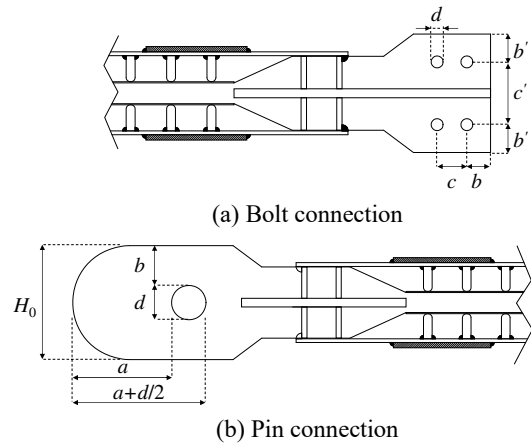


Fig. 4. Joint connection of BRB

Fig. 4(b)에 나타난 핀 접합부는 좌굴방지가새를 모서리가새(knee brace)형으로 적용할 때 설계하며, 설계인장강도 ΦP_n 은 식 (9) - 식 (12)의 인장파단, 전단파단, 지압, 항복의 한계상태 중 작은 값으로 해야 한다^[6].

$$P_n = 2t b_{eff} F_u \quad (9)$$

$$P_n = 0.6 F_u A_{sf} \quad (10)$$

$$P_n = 1.8 F_y A_{pb} \quad (11)$$

$$P_n = F_y A_g \quad (12)$$

여기서, t 는 판재의 두께, b_{eff} 는 유효연단거리, a 는 핀구멍의 연단으로부터 힘의 방향과 평행하게 측정된 부재의 연단까지의 최단거리, d 는 핀직경, A_{pb} 는 투영된 지압면적, A_g 는 부재의 총 단면적이다.

2.3 스티프너 일체형 좌굴방지가새 구성

좌굴방지가새는 Fig. 5(a) - Fig. 5(b)와 같이 스티프너 일체형 외부강관, 코어심재로 구성되어 있으며, 코어심재의 변형을 통해 기존가새보다 변형능력 및 지진하중 흡수능

력을 향상시켰다. 좌굴방지가새를 철골프레임에 설치할 때에는 Fig. 5(c)와 같은 형태로 설치된다. 지진에 의해 좌굴방지가새에 축력이 발생하면, 강재스티프너는 코어심재의 고차모드 좌굴을 유도하도록 되어 있으며, 이때 코어심재와 강재 스티프너 공간은 마찰력저감 및 포아송효과를 위해 2 mm 두께의 부틸고무소재를 비부착물질로 적용한다.

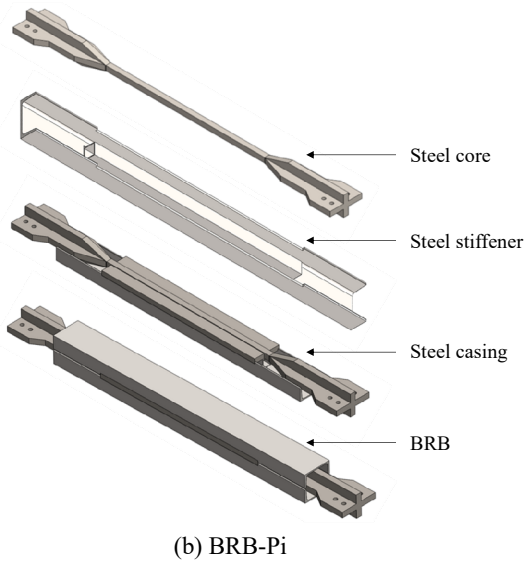
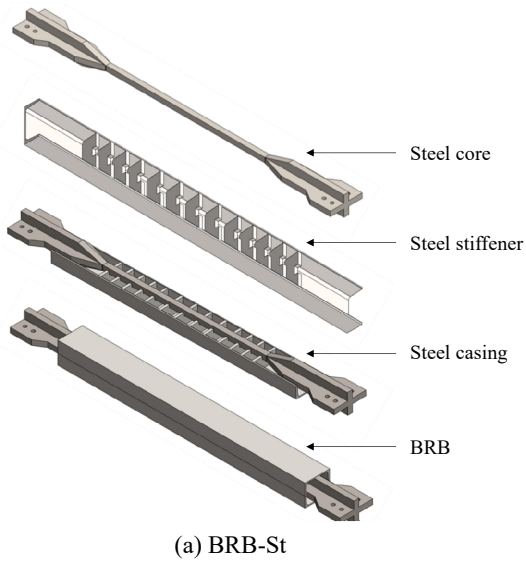


Fig. 5. Buckling restrained braces configuration

3. 스티프너 일체형 좌굴방지가새 성능실험

3.1 스티프너 일체형 좌굴방지가새의 실험계획

본 연구에서는 비탄성 영역에서의 좌굴방지가새의 거동 특성을 분석하기 위해 Fig. 6(a) - Fig. 6(e)와 같이 코어심재의 크기, 강재의 종류, 좌굴방지링의 간격, 내부 스티프너의 형태(좌굴방지링형, 각형강관형) 등을 변수로 반복가력실험을 수행하였다. 실험체의 전체 길이는 2,000 mm, 스티프너로 구속된 부분의 코어심재 길이는 1,000 mm로 동일하며 양단부는 십자형태(+)의 볼트접합부로 설계하였다. 각 실험체의 주요 변수는 Table 1에 정리하였으며, 기준 실험체(S-BRB-St)의 코어 심재의 재료는 KS D 3503 일반 구조용 압연강재(SS275), 코어심재의 크기는 30 mm × 30 mm, 좌굴방지링의 간격은 단부 70 mm, 중앙부 90 mm로 하였다.

S-BRB-St-35 실험체는 기준실험체와 코어크기에 대한 변수로 코어심재의 크기가 35 mm × 35 mm이며, S-BRB-Uf 실험체는 좌굴방지링의 간격을 변수로 하여 단부와 중앙부 모두 91 mm의 등간격으로 하였다. M-BRB-Pi 실험체는 용접량 및 무게 감소를 위해 내부 스티프너를 좌굴방지링에서 50×50×3.2t의 일반 구조용 각형강관(SRT275)으로 변경하였으며, 코어심재는 용접 구조용 압연강재(SM355)로 하였다. M-BRB-Pi-10 실험체는 코어심재의 제작 및 가공, 수급 등을 고려하여 10 mm의 플레이트를 다층으로 쌓아서 다른 실험체와 단면적을 동일하게 한 멀티코어 형식으로 제작하였으며, 재료실험에 의한 강종의 연신율은 SS275는 29.3%, SM355는 32.7%로 나타났다.

Table 1. Summary of test specimens

Specimens *	Steel grade	Core section (mm)	Core length (mm)	Tube (mm)
S-BRB-St-Uf	SS275	30×30	1,000	□-150×75
S-BRB-St	SS275	30×30		□-150×75
M-BRB-St	SM355	30×30		□-150×75
S-BRB-St-35	SS275	35×35		□-150×75
M-BRB-Pi	SM355	30×30		□-150×75
M-BRB-Pi-10	SM355	10×30×3EA		□-150×75

*S: steel structure, M: steel marine, BRB: buckling restrained braces, St: stiffener. Pi: steel pipe, UF: uniform, 35: core thickness 35 mm, 10: core thickness 10 mm

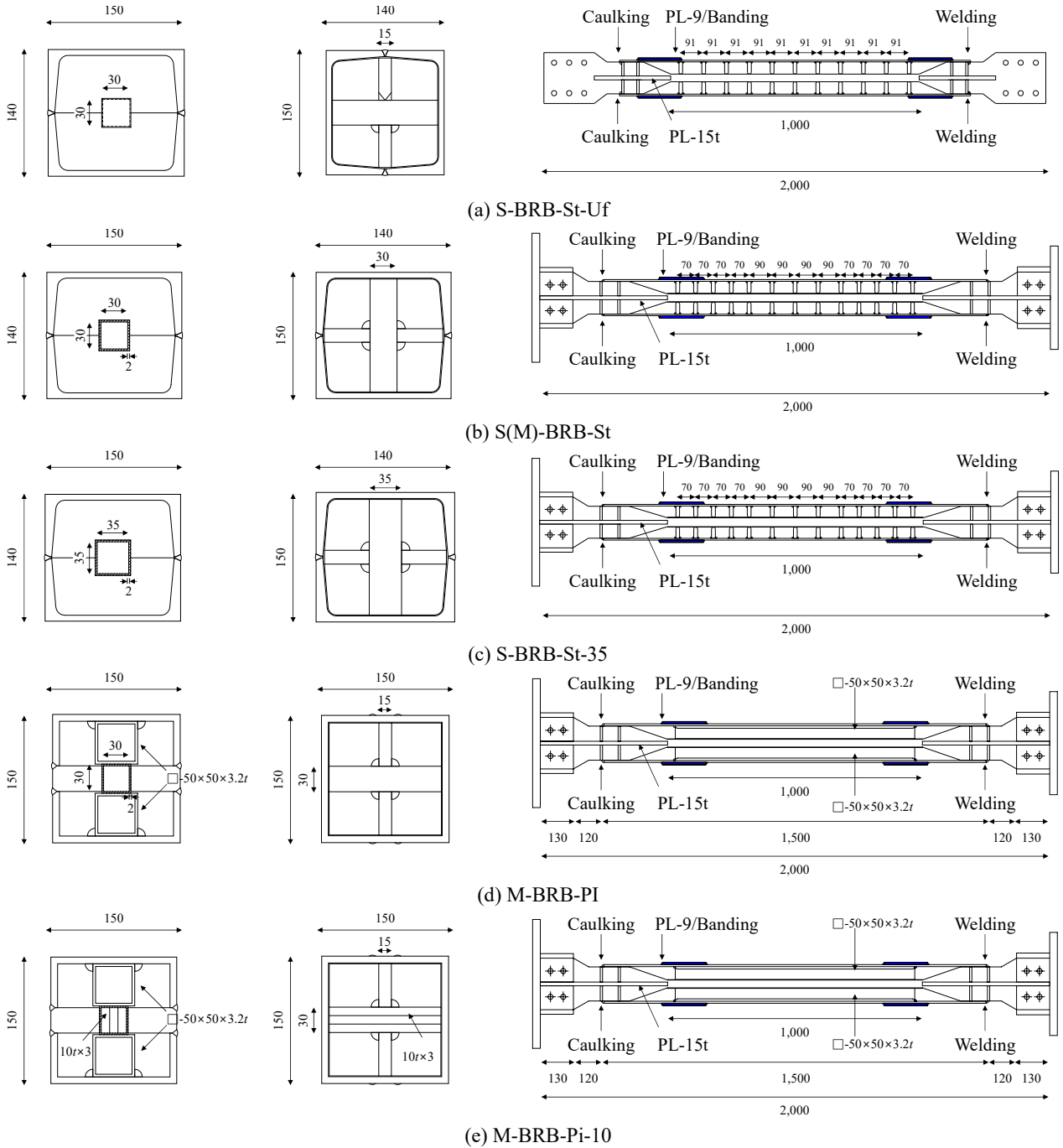
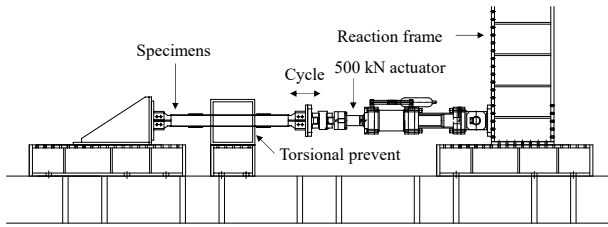


Fig. 6. Detail of specimens

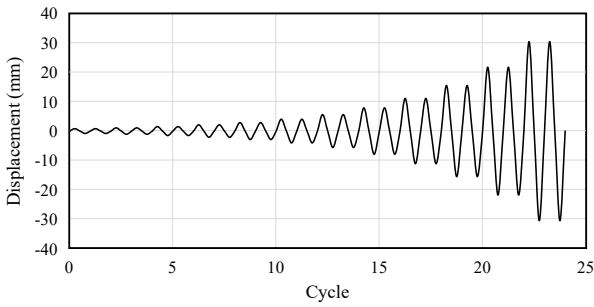
3.2 가력계획

본 연구의 실험체 가력방법은 변위제어방식으로 Fig. 7(a)와 같이 축방향 가력으로 하였으며, 가력사이클은 Fig. 7(b) - Fig. 7(e)와 같이 증분가력, KDS 41 17 00 및 MOE 2021에서 제시된 에너지소산장치의 시험기준, 저변위 피로시험을 적용하였다^{[7]-[9]}. S-BRB-St-Uf 실험체는 코어심재의 최대

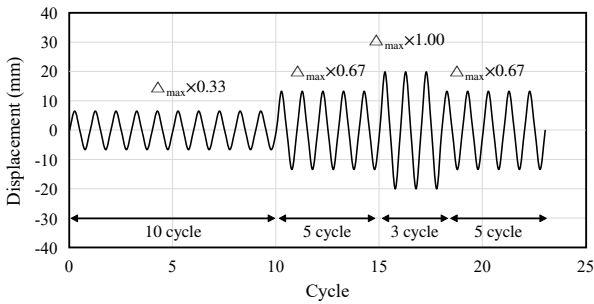
변형률을 확인하고자 코어심재의 변형률 3%를 기준으로 증분가력하였으며, KDS 41 17 00에 의한 반복가력은 코어심재의 증분가력에 따른 변형률을 고려하여 최대변위 ± 22 mm로 하여 최대장치변위의 0.33배 10회, 0.67배 5회, 1.0배 3회씩 반복가력하였다. S(M)-BRB-St, S-BRB-St-35, M-BRB-Pi, M-BRB-Pi-10 실험체의 최대변위는 코어심재 길이의 변형률 2%에 해당하는 ± 20 mm로 하였으며, 최대



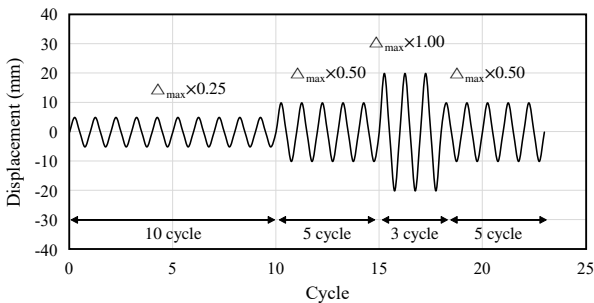
(a) Cyclic loading test setup



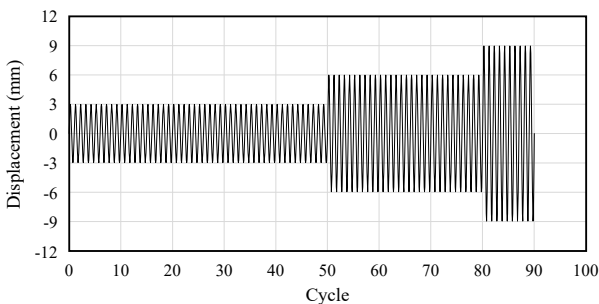
(b) Incremental cyclic loading pattern



(c) Cyclic loading pattern in KDS 41 17 00



(d) Cyclic loading pattern in MOE 2021



(e) Low cycle fatigue

Fig. 7. Loading test of specimens

장치변위의 0.33배 10회, 0.67배 5회, 1.0배 3회씩 및 0.25 배 10회, 0.5배 5회, 1.0배 3회씩 반복가력하였다. 가력속도는 기존 저층 콘크리트 구조물의 주기 및 가력장비의 성능을 고려하여 0.25 Hz로 하였다. 최대장치변위 이후 여진에 대한 내구성 확인을 위해 최대장치변위의 0.67배에 대해 각각 5회씩 추가 가력을 진행하였다. 또한 좌굴방지가새의 저변위 반복이력에 대한 영향을 확인하고자 M-BRB-Pi 실험체로 저사이클 피로(low cycle fatigue) 성능실험을 실시하였다. 저사이클 피로실험은 순서효과(sequence effect)를 위해 이론적 항복변위(1.69 mm) 및 실험 세팅시 유격 등을 고려하여 초기가력변위를 ± 3 mm로 하였으며, 최종적으로 Fig. 7(e)와 같이 ± 3 mm 50회, ± 6 mm 30회, ± 9 mm 10회의 순으로 반복가력을 실시하였다.

3.3 스티프너 일체형 좌굴방지가새의 이력거동 및 결과

Fig. 8(a)-Fig. 8(f)는 좌굴방지가새의 가력방법에 따른 실험체별 이력곡선으로, 그래프의 x축은 코어심재의 변형률을 나타내고, y축은 좌굴방지가새에 작용하는 하중을 나타내며, S-BRB-St 및 S-BRB-Pi 실험체는 KDS 41 17 00 및 MOE 2021 가력방법에 따른 이력곡선을 하나의 그래프에 나타내었다.

S-BRB-St-Uf 실험체는 등간격으로 내부 스티프너를 설치한 실험체로 코어심재의 1.5% 변형률일 때까지는 하중의 감소가 나타나지 않았으나, 변형률 2.2% 이후에는 심재 단부에서 국부좌굴로 인해 하중감소가 나타났다. 실험체의 최대내력은 정가력 449.12 kN, 부가력 375.95 kN인 것으로 확인되었다.

S-BRB-St 실험체는 Fig. 8(b)와 같이 가력이 진행되는 동안 코어심재의 목표변형률인 2% 변형률 동안 하중저감없이 안정적인 이력거동을 보였으며, 실험체의 최대 가력하중은 정가력 407.7 kN, 부가력 379.85 kN으로 확인되었다.

일반구조용 압연강재에서 용접구조용 압연강재로 변경된 M-BRB-St 실험체는 Fig. 8(c)와 같이 목표변형률 2%까지 하중의 감소는 나타나지 않았으며, 실험체의 최대내력은 정가력 491 kN, 부가력 450 kN으로 나타나 기준실험체인 S-BRB-St에 비해 정가력은 20.4%, 부가력은 18.5%의 내력향상이 있는 것으로 확인되었다.

Fig. 8(d)의 S-BRB-St-35 실험체는 목표변형률 2%에 도달한 1회 반복가력시에는 액추에이터의 허용내력인 500 kN 이내였으나 2회 반복가력시에는 항복후 강성으로 허용내

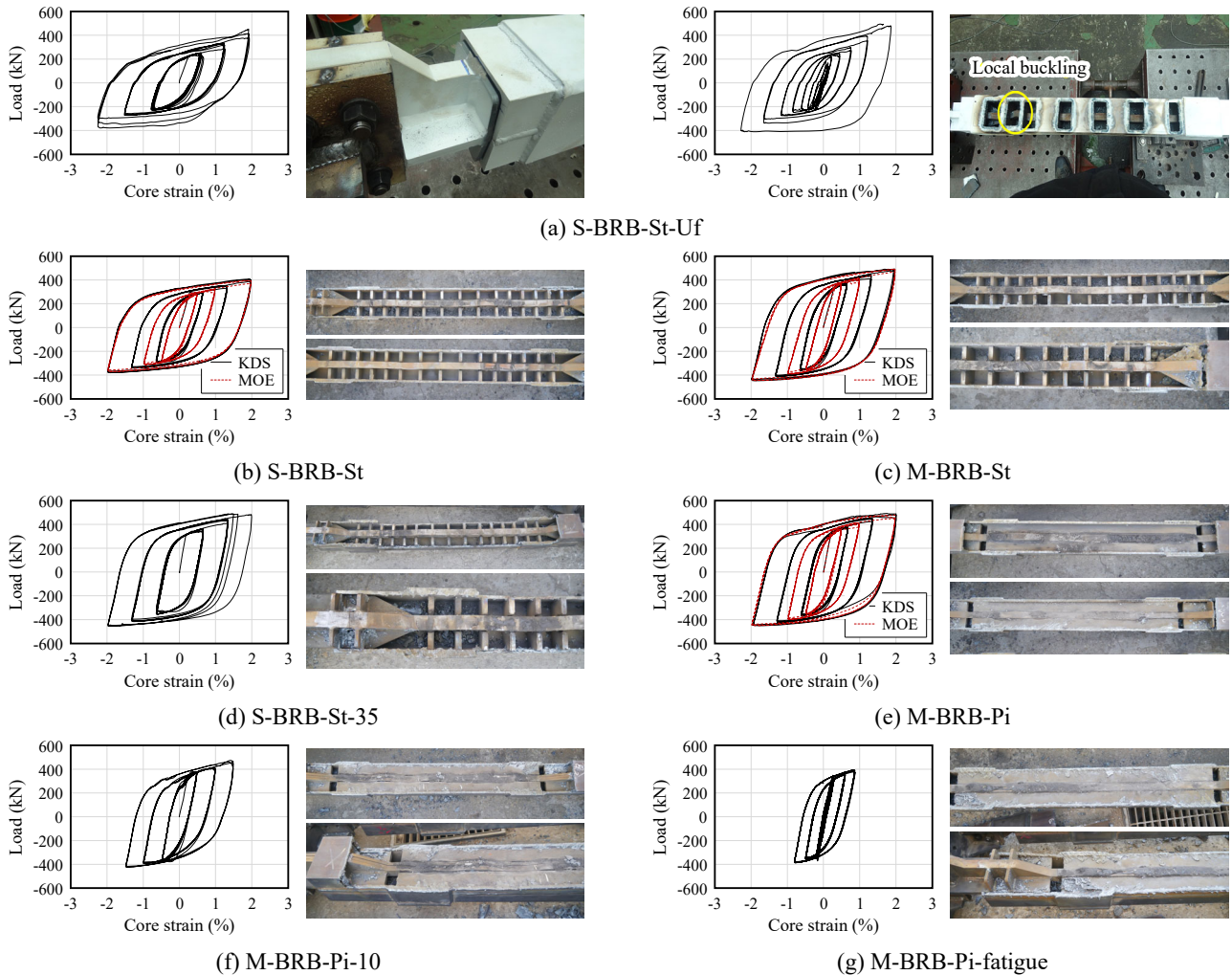


Fig. 8. Test results of all specimens

력을 초과하여 정가력에 의한 최대변위까지 가력을 진행하지 못하였다. 가력이 진행되는 동안의 최대 가력하중은 정가력 488.89 kN, 부가력 453.67 kN으로 확인되었다.

내부 각형강관으로 제작된 M-BRB-Pi 실험체는 Fig. 8(e)와 같이 최대변위인 20 mm에서 실험체의 최대내력이 나타났으며, 이때의 실험체의 내력은 정가력 493.67 kN, 부가력 450.39 kN인 것으로 확인되었다. 또한 최대변위에서의 3회 반복이력시 1.66% - 3.85%의 하중감소가 나타났으며, 이는 내부 스티프너로 사용된 강관의 국부좌굴에 의한 것으로 확인되었다.

Fig. 8(f)와 같이 코어심재를 멀티코어로 제작한 M-BRB-Pi-10 실험체는 하나의 코어로 제작된 M-BRB-Pi 실험체에 비해 내력이 다소 감소되었으며, 실험체의 최대내력은 압축력 474.15 kN, 인장력 422.24 kN인 것으로 확인되었다. 좌굴방지가새의 내력감소는 멀티코어에 따른 심재상호간의

마찰력에 의한 것으로 판단되며, 대부분의 실험체에서 가력이 진행되는 동안 하중감소 없이 안정적인 이력거동을 보이는 것으로 확인되었다. 또한 내부 코어심재의 고차모드형 좌굴은 안정적으로 형성되는 것이 관찰되었다.

3.4 스티프너 일체형 좌굴방지가새의 기준적합성 결과

S-BRB-St-Uf 실험체의 각 변위 사이클에서 방향별 최대하중은 코어심재의 변형률이 증가될수록 증가되는 경향을 나타내었으며, 방향별 최대·최소하중의 최대차이는 정방향의 목표변위 0.67배에서 평균치의 10.76% 이내였으며, 부방향에서는 목표변위에서 평균치의 12.63% 이내인 것으로 확인되었다. 원점에서의 최대하중은 목표변위에서 평균치의 3.78% 이내였으나, 최소하중은 목표변위의 0.33배에서 평균치의 15.97%로 확인되어 기준적합성 조건을 만

족하지 못하는 것으로 확인되었다. 이는 가력 초기 접합부 슬립으로 인한 것으로 코어심재 변형률 증가시에는 하중증가로 오차율이 낮아진 것으로 판단되었다. 이력곡선면적은 코어심재의 변형률이 증가될수록 평균치와 유사한 경향을 나타냈으며 목표변위 0.33배에서 평균치의 9.23%로 최대차이를 보이는 것으로 확인되었다.

S-BRB-St 실험체의 각 변위 사이클에서 방향별 최대하중은 정방향에서는 목표변위 0.67배에서 평균치의 4.66% 이내였으며, 부방향에서는 목표변위 0.67배에서 평균치의 2.22% 이내인 것으로 확인되었다. 원점에서의 최대하중은 평균치의 2.28% 이내, 최소하중은 평균치의 4.26% 이내였

으며, 이력곡선의 면적은 모든 반복재하로부터 산정된 평균치의 최대 4.66% 이내인 것으로 확인되어 기준적합성을 만족하는 것으로 확인되었다.

기준실험체에서 SS 강종에서 SM 강종으로 변경된 M-BRB-St 실험체의 경우, 방향별 최대하중은 정방향에서 목표변위 1.00배에서 평균치의 2.9% 이내였으며, 부방향에서는 목표변위 0.67배에서 평균치의 1.7% 이내로 확인되었다. 원점에서의 최대하중은 평균치의 2.35% 이내, 최소하중은 평균치의 4.24% 이내였으며, 이력곡선의 면적은 모든 반복재하로부터 산정된 평균치의 최대 3.43% 이내인 것으로 확인되어 기준적합성을 만족하는 것으로 확인되었다.



Fig. 9. Failure mode of each specimen

Table 2. Result of BRB test

Specimens		Zero disp. forces (kN)		Max disp. forces (kN)		Min disp. forces (kN)		Eloop area (kN·mm)	
		Max.	Min.	Max.	Min.	Max.	Min.	Max.	Min.
S-BRB-St-Uf	0.33 times	195.92	-196.91	253.33	238.25	-227.40	-218.58	3,623.25	3,059.4
	0.67 times	245.44	-207.88	335.03	284.95	-270.63	-256.43	9,847.7	9,615.37
	1.00 times	316.68	-333.71	449.12	375.93	-375.95	-295.93	20,783	18,432.8
S-BRB-St	0.33 times	220.94	-246.01	295.54	288.75	-291.89	-285.97	4,012.74	3,718.22
	0.67 times	285.56	-289.63	351.19	329.05	-340.77	-329.72	12,085.27	11,443.57
	1.00 times	331.48	-330.37	407.7	386.05	-379.85	-366.69	22,067.8	20,982.11
M-BRB-St	0.33 times	261.91	-279.57	372.82	358.85	-362.36	-353.17	4,497.97	4,250.96
	0.67 times	358.74	-354.15	445.95	410.28	-412.64	-403.61	14,500.08	13,770.78
	1.00 times	415.08	-399.96	491	477.2	-450.75	-437.91	25,603.74	25,000.36
S-BRB-St-35	0.33 times	288.38	-320.1	363.85	343.99	-353.5	-332.29	5,507.78	5,107.48
	0.67 times	362.62	-366.87	449.84	410.13	-415.46	-395.38	15,399.34	14,581.28
	1.00 times	406.04	-401.42	488.87	484.47	-453.67	-446.92	26,391.44	-
M-BRB-Pi	0.33 times	281.51	-314.2	379.41	365.87	-368.16	-357.26	4,863.63	4,527.42
	0.67 times	359.97	-364	454.57	424.47	-420.3	-408.3	14,808.33	14,387.85
	1.00 times	405.58	-402.12	493.67	474.27	-450.39	-442.5	26,019.89	24,273.41
M-BRB-Pi-10	0.33 times	261.35	-291.43	383.04	367.34	-376.7	-362.67	4,190.96	3,765.57
	0.67 times	323.33	-326.87	413.69	404.02	-391.58	-379.6	12,816.53	12,384.81
	1.00 times	359.7	-345.86	474.15	453.52	-422.24	-415.91	22,642.82	21,933.2

S-BRB-St-35 실험체의 경우, 각 변위 사이클에서 방향별 최대하중은 정방향에서는 목표변위 0.67배에서 평균치의 5.75 % 이내였으며, 부방향에서는 목표변위 0.33배에서 평균치의 4.05 % 이내인 것으로 확인되었다. 원점에서의 최대하중은 평균치의 1.49 % 이내, 최소하중은 평균치의 3.62 % 이내였으며, 이력곡선의 면적은 모든 반복재하로부터 산정된 평균치의 최대 4.72 % 이내인 것으로 확인되어 기준적합성을 만족하는 것으로 확인되었다.

M-BRB-Pi 실험체의 경우, 각 변위 사이클에서의 방향별 최대하중은 정방향에서는 목표변위 0.67배에서 평균치의 4.80 % 이내였으며, 부방향에서는 목표변위 0.67배에서 평균치의 1.98 % 이내인 것으로 확인되었다. 원점에서의 최대하중은 평균치의 8.44 % 이내, 최소하중은 평균치의 7.65 % 이내였으며, 이력곡선의 면적은 모든 반복재하로부터 산정된 평균치의 최대 5.82 % 이내인 것으로 확인되어 기준적합성을 만족하는 것으로 확인되었다. 다만, 영변위 하중 및 이력곡선면적은 목표변위의 마지막 사이클에서 최대치가 발생하였으며, 이는 Fig. 3(a)와 같이 코어심재의 구속 부재인 강관의 국부좌굴에 의한 것으로 판단된다.

M-BRB-Pi-10 실험체의 경우, 각 변위 사이클에서 방향별 최대하중은 정방향에서는 목표변위에서 평균치의 2.36 % 이내였으며, 부방향에서는 목표변위 0.67배에서 평균치의 2.37 % 이내인 것으로 확인되었다. 원점에서의 최대하중은 평균치의 5.14 % 이내, 최소하중은 평균치의 7.21 % 이내였으며, 이력곡선의 면적은 모든 반복재하로부터 산정된 평균치의 최대 5.61 % 이내인 것으로 확인되어 기준적합성을 만족하는 것으로 확인되었다.

단부의 국부좌굴에 의한 S-BRB-St-Uf 실험체의 부가력 방향의 최소하중에서의 차이를 제외한 대부분의 실험체는 국내·외 감쇠장치 기준에 의한 적합성평가를 만족하는 것으로 분석되었다.

4. 좌굴방지가새 해석모델 및 평가

4.1 좌굴방지가새의 해석모델

스티프너 일체형 좌굴방지가새의 에너지소산능력을 이용한 제진설계 및 기존 시설물의 내진보강설계를 위해서는 해석모델이 필요하다. 좌굴방지가새의 해석모델은 압축과 인장에서 동일한 거동을 갖고 국내·외 다양한 상용프로그램에서 지원하고 있는 Bi-linear 모델을 전통적으로 사용하

고 있다. 그러나 실제 연성 강재를 사용하는 에너지소산장치는 반복하중에 따른 하중-변위 곡선이 매끄러운 이력곡선형태를 보이기 때문에 이력면적 산정시 과대평가될 우려가 있다. 따라서 좌굴방지가새의 해석모델은 상용프로그램의 실무적용성 및 실험결과와 하중-변위곡선을 고려하여 Bi-linear 모델, Ramberg-Osgood 모델, Bouc-Wen 모델, BRB 모델 등 총 4가지로 제안하였다. 제안된 모델 중 Ramberg-Osgood 모델의 이력특성은 식 (13)에 의해 제어된다^[10].

$$\frac{\epsilon}{\epsilon_y} = \frac{\sigma}{\sigma} \left(1 + \left| \frac{\sigma}{\sigma_y} \right|^{\gamma-1} \right) \quad (13)$$

여기서, γ 는 이력곡선의 모형을 결정하는 변수이며, $\gamma = 1$ 은 탄성모델, $\gamma = \infty$ 일 경우 탄소성모델과 같다.

Bouc-Wen 모델의 이력특성은 식 (14)에 의해 제어된다^[11].

$$f_s(x, \dot{x}, \dot{z}) = \alpha kx + (1 - \alpha)kz \quad (14a)$$

$$\dot{z} = \dot{x} [A - |z|^n \gamma + \beta \text{sgn}(\dot{x}z)] \quad (14b)$$

여기서, α : 항복 후 강성비, k : 초기강성, z : 비탄성 변형을 위한 변수, n : 이력곡선 스케일 등을 제어하는 변수, γ 및 β : 형상 제어를 위한 변수로 $|\gamma| + |\beta| = 1$ 이다.

BRB 모델의 이력특성은 마찰미끄러짐에 의한 경화를 고려하고 압축과 인장에서 매개변수를 다르게 설정하면 정확도가 높아지며 식 (15)에 의해 제어된다^[12].

$$F_y^+(t) = (F_{y\max}^+ - F_{y0}) \exp\left(-\frac{u(t)}{\delta_r^+}\right) \frac{\dot{u}(t)}{\delta_r^+} \text{ if } F(t) > 0 \quad (15a)$$

$$F_y^-(t) = (F_{y\max}^- - F_{y0}) \exp\left(-\frac{u(t)}{\delta_r^-}\right) \frac{\dot{u}(t)}{\delta_r^-} \text{ if } F(t) < 0 \quad (15b)$$

$$\delta_1(t) = \left| \frac{F(t) - F_1(t)}{F_y^+(t)} \right|^{\alpha^+} \delta(t) \text{ if } \delta(t) > 0 \text{ and } F(t) > 0 \quad (15c)$$

$$\delta_1(t) = \left| \frac{F(t) - F_1(t)}{F_y^-(t)} \right|^{\alpha^-} \delta(t) \text{ if } \delta(t) < 0 \text{ and } F(t) < 0 \quad (15d)$$

$$\delta_1(t) = 0 \quad (15e)$$

여기서, F_{y0} : 초기항복력, $F_{y\max}$: 경화조건에서의 최대항복력, δ_r : 등방성 경화속도를 제어하는 변수(실험값 적용), $\mu(t)$: 누적소성변형, $\dot{u}(t)$: 증분된 누적소성변형, $\delta_1(t)$: 소성변형, α : 탄성에서 소성으로 이동경향을 제어하는 변수(실험값 적용).

δ 값이 높을수록 등방성 경화값이 느려지며, α 값이 높을수록 탄성에서 소성범위로 급격한 전환이 되며, 낮을수록 부드럽고 점진적인 전환이 된다.

Fig. 10(a)는 실험결과에 대해 이선형모델로 이상화하였으며, Fig. 10(b) - Fig. 10(c)에는 Ramberg-Osgood 및 Bouc-Wen 모델을 나타내었다. 제안된 해석모델에 대한 주요 변수값은 Table 3에 나타내었다. 초기강성, 항복내력, 항복후 강성비는 2장의 코어심재의 설계식에 의해 제시되었으며, 각 해석모델의 고유변수값은 실험결과를 근거로 제시하였다. 유효성 평가는 3차원 구조해석프로그램인 Seismostruct (v2021)를 이용하였으며 실험과 동일한 조건인 변위제어 방식의 static time history analysis를 수행하여 결과를 비교·분석하였다^{[13],[14]}.

스티프너 일체형 좌굴방지가새의 실험 및 해석 비교결과는 Fig. 11(a) - Fig. 11(d)에 나타내었으며, 제안된 해석모델은 비교적 실험결과를 잘 모사하는 것으로 분석되었다. Fig. 12(a)는 각 방향별 최대·최소하중의 변화를 보여주며, Fig. 12(c)는 반복구간별 최대변위비에 대한 정규화에너지 (normalized energy)의 변화를 보여준다.

Bi-linear, Ramberg-Osgood, Bouc-Wen, BRB 모델 모두 최대장치변위에 대해 각 방향별 최대·최소내력의 차이가 $\pm 15\%$ 이내로 확인되었으며, 에너지소산면적은 Bi-linear 및 Bouc-Wen 모델은 초기변위에서 국부적인 소성화가 진행되는 전이영역이 없어 초기변위에서 해석모델이 실험결과와 비교시 다소 과대평가하는 결과를 보였으나, 변위가 증가될수록 예측된 소산에너지는 정규화에너지 1.0에 근

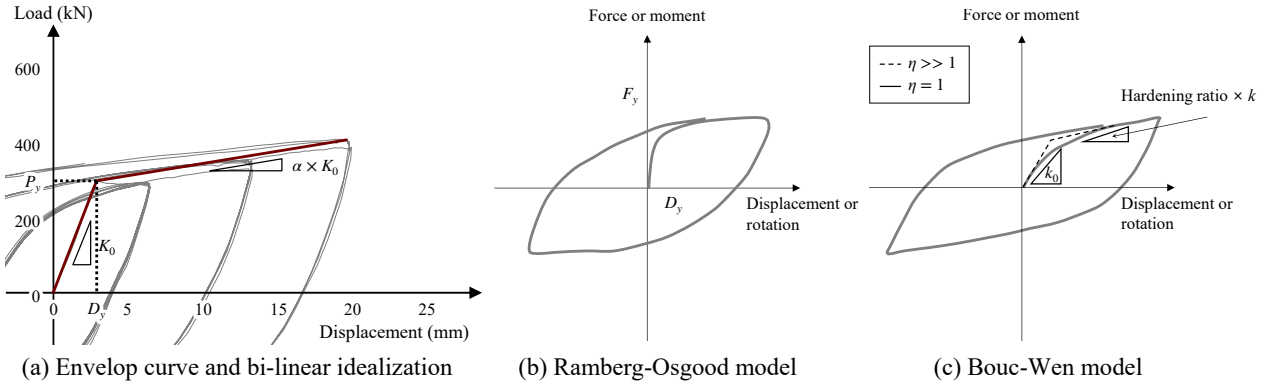


Fig. 10. Analysis model of SBRB

Table 3. Parameters of analysis model

Model	Properties	Value
S-BRB-St	Core size	30 mm × 30 mm
	Core length	1,000 mm
Bi-linear	Initial stiffness ($K_0 = P_y/\delta_y$)	189.0 kN/mm
	Yield force ($P_{y,h}$)	286.0 kN
Ramber-Osgood	Post yield hardening ratio	0.035
	Stiffness	189.0 kN/mm
	Yield force ($P_{y,h}$)	286.0 kN
Bouc-Wen	R-O parameter (γ)	8
	Initial stiffness	189.0 kN/mm
	Post yield hardening ratio	0.035
BRB model	η, γ, β, A	1.00, 0.5, 0.5, 1.55
	Constant controlling elastic to plastic transition for tens./Comp. (α)	0.9 / 0.9
	Hardening ratio for tens./Comp. (b)	0.035 / 0.03
	Constant controlling isotropic hardening for tens./Comp. (δ)	0.5 / 0.5

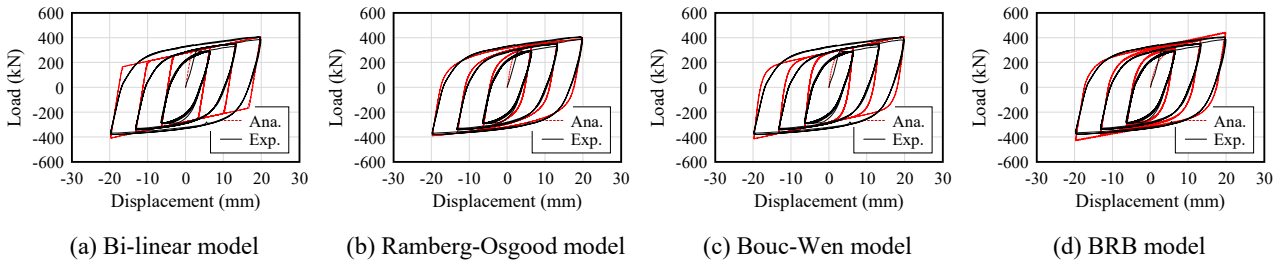


Fig. 11. Comparison of nonlinear analysis and test result of S-BRB-St

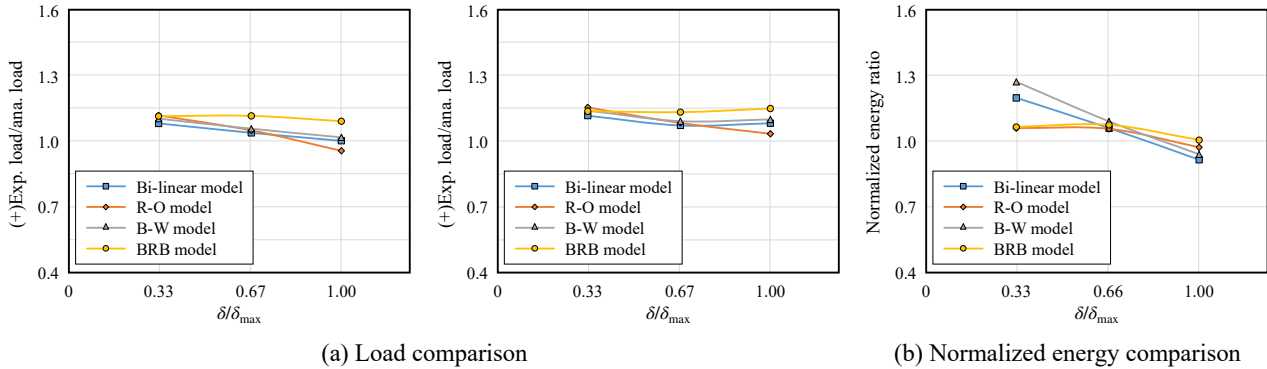


Fig. 12. Comparative analysis of experimental and analysis results

접한 것으로 확인되었다. Bi-linear 및 Bouc-Wen 모델의 초기영역에서의 소산에너지의 차이는 1 kJ 이내에 불과하였으며, Ramberg-Osgood 및 BRB 모델은 전체 이력구간에서 대체로 소산에너지는 실험결과를 잘 반영하는 것으로 확인되었다. 이를 감안하면, 제안된 4개의 해석모델 중 대체로 BRB 모델이 최대·최소내력, 소산에너지량 등이 매우 근사하게 예측된다고 할 수 있다.

5. 결론

본 연구에서는 기존 습식 콘크리트 내부충진형 좌굴방지가새를 개선한 좌굴방지링과 각형강관을 이용한 스티프너 일체형 좌굴방지가새를 제안하여 이력특성을 확인하고 구조물의 내진보강설계에 활용하기 위해 스티프너 일체형 좌굴방지가새의 해석모델을 제안하였다. 제안된 좌굴방지가새의 해석모델은 초기강성, 항복강도, 항복변위는 이론 모델을 적용하였으며, 항복 후 강성 및 강성비, Ramberg-Osgood 모델 및 Bouc-Wen 모델의 고유 파라미터는 실험 그래프를 반영하여 추정하였다. 실험 및 제안된 해석모델 결과는 다음과 같다.

(1) 스티프너 일체형 좌굴방지가새의 실험 결과, 내부 스

티프너를 등간격으로 설치한 S-BRB-St-UF 실험체를 제외한 모든 실험체에서 원점에서의 최대·최소하중, 방향별 최대 장치변위에서의 하중, 이력곡선의 면적은 건축물 내진 설계기준(KDS 41 17 00)에 의한 적합성 평가시, 평균치의 최대 8.4% 이내로 확인되어 적합성을 확보한 것으로 확인되었다.

- (2) 단부의 스티프너 간격에 따른 실험체의 이력특성의 차이가 크게 나타났으며, 안정적인 이력특성을 요구 시에는 S-BRB-St 실험체와 같이 단부 스티프너 간격의 제한이 필요할 것으로 판단된다.
- (3) 내부 스티프너를 강관으로 적용한 M-BRB-Pi 실험체는 감쇠장치의 적합성조건을 만족하였으나, 일부 실험체에서 강관단부에 국부좌굴이 발생함에 따라 제안된 강관(50×50×3.2t) 이상의 두께를 적용하는 것이 좋을 것으로 판단된다.
- (4) 제안된 이력모델과 실험결과에 의한 이력특성 비교 결과, 초기강성 및 항복강도, 항복 후 강성비를 적용한 Bi-linear, Ramberg-Osgood, Bouc-Wen 해석모델은 스티프너 일체형 좌굴방지가새의 이력거동에 대해 예측이 가능하여 제진설계 및 내진보강을 위한 해석 및 평가모델로 적용이 가능함을 확인하였다. 압축과 인장하중에 대해 각각 매개변수설정이 가능한

BRB 모델은 제안된 해석모델 중에서 가장 실험결과와 비슷한 응답특성을 보이는 것으로 확인되었다.

- (5) 본 연구에서 실험적·해석적 적합성이 확인된 모델을 기존 건축물의 내진보강에 적용하기 위해서는 비내진설계된 철근콘크리트 골조실험을 실시하여 보강효과에 대한 신뢰성 및 안전성 확보에 대한 추가 연구가 필요하다.

감사의 글

이 논문은 2020년도 중소기업 네트워크형 기술개발사업 네트워크기획(번호: S2878786)의 연구결과입니다.

참고문헌(References)

[1] Architectural Institute of Korea (2018) *Site Inspection and Damage Investigation of Buildings by Earthquakes in Gyoungju and Pohang*, AIK, Korea (in Korean).

[2] Toru, T., and Akira, W. (2018) Review of Buckling-Restrained Brace Design and Application to Tall Buildings, *International Journal of High-Rise Buildings*, Council on Tall Building and Urban Habitat Korea, Vol.7, No.3, pp.187-195 (in Korean).

[3] American Institute of Steel Construction (2005) *Seismic Provisions for Structural Steel Buildings* (ANSI/AISC 341-05), USA.

[4] Park, B.T., Lee, S.J., and Lee, J.H. (2021) Experimental Study on Seismic Retrofit of Buckling Restrained Knee Brace Frame System, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.33, No.3, pp.191-201 (in Korean),

[5] Rahnavard, R., Naghavi, M., Aboudi, M., and Suleiman, M. (2018) Investigating Modeling Approaches of Buckling-Restrained Braces Under Cyclic Loads, *Case Studies in Construction Materials*, Elsevier, Vol.8, pp.476-488.

[6] Ministry of Land, Infrastructure and Transport (2019) *Korean Building Code for Steel Structures* (KDS 41 30 00: 2019), Korea (in Korean).

[7] Architectural Institute of Korea (2019) *Seismic Building Design Code and Commentary*, Kimoonang, Korea (in Korean).

[8] Ministry of Education (2021) *Manual for Seismic Performance Evaluation and Reinforcement of School Facilities*, MOE, Korea (in Korean).

[9] American Society of Civil Engineers (2017) *Seismic Evaluation and Retrofit of Existing Buildings* (ASCE/SEI 41-17), USA.

[10] Sireteanu, T., Mitu, A.-M., Giuclea, M., and Solomon, O. (2014) A Comparative Study of the Dynamic Behavior of Ramberg-Osgood and Bouc-Wen Hysteresis Models with Application to Seismic Protection Devices, *Engineering Structures*, Elsevier, Vol.76, pp.255-269.

[11] Song, J., and Kiureghian, A.D. (2006) Generalized Bouc-Wen Model for Highly Asymmetric Hysteresis, *Journal of Engineering Mechanics*, American Society of Civil Engineers, Vol.132, No.6, pp.610-618.

[12] Zona, A., and Dall'Asta, A. (2012) Elastoplastic Model for Steel Buckling-Restrained Braces, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol.68, No.1, pp.118-125.

[13] Seismosoft, Ltd. (2021) *Seismostruct User Manual (for Version 2021)*, Seismosoft, Italy.

[14] Seismosoft, Ltd. (2021) *Seismostruct Verification Report, (for Version 2021)*, Seismosoft, Italy.

요약: 본 연구에서는 기존 습식형 콘크리트로 충전된 좌굴방지가새를 대체할 수 있는 건식형의 스티프너 일체형 좌굴방지가새를 제안하였다. 제안된 좌굴방지가새의 성능검증을 위해 코어심재 종류 및 두께, 스티프너 형태 및 간격을 변수로 일련의 실험을 수행하였으며, 실험 결과, 각 방향별 최대장치변위에서의 하중, 원점에서의 최대·최소하중, 이력곡선 면적 등에 대해 평균값에 대한 편차의 비율이 국내 감쇠장치 적합성조건에 만족하는 것으로 확인되었다. 또한 내진보강설계에 적용을 위해 하중-변위 특성을 기반으로 한 4개의 해석모델을 제안하였으며, 제안된 4개의 해석모델은 실험결과를 잘 묘사함에 따라 유효성을 확인하였다.

핵심용어: 스티프너 일체형 좌굴방지가새, 스티프너 형태, 이력곡선, 해석적 모델, 내진보강설계
