

횡좌굴 방지방식에 따른 비좌굴가새의 이력특성 분석

Analysis of Hysteresis Characteristics of Buckling Restrained Brace According to Lateral buckling prevention Method

김 유 성*
Kim, Yu-Seong

이 준 호**
Lee, Joon-Ho

김 기 철***
Kim, Gee-Chul

Abstract

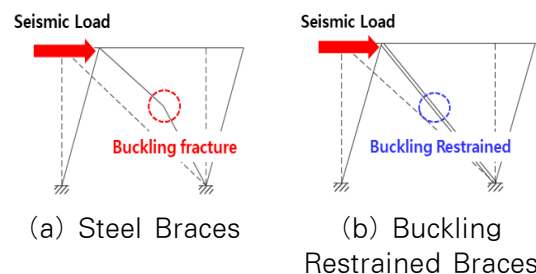
Buckling Restrained Braces can not only express the strength considered at the time of design, but also reduce the seismic load by energy dissipation according to the plastic behavior after yield deformation of the steel core. The physical characteristics and damping effect may be different according to the buckling prevention method of the steel core by the lateral restraint element. Accordingly, in this study, To compare hysteresis characteristics, Specimen(BRB-C) filled with mortar, specimen(BRB-R) combined with a buckling restraint ring and Specimen(BRB-EP) filled with engineering plastics was fabricated, and a cyclic loading test was performed. As a result of the cyclic loading test, the maximum compressive strength, cumulative energy dissipation and ductility of each test specimen was similar. But in case of the cumulative energy dissipation and ductility, BRB-C filled with the mortar specimen showed the lowest. This is considered to be because the gap between the steel core and the reinforcing material for plastic deformation was not uniformly formed by pouring mortar around the core part.

Keywords : Buckling Restrained Brace, Seismic reinforcement, Buckling-Restrained Rings, Engineering plastic, Cyclic loading test

1. 서론

지진하중에 대한 구조물의 수평변위를 제어하기 위해 기존 구조체의 강도 및 강성을 증진시킬 수 있는 다양한 내진보강공법이 개발되고 있다. 특히 기존의 철근콘크리트 골조에 철골가새(Steel Brace)를 접합하는 철골가새 골조 보강공법은 부재를 미리 조립해 두고 현장에서 설치하기 때문에 시공의 용이성과 적은 물량으로 횡력에 저항 수 있는 효율적인 시스템 보강공법으로 대다수 적용되어 지고 있다.¹⁾ 하지만 지진하중에 의해 철골가새(Steel Brace)에 좌굴강도 이상의 압축하중이 작용할 경우 가새의 횡좌굴 및 국부좌굴에 의하여 설계응력에 도달하기 전에 내력저하로 인해 설계시에 고려한 강도만큼 발현되기 힘들며, 좌굴로 인한 불안정한 거동으로 잠

재적인 문제점이 발생한다.²⁾ 이러한 심재의 좌굴파괴에 대한 문제점을 보완하기 위해 철골가새의 심재(Steel Core) 주위에 횡구속 요소를 결합하여 좌굴파괴를 방지할 수 있는 비좌굴가새(Buckling Restrained Brace)가 국내외적으로 활발히 연구가 수행되고 있다.



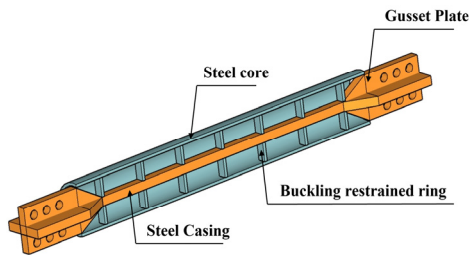
(Fig. 1) Buckling Behavior of Steel Braced /Buckling Restrained Braced Frame

또한 비좌굴가새는 설계시 고려되어진 강도를 발현할 수 있을 뿐만 아니라 심재의 항복변형 이후의 소성거동에 따라 에너지소산작용에 의해 지진하중을 감쇠시킬 수 있다. 따라서 횡구속 요소와 심재사이에 결합하는 방법에 따라 물리적특성과 감쇠효과도 상이할 수 있다.

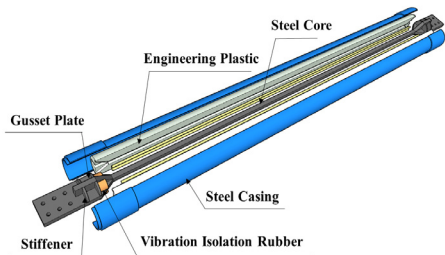
횡구속요소의 결합하는 방식은 일반적으로 외부 보강

* 주저자, 정회원, (주)플러스구조, 박사수로
Plus Structural Engineers & Associates Manager
** 정회원, 서일대학교. 건축공학과 조교수, 공학박사
School of Architecture, Seoil University
*** 교신저자, 종신회원, 서일대학교 건축공학과 교수
School of Architecture, Seoil University
Tel: 02-490-7582 Fax: 02-490-7427
E-mail: beat67@seoil.ac.kr

재와 심재 사이에 모르타르를 충전하는 방식으로 충전재와 심재사이에 마찰면을 최소화하는 비부착물질을 두어 모르타르가 축력을 받지 않고 좌굴구속의 역할만 할 수 있도록 하여 심재와 외부보강재 사이에 모르타르를 타설하는 방법이다. 비교적 충전방법이 간단할 수 있으나 비부착물질의 별도 공간 확보, 비좌굴가새의 중량증가, 습식공정으로 인해 오차발생 등 시공적인 문제점이 발생하게 된다.³⁾ 이러한 문제점을 보완하여 횡좌굴 방지방식을 <Fig. 2> (a)와 같이 외부보강재와 심재사이에 횡지판(좌굴구속링)을 결합하는 방식⁴⁾과 <Fig. 2> (b)과 같이 충전재를 경량의 고강도 공업용 플라스틱⁵⁾으로 충전재의 경량화 및 선조립(Precast) 제작방식이 개발되고 있다.



(a) Precast BRB with Buckling Restrained Rings



(b) Precast BRB with Engineering Plastics

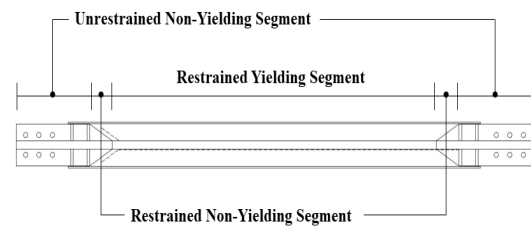
<Fig. 2> Buckling Restrained Brace

이에 따라, 본 연구에서는 심재와 외부케이스 사이의 횡구속요소로 모르타르 충전, 좌굴구속링의 결합, 엔지니어링 플라스틱을 적용한 비좌굴가새 실험체의 압축하중 실험결과를 분석하여 심재의 횡구속 방법에 따른 비좌굴가새의 이력특성을 비교분석하였다.

2. 비좌굴가새 개요

2.1 비좌굴가새의 구성

비좌굴가새는 <Fig. 3>와 같이 구속 항복구간 (Restrained Yielding Segment), 구속 비항복구간 (Unrestrained Nonyielding Segment), 비구속 비항복구간(Unrestrained Nonyielding Segment)의 3가지 구간으로 구분된다.

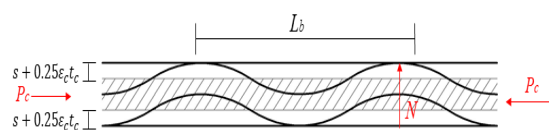


<Fig. 3> Segments of Buckling Restrained Brace

구속 항복구간은 심재와 횡구속요소로 보강된 항복구간으로 지진하중 발생시 압축 및 인장하중 하에서 좌굴이 발생하지 않고 항복변형 이후 소성거동에서 안정적인 이력거동을 통해 변형에너지에 의한 에너지소산작용이 요구된다. 이에 따라, 심재의 휨변형시에 <Fig. 4>와 같이 적절한 범위내에서 심재가 소성거동할 수 있도록 횡구속요소와 심재의 적정 간격(s)이 필요하다.⁶⁾ 이는 압축하중 하에서 심재의 포와송 효과를 고려하여 설계하며, 강재의 항복 포와송비($\nu=0.5$)를 적용하여 심재와 충전재 사이의 간격은 식(1)과 같이 산정한다.

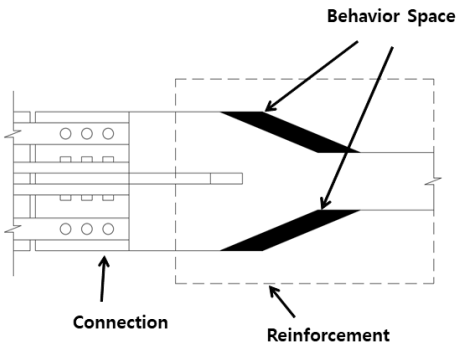
$$S = s_1 + 0.25\epsilon_c t_c \quad (1)$$

여기서, s_1 =비부착물질층의 두께(없는 경우 1 ~ 2mm로 가정), ϵ_c =항복영역에서의 강재의 축방향 변형률, t_c =심재의 두께이다.



<Fig. 4> Interval between Core and Filler

구속 비항복구간은 항복구간의 연장부분으로 심재가 항복할때 탄성거동을 확보하여 하중이 전이되는 구간으로 응력집중을 완화하기 위하여 변단면으로 설계하여야 한다. 또한, 심재에 압축력이 작용할 시에 자유단으로 거동할 수 있도록 <Fig. 5>과 같이 횡구속요소와 구속 비항복구간의 강제 사이에 충분한 이력공간을 확보하여야 한다.

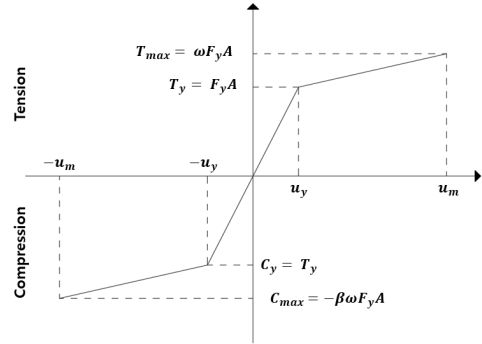


<Fig. 5> Separation distance between Reinforcement and Restrained None-Yielding Segment

비구속 비항복구간인 접합부 거셋플레이트는 비좌굴가새와 철골 프레임의 접합을 위한 구간으로 큰 단면이 요구되며, 접합부의 국부좌굴 및 파괴를 방지하기 위해 비좌굴가새의 최대 압축 및 인장강도에 대하여 설계할 수 있다. 이에 따라, 구속 항복구간에서 극한변위까지의 충분한 비탄성변형을 하기 위해서 거셋플레이트가 파괴되지 않아야 한다. 일반적으로 거셋플레이트는 볼트접합 하거나, 용접접합, 핀접합으로 설치되며 필요시 스티프너(Stiffener)로 보강하여 접합부의 국부좌굴을 방지할 수 있다.

2.2 비좌굴가새의 설계특성

비좌굴가새의 하중-변위곡선은 <Fig. 6>과 같이 이상적인 Bilinear 곡선으로 나타낼 수 있다. 심재의 항복강도는 공칭항복응력(ϕF_y)과 순단면적(A_g)을 이용하여 식 (2)과 같이 산정할 수 있으며, 사용강재의 탄성계수(E), 심재의 길이(L_b), 심재의 항복응력(F_y)을 통해 식 (3)과 같이 항복변위를 산정할 수 있다. 여기서, 심재의 길이(L_b)는 설계 증간변형률에 따라 식 (4)에서 구한 길이 이상으로 산정하여야 한다.



<Fig. 6> Bilinear Curve

$$P_y = \phi F_y A_s \quad (2)$$

$$u_y = \frac{L_b \times F_y}{E} \quad (3)$$

$$L_b \geq 2 \cdot \Delta_d \cdot \cos\theta \frac{E}{F_{y,st}} \quad (4)$$

비좌굴가새의 최대강도는 식 (5), (6)과 같이 인장강도 조정계수(ω), 압축강도 조정계수(β)를 통해 산정한다. 인장강도 조정계수(ω)는 Seismic Provisions(AISC, 2016)⁷⁾에서 변형 경화에 의한 영향을 반영한 것으로 설계 증간변위의 2배인 최대변위에 상응하는 심재의 최대 인장하중에 대한 항복하중의 비이며, 식 (7)과 같다. 압축강도 조정계수(β)는 최대압축력과 최대인장력의 비로 식 (8)와 같으며, 성능실험시 모든 주기에서 1.3이 초과하지 않을 것을 권장하고 있다.

$$\omega = \frac{\omega F_y A}{F_y A} = \frac{T_{max}}{F_y A} \quad (5)$$

$$\beta = \frac{\beta \omega F_y A}{\omega F_y A} = \frac{C_{max}}{T_{max}} \quad (6)$$

$$C_{max} = -\beta \omega F_y A \quad (7)$$

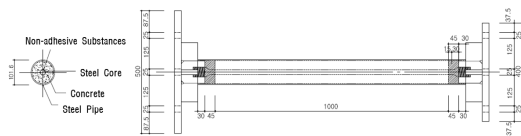
$$T_{max} = \omega F_y A \quad (8)$$

여기서, T_{max} =인증실험결과로부터 설계증간변위의 2.0배에 상당한 최대 인장력(N), C_{max} = 인증실험결과로부터 측정된 최대압축력(N) 이다.

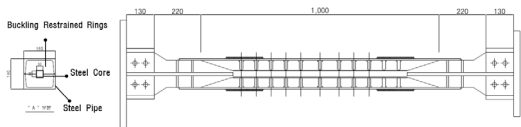
3. 구조성능시험

3.1 실험체 계획 및 실험방법

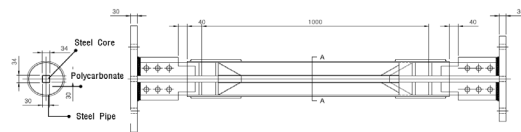
본 연구에서는 심재의 좌굴구속방법에 따른 비좌굴가새의 이력특성을 분석하기 위해 심재와 외부케이싱 사이의 횡구속요소에 따라 모르타르 충전 비좌굴가새(BRB-C), 좌굴구속링으로 결합된 비좌굴가새(BRB-R), 엔지니어링 플라스틱으로 충전된 비좌굴가새(BRB-EP)를 제작하여 반복가력실험을 수행하였다.



(a) Specimen(BRB-C)



(b) Specimen(BRB-R)

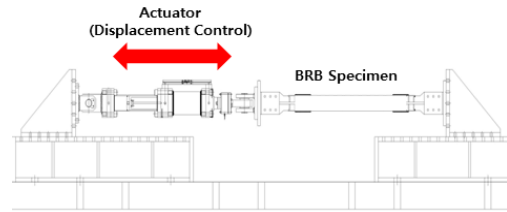


(c) Specimen(BRB-EP)

〈Fig. 7〉 Detail of Specimens

실험체의 도면을 〈Fig. 7〉과 같이 나타내었다. 실험체에 사용된 강재의 강종은 SS275로 항복강도(f_y)는 275N/mm^2 의 강재를 사용 하였다.

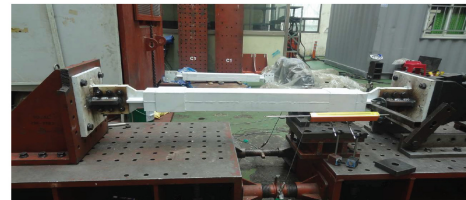
BRB-C 실험체의 경우 심재에 필름재를 도포하여 모르타르가 심재와 결합되지 않도록 제작하였다. 또한, BRB-R 실험체는 좌굴구속링을 동일간격으로 심재와 외부케이싱 사이에 배치하였으며, BRB-EP 실험체의 충전재는 엔지니어링 플라스틱으로 강도가 우수하고 마찰계수가 낮은 폴리카보네이트(Polycarbonate)를 사용하여 외부케이싱과 심재 사이에 4mm 간격을 두어 제작하였다. 콘크리트를 충전한 BRB-C 실험체와 엔지니어링 플라스틱을 충전한 BRB-EP 실험체는 가력판 부분의 접합부 플레이트와 보강재 사이의 이격 거리를 30mm 여유를 두어 자유단으로 거동할 수 있도록 제작하였다.



(a) Test Setting



(b) BRB-C Specimen Test Setup

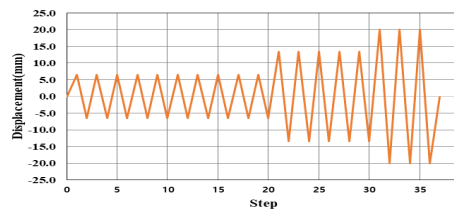


(c) BRB-R Specimen Test Setup

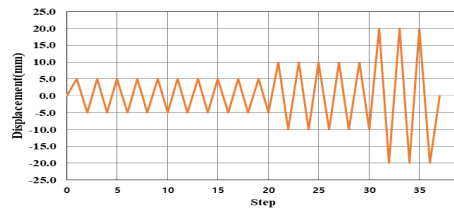


(d) BRB-EP Specimen Test Setup

〈Fig. 8〉 Loading Test Setup



(a) KDS 41 17 00



(b) MOE 2019

〈Fig. 9〉 Load Protocol for Cycling Loading Test

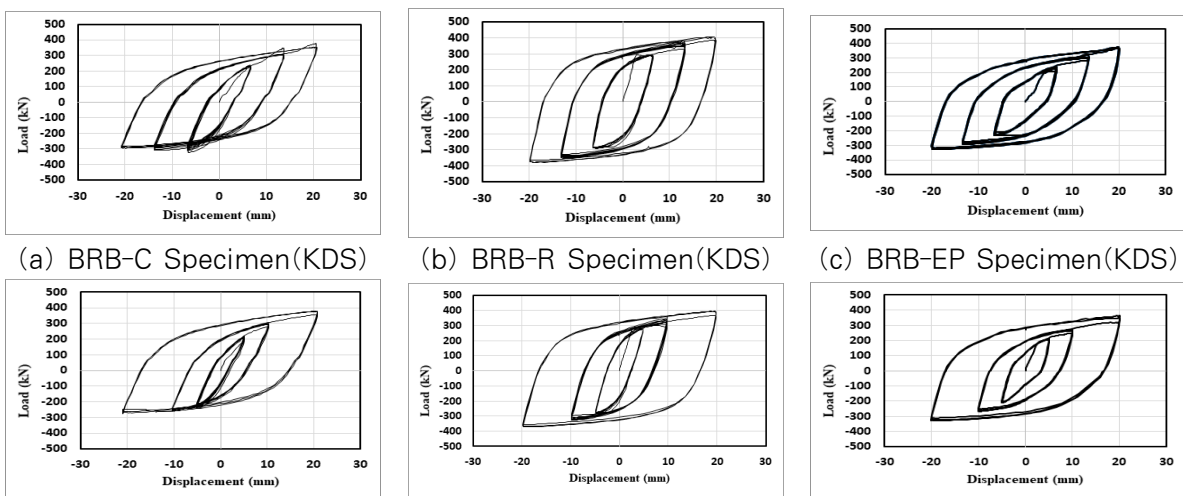
실험체는 <Fig. 8>과 같이 500kN 유압 서브 액츄에이터의 변위제어를 통해 수평방향으로 압축가력 하였다. 가력조건은 <Fig. 9>와 같이 KDS 41 17 00⁸⁾에서 제시하는 표준 하중조건에 따라 최대고려지진시 예상되는 장치변위의 0.33배를 10회, 0.67배를 5회, 1.0배를 3회씩 반복재하 하였으며, MOE 2019⁹⁾의 경우 최대고려지진시 예상되는 장치변위의 0.25배를 10회, 0.5배를 5회, 1.0배를 3회씩 제시된 하중조건에 따라 반복가력 하였다. 변위의 측정은 가력시 코어가 자유단 거동하는 단부에 LVDT(Linear Variable Differential Transformer)를 설치하여 측정하였다.

3.2 실험결과

3.2.1 하중-변위곡선

반복가력실험 실험결과에 의한 하중-변위 그래프를

<Fig. 10>과 같이 나타내었다. 실험체별 물리적특성을 <Table 1>과 같이 정리하여 나타내었다. 항복강도는 3가지 실험체가 유사하게 나타났으며, KDS 41 17 00, MOE 2019에 따른 반복가력실험 결과 인장력과 압축력에서 목표변위에 도달하였을 때까지 각 실험체 모두 내력저하 없이 안정적인 이력거동이 나타났다. 최대 압축강도는 KDS 41 17 00의 하중조건인 경우 BRB-R실험체에서 407.7kN으로 가장 크게 나타났으며 BRB-C, BRB-EP 실험체에 비해 1.08배로 강도 차이는 크지 않았다. MOE 2019의 하중조건하에서 최대 압축강도는 BRB-R 실험체에서 396.12kN으로 가장 크게 나타났으며, BRB-C, BRB-EP 실험체와 비교하였을 때 1.04배, 1.08배로 유사한 강도를 나타내었다. 또한, 모든 실험체가 최대변위에서의 인장강도에 비해 압축강도가 크게 나타났는데, 이는 압축하중 상태에서 횡구속요소의 좌굴구속에 의해 압축강도가 크게 나타

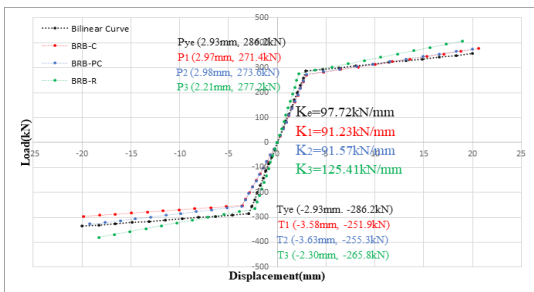


<Fig. 10> Load-Displacement Curve

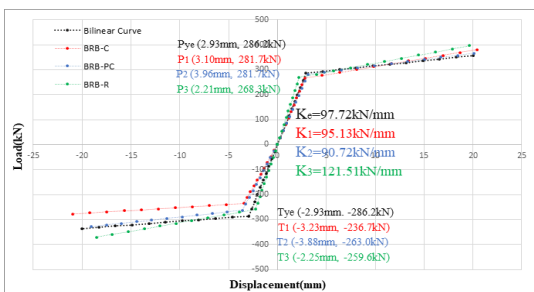
<Table 1> BRB Specimens Properties

Properties	BRB-C		BRB-R		BRB-EP	
	KDS	MOE	KDS	MOE	KDS	MOE
Yield Strength (kN)	271.41	266.18	277.23	269.36	273.61	274.43
Yield Displacement (mm)	2.97	2.79	2.21	2.21	2.98	3.02
Initial Stiffness (kN/mm)	91.23	95.13	125.41	121.51	91.57	90.72
Post-Yield Stiffness (kN/mm)	5.99	6.46	7.77	7.26	5.94	5.34
Post-Yield Stiffness Ratio (β)	0.06	0.06	0.06	0.06	0.06	0.05
Max Strength (kN)	376.95	380.25	407.7	396.12	374.81	365.91
Max Displacement (mm)	20.59	20.45	18.99	19.67	20.02	20.13

난 것으로 판단된다.¹⁰⁾ 반복가력실험 결과에 의한 하중-변위 곡선의 포락선을 이론적으로 이상화하여 <Fig. 11>와 같이 Bilinear Curve로 나타냈다. 항복강도는 3가지 실험체가 유사하게 나타났으며, 초기강성의 경우 BRB-R 실험체가 BRB-C, BRB-EP 실험체에 비해 각각 1.37배 크게 나타나 다소 차이가 있었다. 실험결과에 의한 포락선과 심재의 설계값에 의한 Bilinear Curve를 비교한 결과 유사한 것을 볼 수 있으며, 비좌굴가새의 설계 및 해석에 Bilinear Curve를 적용할 수 있을 것으로 판단된다.



(a) Bilinear Curve(KDS 41 17 00)

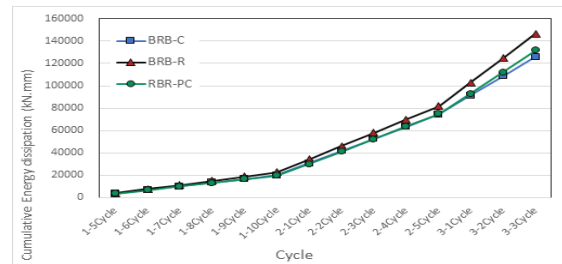


(b) Bilinear Curve(MOE 2019)

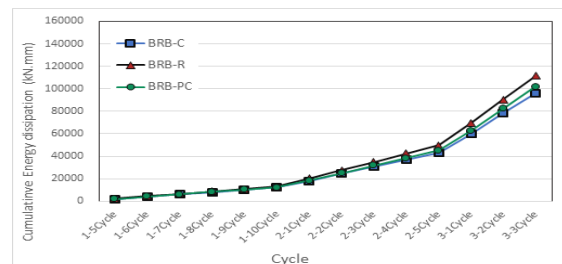
<Fig. 11> Idealized Bilinear Curve

3.2.2 에너지소산량 및 연성도

<Table 2>은 반복가력실험결과 각 가력단계별 누적 에너지소산량 및 누적 연성도를 정리하여 나타내었으며, 각 가력단계별 누적 에너지소산량에 대한 그래프를 <Fig. 12>와 같이 나타내었다. 총 에너지소산량은 BRB-R 실험체가 BRB-C, BRB-EP 실험체에 비해 각각 1.16배 1.11배 크게 나타났으나, 각 실험체의 가력단계별 누적 에너지소산량 차이는 크지 않았다. BRB-C 실험체가 미소한 차이로 가장 낮게 나타났는데 이는 심부주위에 모르타르를 타설할 때 심재가 소성변형하기 위한 간격이 균일하게 형성되지 않았기 때문으로 판단된다.



(a) KDS 41 17 00



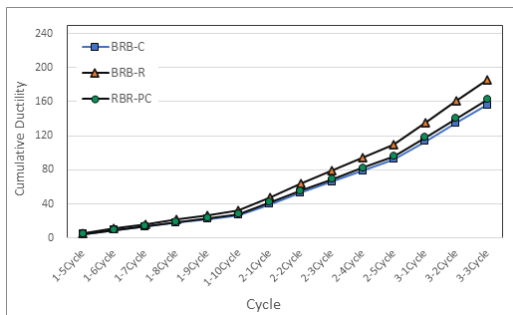
(b) MOE 2019

<Fig. 12> Cumulative Energy Dissipation

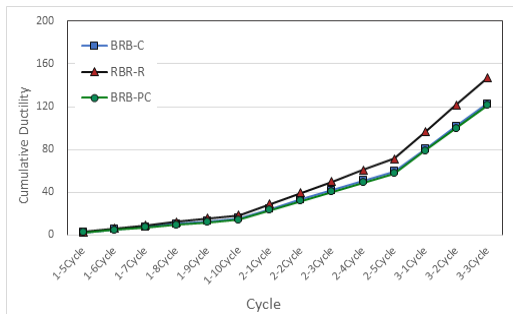
<Table 2> BRB Specimens Properties

Cycle	BRB-C		BRB-R		BRB-EP		
	Cumulative Energy Dissipation (kN·mm)	Cumulative Ductility	Cumulative Energy Dissipation (kN·mm)	Cumulative Ductility	Cumulative Energy Dissipation (kN·mm)	Cumulative Ductility	
1Cycle	20050.02	15.63	22583.82	18.77	19610.63	14.60	
KDS	2Cycle	74406.56	59.46	81871.97	71.24	74968.78	57.78
	3Cycle	127610.58	122.50	146741.21	146.92	131526.39	121.26
MOE	1Cycle	12186.72	15.27	13062.88	18.77	12430.63	14.60
	2Cycle	42824.30	58.11	49694.08	71.24	45149.31	57.78
3Cycle	96248.37	119.72	111547.09	146.92	101756.42	121.26	

반복가력실험 결과 가력단계별 누적연성도를 <Fig. 13>과 같이 그래프로 나타내었다. KDS 41 17 00에 따른 반복가력실험의 경우 누적연성도는 BRB-R 실험체가 BRB-C 실험체 및 BRB-EP실험체에 비해 각각 1.18배, 1.14배 크게 나타났으며, MOE 2019 실험의 경우 BRB-R 실험체가 BRB-C 실험체 및 BRB-EP실험체에 비해 각각 1.22배, 1.21배로 크게 나타났다. BRB-C 실험체가 가장 낮게 나타났는데, 이는 총 에너지 소산량과 비교하여 볼 때 심재와 보강재사이에 적정간격을 확보할 수 있는 건식형 제작방식이 미소한 차이로 크게 나타난 것을 확인할 수 있었다.



(a) KDS 41 17 00



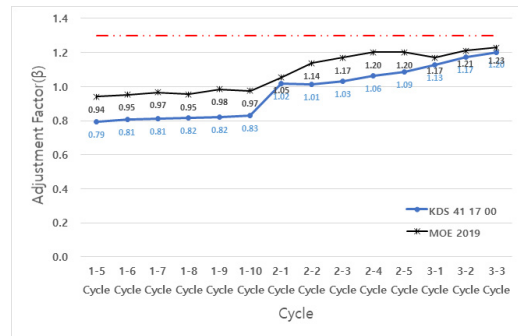
(b) MOE 2019

<Fig. 13> Cumulative Ductility

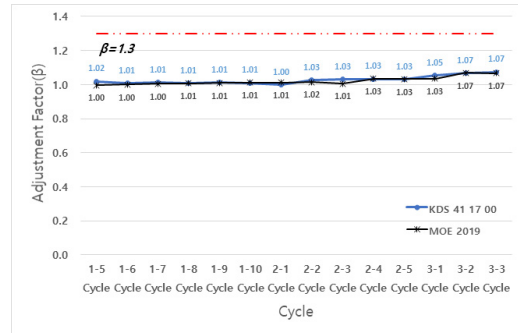
3.2.3 압축강도 조정계수

반복가력실험의 가력주기별 압축강도 조정계수(β)를 <Fig. 14>과 같이 그래프로 나타내었다. 압축하중과 인장하중의 대칭성을 확보하기 위해 Seismic Provision(AISC, 2016)에서는 권장하는 압축강도 조정계수(β)를 1.3 이하로 제한하고 있다. 모든 실험체의 가력주기별 최대 압축력과 최대 인장력의 비인 압축강도 조정계수(β)는 1.3 이하로 나타나 권장하는 표준요구성능을 만족하였다. 압축강도

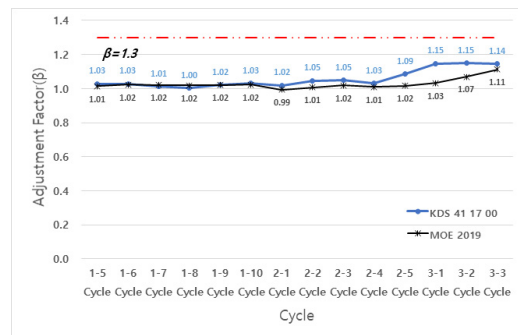
조정계수 평균값은 MOE 2019 반복가력실험에서 BRB-C 가 1.08로 다른 실험체들에 비해 압축강도와 인장강도의 차이가 다소 크게 나타났다.



(a) BRB-C Specimen



(b) BRB-R Specimen



(c) BRB-EP Specimen

<Fig. 14> Compression-Strength Adjustment factor

4. 결론

비좌굴가새는 횡구속요소의 좌굴방지 방식에 따라 이력특성이 상이할 수 있으며 이에 따라 본 연구에서는 표준하중조건 하에서 압축가력실험을 수행하여 이력특성을 비교 분석한 결과는 다음과 같다.

1) 반복가력실험 결과 최대 압축강도는 심재와 외부케 이싱 사이의 황구속요소로 좌굴구속링으로 보강한 BRB-R 실험체가 미소한 차이로 가장 크게 나타났지만, 3가지 실험체 모두 최대 압축강도는 유사하게 나타났다.

2) 누적 에너지소산량의 경우 각 실험체의 가력단계별 차이는 크지 않았으나, 누적연성도와 종합하여 비교하였을 때 모르타르로 보강된 BRB-C 실험체가 가장 낮게 나타났다. 이는 심재가 소성변형을 하기 위한 보강재와의 간격이 심부주위에 모르타르를 타설로 인한 습식방식으로 균일하게 형성되지 않았기 때문으로 판단된다.

3) 가력주기별 압축강도 조정계수는 모든 실험체가 표준 요구성능 한계값인 1.3이하로 나타나 권장치를 만족하였으나, 모르타르로 보강된 비좌굴가새 실험체가 다른 실험체들에 비해 가력주기별 압축강도와 인장강도의 차이는 크게 나타났다.

4) 비좌굴가새의 에너지소산량에 따른 감쇠효과를 증가하기 위해서는 심재가 소성거동을 하기 위한 보강재와의 적정범위의 간격이 중요하며, 이에 따라 보강재를 모르타르와 같은 습식공정을 적용할 경우 간격재를 사용하거나 건식공정을 통해 제작과정상에서 오차를 감소시키는 방법이 효율적일 것으로 판단된다.

추후 연구에서는 심재의 적정범위의 소성변형을 통해 에너지소산량을 증가시킬 수 있는 심재와 황구속요소간의 적정간격에 대한 연구를 추가로 수행할 예정이다.

감사의 글

이 논문은 2023년도 정부(과학기술정보통신부)의 재원으로 한국연구재단(NRF-2021R1A2C109464212)에 의해 수행되었습니다.

References

1. S.H. Yoo & K.W. Ko, "Study on the Nonlinear Analysis Model for Seismic Performance Evaluation of School Building Retrofitted with Infilled Steel Frame with Braces", Journal of the Korea Institute for Structural Maintenance and Inspection, Vol.26, No.4, pp.65-72, 2022.
2. Lee, G. S., YK, J., Kim, M. H., & Chung, K. R., "Analytical study of Buckling Restrained Braces

- Subjected to Cyclic Loading", Architectural Institute of Korea, Vol.23, No.9, pp.55-63, 2007.
3. Kwon, S. H., Jang, S. J., Ju, Y. K., Kim, M. H., Chung, K. R., & Kim, S. D., "Experimental Study on the Component Capacity of Buckling-Restrained Braces", Architectural Institute of Korea, Vol.22, No.4, pp.29-38, 2006.
4. S.J. Lee, H.S. Moon & B.T. Park, "An Experimental Study on Seismic Reinforcement of Dry Type Buckling Restrained Braces Laterally Using Buckling Restrained Rings", Journal of the Earthquake Engineering Society of Korea, Vol.26, No.4, pp.165-172, 2022, doi: 10.5000/EESK.2022.26.4.165
5. Kim, Y. S., Kim, G. C., Kang, J. W., & Lee, J. H., "Experimental Structural Performance Evaluation of Precast-Buckling Restrained Brace Reinforced with Engineering Plastics", Journal of Korean Association For Spatial Structures, Vol.20, No.3, pp.43-52, 2020, doi: 10.9712/KASS.2020.20.3.43
6. Tsai, K. C., Wu, A. C., Wei, C. Y., Lin, P. C., Chuang, M. C., & Yu, Y. J., "Welded end-slot connection and debonding layers for buckling-restrained braces", EARTHQUAKE ENGINEERING & STRUCTURAL DYNAMICS, pp.1787-1788, 2014, doi: 10.1002/eqe.2423
7. AISC, "Seismic Provisions for Structural Steel Buildings", ANSI/AISC 341-16, pp.304-306, 2016
8. Architectural Institute of Korea, "Seismic Building Design Code and Commentary : KDS 41 17 00", pp.136~139, 2019.
9. Ministry of Education, "Seismic Performance Evaluation and Reinforcement Manual for School Facilities", pp.97, 2019.
10. S.H. Shin & S.H. O, "Hysteresis Characteristics of Buckling Restrained Brace with Precast RC Restraining Elements", Journal of the Korea Institute for Structural Maintenance and Inspection, Vol.20, No.1, pp.72-84, 2016, doi: 10.11112/jksmi.2016.20.1.072

■ Received : February 06, 2023

■ Accepted : February 09, 2023