

FRP 시트 및 강봉 트러스 시스템으로 보강된 조적벽의 내진성능 비교 연구

이혜지¹, 김상희^{2*}, 양근혁³

Comparative Study on Seismic Performance of Masonry Wall Strengthened by FRP Sheet or Steel-Bar Truss System

Hye-Ji Lee¹, Sanghee Kim^{2*}, Keun-Hyeok Yang³

Abstract: In this study, the in-plane and out-of-plane seismic performance of the masonry wall strengthened using the steel bar truss system proposed by Hwang et al. (2021a, 2021b) or using FRP sheets were compared and evaluated. The maximum strength of the masonry wall reinforced with FRP sheets for the in-plane and out-of-plane loading was 71% and 85%, respectively, of that of the non-reinforced masonry wall. Meanwhile, the maximum strength of the masonry wall reinforced with the steel bar truss system was approximately 1.8 times higher than that of the non-reinforced masonry wall. Compared with the FRP sheet method, the steel bar truss system was excellent at improving the maximum load capacity, rigidity, and energy dissipation capacity. However, in the case of a masonry wall reinforced with FRP sheets, the masonry wall was overstrengthened with the FRP sheets covering the entire masonry wall, and it is considered that the overstrengthened specimen experienced sliding failure, resulting in a lower strength than the other specimens. A follow-up study is needed to compare the seismic performance of the specimen involving only a part of the masonry wall reinforced with the FRP sheets and the specimen reinforced using the steel bar truss system.

Keywords: Masonry walls, Seismic performance, Steel-bar truss system, FRP sheet

1. 서론

현재 국내 건축물의 약 31.4%를 차지하고 있는 비보강 조적조 건축물은 벽돌과 모르타르로 이루어져 있다(MOLIT, 2020). 이로 인해 취성적인 거동 특성을 갖기 때문에, 지진 발생시 큰 피해가 예상된다(Lee, 2005). 따라서 비보강 조적 구조물의 내진 보강 필요성이 높아짐에 따라 국내·외에서 조적 구조물의 내진 보강 공법 및 내진 성능에 대한 연구가 활발히 이루어지고 있다. 현재 조적 구조물을 보강하기 위한 공법으로는 섬유계 보강재 부착, 벽체 전면 보강, 코어링에 의한 보강, 앵커 타이 보강 등이 있다(NIDP, 2009). 하지만 실제 구조물에 적용할 수 있는 공법은 제한적이며, 다양한 보강 방법 중에서 보강으로 인해 추가적인 자중을 최소화 시켜줄 수 있는 섬유계 FRP 시트 부착 공법이 활발하게 사용되고 있다(Bae et al., 2012). 최근 Hwang et al.(2021a, 2021b)은 순수 조적 구조

물을 대상으로 강봉 트러스 시스템을 이용한 건식 보강 공법을 제안하였으며, 해당 공법은 보강 시스템의 경량성, 시공성, 긴장력 도입으로 인한 효과적인 횡하중 저항 등의 장점을 갖는다. 그러나 강봉 트러스 시스템의 사업화 및 현장 적용을 위해서는, 동일 실험조건하에 기존의 조적벽체 보강 공법과의 내진성능 비교연구가 필요한 상황이다.

일반적으로 구조물은 지진 발생시 면내 및 면외 방향으로 동시에 지진 하중을 받는다. 취성적 거동을 갖는 조적구조물은 면내·외 방향으로의 거동이 다르기 때문에, 각각의 파괴모드와 내진성능을 평가하는 것이 중요하다(Agnihotri et al, 2013). 따라서 이 연구에서는 기존 조적벽 보강방법 중 대표적인 FRP 보강 방법과 Hwang et al.(2021a, 2021b)이 제시한 강봉 트러스 보강방법으로 보강된 조적벽의 면내/면외 내진 성능을 비교 평가하고자 한다. 두 보강방법은 성능에 대하여 파괴모드, 최대 내력, 강성 및 에너지 소산능력을 통하여 비교 평가 하였다.

2. 구조 실험

2.1 실험 계획

실험 변수는 조적벽체의 보강 방법과 가력 방향으로, 보강

¹정회원, 경기대학교 일반대학원 건축공학과 석사과정

²정회원, 경기대학교 건축공학과 조교수

³정회원, 경기대학교 건축공학과 정교수

*Corresponding author: sanghee0714@kyonggi.ac.kr

Department of Architectural Engineering, Kyonggi University, Kyonggi, 16227, Korea

•본 논문에 대한 토의를 2022년 11월 30일까지 학회로 보내주시면 2022년 12월호에 토론결과를 게재하겠습니다.

방법은 Hwang et al.(2021a, 2021b)이 제시한 강봉 트러스 시스템과 FRP 보강방법이다. 가력방향은 면내와 면외 가력 방향이다. 보강방법에 따른 조적벽체의 면·내외 내진성능을 비교하고자, 무보강 조적벽체 실험체와 강봉 트러스 시스템으로 보강한 실험체는 Hwang et al. (2021a, 2021b)의 실험 결과를 사용하였고, FRP 보강 방법으로 보강된 실험체 2개를

면·내외방향으로 각각 반복가력 실험하였다(Table 1). 단, In-URM은 Hwang et al.(2021a)의 URM이다. FRP로 보강된 실험체 상세는 Hwang et al.(2021a, 2021b)에서 수행한 실험체 상세와 동일하게 계획하였다. 본 연구에서 사용된 실험체는 총 6개이며, 무보강 조적벽(URM), 강봉 트러스 시스템으로 보강한 실험체(MST), FRP 보강 실험체(FRP)를 각각 2개

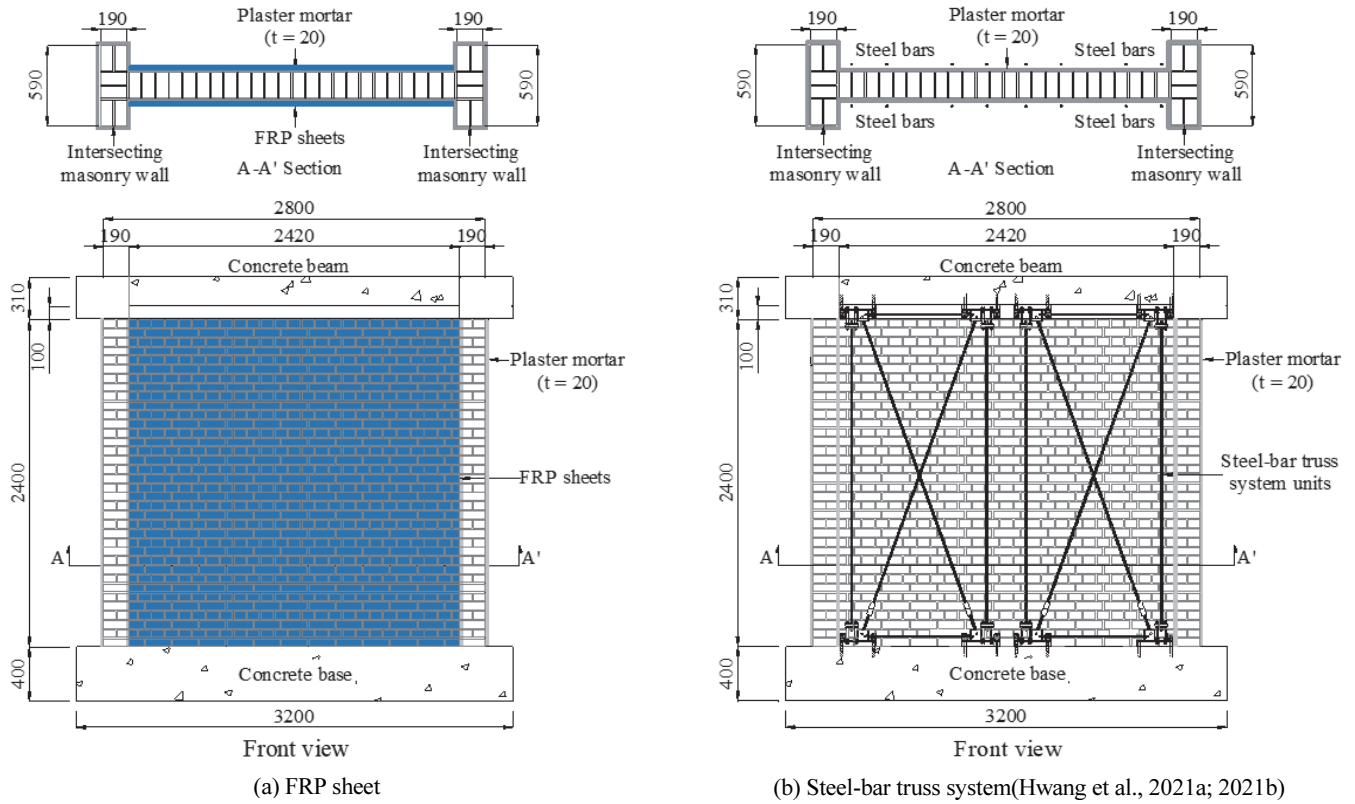


Fig. 1 Specimen details and arrangement of reinforcement(all dimensions are in mm)

Table 1 Details of test specimens

Specimen	Loading direction	Retrofitting method	F_{pi} [kN]	σ_G [MPa]	σ_p [MPa]	σ_{total} [MPa]
In-URM (Hwang et al., 2021a)		None	-		-	0.25
In-FRP	In-plane	FRP	-		-	0.25
In-MST2 (Hwang et al., 2021b)		Steel-bar truss system	27.0 ($0.2f_y$)	0.25	0.33	0.58
Out-URM (Hwang et al., 2021b)		None	-		-	0.25
Out-FRP	Out-of-plane	FRP	-		-	0.25
Out-MST2 (Hwang et al., 2021b)		Steel-bar truss system	27.0 ($0.2f_y$)		0.33	0.58

Note: F_{pi} = prestressing force acting on the vertical bar, σ_G = stress on masonry wall by gravity load, σ_p = stress on the masonry wall by prestressing force of vertical steel bars, and σ_{total} = total stress of the horizontal section of the masonry wall induced by gravity load and prestressing force(= $\sigma_G + \sigma_p$).

씩이며, 같은 군의 실험체 1개씩을 면내 방향과 면외 방향으로 반복 가력하였다. 이때, 가력 방향에 따라서 In-과 Out-으로 실험체를 구분하였다.

무보강 실험체의 길이 및 높이는 각각 2,800 mm 및 2,400 mm이었으며, 벽체 양단에 길이 590 mm(미장 두께 포함 630 mm)의 대린벽을 배치하였다. 조적벽체는 190×90×57 mm 크기의 1종 시멘트 벽돌을 사용하여 1.0B 쌓기로 제작하였으며, 벽체의 양면에 각각 두께 20 mm로 모르타르 미장하였다. 따라서 조적벽체의 두께는 230 mm이었다(Fig. 1).

강봉 트러스 시스템으로 보강된 실험체는 강봉 트러스 시스템이 벽체 양면에 각각 2유닛씩 배치되어 있으며, 모든 수직재에 토크 제어법을 통해 약 27 kN의 긴장력을 도입하였다. 실험체에 가해진 총 응력은 수직재에 도입된 긴장력으로 인한 응력과 축력으로 인한 응력의 합으로 나타낼 수 있으며, 그 값은 0.58 MPa이었다.

FRP 보강 실험체는 벽체 양면에 각각 FRP 시트가 2겹씩 보강되어 있으며, FRP 시트는 상부 보 및 하부 콘크리트를 제외한 내부 조적벽체를 대상으로 부착하였다. 즉, 조적벽체와 콘크리트 기초 또는 상부보와 접합면에는 FRP 시트를 부착하지 않았으며, 대린벽도 FRP 시트로 보강하지 않았다. FRP 시트의 부착 방향은 벽체 길이방향(1차 보강) 및 벽체 높이 방향(2차 보강)으로 하여 서로 교차되도록 하였다. 조적벽 실험체의 FRP 시트 보강은 1)벽체 표면 처리, 2)레진 배합, 3)레진 도포, 4)FRP 시트 1차 보강, 5)2차 레진 도포, 6)FRP 시트 2차 보강, 7)

레진 코팅 작업의 단계로 진행되었다. 이 때, 모든 실험체들은 2층 조적 구조물에서 1층 벽체가 받는 하중을 고려하여 축응력이 0.25 MPa가 되도록 중력하중을 가력하였다(Lee, 2005).

2.2 재료 특성

실험체 제작에 사용된 시멘트 벽돌, 모르타르 및 조적 프리즘의 압축 강도를, 조적 프리즘의 사인장 강도를 측정하였다 (Table 2 및 Fig. 2). KS F 4004(2013)에 따라 측정된 시멘트 벽돌의 압축강도 및 압축 탄성계수는 각각 21.2 MPa 및 9,315 MPa이었다. 모르타르의 역학적 특성은 $\Phi 100 \times 200$ mm의 공시체를 제작하여 KS F 2438(2017)에 따라 측정하였다. 이때 모르타르의 압축강도 및 압축 탄성계수는 각각 20.8 MPa 및 16,772 MPa이었다.

압축 및 사인장 역학적 특성 측정을 위한 조적 프리즘은 각각 ASTM C 1314(2021) 및 ASTM E 519(2010)에 따라 제작하였다. 조적 프리즘은 조적벽 실험체의 미장을 모사하기 위해 실험체 제작에 사용된 모르타르와 동일한 모르타르를 이용하여 두께 20 mm로 미장하였다. 조적 프리즘의 압축강도 및 압축 탄성계수는 각각 14.0 MPa 및 4,589 MPa이었으며, 사인장 전단 강도 및 전단 탄성계수는 각각 1.8 MPa 및 2,527 MPa이었다.

2.3 가력 및 측정 상세

횡하중은 1,000 kN 용량의 액츄에이터를 사용하여 면내 및 면외 방향으로 가력하였다. 면내 가력 위치는 상부 콘크리트

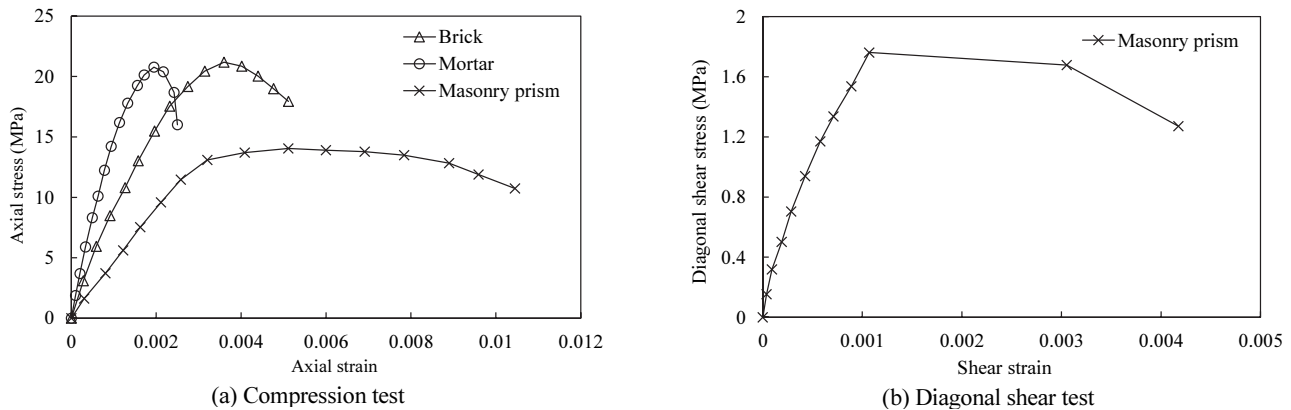


Fig. 2 Stress-strain relationships of individual materials and masonry prisms

Table 2 Mechanical properties of masonry components

Types	Compressive strength [MPa]	Elastic modulus [MPa]	Diagonal tensile strength [MPa]	Shear elastic modulus [MPa]
Brick	21.2	9,315	-	-
Joint and plaster mortar	20.8	16,772	-	-
Plaster masonry prism	14.0	4,589	1.8	2,527

보의 측면 중심을 기준으로 계획하였다. 이때 하부 기초면에서부터 액츄에이터 중심까지의 높이는 2,555 mm이었다(Fig. 3(a)). 면내 방향으로의 횡하중 가력 이력은 목표 변위각비를 0.125%로 하여 0.125%씩 증분하였으며, 각 단계에서 두

번씩 반복하였다(Fig. 4(a)). 면외 가력 위치는 상부 콘크리트 보의 정면 중앙으로 계획하였다. 이 때, 하부 기초면에서 액츄에이터 중심까지의 높이는 면내 가력 위치와 동일한 2,555 mm이었다(Fig. 3(b)). 면외 방향으로의 횡하중 가력 이력은

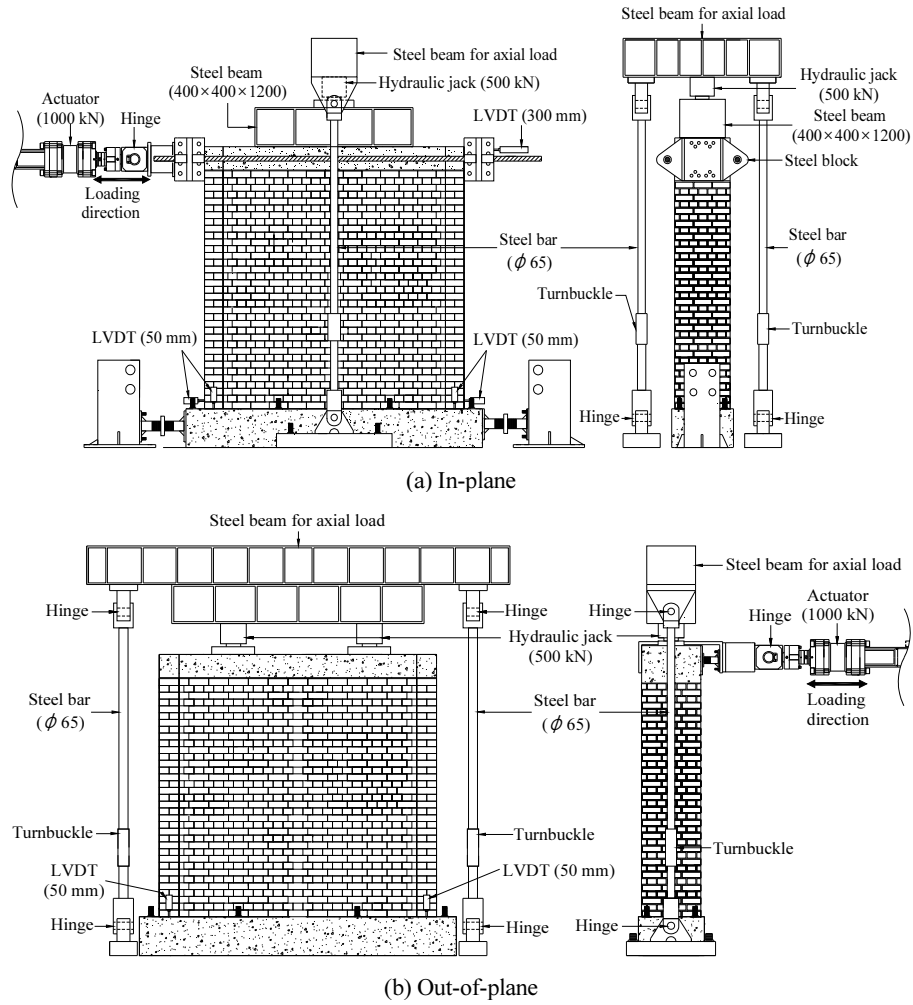


Fig. 3 Test set-up

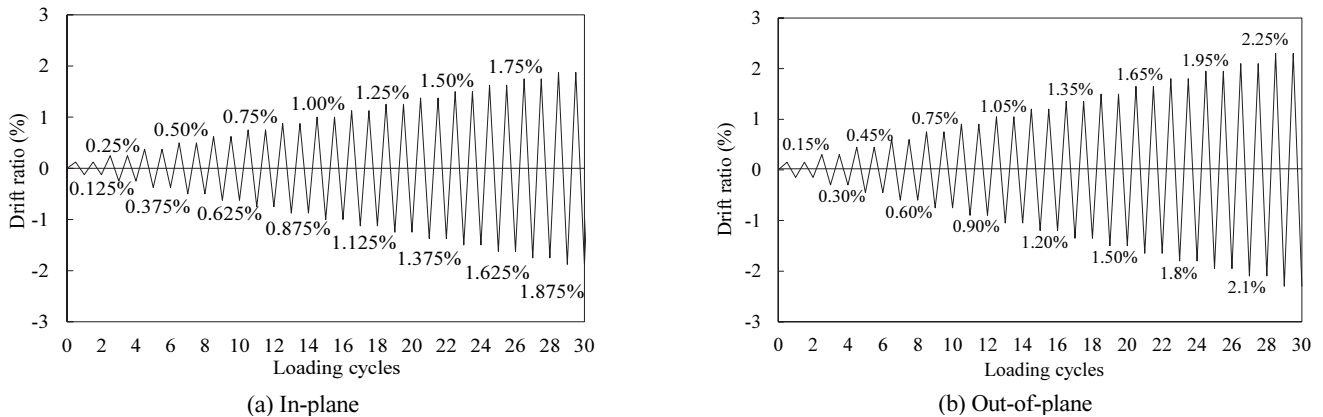


Fig. 4 Cyclic loading plan

목표 변위각비를 0.15%로 하여 면내 방향 가력 이력과 동일한 과정으로 진행되었다(Fig. 4(b)).

반복 횡가력 실험은 조적벽 실험체 상부에 중력하중을 도입한 상태로 진행되었다. 중력하중은 국내 조적조 건물의 현황을 참고하여 조적벽 수직 압축 응력이 0.25 MPa가 되도록 약 198 kN를 도입하였다(Lee, 2005). 중력하중은 상부보의 무게를 제외하고 산정하였다. 조적벽 실험체의 중력하중 도입 위치는 실험체 단면의 도심으로 설정하였으며, 500 kN 용량의 오일잭 2개를 이용하여 벽체 상부에 균등하게 도입하였다.

조적벽 실험체의 횡변위는 각 가력 방향에서 가력 지점의 수평선상에서 300 mm 용량의 LVDT를 사용하여 측정하였다. 실험체의 대린벽 하단에는 50 mm 용량의 LVDT를 설치하여 벽체와 하부 기초 사이에서 발생하는 들림 및 미끄러짐량을 측정하였다.

3. 실험결과 분석

3.1 균열 및 파괴모드

In-URM 실험체는 변위각비 0.125%에서 대린벽 하단에 들림이 발생하였으며, 실험이 진행될수록 벽체와 기초 사이에서 미끄러짐이 발생하였다(Hwang et al., 2021a). 이후 변위각비 0.75%에서 대린벽 하단에 수직 균열이 발생하였고, 변위각비 1.0%에서 수직 균열을 따라 시멘트 벽돌 및 모르타르 결합체가 탈락하였다. In-URM 실험체는 벽체와 하부 기초 사이에서 미끄러짐이 심하게 발생하여 실험 종료하였다(Fig. 5(a)). In-FRP 실험체는 In-URM과 비슷한 시점인 변위각비 0.125%에서 조적벽체의 들림이 발생하였으며, 실험 진행에 따라 조적벽체에 균열 발생 없이 들림량만 증가하였다. 변위각비 0.25%의 부방향에서 벽체와 기초 사이에 미끄러짐이 발생하였으며, 이후 변위각비 0.625%의 정방향에서도 미끄러짐 파괴가 발생하여 실험 종료하였다(Fig. 5(b)). In-MST2 실험체의 초기 들림 발생 시점은 In-URM에 비해 늦은 시점인 변위각비 0.25%에서 발생하였다(Hwang et al., 2021b). 이후 변위각비 0.5%에서 양쪽 대린벽 하단 및 벽체와 대린벽 사이에 수직 균열이 발생하였으며, 변위각비 1.0%에서 대린벽 하단에 단부 압괴가 발생하여 실험 종료하였다(Fig. 5(c)).

Out-URM 실험체의 초기 들림은 변위각비 0.32%에서 발생하였다(Hwang et al., 2021b). Out-URM은 변위각비가 증가함에 따라 다른 균열 발생 없이 들림량만 증가하였다(Fig. 5(d)). Out-FRP 실험체는 변위각비 0.3%에서 벽체 들림이 발생하였으며, 이후 변위각비 0.45%에서 벽체와 하부 기초 사이에서 미끄러짐이 발생하였다. 이때 발생한 미끄러짐은 실험 종료시까지 지속되었으며, 변위각비 증가에 따라 미끄러짐량도 증가하였다(Fig. 5(e)). Out-MST2 실험체는 Out-URM

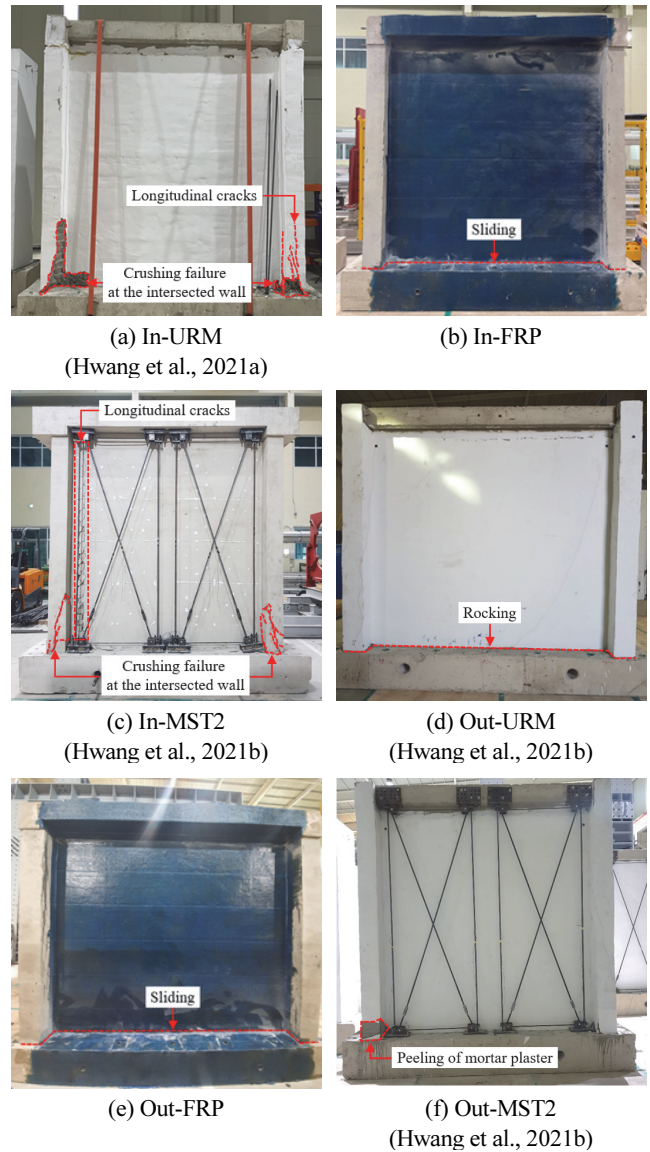


Fig. 5 Failure mode of masonry walls

실험체와 비슷한 시점인 변위각비 0.32%에서 벽체 초기 들림이 발생하였다(Hwang et al., 2021b). 이후 변위각비 1.63%에서 왼쪽 대린벽 하단의 모르타르가 탈락하였다(Fig. 5(f)).

3.2 횡하중-횡변위 관계

조적벽 실험체의 주요 실험결과를 Table 3에, 횡하중-횡변위 관계를 Fig. 6에 나타내었다. In-URM 실험체의 정·부방향 초기 들림 내력은 각각 101 kN 및 89 kN이었다. In-URM 실험체의 최대 내력은 부방향에서 먼저 도달하였으며, 변위각비 0.77%에서 234 kN에 도달하였다. 이후 정방향 변위각비 0.99%에서 212 kN에 도달하였다. In-URM 실험체는 전체적으로 대칭 거동을 보였다. In-FRP 실험체의 정·부방향 초기 들림은 변위각비 0.13%에서 발생하였으며, 이때 내력은 각각

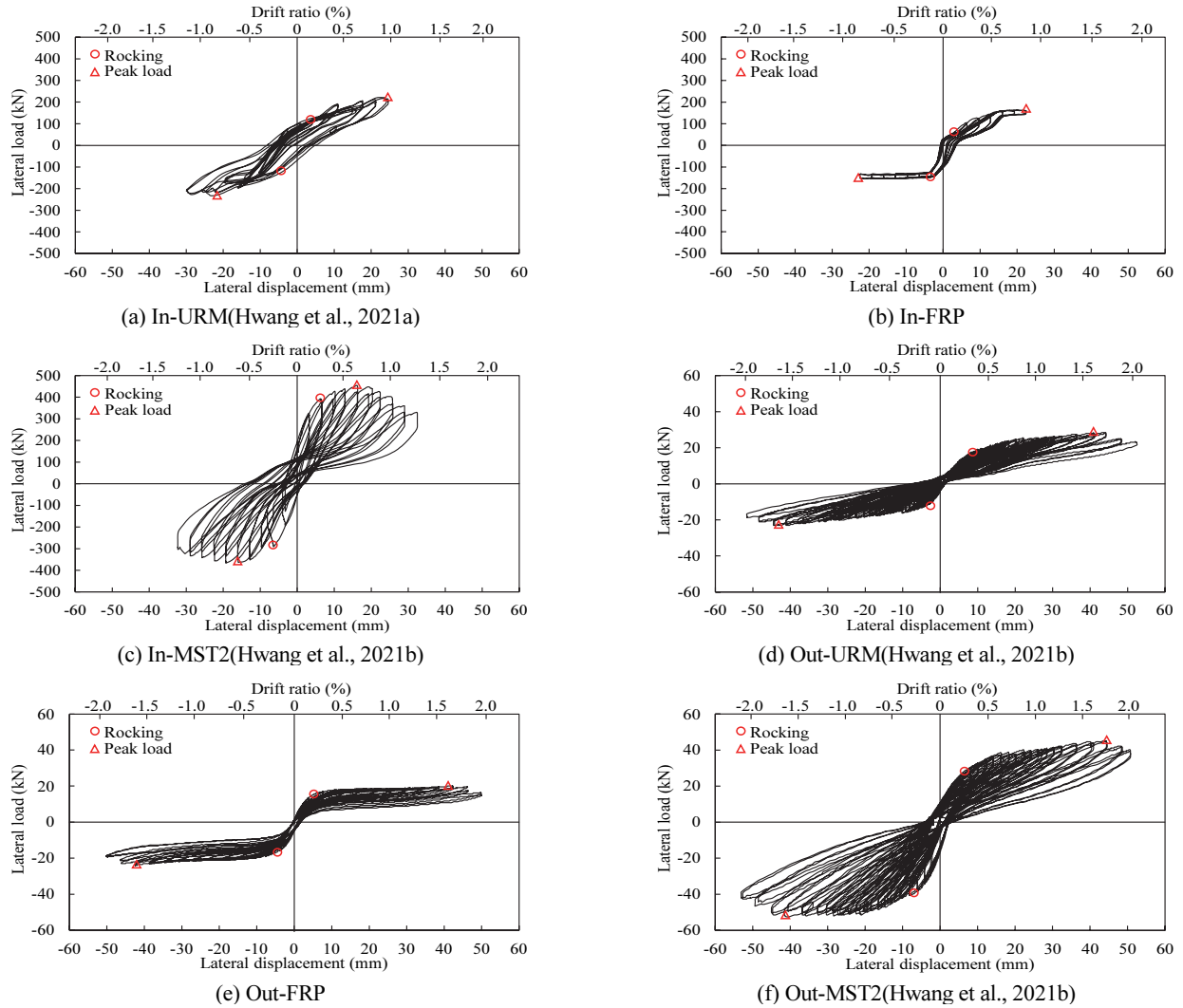


Fig. 6 Lateral load-displacement response

Table 3 Summary of test results

Specimen	Failure mode	V_R^+ [kN]	V_R^- [kN]	$V_{R.avg}$ [kN]	V_p^+ [kN]	V_p^- [kN]	$V_{R.avg}$ [kN]	Δ_p^+ [% , (mm)]	Δ_p^- [% , (mm)]	E_p [kN·mm]
In-URM (Hwang et al., 2021a)	Rocking and vertical cracks	101	89	95	212	234	223	0.99 (25.2)	0.77 (19.6)	11,324
In-FRP	Sliding	59	145	102	163	154	159	0.88 (22.4)	0.76 (19.3)	6,685
In-MST2 (Hwang et al., 2021b)	Rocking, vertical cracks and plaster peeling	316	238	277	455	363	409	0.63 (17.1)	0.63 (17.1)	69,499
Out-URM (Hwang et al., 2021b)	Rocking	17	15	16	29	23	26	1.61 (41.1)	1.73 (44.1)	5,629
Out-FRP	Sliding	17	19	18	20	24	22	1.66 (42.2)	1.66 (42.4)	3,600
Out-MST2 (Hwang et al., 2021b)	Rocking, vertical cracks and plaster peeling	27	41	34	45	52	49	1.74 (44.4)	1.63 (41.6)	13,718

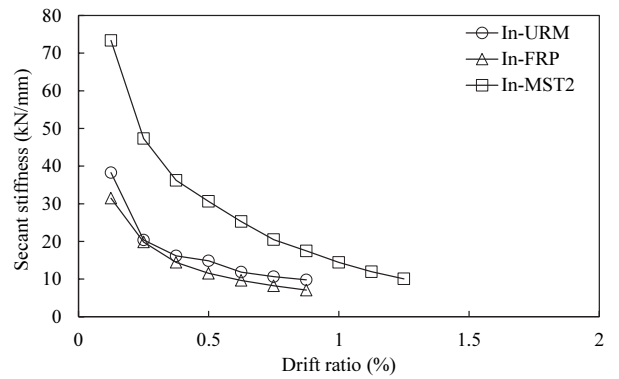
Note: V_R = initial rocking load, V_p = peak load, Δ_p = lateral displacement at peak load, E_p = accumulative energy dissipation capacity up to peak load. The superscripts + and - indicate the positive and negative loading directions, respectively.

59 kN 및 145 kN이었다. 부방향 초기 들림내력은 정방향 초기 들림내력에 비해 약 2.5배 높았다. 이후 정방향에서는 변위각비 0.625%까지 내력이 점차 증가하였지만, 부방향에서는 초기 들림 발생 이후부터 실험 종료시(변위각비 0.875%)까지 벽체 미끄러짐으로 인해 내력이 거의 일정하였다. In-FRP 실험체의 최대 내력은 정방향 변위각비 0.88%에서 163 kN, 부방향 변위각비 0.76%에서 154 kN이었다. In-FRP 실험체의 정방향 최대 내력은 부방향에 비해 약 1.1배 높았다. In-FRP의 정·부방향 최대 내력은 In-URM에 비해 각각 0.8배 및 0.7배 수준이었다. 이는 In-FRP의 미끄러짐 파괴로 인해 최대 내력까지 도달하지 못한 것으로 판단된다. In-MST2 실험체의 정·부방향 초기 들림 내력은 각각 316 kN 및 238 kN이었으며, 이는 In-URM에 비해 각각 3.1배 및 2.7배 높은 성능이었다. 이후 In-MST2 실험체의 정·부방향 최대 내력은 모두 변위각비 0.63%에서 도달하였으며, 각각 455 kN 및 363 kN이었다. In-MST2 실험체의 최대 내력 이후 하중은 서서히 감소하였으며, 안정적인 거동을 보였다. In-MST2의 정·부방향 최대 내력은 In-URM에 비해 각각 1.6배와 1.8배, In-FRP에 비해 각각 2.8배와 2.4배 높은 수준이었다.

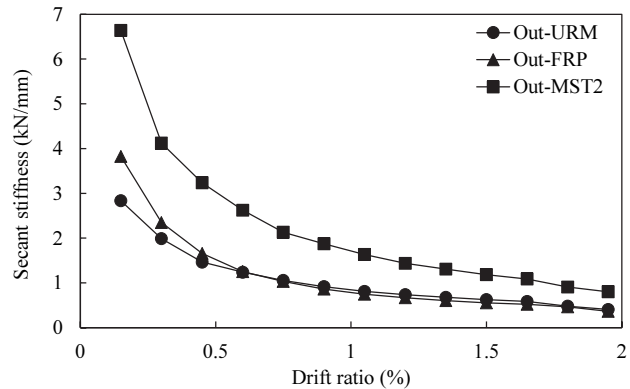
Out-URM 실험체의 정·부방향 초기 들림 내력은 각각 17 kN 및 15 kN이었다. Out-URM 실험체의 정방향 최대 내력은 변위각비 1.61%에서 29 kN, 부방향 최대 내력은 변위각비 1.73%에서 23 kN에 도달하였다. Out-FRP 실험체의 초기 들림은 정·부방향 변위각비 0.3%에서 발생하였으며, 들림 내력은 각각 17 kN 및 19 kN이었다. 이때 정·부방향의 최대 내력은 동일한 변위각비 1.66%에서 각각 20 kN 및 24 kN이었다. 즉, Out-FRP 실험체는 초기 들림 발생 이후 최대 내력 도달시까지 내력 상승이 작았다. Out-FRP의 정·부방향 최대 내력은 Out-URM에 비해 각각 0.7배 및 1.0배 수준이었다. Out-MST2 실험체의 정·부방향 초기 들림 내력은 각각 27 kN 및 41 kN이었으며, Out-FRP 실험체에 비해 각각 1.6배 및 2.2배 높았다. Out-MST2 실험체의 부방향 최대 내력은 변위각비 1.63%에서 52 kN, 정방향 최대 내력은 변위각비 1.74%에서 45 kN이었다. Out-MST2의 정·부방향 최대 내력은 Out-FRP에 비해 각각 2.3배 및 1.9배 높은 수준이었다.

3.3 강성 감소

면내외 가력에서 각 실험체의 변위각비에 따른 강성 변화는 Fig. 7에 나타내었다. 강성은 각 단계의 첫번째 사이클을 기준으로 정·부방향에서 활선 강성의 평균값으로 평가하였다. 면내 방향으로 가력한 실험체의 강성은 변위각비 0.125% 이후 급격하게 감소하였다. 변위각비 0.125%에서 In-MST2의 강성은 73.4 kN/mm로, In-URM 및 In-FRP에 비해 각각 1.9배 및 2.3배 높았다. 전체적으로 In-MST2의 강성은 In-URM 및



(a) In-plane



(b) Out-of-plane

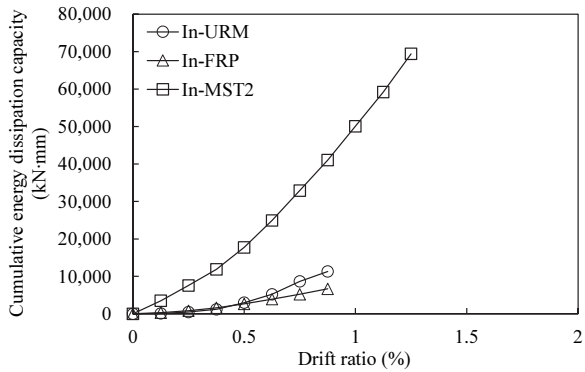
Fig. 7 Stiffness degradation at each drift ratios

In-FRP보다 약 2.3배 수준이었지만, In-URM의 강성은 In-FRP보다 약 1.2배 높았다. 변위각비 0.875%에서 In-MST2의 강성은 17.5 kN/mm로 In-FRP 및 In-URM에 비해 각각 2.5배 및 1.8배 높았다.

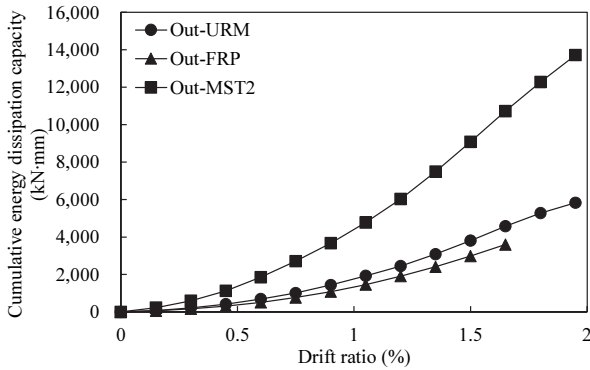
면외 방향으로 가력한 실험체의 강성도 첫 번째 변위각비(변위각비 0.15%) 이후로 급격하게 감소하였다. Out-MST2의 초기 들림 발생 시점(변위각비 0.3%)에서의 강성은 4.1 kN/mm로 Out-URM 및 Out-FRP에 비해 각각 2.1배 1.8배 높았다. 변위각비 0.6%까지의 각 실험체의 강성은 Out-URM, Out-FRP 및 Out-MST2의 순서로 높았다. 하지만 변위각비 0.75%부터 실험종료시까지 Out-URM과 Out-FRP의 강성이 역전되어 Out-FRP, Out-URM 및 Out-MST2의 순서로 높았다. 변위각비 1.65%에서 Out-MST2의 강성은 1.1 kN/mm로 Out-FRP 및 Out-URM에 비해 각각 1.9배 및 2.1배 높은 수준이었다. 변위각비가 증가할수록 세 실험체의 강성 차이는 감소하였다.

3.4 에너지 소산 능력

에너지 소산 능력은 횡하중-횡변위 관계에서 각 사이클로 이루어지는 면적으로 평가할 수 있다. Fig. 8에는 가력 방향을



(a) In-plane



(b) Out-of-plane

Fig. 8 Cumulative energy dissipation capacity at each drift ratios

구분하여 변위각비에 따른 누적 에너지 소산면적을 나타내었다. 면내 방향으로 가력한 실험체의 에너지 소산 능력 증가는 In-FRP, In-URM 및 In-MST2의 순서로 높았다. 초기 들림 발생시(변위각비 0.125%) In-MST2의 에너지 소산 능력은 3,509 kN·mm로, In-URM 및 In-FRP에 비해 각각 28.0배 및 10.7배 수준이었다. 실험 시작 후 변위각비 0.375%까지의 에너지 소산 능력은 In-FRP가 In-URM에 비해 다소 높은 수준이었다. 그러나 변위각비 0.5% 부터는 In-FRP와 In-URM의 에너지 소산 능력이 역전되어 In-FRP, In-URM 및 In-MST2의 순서로 높았다. 변위각비 0.875%에서 In-MST2의 에너지 소산 능력은 41,041 kN·mm로, In-URM 및 In-FRP에 비해 각각 6.1배 및 3.6배 높았다.

면외 방향으로 가력한 경우도 각 실험체의 에너지 소산 능력 증가는 Out-FRP, Out-URM 및 Out-MST2의 순서로 높았다. 면외 방향 실험체의 에너지 소산 능력은 면내 방향 실험체와 달리 역전되는 경우는 없었다. 변위각비 0.3%에서 Out-MST2의 에너지 소산 능력은 597 kN·mm로, Out-URM 및 Out-FRP에 비해 각각 2.7배 및 3.5배 높았다. Out-FRP의 실험 종료 시점인 변위각비 1.65%에서 Out-MST2의 에너지 소산 능력은 10,726 kN·mm이었으며, Out-URM 및 Out-FRP에 비해 각각 2.3배 및 3.0배 높았다.

4. 결론

이 연구에서는 Hwang et al.(2021a,2021b)이 제시한 강봉 트러스 시스템과 FRP 보강 방법으로 보강된 조적벽체의 면·외 내진 성능에 대해서 실험적 연구 결과를 비교 분석하였으며, 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 강봉 트러스 시스템 보강 공법이 적용된 조적벽체의 면내외 최대 내력은 무보강 조적벽체에 비해 각각 1.8배 및 1.9배이었으며, FRP 시트로 보강된 조적벽체에 비해 각각 2.6배 및 2.2배 높았다. 강봉 트러스 시스템 보강 공법이 적용된 조적벽체의 면내외 에너지 소산능력은 무보강 조적벽체에 비해 각각 6.1배 및 2.4배이었으며, FRP 시트로 보강된 조적벽체에 비해 각각 10.4배 및 3.8배 높았다.
- 2) 본 연구에서는 FRP 시트로 보강된 조적벽체의 내진 성능은 무보강 조적벽체보다 모든 항목에서 낮은 수준이었다. FRP 시트로 순수 조적벽체의 양면을 전부 도포하였으며, 이는 조적벽체의 과보강을 초래한 것으로 사료된다. 과보강으로 인하여 조적벽체와 콘크리트 기초 사이에서 미끄러짐 파괴가 발생하였고, 이로 인해서 낮은 강성이 발휘되었다. 따라서 조적벽체의 내진 성능이 충분히 발휘되지 못한 것으로 판단된다.
- 3) 본 실험적 연구 결과에 한해서, 강봉 트러스 시스템 보강 공법은 가력 방향에 관계없이 FRP 시트 부착 공법에 비해 조적벽체의 강체 회전 발생 후 거동, 최대 내력, 에너지 소산능력 향상에 효과적이었다.

이 연구에서는 조적벽체 양면의 전체를 FRP 시트로 보강하였는데, 이는 오히려 조적벽체를 과보강을 초래하였다. 추후, 강봉 트러스 시스템과 FRP 시트 보강공법의 내진성능 향상능력을 명확히 비교하기 위한 후속 연구가 필요하다.

감사의 글

이 연구는 국토부의 재원으로 국토교통과학기술진흥원(22TBIP-C155839-03) 및 2022년 경기대학교 대학원 연구원 장학생 장학금 지원에 의하여 수행되었음.

References

1. Agnihotri, P., Singhal, V., and Durgesh C. R. (2013), Effect of In-plane Damage on Out-of-plane Strength of Unreinforced Masonry Walls, *Engineering Structures*, 57, 1-11.
2. ASTM C 1314 (2007), Standard Test Method for Compressive Strength of Masonry Prisms, ASTM International, Philadelphia, USA.

3. ASTM E 519. (2003), Standard Test Method for Diagonal Tension(Shear) in Masonry Assemblages, ASTM International, Philadelphia, USA.
4. Bae, B. I., Yun, H. J., Choi, C. S., and Choi, H. K. (2012), Evaluation of Shear Strength of Unreinforced Masonry Walls Retrofitted by Fiber Reinforced Polymer Sheet, *Journal of the Korea Concrete Institute*, 24(3), 305-313. (In Korean).
5. Hwang, S. H., Yang, K. H., and Kim, S. (2021a), Evaluation on Seismic Performance of Masonry Walls Strengthened with Unbonded Steel-Bar Truss Systems, *Journal of the Korea Concrete Institute*, 33(2), 117-124. (In Korean).
6. Hwang, S. H., Yang, K. H., and Kim, S. (2021b), In-plane and Out-of-plane Seismic Performances of Masonry Walls Strengthened with Steel-Bar Truss Systems, *Journal of the Korea Institute for Structural Maintenance and Inspection*, 25(1), 16-24. (In Korean).
7. KS F 2438. (2017), Standard Test Method for Static Modulus of Elasticity and Poisson's Ratio in Compression of Cylindrical Concrete Specimens, KSA, Seoul, Korea. (In Korean).
8. KS F 4004. (2013), Concrete Bricks, KSA, Seoul, Korea. (In Korean).
9. Lee, J. H. (2005), Seismic Capacity and Seismic Retrofitting of Low Rise Buildings Unreinforced Masonry, Brick-infilled RC Frame and Steel Slit Damper Retrofitted RC Frame. Ph.D. Thesis. Kwangwoon University. (In Korean).
10. MOLIT. (2020), Number of Non-Reinforced Masonry Buildings Nationwide. Sejong, Korea: Ministry of Land, Infrastructure, and Transport. Available at: <https://blcm.go.kr/stat/customizedStatic/CustomizedStaticSupplyList.do>
11. NIDP. (2009), Study on Seismic Retrofitting Techniques for Unreinforced Masonry Buildings, National Emergency Management Agency, Seoul, Korea. (In Korean).

Received : 05/06/2022

Revised : 06/23/2022

Accepted : 07/04/2022

요 지 : 이 연구에서는 Hwang et al.(2021a, 2021b)가 제시한 강봉 트러스 시스템과 FRP 시트로 보강된 조적벽체의 면내·외 내진성능을 비교평가하였다. 면내·외 가력에서 FRP 시트로 보강된 조적벽체의 최대 내력은 각각 무보강 조적벽체의 71% 및 85% 수준으로 순수 조적벽체의 내력을 발휘하지 못하고 더 낮은 내진 성능을 보였다. 강봉 트러스 시스템으로 보강된 조적벽체의 최대 내력은 무보강 조적벽체에 비해 약 1.8 배 높았다. 강봉 트러스 시스템은 FRP 시트 부착 공법에 비해 최대 내력, 강성, 에너지 소산능력 향상에 뛰어났다. 하지만, FRP 시트로 보강된 조적벽체의 경우, FRP시트를 조적벽체의 전체에 보강함으로써 조적벽체가 과보강되었고, 실험체가 미끄러짐 파괴가 발생 강성발현 증가효과가 미미한 것으로 판단된다. 추후, FRP 시트를 조적벽체의 일부분만 보강한 실험체와 강봉 트러스 시스템으로 보강한 실험체의 내진성능을 비교하는 후속연구가 필요하다.

핵심용어 : 조적벽체, 내진 성능, 강봉 트러스 시스템, FRP 시트
