

인위적인 개구부를 가지는 전단벽의 보강

Retrofit of Artificially Perforated Shear Wall in Existing Structure

김 현 민* 최 창 식** 최 윤 철*** 이 리 형****
Kim, Hyun-Min Choi, Chang-Sik Choi, Youn-Cheul Lee, Li-Hyung

Abstract

A series of three shear wall specimens were tested under constant axial stress and reversed cyclic lateral loading to evaluate the capacity of seismic retrofit proposed for the shear wall with the opening induced by remodeling. One specimen was tested in the as-built condition and the others were retrofitted prior to testing. The retrofit involved the use of carbon fiber sheets and steel plates (thickness : 3mm) over the entire face of the wall. Specimens were 1/2-scale representations of a one-story wall in a Korean apartment building that was built in 1980. The test results showed that failure mechanism of specimens governed by shear fracture and the strength of specimens was varied with according to the retrofitting strategies.

요 지

건축의 증가나 자원의 효율적인 활용의 관점으로부터 기존 건축물에 대한 리모델링이 주목을 받고 있다. 리모델링 공사로 인해 기존벽에 개구부를 설치하는 경우 보강 방법을 검토 하는 것을 목적으로 철근콘크리트 벽의 정적가력 실험을 실시하였다. 보강 방법은 개구부 주위의 탄소섬유시트 강판 부착으로 했다. 실험체는 실존하는 철근콘크리트 구조물을 1/2 축소 모델로 제작하였다. 실험결과 개구부 주위의 전단 파괴로 최종 파괴되었으며 보강 방법에 따라 내력의 상승 효과는 다르게 나타났다.

Keywords : Shear wall, Opening, Remodeling, Steel plate, Carbon fiber sheet

핵심 용어 : 전단벽, 개구부, 리모델링, 강판, 탄소섬유시트

* 정희원, 한양대학교 대학원 건축환경공학과 석사졸업

** 정희원, 한양대학교 건축대학 건축공학부 교수

*** 정희원, 한양대학교 초대형구조시스템연구센터 연구조교수

**** 정희원, 청운대학교 총장

E-mail : ccs5530@hanyang.ac.kr 02-2220-2371

•본 논문에 대한 토의를 2007년 8월 31일까지 학회로 보내 주시면 2007년 11월호에 토론결과를 게재하겠습니다.

1. 서 론

최근 건설업계는 장기화된 불황과 함께 부동산에 관련된 각종 규제의 강화로 신축 혹은 재건축보다 기존의 건축물에 대한 리모델링을 선호하고 있는 실정이다. 이와 더불어 건축물의 리모델링은 재건축과 비교하여 그 비용이 적게 소요되며 폐기물의 배출이 적어 비용적인 측면 뿐 아니라 환경적인 측면에서도 유리한 방법이다.

그러나 철근콘크리트 구조물은 재료적, 시공적, 환경적, 구조적 요인 등으로 인하여 시간이 경과하면서 구조내력이 부족하거나 사용성이 저하하여 리모델링 시 보수, 보강 등을 실시하여 안전성을 확보하여야 한다. 특히 사용성의 증가, 내력저하, 각종 하자 발생 등으로 보강을 실시해야 하는데 있어서 중요한 것은 효율적이면서 경제적인 보강이 이루어져야 한다.

건축물의 리모델링이 신축과 크게 다른 점은 기설건축물을 대상으로 전개하기 때문에 계획 당초부터 건축물 소유자 등이 계획 내용에 직접적으로 깊이 관여함으로써 요구사항이 증대 된다. 특히, 세대병합 시 기존 벽체에 개구부를 갖는 경우는 필연적으로 발생한다. 따라서 본 연구에서는 기존 벽체에 개구부를 신설 할 경우 적정 면적비를 위한 선행 연구결과⁽¹⁾를 바탕으로 리모델링 시 사용자의 욕구를 충족시키기 위하여 국부적으로 절단(해체)된 철근콘크리트 벽체의 구조성능을 규명하고자 한다. 더 나아가서는 손상부위를 갖는 철근콘크리트 벽체의 보강효과를 규명하고자 현재 기존 콘크리트 건물의 주요 부재의 보강방법으로 사용되어진 탄소섬유시트, 강판 등과 같은 Passive 보강방법을 도입함으로써 개구부를 갖는 벽체에서 효율적인 보강방법을 도출하고자 한다.

2. 실험

2.1 실험체 계획

본 연구를 위한 대상건물은 1980년도 초반 대한주택공사에서 임대주택으로 설계 및 시공한 18평 벽식 아파트를 대상으로 하였으며 실험대상 부위 벽체는 세

대간 벽을 이상화하였다. 실험체는 1/2 축소모델로 제작하였다. 벽체의 배근된 철근비는 실제 연구 대상 부위에 대한 철근비 및 간격을 반영하여 계획하였다.

본 연구에서 계획된 실험체는 개구부의 크기가 폭 1,800mm, 높이 2,100mm인 실물 크기를 1/2로 축소하였으며 이는 개구부 면적비가 23%로서 보강하지 않은 기준 실험체 WB-0.23, 기준 실험체를 강판으로 보강한 WB-St. Plate, 기준 실험체를 탄소섬유시트로 보강한 WB-CFS로 총 3개로 계획하였다.

개구부 면적비는 선행 연구결과⁽¹⁾를 반영한 것으로서, 실규모 세대간 벽체에 폭 1,800mm, 높이 2,700mm의 개구부를 설치한 Wall I-0.30, 폭 3,000mm, 높이 2,700mm의 개구부를 설치한 Wall I-0.39 실험체는 본 연구에서 제외되었다. 선행 연구 결과, 개구부 면적비가 30%인 경우 표준 실험체(Prototype Wall)의 중국 강도에 비해 50%가 감소되었으며, 개구부 면적비가 40%일 경우에는 전단벽이기 보다는 골조의 거동을 보였으며, 중국 강도 역시 70%가 감소되었다. 결국, 노후주택의 리모델링시 개구부 면적비 30%이상의 개구부를 뚫는 것은 구조적으로 많은 문제를 야기시키며, 목표강도까지 보강하는 것도 비현실적인 것으로 판단되었기 때문이다.

최근 일본 등에서 개구부 보강방법으로 브레이스나 단면증설법등의 연구가 진행되었으나, 본 연구의 배경인 세대병합형 리모델링에 있어서 브레이스 보강은 개구부를 막게 되는 결과를 낳아 비현실적이라 판단하였다. 또한 단면증설법 역시 자중증가와 습식공사인 것을 고려할 때 리모델링 공정에서는 비현실적이라 판단되어, 보강효율이 우수한 탄소섬유시트와 강판을 선정하게 되었다. 한편 보강재의 설계는 개구부가 없는 경우를 목표내력으로 하였으며 보강재와 콘크리트가 일체거동을 한다는 가정하에 강도설계법에 준하여 탄소섬유시트의 매수에 상응하는 등가의 강판두께를 산정하였다.

기존 벽체를 부분적으로 절단하여 설치되는 개구부는 실험체가 1/2 규모로 축소 제작됨에 따라 벽체의 두께가 100mm로 절단장비를 이용하여 벽체의 부분적인 절단시 예상되는 충격 및 진동에 의하여 벽체가 손상을 받을 것으로 예상되어 실험체 제작시 미리 소요의 개구부가 확보될 수 있도록 거꾸집을 조립하였다.

Table 1 실험체 일람

구분	개구부 면적비	보강 방법	공동 사항
WB - 0.23	23% (900×1050)	무	수직철근 :
WB - CFS		탄소섬유시트	D6@225
WB - St. Plate		강판	수평철근 : D6@225

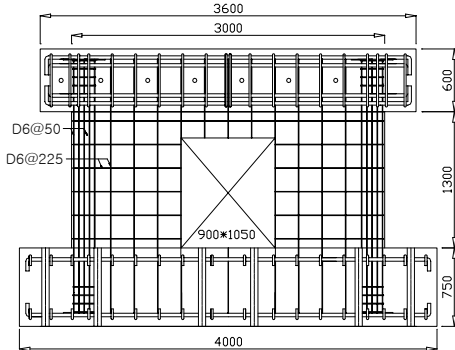


Fig. 1 실험체 상세 (단위 : mm)

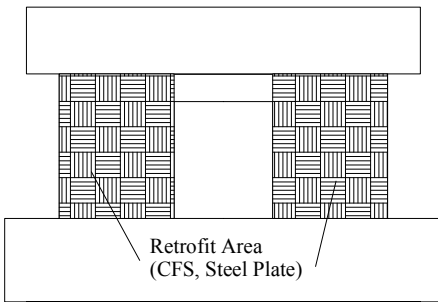


Fig. 2 보강위치

실험체는 형상비가 0.5로 전단이 지배하는 장방향 단면의 전단벽체이다. 실험체의 일람은 Table 1에, 실험체 상세는 Fig. 1에 나타내었으며, Fig. 2는 보강면적을 나타낸다.

2.2 재료시험

실험체에 사용된 콘크리트의 설계 압축강도는 21 MPa로 계획하였다. 공시체는 KS F 2404에 따라 실린더형 몰드를 사용하였으며, 실험체와 동일한 조건하에 양생시켰다. 콘크리트 압축강도의 시험결과는

Table 2 콘크리트 압축강도 시험 결과

압축강도, f_{ck} (MPa)	탄성계수, E_c (GPa)	변형률 ($\times 10^{-6}$)	포아송비
21.23	21.92	1,956	0.15

Table 3 철근의 인장 강도 시험 결과

철근의 종류	항복강도, f_y (MPa)	항복변형률, ϵ_y ($\times 10^{-6}$)	인장강도, f_u (MPa)
D6	291.19	1923.08	375.01

Table 4 탄소섬유시트의 강도

섬유종류	설계두께 (mm)	표준시공두께 (mm)	인장강도 (MPa)	연신율 (%)
고강도탄소	0.11	0.45	4104.38	2.1

Table 5 강판의 강도

극한강도 (MPa)	항복강도 (MPa)	연신율 (%)	탄성계수 (GPa)	포아송비	전단계수 (GPa)
400-550	250	23	200	0.26	79.3

Table 6 에폭시 수지의 물성

용도	인장강도 (MPa)	압축강도 (MPa)	휨강도 (MPa)	접착강도 (MPa)
주입제	65	144	83	14
실링제	60	141	79	10

Table 2와 같다. 실험체에 사용된 철근의 재료적 특성을 파악하기 위하여 KS B 0801(금속재료 인장 시험편)의 '라'호 규정에 따라 시험편을 제작하여 KS B 0802의 금속재료 인장시험방법에 따라 시험을 실시하여 평가하였다. 인장 시험결과는 Table 3에 나타내었다. 또한, 탄소섬유시트, 강판, 에폭시의 강도 특성은 Table 4~6와 같다.

2.3 실험체 설치상황

실험체 설치 상황은 Fig. 3과 같다. 수평하중은 실험체의 가력보와 동일한 높이의 반력벽에 설치된 2000kN 용량의 Actuator에 의하여 가력하였다. 또한, 축력은 실험체 상부 프레임에 연결되어 있는 2대의 1000kN 용량의 Actuator를 사용하여 실험체 단면적의 10%($0.1f_{ck}A_g$)로 실험 종료시까지 일정하게 가력하였다.

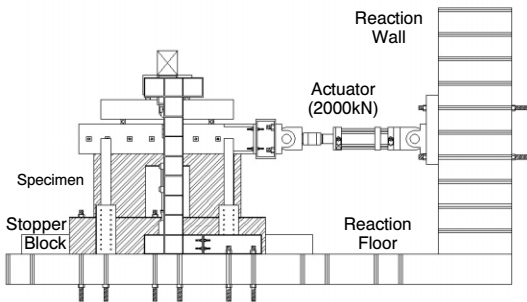


Fig. 3 설치 상황

이 때 벽판의 내외 좌굴을 방지하고, 실제 건물에서 각층 슬래브의 격막작용(Diaphragm) 효과를 고려하기 위하여 실험체 상부 횡가력보에 좌굴 방지용 볼 지그 (Guide beam and ball jig)를 설치하였다.

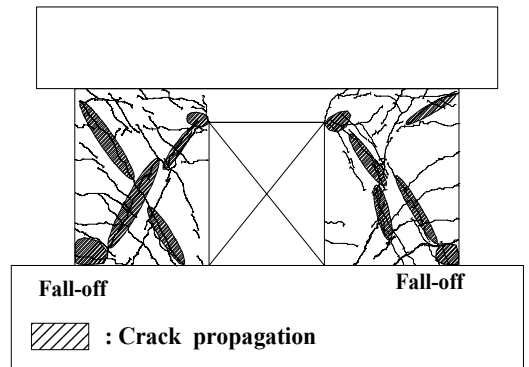
실험체에 적용된 하중이력은 부재각에 따라 0.15%, 0.3%, 0.45%, 0.6%, 0.75%, 0.9%, 1.05%, 1.2%, 1.35%, 1.5%, 1.65%순으로 점점 반복가력하였으며, 각각 3 사이클씩 반복가력하면서 부재각에 따른 변위 제어 방식으로 가력하였다.

본 실험에서 얻고자 하는 주요 데이터는 개구부가 있으며 보강된 전단벽에 반복 수평하중이 작용할 때, 개구부 주변과 벽체의 전단변위, 그리고 우각부와 벽체 단부의 철근 변형률을 측정하여 탄소섬유시트와 강판으로 보강된 실험체의 구조적 특성을 파악하고자 하였다.

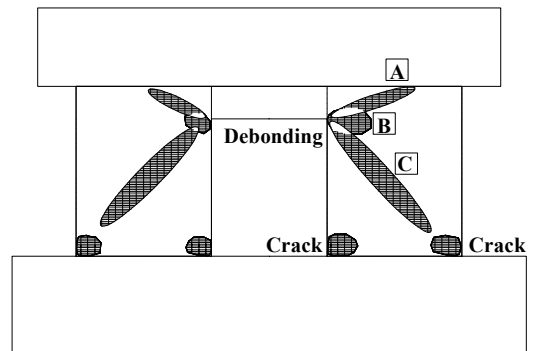
3. 실험 결과 및 분석

3.1 균열 및 파괴상황

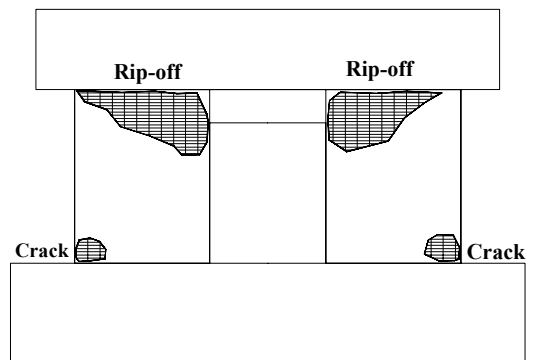
모든 실험체에서 벽체의 휨 파괴 보다는 전단 파괴가 주요 파괴모드로 나타났으며 각 실험체의 파괴형상은 Fig. 4와 같다. 그림에서와 같이 초기 횡가력시 응력이 집중되는 우각부 주위에 인장력에 의한 초기 균열이 발생했으며, 점차 균열 폭이 증가하면서 압력에 의한 콘크리트 박리가 일어났다. 부재각 0.003rad 이후 개구부를 중심으로 벽체의 양 복부에 대칭으로 사인장 균열이 발생하였으며, 단부에 미세한 수평균열과 동시에 벽체단부의 상, 하부에 휨 균열이 발생하였다.



(a) WB-0.23



(b) WB-CFS



(c) WB-St. Plate

Fig. 4 최종파괴상황

이후 사인장 균열의 폭이 약 3mm 이상까지 확장되어 벽체 하부까지 진전되었으며 압력에 의하여 최종 파괴되었다.

실험체별 부재각에 따른 파괴 상황을 살펴보면, WB-0.23의 경우 부재각 0.0015rad에 우각부 초기 균열이 발생하였으며 부재각 0.003rad에 벽체 복부에서 사인장균열이 발생하였다. 가력 초기 벽체의 단부에서 발생한 미세한 휨 균열은 부재각 0.012rad에 하단까지 진전되어 압괴되었고, 0.013rad에서 최종 파괴되었다.

WB-CFS와 WB-St. Plate의 경우 육안으로 벽체의 균열을 직접 확인할 수 없어, 탄소섬유시트와 강판을 두드려보며 소리와 모양으로 균열과 바리 부위를 추측했다.

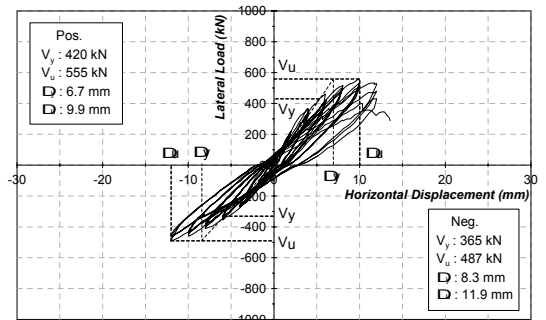
WB-CFS의 경우 부재각 0.0045rad에 우각부의 초기균열을 시작으로 부재각 0.0076rad에서 A부분에 탄소섬유시트가 변색되었으며, B부분은 우각부 균열이 진전되어 탄소섬유시트가 떨어졌다. 부재각 0.012rad에서 휨균열이 발생했고 결국 0.013rad에서 탄소섬유시트에서 '찍'소리가 나면서 C부분의 탄소섬유시트가 변색되었다.

WB-St. Plate의 경우 부재각 0.006rad에서 우각부 주위에서 최초로 실험체로부터 강판이 떨어졌다. 부재각 0.01rad이후 우각부 주위에 생긴 균열이 발전하여 강판이 떨어진 면적이 증가했으며, 종국에는 큰소리가 나면서 벽체 복부 부위의 강판이 떨어지며 내력이 크게 감소했다.

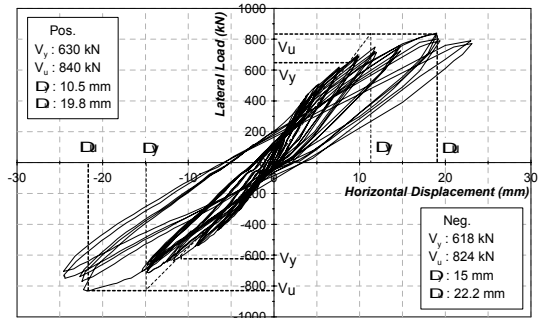
WB-CFS, WB-St. Plate 실험체의 경우 보강재를 두들겨 보고 소리와 모양으로 균열 상황을 추측한 것을 감안했을 때, 세 실험체의 균열발생 시점은 비슷한 것으로 판단된다. 이는 보강재(강판, 탄소섬유시트)가 균열 발생이후 균열의 깊이나 폭의 확장을 지연시키는 효과는 있지만 초기 균열 발생 시점을 지연시키는 효과는 다소 미미하기 때문으로 사료된다. 그러나 각각 다른 방법으로 보강한 WB-CFS, WB-St. Plate 실험체는 서로 다른 양상으로 종국 파괴 되었다. WB-CFS의 경우 Fig. 4(b)와 같이 C방향의 사인장균열을 따라 탄소섬유시트가 항복하여 변색되는 것을 확인할 수 있었던 반면, WB-St. Plate의 경우 벽체 복부에서 강판이 벽체 콘크리트의 일부를 물고 떨어지는 Rip-off현상을 관찰 할 수 있었다. 이는 사인장균열 방향으로 강판이 탄소섬유시트보다 강성이 큰 것에 기인한 것으로 사료된다.

3.2 하중-변위 관계

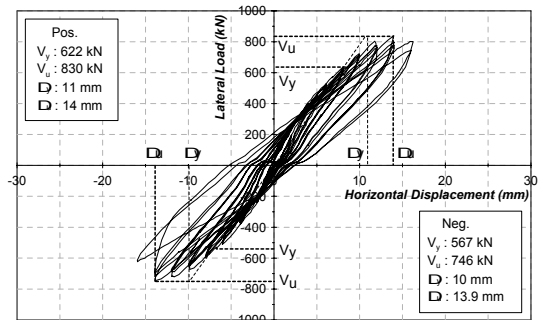
본 연구에서 측정된 실험체에 대한 정적 반복 가력의 하중-변위 곡선은 Fig. 5와 같다. 변위는 벽체의 가력 지점에서 측정한 값이다. 이때 항복하중은 벽체 주근의 항복시점과 유사하게 평가되는 최대하중의 75% 점을 지나는 Secant stiffness line의 교점이 하중-변위 곡선과 만났을 때의 하중으로 정의하였다.



(a) WB-0.23



(b) WB-CFS



(c) WB-St. Plate

Fig. 5 하중-변위 관계곡선

그림에서와 같이 개구부 면적비가 23%이며 보강하지 않은 WB- 0.23의 경우 530kN의 최대내력을 보였고 최대내력 이후 급격한 강도저하는 보이지 않았다. 또한 탄소섬유시트와 강판으로 보강한 WB-CFS와 WB-St. Plate 실험체의 경우 최대 내력이 각각 830kN 및 840kN으로 나타나 보강하지 않은 기준 실험체에 비해 약 63%의 강도증가를 보였다. 그러나 최대강도 이후 내력 저하율을 살펴보면 보강된 두 실험체에서 다소 차이가 나타나고 있는데 강판으로 보강된 WB-St. Plate의 경우 부재각 0.014rad에서 최대강도를 나타낸 후 다음 싸이클에서 약 8%의 내력 감소율을 나타낸 반면, 탄소섬유시트로 보강된 WB-CFS의 경우 부재각 0.01rad에서 최대강도를 나타낸 후 최대강도의 약 17%의 내력 감소율을 나타내며 다소 미미하지만 취성적인 거동을 나타내었다.

3.3 강도비교

Table 7은 각 실험체의 계산된 전단 내력, 보강재(CFS, 강판)에 의해 향상된 전단강도와 실험값을 나타내고 있다. 보강하기 전 실험체 WB-0.23의 사인장 파괴를 고려한 전단내력(V_n)은 식(1)과 같다.

$$V_n = V_c + V_s \quad (1)$$

여기서 V_c 는 V_n 의 콘크리트 기여분으로 (ACI 318-052) Eq. 11-29)식에서 식(2)를, V_s 는 V_n 의 전단보강철근 기여분으로 (ACI 318-052) Eq. 11-31)식에서 식(3)을 이용했다.

$$V_c = 3.3\sqrt{f_{ck}}hd + \frac{N_u d}{4l_w} \quad (2)$$

여기서, f_{ck} : 콘크리트 압축강도 h : 벽두께
 d : $0.8 \times l_w$ l_w : 벽길이 N_u : 축력

$$V_s = \frac{A_v f_y d}{s} \quad (3)$$

여기서, A_v : 수직간격 s 내의 수평철근의 단면적
 s : 수평전단보강근의 수직간격
 f_y : 철근의 항복강도

보강실험체(WB-CFS, WB-St. Plate)의 전체 전단내력은 식(4)과 같다.

$${}_{THE} V_n = V_c + V_s + V_{CFS, St.} \quad (4)$$

여기서 탄소섬유시트의 전단내력은 Priestley⁽³⁾등과 ICBO 1997⁽⁴⁾에서 제안한 식(5)에 의해서 구했다.

$$V_{CFS} = 2 t_f f_y l_w \quad (5)$$

여기서, t_f : CFS의 두께 f_y : CFS의 항복강도
 l_w : 벽체 길이

또한, 강판의 전단내력은 강판의 단면적에 전단탄성계수와 전단변형률을 고려한 Hooke's law를 이용하여 식 (6)과 같이 구했다.

$$V_{St} = G\gamma A_w \quad (6)$$

여기서, G : 강판 전단탄성계수 A_w : 강판의 단면적
 γ : 실험을 통해 얻어진 전단변형률

Table 7 강도비교

Specimen	V_n (kN) ($V_c + V_s$)	V_{CFS} (kN)	$V_{St.}$ (kN)	${}_{THE} V_n$ (kN) ($V_n + V_{CFS, St.}$)	V_{exp} (kN)	$\frac{V_{exp}}{{}_{THE} V_n}$ (%)
WB - 0.23	510	-	-	510	555	108.8
WB - CFS	510	325	-	835	840	100.5
WB - St. Plate	510	-	274	784	830	105.8

V_n : 보강전 전단내력 V_{CFS} , $V_{St.}$: CFS, 강판이 부담하는 전단내력 ${}_{THE} V_n$: 최대내력(계산값) V_{exp} : 최대내력(실험값)

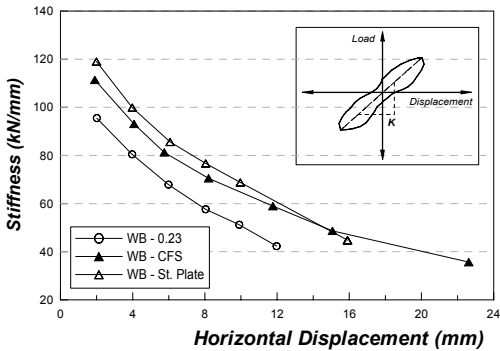


Fig. 6 실험체의 강성 비교

그 결과 Table 7에서와 같이 실험값 V_{exp} 와 설계값 V_n 은 10%내외의 미미한 차이를 보였지만 거의 유사하게 나타난 것을 볼 수 있다.

3.4 강성 및 연성

Fig. 6은 정·부가력시 최대하중·변위점을 연결하는 직선의 기울기로 평가되는 각 부재각에 대한 강성값을 나타낸다. 그림과 같이 실험체 WB-0.23, CFS, St. Plate의 초기강성을 보면, 각각 91.9kN/mm, 111.4 kN/mm, 119.04kN/mm로 WB-0.23기준으로 WB-CFS는 약 16.6%, WB-St. Plate는 약 19.7% 증가됐다.

횡변위 6mm(0.0046rad)까지는 세 실험체 모두 비슷한 강성감소율을 보이고 있으나 이후, 보강실험체인 WB-CFS, WB-St. Plate의 강성감소율이 보강 전 실험체인 WB-0.23보다 낮아지는 것을 Fig. 6에

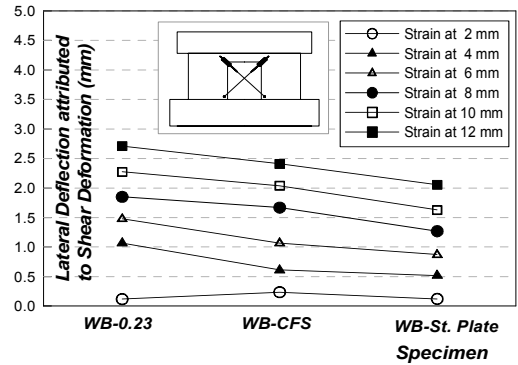


Fig. 7 부재각에 따른 실험체별 전단변형

서 확인 할 수 있다. 이는 횡변위 6mm이후 보강재료 (탄소섬유시트, 강판)가 응력을 부담함으로써 실험체의 강성저하율을 낮춘 것으로 사료된다. 횡변위 10mm 이후 WB-St. Plate의 강성은 기울기의 변화 없이 저하되는 반면, WB-CFS의 강성은 기울기가 더욱 완만해지며 저하되는 것을 볼 수 있다.

극한내력시 강성은 실험체 WB-0.23, CFS, St. Plate 각각 56.1kN/mm, 44.2kN/mm, 59.3 kN/mm으로 초기강성에 비해 각각 38.9%, 60.3%, 50.2% 감소하는 것으로 나타났다.

변위연성도(Table 8의 μ)는 최대변위를 항복변위로 나누는 값으로 정의된다. 이때 항복변위는 벽체 주근의 항복시점과 유사하게 평가되는 최대하중의 75%점을 지나는 Secant stiffness line의 교점이 하중·변위 곡선과 만났을때의 변위로 정의하였다. Table 7에서 알 수 있듯이 정가력시 실험체 WB-0.23, CFS, St.

Table 8 실험결과

Specimen		V_y (kN)	V_u (kN)	S_y (kN/mm)	S_u (kN/mm)	Δy (mm)	Δu (mm)	μ
WB - 0.23	정가력	420	555	84	56	7	10	1.5
	부가력	365	487	44	41	8	12	1.4
WB - CFS	정가력	630	840	82	44	11	20	1.9
	부가력	618	824	33	37	15	22	1.5
WB - St. Plate	정가력	622	830	78	60	11	14	1.3
	부가력	567	746	57	54	10	14	1.4

V_y : 항복하중 V_u : 최대하중 S_y : 항복강성 S_u : 극한강성 Δy : 항복변위 Δu : 최대변위 μ : 변위연성비

Plate의 변위연성비는 각각 1.48, 1.9, 1.27로 WB-CFS가 가장 높게 나타났으며, WB-0.23보다 28%, WB-St. Plate보다 33% 높게 나타났다.

3.5 전단변형

Fig. 7은 부재각에 따른 실험체별 전단변형을 개구부 주위의 변형각에 의한 횡변위로 산출하여 나타낸 것이다. 그림에서와 같이 전체적으로 실험체 상부 횡변위에 비해 상당히 작은 전단변형이 나타나고 있는데 이는 벽체 밑단에서 발생한 슬라이딩과 라인 LVDT의 낮은 민감도가 요인으로 사료된다.

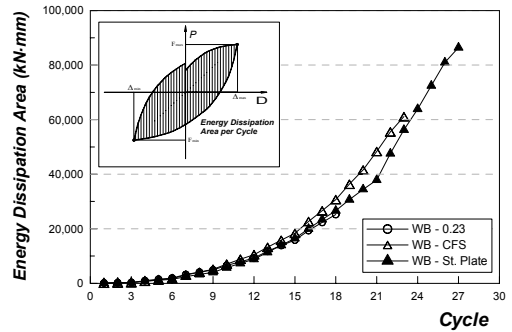
일반적으로 동일 변위에서 보강을 하지 않은 WB-0.23 실험체의 전단변형이 가장 크게 나타나고 있으며, WB-St. Plate 실험체의 전단변형이 가장 작게 나타났다. 특히, 강판 보강 실험체의 전단변형이 탄소섬유시트 보강 실험체 보다 작게 나타나 있는데 이는 강판이 전단력에 효과적으로 저항하기 때문으로 판단된다. 즉, 비등방성 재료(An-isotropic material)인 탄소섬유시트와는 달리 등방성 재료(Isotropic Material)인 강판이 전단력에 의한 사선 압축과 사선 인장에 효과적으로 저항한 것으로 사료된다.

3.6 에너지소산 특성

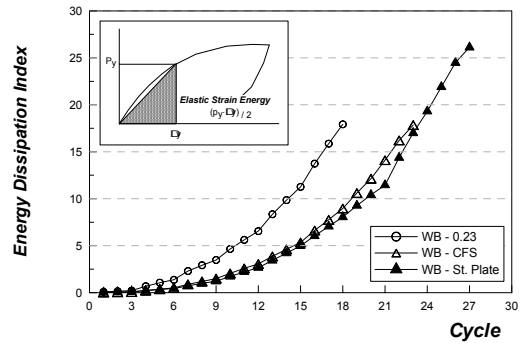
철근 콘크리트 부재의 주요한 주기 거동 특성중의 하나인 에너지 소산 능력을 확인하고자 하중-변위의 주기곡선으로 둘러싸인 부분의 면적을 산정하였다. Fig. 8(a)는 해당 사이클까지 소산된 에너지량을 정량적으로 합산하여 나타내었으며, Fig. 8(b)는 누적 에너지 소산면적을 항복시점에서 구한 탄성 변형에너지의 비로 나타낸 것으로 Darwin과 Namai⁽⁵⁾ 등이 제안한 에너지 소산지표를 비교한 것이다.

누적에너지 소산량을 살펴보면, Fig. 8(a)에서와 같이 모든 실험체가 가력초기부터 15사이클까지 거의 동일한 소산능력을 발휘하였다. 이후 각 실험체는 매우 선형 적으로 증가하였으나 탄소섬유시트로 보강한 WB-CFS가 가장 높게 나타났다.

이러한 추세는 실험이 종료될때까지 계속하여 진행



(a) 누적에너지 소산면적



(b) 에너지 소산 지표

Fig. 8 에너지소산 특성

되었다. 이후 WB-0.23은 18사이클까지의 누적에너지량이 25,000kN·mm로 나타났으며 탄소섬유시트와 강판으로 보강한 WB-CFS와 WB-St. Plate의 경우 35,000kN·mm, 26,000 kN·mm로서 WB-0.23 실험체에 비해 약 22% 및 5%정도 높게 나타났다.

또한 Fig. 8(b)에 나타낸 에너지 소산지표를 살펴보면 보강하지 않은 WB-0.23실험체가 가장 높게 나타나고 있으며 보강한 두 실험체의 경우 가력초기부터 실험종료까지 거의 대등한 값을 보였다. 초기 균열이 발생한 9사이클까지 WB-0.23이 1.22~1.5를 나타낸 보강 실험체에 비해 약 60%정도 높게 나타났으며, 이후 실험이 종료된 18사이클에서 보강하지 않은 WB-0.23실험체의 경우 17.92를 나타냄으로써 탄소섬유시트와 강판으로 보강한 실험체의 소산지수에 비해 약 55% 및 50%정도 크게 나타났다.

3.7 철근의 변형률 분포

3.7.1 우각부 수평철근 변형률

Fig. 9는 개구부 모서리 부분인 우각부 주위의 수평철근의 변형률을 부재각별로 나타낸 것이다. X축은 개구부의 중심으로부터 게이지가 부착된 위치를 나타내며, 범례에 표시된 부재각은 첫 번째 싸이클시 부재각(0.00015rad)과 각 실험체별 극한강도가 나타나는 부재각을 기준으로 실험체의 거동을 대표할 수 있는 부재각을 나타낸 것이다.

절단된 개구부면에 근접한 철근의 변형률을 관찰한 결과 WB-0.23 실험체의 경우 개구부중심에서 500mm떨어진 위치에서 철근의 변형률은 부재 회전각이 증가하면서 소량의 증가를 보인데 반해, 개구부중심에서 900mm떨어진 위치에서 철근의 변형률은 비교적 많은 증가를 나타내었다. 이는 철근이 개구부로 인한 절단으로 소요정착길이를 확보하지 못하여 소정의 부착능력 및 인장부담능력을 상실하였기 때문으로 판단된다. 또한, 각각 개구부 중심에서 500mm, 700mm떨어진 위치에서 철근의 변형률을 비교해 본 결과 소요정착길이 부족으로 절단된 개구부면에 가까운 철근 변형률이 상대적으로 작은 변형률을 보였다.

Fig. 9(b)는 WB-CFS 실험체의 철근변형률로서 보강하지 않은 기준 실험체인 WB-0.23보다 다소 낮게 나타나고 있는데 이는 보강재료인 탄소섬유시트가 벽체의 횡방향 강성을 높여 주었기 때문으로 사료된다. 특히 0.01rad 정가력까지는 철근의 변형률이 낮

은데 반해, 0.012rad 정가력시는 Fig. 9(b)와 같이 철근의 변형률이 다소 크게 변화하는 것을 확인할 수 있다. 이는 0.012rad 정가력시 우각부의 탄소섬유시트가 박리된 것에 기인하는 것으로 사료된다. 그리고 WB-St. Plate의 경우 부재각 0.01rad 이후 큰 소리와 함께 우각부 주위의 철판이 광범위하게 떨어지며 내력이 약 50%이상 저감된 현상이 관찰되었다. Fig. 9(c)는 이같은 현상에 기인한 것으로서 부재각 0.012rad에서 철근의 변형률이 크게 증가한 것을 확인할 수 있다.

3.7.2 수직철근 변형률

Fig. 10은 벽체 밑면에서 50mm 높이에서 측정된 수직철근의 변형률을 나타낸 것이다. WB-CFS의 1번 게이지와 WB-St. Plate의 3번 게이지(0.008rad 이후)의 경우 변형률이 측정되지 않아 플로팅하지 않았다.

그림에서와 같이 가력 방향에 따라 보강실험체(WB-CFS, WB-St. Plate)의 변형률이 무보강 실험체(WB-0.23)의 변형률 보다 비교적 많은 변화를 보임을 알 수 있다. 앞서 전단변형에서 전술한 바와 같이 보강실험체(WB-CFS, WB-St. Plate)가 무보강 실험체(WB-0.23)보다 전단변형성분이 적은 대신 휨 변형성분이 높음을 판단 할 수 있다. 또한 벽체 복부의 철근변형률을 살펴본 결과 보강재에 의한 강성증가로 복부의 철근변형률이 낮게 나타났으며, 벽체의 휨변형에 따른 수직철근의 인장변형이 게이지가 붙여진 위치(베이스에서 50mm)로 집중된 것으로 사료된다.

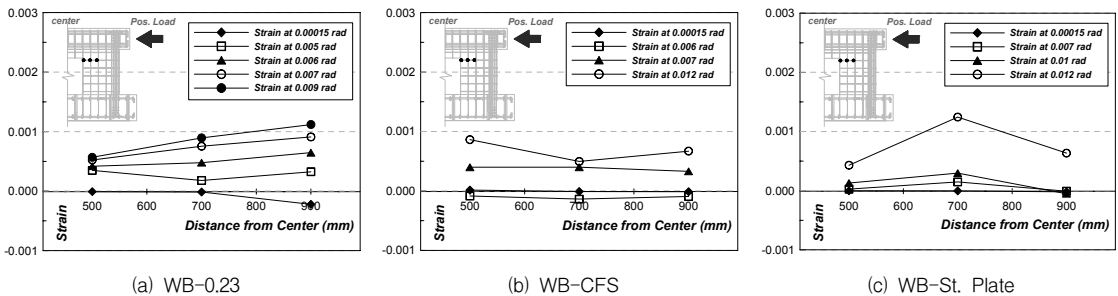


Fig. 9 부재각에 따른 우각부 수평철근 변형률

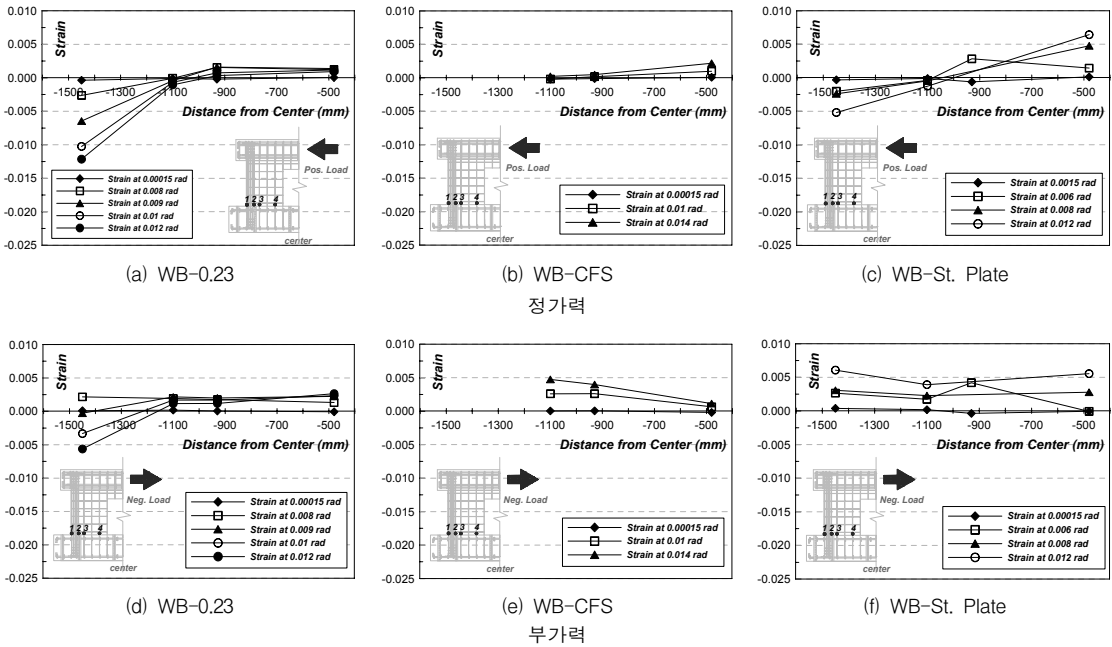


Fig. 10 특정 부재각에서 측정된 수직철근 변형률

4. 결론

인위적으로 절단된 개구부를 가지는 전단벽의 보강 실험을 통해 얻은 결론은 다음과 같다.

- 1) 세 실험체 모두 우각부의 응력 집중으로 인한 초기 균열이 발생했고 결국 전단파괴와 휨균열의 압괴로 종국파괴 되었다. WB-CFS와 WB-St. Plate의 경우 우각부에서 시작된 균열로 인해 탄소섬유시트와 강판이 벽체로부터 박리되기 시작했다. 최종적으로, WB-CFS는 사인장력과 사선균열방향의 미끌림을 탄소섬유시트가 견디지 못해 변색되는 것을 확인할 수 있었고, WB-St. Plate는 철판이 벽체 콘크리트의 일부를 물고 떨어지는 Rip-off 현상을 관찰할 수 있었다.
- 2) 보강실험체인 WB-CFS, WB-St. Plate는 최대강도 830kN, 840kN으로 나타나 보강전 실험체인 WB-0.23에 비해 평균 63% 정도의 강도증가를 보였다. 초기강성은 세 실험체 모두 대등한 값을 보였으나, 부재각 0.0046rad(6mm)이후 보강실험체의 강성저하율은 보강전 실험체에 비해 낮게

나타났다. 이는 보강재가 응력을 부담함으로써 실험체의 강성저하율을 낮춘 것으로 사료된다.

- 3) 동일 부재각에서 전단변형에 의한 횡변위를 살펴본 결과, WB-St. Plate 실험체의 전단변형이 가장 적은 것으로 나타났다. 따라서 탄소섬유시트보다 강판이 전단력에 효과적으로 저항함을 알 수 있었다. 또한 벽체와 베이스가 접하는 수평임계단면의 수직철근 게이지를 분석한 결과, 전단 변형이 적을 수록 휨변형이나 벽체 밑면의 슬라이딩에 따른 횡변위가 많이 발생함을 알 수 있었다.
- 4) 개구부 면에 근접해있는 수평철근의 변형률을 분석한 결과, 개구부 신설시 불가피한 철근의 절단이 철근의 정착 부족으로 이어져 콘크리트의 횡구속 역할을 효과적으로 하지 못하는 것을 확인할 수 있었다.

감사의 글

본 연구는 과학기술부 우수연구센터육성사업(과제번호:R11-2005-056-03002-0) 및 2005년도 건설핵

심기술개발사업 노후공동주택 연구비 지원에 의해 수행(과제번호:C105A1050001-05A0505-00210)되었으며, 2007년 정부(교육인적자원부)의 지원을 받아 수행된 연구임(지방연구중심대학육성사업/바이오하우징연구사업단).

참고문헌

1. 윤현도, 최창식, “고강도 콘크리트 전단벽의 전단강도”, 대한건축학회논문집, 제19권 5호, 2003, 05, pp. 53-60.
2. ACI Committee 318, “Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-05) and Commentary (ACI 318 R-05)”, American Concrete Institute, Michigan. 2005.
3. Priestley, M.J.N., Ceible, F., and Calvi, G.M. Seismic design and retrofit of bridges, Wiley, N.Y. 1996.
4. International Conference of Building(ICBO) Evaluation Service. “Acceptance criteria for concrete and reinforced and unreinforced masonry strengthening using fiber-reinforced composite systems.” ICBO, Whittier, Calif. 1997.
5. Darwin, D, and Nmai, C.K. “Energy Dissipation in RC Beams under Cyclic Load.” Journal of Structural Div, ASCE, Vol. 112, No. 8, Aug. 1986, pp. 1829-1846.
6. Konstantios K. Antoniadis, Thomas N. Salonikios, Andreas J. Kappos, “Test on seismecally damaged reinforced concrete walls repaired and strengthened using fiber-reinforced ploymers”, Journal of Structure Eng., ASCE, Vol. 9, No. 3, June 1, 2005, pp. 236-246.
7. J. I. Daniel, K. N. Shiu, W. G. Corley F., “Openings in Earthquake-Resistant Structural Walls”, Journal of Structure Eng., ASCE, June 1, 1997, pp. 1660-1675.
8. 小野正行, “鐵節콘크리트造有開口耐震壁の彈塑性性狀に關する研究”, 近畿大覺 博士學位論文, 2000.

(접수일자 : 2006년 2월 10일)