

원형 개구부가 있는 전단지배 하이브리드 강재 연결보의 내진성능

임우영^{1*}

¹조교수, 원광대학교, 건축공학과

Seismic Performance of Shear Dominant Hybrid Steel Link Beam with Circular Web Opening

Lim, Woo-Young^{1*}

¹Assistant Professor, Department of Architectural Engineering, Wonkwang University, Iksan, 54538, Korea

Abstract - Cyclic loading tests for shear dominant hybrid steel link beams with circular web openings were performed to evaluate the seismic performance. Four half-scaled specimens with bolted connections were tested. The test parameter is a diameter of the web opening, i.e., shear strength ratio (V_{pw}/V_p) of the link beam and presence of top-seat angles. Using test results, adequate design shear strength of link beam was finally suggested. Test results showed that when the shear capacity is less than half of the plastic shear strength, seismic performance was improved due to mitigation of pinching under reversed cyclic inelastic deformations.

Keywords - Circular web opening, Hybrid steel link beam, Seismic performance, Cyclic loading test, Pinching

1. 서론

연결보는 병렬 전단벽체를 연결하고, 지진하중, 풍하중과 같은 횡 하중에 대해 저항하는 부재이다. 병렬 전단벽체에 작용하는 횡 하중에 의해 발생하는 에너지는 대부분 연결보에 집중된다. 연결보가 우수한 내진성능을 발휘하기 위해서는 벽체가 파괴되기 전 연결보에서 소성힌지가 먼저 발생해야 하며, 외부 하중에 의해 발생하는 에너지의 대부분이 연결보 소성힌지를 통해 소산되어야 한다. 이를 위해 연결보는 소정의 강도와 강성, 그리고 변형 능력을 가지도록 설계되어야 한다^{[1],[2]}.

Fig. 1은 연결보에서 발생하는 모멘트와 전단력을 보여준다. 전단력은 연결보 전 길이에 걸쳐 일정하게 발생한다. 연결보 양단에서는 최대모멘트가 발생하며 연결부 중앙부에서는 모

멘트가 0이 된다.

현행 콘크리트 구조기준^[3]에서는 철근콘크리트(이하 RC) 연결보의 내진성능을 확보하고자 대각선 철근이 있는 연결보 상세를 제시하고 있다. 연결보의 형상비가 2보다 작을 경우는, 대각선 철근은 반드시 연결보에 설치되어야 한다. 형상비가 2보다 크고 4보다 작을 경우, 연결보의 전단강도가 현행 콘크리트 기준에서 제시하고 있는 전단강도를 초과할 때는 대각선 철근이 설치되어야 한다. 하지만 많은 연구자들은 RC 연결보에 대각선 철근을 설치하는 것이 시공상 많은 어려움이 있다는 것을 지적하고 있다^[4].

이러한 RC 연결보 시공의 어려움을 보완하기 위해 하이브리드 강재 연결보 시스템이 개발되었다^{[5],[6],[7]}. 이 시스템은 병렬 벽체 사이에 RC 연결보 대신 강재 연결보를 설치하여 벽체에 작용하는 횡 하중의 대부분을 강재 연결보의 웹에 집중시키는 시스템이다. 기존 연구결과에 의하면, 하이브리드 강재 연결보는 대각선 철근이 설치된 RC 연결보에 비해 우수한 내진성능을 보여주는 것으로 나타났다^[5]. 하지만 강재 연결보를 병렬 프리캐스트 콘크리트(이하 PC) 벽체에 적용하기에는 많은 문제점을 가진다. 공장에서 제작된 PC 병렬 전단벽체에 강재 연결보를 조립한 상태에서 시공현장으로

Note.-Discussion open until August 31, 2018. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on December 4, 2017; revised January 23, 2018; approved on January 23, 2018

Copyright © 2018 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-63-850-6866 Fax. +82-63-843-0782

E-mail. wylim97@wku.ac.kr

운반할 경우, PC 벽체 또는 PC 벽체와 강재 연결보의 접합부 등에서 국부적인 파괴가 발생할 수 있다. 또한 PC 벽체 조립 과정에서 시공 오차 등으로 인해 강재 연결보에 변형이 생겨 벽체 수직·수평 접합부 조립에 어려움이 발생할 수 있다. 따라서 공장에서 제작된 PC 벽체에 강재 연결보를 조립하기 위해서는 새로운 연결보 시스템이 필요하다.

Lim *et al.* (2016)^[7]은 RC 전단벽체뿐만 아니라 PC 전단벽체에도 적용 가능한 볼트 접합부가 있는 하이브리드 강재 연결보 시스템을 개발하였다(Figs. 1, 2 참조). 또한, 반복하중 실험을 통해 개발된 강재 연결보 시스템의 우수한 내진성능을 입증하였다. 하지만, 기존의 일체화된 전단지배 하이브리드 강재 연결보 시스템(monolithic hybrid steel link beam system)을 대상을 수행된 실험연구 결과와는 달리 하중-변위 곡선상에서 핀칭이 발생하는 것으로 나타났다^[7]. 여기서, 일체화된 하이브리드 강재 연결보 시스템은 H형 강재를 양쪽 전단벽체에 매립하여 두 벽체를 연결하는 시스템을 의미하며, 연결보는 벽체 콘크리트 타설 전 설치된다(Fig. 1(a) 참조). 이러한 핀칭은 볼트의 직경과 볼트구멍 치수와의 차이에서 발생하는 오차로 인해 볼트 접합부에서 미끄러짐이 발생하여 생기는 현상으로, 에너지 소산능력을 감소시키는 주요한 원인이 된다. 아울러, 연결보의 전단강도가 볼트 접합부의 지압강도보다 과도하게 클 경우, 볼트구멍에서 발생하는 지압파괴 등으로 인해 핀칭이 발생할 수도 있다. 따라서 볼트 접합부가 있는 하이브리드 강재 연결보

시스템이 보다 우수한 내진성능을 나타내기 위해서는 무엇보다 하중-변위 곡선 상에서 보이는 핀칭을 최대한 억제시키는 것이 중요하다.

이 연구에서는 반복하중 실험을 통해 강재 연결보 웹에 원형 개구부를 설치하여 연결보의 전단성능을 감소시킨 실험체의 내진성능을 알아보려고 한다. 실험연구를 통해 하중-변위 관계에서 발생하는 핀칭의 유무를 관찰하고, 등가 점성 감쇠비(equivalent viscous damping ratio, ξ_{eq})를 구하여 각 실험체별 에너지 소산능력을 상호 비교하였다.

2. 볼트 접합부가 있는 강재 연결보 시스템

Fig. 2는 Lim *et al.* (2016)^[7]이 제안한 볼트 접합부가 있는 하이브리드 강재 연결보 시스템을 보여준다. PC 벽체 조립과정에서 연결보와의 연결을 위해 벽체 내부에 매립 강재 보(embedded steel beam)를 설치한다. 이 때 매립 강재 보에는 연결보와의 접합을 위한 볼트 접합부가 미리 설치된다. 강재 연결보와 PC 벽체는 고장력 볼트로 상호 연결된다. 탑-시트 앵글(top-seat angles)은 연결보 웹의 전단항복을 유도하기 위해 연결보 상·하부 플랜지에 추가로 설치되며, 이 때 앵글은 벽체 옆면과 접합된다. 탑-시트 앵글과 벽체면 연결은 고장력 볼트로 연결되며, 연결을 위해 PC 벽체 제작 시 커플러를 설치한다. 커플러는 철근과 용접하여 실험체 기초까지 연장하여 정착하였다(Fig. 3 참조).

볼트접합부가 있는 하이브리드 강재 연결보가 우수한 내진성능을 발휘하기 위해서는 몇 가지 요구사항이 있으며, 이는 다음과 같은 기존 연구결과에 기초한다. 참고로, 하이브리드

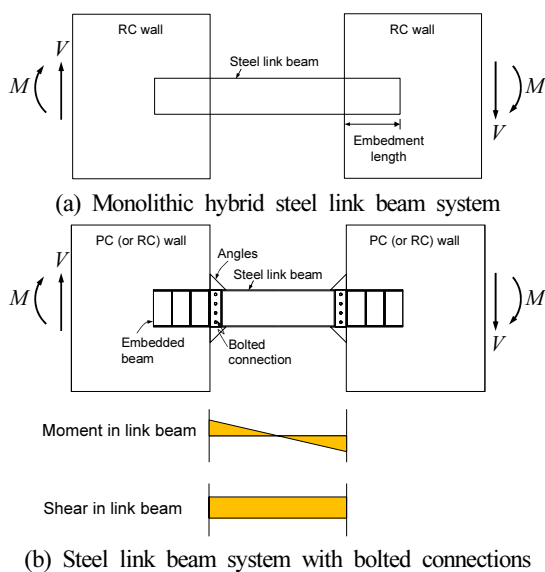


Fig. 1. Moment and shear distribution in monolithic link beam system and steel link beam system with bolted connections

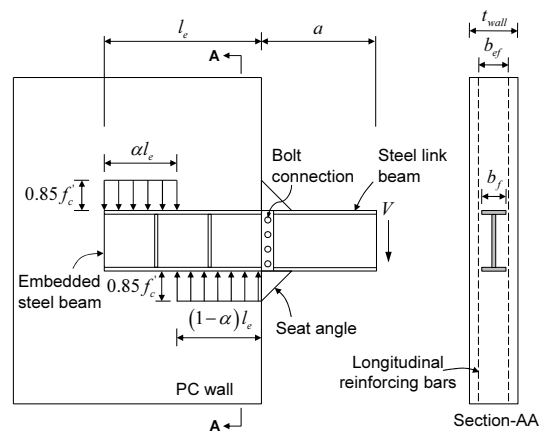


Fig. 2. Hybrid steel link beam system with bolted connection

드 강제 연결보 시스템은 각국 구조기준에 제시되어 있지 않고 몇몇 연구자들에 의해 가이드라인만 제시되어 있다^{[4],[7]}.

첫째, 전단지배 하이브리드 연결보의 경우, 콘크리트 지압파괴가 발생하기 전에 강제 연결보에서 소성변형이 먼저 발생해야 한다^[5]. PC벽체의 파괴 이전에 강제 연결보에서 소성변형이 발생하기 위해서는 매립 철골 보의 매립길이(embedment length)를 충분히 확보하는 것이 중요하다. 만약 매립 강제 보의 길이가 요구 길이보다 짧을 경우 매립 강제 보의 뽑힘파괴(pull-out failure)가 선행될 수 있다. 이러한 파괴양상은 전단지배 연결보뿐만 아니라, 전단력과 휨모멘트가 동시에 발생하는 연결보에서도 나타난다. 볼트 접합부가 있는 연결보의 반복하중 실험 결과에서 강제 보의 매립 길이가 요구 길이보다 현저히 작을 경우, 연결보의 소성변형이 발생하기 전 매립 강제 보의 뽑힘 파괴가 먼저 발생하였다^[6].

볼트 접합부가 있는 하이브리드 강제 연결보의 전단강도는 힘의 평형조건식을 사용하여 구할 수 있다(Fig. 2 참조). 매립 강제 보에 의해 발생하는 콘크리트 응력의 크기는 $0.85f_{ck}$ 로 일정하다고 가정하였다. 이때, 벽체면 방향으로의 콘크리트 압축구간을 $(1-\alpha)l_e$ 로, 벽체 내부 방향 콘크리트 압축구간을 αl_e 로 가정하였다. 위에서 언급한 가정을 통해 힘의 평형조건식을 구하면 다음 식 (1), (2)와 같다.

$$V + 0.85f_{ck}b_{ef}\alpha l_e = 0.85f_{ck}b_{ef}l_e(1-\alpha) \quad (1)$$

$$\begin{aligned} Va + 0.85f_{ck}b_{ef}(1-\alpha)l_e^2 \frac{(1-\alpha)}{2} \\ = 0.85f_{ck}b_{ef}\alpha l_e^2 \left(1 - \frac{\alpha}{2}\right) \end{aligned} \quad (2)$$

여기서, V 는 연결보에 작용하는 전단력, a 는 벽체면으로부터 하중 가력점까지의 거리, f_{ck} 는 콘크리트 압축강도, b_{ef} 는 유효폭($=t_{wall} - 2c$), t_{wall} 은 벽체 두께, c 는 콘크리트 피복두께, α 는 콘크리트 지압 길이 비, 그리고 l_e 는 연결보 매립길이를 나타낸다.

식 (1)과 (2)를 사용하여 구한 볼트 접합부가 있는 하이브리드 강제 연결보의 전단강도는 식 (3)과 같다.

$$V_n = 0.85f_{ck}b_{ef}(1-2\alpha)l_e \quad (3)$$

둘째, 볼트 접합부가 있는 하이브리드 강제 연결보의 경우, 반복 가력 시 볼트 구멍에서 발생하는 지압파괴를 최대한 억

제하는 것이 중요하다. 강제 보의 매립길이가 요구 매립길이를 만족시키더라도 연결보의 소성 변형 전에 볼트 구멍에서 지압파괴가 발생하게 되면 하중은 더 이상 증가하지 않고, 변형만 증가하게 된다. 따라서 볼트 구멍의 지압파괴를 방지하기 위해서는 강제 연결보와 PC 벽체를 상호 연결하는 탑-시트 앵글의 설치가 필요하다.

마지막으로, PC 벽체에서 발생하는 균열을 방지하기 위한 특별한 벽체 철근상세가 제공되어야 한다. 기존 연구에 의하면, 현행 콘크리트 구조기준^[3]에 기초한 철근상세를 하이브리드 강제 연결보 시스템에 적용할 경우, 연결보가 전단항복하기 전 매립 강제 보 주위에서 균열이 과도하게 발생하였다^[7]. 따라서 하이브리드 강제 연결보 시스템에 적용할 수 있는 PC 벽체의 철근상세를 적용할 필요가 있다^[7].

3. 실험 프로그램

3.1 실험체 상세

이 연구에서는 탑-시트 앵글이 있는 실험체 3개와 앵글이 없는 실험체 1개, 총 4개의 강제 연결보를 대상으로 실험연구가 수행되었다. 반복가력 실험을 위해 연결보의 모멘트가 0인 지점에 2,000kN 용량의 액추에이터를 설치하였으며, 이를 위해 병렬 전단벽체 중 절반에 해당되는 부분을 대상으로 실험체를 설계 및 제작하였다(Fig. 1 참조). 실험체는 실물크기 대비 1/2 스케일로 제작되었다.

Fig. 3은 실험체 상세를 보여준다. 실험체는 PC 벽체와 강제 연결보, 매립 강제 보, 그리고 탑-시트 앵글로 구성된다. SCB1, SCB2, 그리고 SCB3 실험체에는 앵글이 설치되었고, SCB4 실험체에는 앵글이 설치되지 않았다. 각 실험체에는 서로 다른 크기의 원형 개구부가 있으며, 개구부의 지름은 300mm (SCB1, SCB4), 268mm(SCB2), 200mm(SCB3)이다. 개구부는 모두 벽체면으로부터 382mm거리에 설치되었다.

PC 벽체의 전체 높이는 1,900mm이고, 너비는 1,800mm, 그리고 두께는 300mm이다. 벽체 길이방향 철근은 D19 철근이 사용되었으며, 매립 강제 보 길이에 해당하는 거리에는 200mm 간격으로 그 외에는 270mm 간격으로 설치되었다. 단, 벽체와 연결보 경계면에서의 첫 번째 길이방향 철근은 D22 철근이 사용되었다. 수평철근은 D19 철근이 사용되었으며, 225mm 간격으로 설치되었다. 다만, 철골 보 상·하부에는 매립 강제 보 주위에 설치된 후프철근의 정착을 위해 100

원형 개구부가 있는 전단지배 하이브리드 강제 연결보의 내진성능

mm 간격으로 수평철근을 추가하였다. 매립 철골 보 매립 강제 보 주위 콘크리트를 보강하기 위해 3개의 후프(D16)가 추가로 설치되었다.

강제 연결보와 매립 강제 보, 그리고 탑-시트 앵글은 공장에서 용접 제작되었다. 강제 연결보의 단면은 H-378 × 175 ×

11 × 5이다. 실험에 사용된 용접 H형강의 플랜지는 비조밀 단면이고, 웨브는 조밀 단면이다.

매립 강제 보 단면의 크기는 H-378 × 175 × 11 × 7이고, 길이는 600mm이다. 본 연구에서는 매립길이에 대한 영향을 배제하였으므로 매립 강제 보의 뽑힘 파괴를 방지하기 위해 개

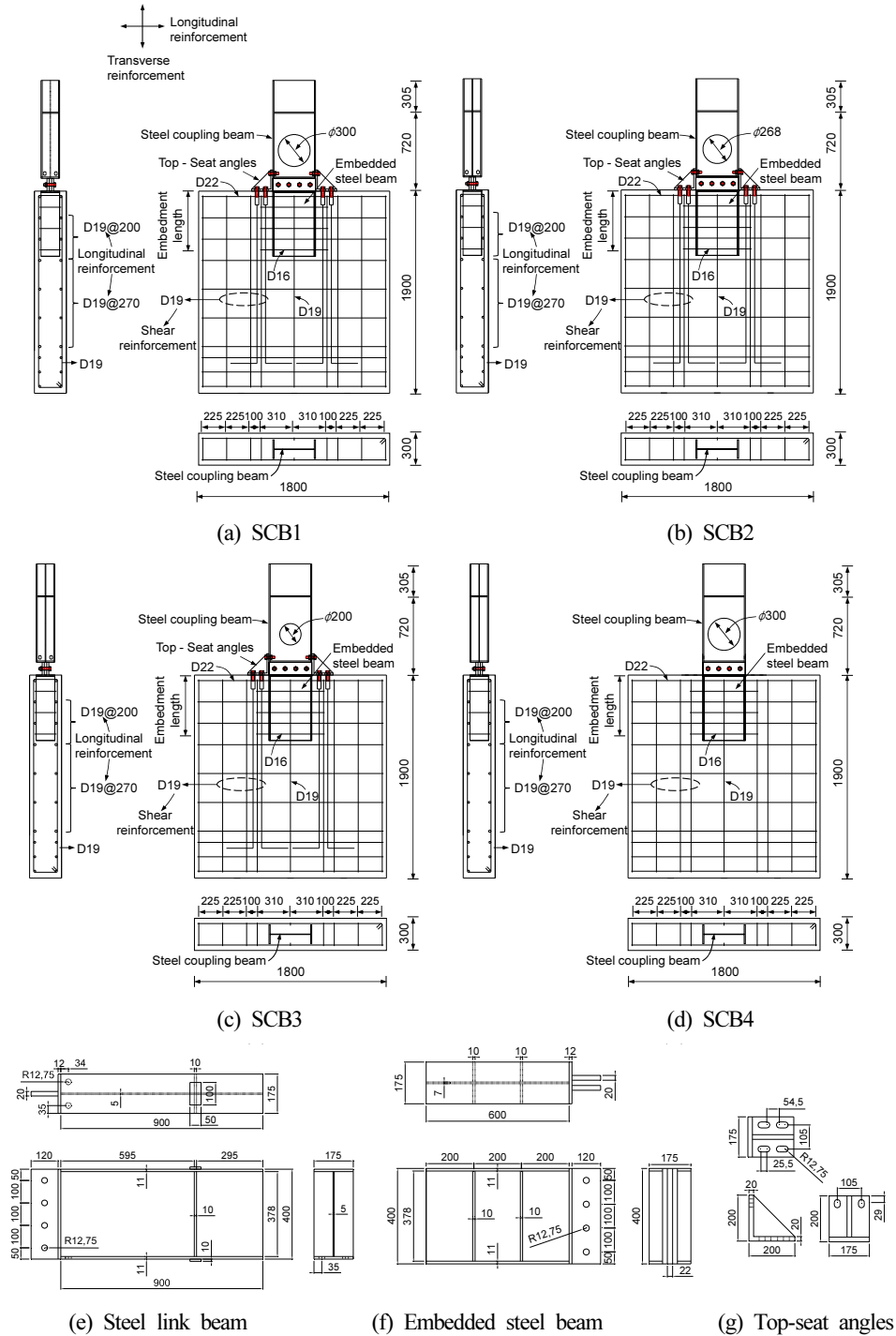


Fig. 3. Details of test specimens

구부가 없는 일체형 연결보의 전단강도를 사용하여 매립길이를 구하였으며, 모든 실험체에 동일한 값을 적용하였다.

볼트 접합부가 있는 강재 연결보 시스템의 경우 볼트 접합부에서 전단력과 모멘트가 동시에 발생하므로 모멘트에 의해 매립 보가 벽체로부터 뽑혀져 나오는 뽑힘 파괴가 발생할 가능성이 있다. 이러한 파괴를 방지하기 위해 매립 강재 보 웹의 양쪽에 두께 10mm의 철골 플레이트를 200mm 간격으로 설치하였다. 연결보와 연결하기 위해 용접 접합된 볼트접합부의 길이는 120mm, 높이 400mm, 그리고 두께는 20mm이다. 매립 강재 보의 뽑힘 파괴를 방지하기 위해 웹의 양쪽에 200mm 간격으로, 총 4개의 스티프너(두께: 10mm)가 설치되었다. 매립 강재 보와 연결보의 볼트 접합은 2면 전단(지압)접합부이며, 상호 연결을 위해 4개의 고장력볼트(M24 F10T)가 사용되었다.

볼트 구멍의 지압강도와 연결보의 전단강도의 내력을 상호 비교하기 위해 현행 강구조 기준^[8]에서 제시하고 있는 지압 파괴 설계강도 $[R_n = \phi 1.2L_c t F_u (\leq \phi 2.4dt F_u)]$ 를 구하였다. 여기서, ϕ 는 0.75, L_c 는 하중방향 순간격(=37.5mm), 즉 볼트 구멍의 끝과 피접합재 끝 또는 인접 볼트구멍 끝까지의 거리, t 는 피접합재 두께(=20mm), F_u 는 피접합재의 공칭인장강도(=500MPa), d 는 볼트의 공칭직경(=24mm)이다. 그 결과 볼트 접합부의 지압파괴 설계강도(=675kN)는 식 (4)를 사용해서 구한 각 실험체의 전단내력보다 충분히 큰 값을 나타내었다.

탑-시트 앵글의 높이와 길이는 200mm로 동일하며 두께는 20mm이다. 앵글의 변형을 방지하기 위해 두께 20mm의 스티프너를 설치하였다(Fig. 3 참조). 연결보와 벽체, 그리고 앵글을 상호 연결하기 위해 연결보에는 2개(총 4개), 벽체 측면에는 4개(총 8개)의 고장력 볼트(M24 F10T)가 사용되었다.

실험변수는 연결보의 전단강도비와 탑-시트 앵글의 유무

이다. 이 연구에서 주요 변수로 사용된 전단 강도비는 개구부가 없는 연결보의 소성전단강도에 대한 개구부가 있는 연결보의 소성전단강도의 비(V_{pw}/V_p)로 정의하였다. 여기서, V_{pw} 는 웹 개구부가 있는 연결보의 소성전단강도이고, V_p 는 웹 개구부가 없는 연결보의 소성전단강도(=340.2kN)이다. 웹 개구부가 있는 강재 연결보의 소성전단강도는 다음 식 (4)로부터 구할 수 있다.

$$V_{pw} = 0.6F_{yw}b_w(h - h_{wo}) \quad (4)$$

여기서, b_w 는 웹의 두께, h 는 웹의 순높이(= $H_t - 2t_f$), H_t 는 연결보 단면의 전체 높이, t_f 는 연결보 플랜지의 두께, 그리고 h_{wo} 는 개구부의 지름이다.

식 (4)로부터 구한 SCB1, SCB2, SCB3, 그리고 SCB4 실험체의 소성전단강도는 각각 117kN, 165kN, 267kN, 그리고 117kN이고, 전단강도비는 각각 0.34, 0.49, 0.78, 그리고 0.34이다.

3.2 재료강도

강재 연결보, 매립 강재 보, 탑-시트 앵글, 그리고 볼트 접합부에 사용된 강재와 PC 벽체에 사용된 철근의 재료강도를 구하기 위해 강재는 KS B 0801^[9]에 따라, KS D 3504^[10]에 따라 인장실험을 수행하였다. 인장실험 결과는 Table 1에 요약되어 있다.

PC 벽체에 사용된 콘크리트의 설계 기준 압축강도는 35MPa이며, 재료강도 시험에서 얻은 콘크리트 압축강도는 38MPa이다.

Table 1. Material properties

Test specimens			Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)
Steel plates	Web of the steel coupling beam	5 mm thick	426.3	459.6
	Web of the embedded steel beam	7 mm thick	425.6	610.4
	Stiffener of the steel coupling beam and embedded steel beam	10 mm thick	304.3	417.5
	Flange of the steel coupling beam and embedded steel beam	11 mm thick	305.1	463.3
	Bolted connections	12 mm thick	311.6	435.3
	Top-seat angles and bolted connections	20 mm thick	243.5	336.4
Reinforcement	Closed hoops along the embedded length	D16	354.3	645.4
	Longitudinal and transverse reinforcement	D19	418.0	630.1
	Outermost reinforcing bars	D22	363.3	607.5

3.3 실험방법

Fig. 4는 실험체 셋업과 하중-가력 이력 곡선을 보여준다. 실험체는 2,000kN 액츄에이터를 사용해 층간변위 0.25% (1.5mm), 0.50%(3.0mm), 0.75%(4.5mm), 1.00%(6.0mm), 1.25%(7.5mm), 1.50%(9.0mm), 1.75%(10.5mm), 2.00%(12 mm), 2.50%(13.5mm), 3.00%(15mm), 3.50%, 4.00%, 4.50% 순으로 변위제어 방식으로 각 사이클별 3회씩 반복 가력하였다. 이때 PC 벽체 측면에서 하중 가력점까지의 거리는 720 mm이다.

실험체 변형을 계측하기 위해 총 10개의 변위계(LVDT)가 사용되었다. 1번(LV1) 변위계는 연결보의 전체 변위를 측정을 위해 사용되었으며 2번(LV2)과 3번(LV3) 변위계는 콘크리트 면에서 매립 연결보의 길이방향 변위를 측정하는데 사용되었다. 4번(LV4)과 5번(LV5)은 매립 강재 보의 수직 변위를 측정하였고, 6번(LV6)과 7번(LV7)은 벽체의 대각선

방향 변위를 측정하는데 사용되었다. 8번(LV8)과 9번(LV9)은 각각 연결보와 앵글의 미끄러짐 측정을 위해 사용되었고 10번(LV10) 변위계는 벽체 기초부의 변위를 측정하는데 사용되었다.

4. 실험결과

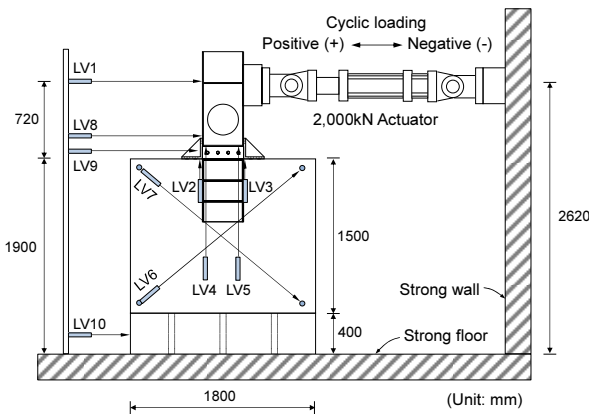
4.1 하중-층간변위 관계

Fig. 5는 각 실험체의 하중-층간변위 관계를 보여준다. 실험은 파괴강도가 최대강도의 80% 이하가 될 때까지 진행되었으며, 최대강도의 80% 이하가 됐을 때 실험을 종료하였다. 하중은 액츄에이터에 의해 측정된 값이며, 층간변위는 하중가력점에서 측정된 변위계(LV1) 값을 PC 벽체 측면에서 하중 가력점까지의 거리로 나눈 값이다. 실험결과는 Table 2에 요약되어 있다.

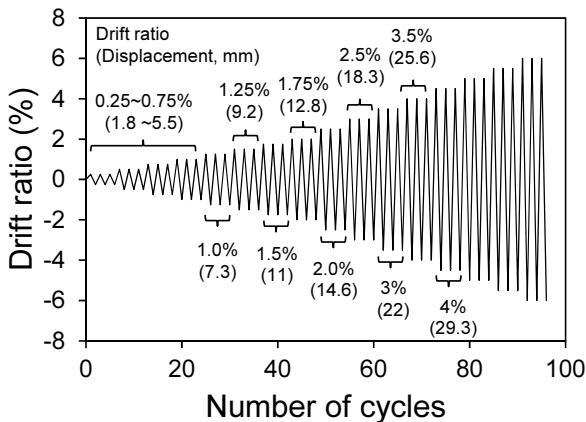
항복점과 강성은 Fig. 6에 의해 정의되었다. 각 실험체별 하중-변위 포락곡선에서 연결보 소성강도의 75%에 해당하는 점을 원점과 연결한 직선이 소성항복강도의 수평선과 만나는 점에서 아래로 내린 점과의 교점을 항복강도로, 이때의 변위를 항복변위로 정의하였다^[11]. 파괴강도는 최대강도의 80%에 해당하는 강도로 정의하였으며, 이때의 변위를 파괴 시 변위(Δ_f)로 정의하였다. 연결보의 강성(k_y)은 원점과 항복점을 연결하는 직선의 기울기로 정의하였다. 연성도(μ)는 파괴 시 변위에 대한 항복 시 변위의 비(Δ_f/Δ_y)로 정의하였다.

실험결과, SCB1, SCB2, 그리고 SCB4 실험체의 소성강도에 대한 최대강도의 비는 각각 1.13, 1.06, 1.15로 실험체의 최대강도는 소성강도를 초과하는 것으로 나타났다. 하지만, SCB3 실험체의 최대강도는 소성강도의 94% 수준으로 소성강도에 미치지 못하였다. 이는 연결보가 소성상태에 도달하기 전 벽체 옆면과 앵글을 연결하는 볼트접합부에서 미끄러짐이 발생하였기 때문이다.

제한된 연결보 시스템은 우수한 변형능력을 보여주었다. 연결보에 앵글이 설치된 경우, 최대강도가 발휘하는 정가력 시 층간변위는 SCB1의 경우 약 1.8%, SCB2는 2.44%, SCB3는 3.49%로 나타났다. 반면에, 앵글이 설치되어 있지 않은 SCB4의 경우 정가력 시 층간변위 3.68%일 때 최대강도에 도달하는 것으로 나타났다. 이러한 결과가 나온 이유는, 강재 연결보가 소성상태에 도달하기 전 연결보와 매립 보를 연결하는 볼트 접합부에서 미끄러짐이 발생했기 때문이다.



(a) Test setup



(b) Loading schedule

Fig. 4. Test setup and loading schedule

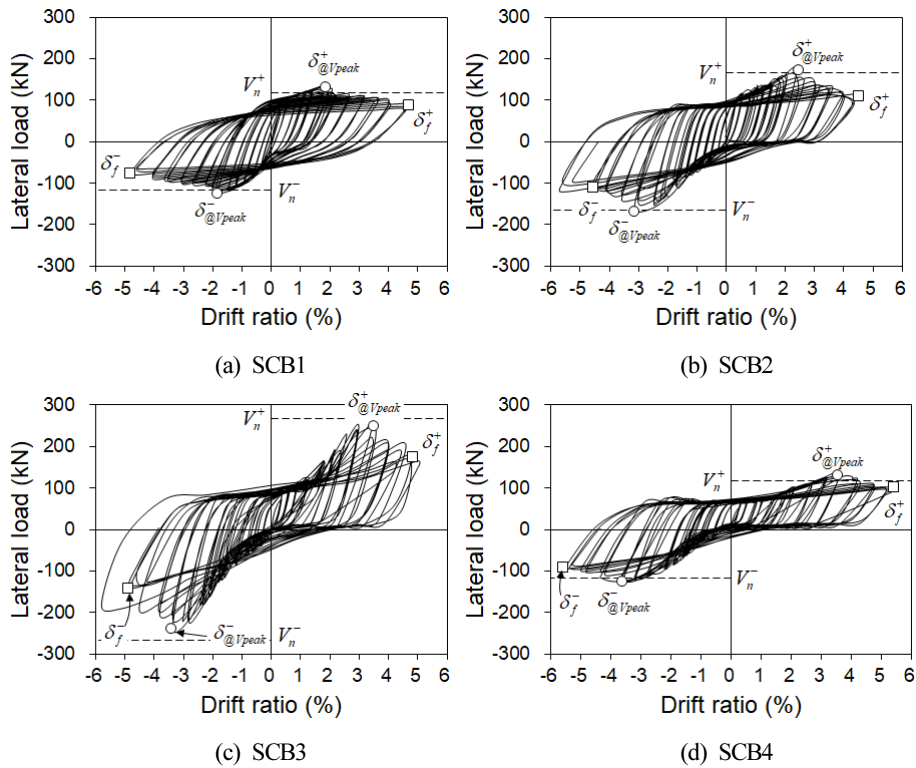


Fig. 5. Lateral load-drift ratio relationship

Table 2. Summary of test results

Specimens	At peak						At failure					
	Positive (+)			Negative (-)			Positive (+)			Negative (-)		
	$\Delta_{@Vpeak}^+$ (mm)	$\delta_{@Vpeak}^+$ (%)	V_{peak}^+ (kN)	$\Delta_{@Vpeak}^-$ (mm)	$\delta_{@Vpeak}^-$ (%)	V_{peak}^- (kN)	Δ_f^+ (mm)	δ_f^+ (%)	V_f^+ (kN)	Δ_f^- (mm)	δ_f^- (%)	V_f^- (kN)
SCB1	13.4	1.84	132.0	-13.6	-1.86	-123.8	34.2	4.69	88.8	-35.2	-4.82	-76.9
SCB2	17.8	2.44	174.0	-23.1	-3.17	-168.0	32.8	4.49	110.1	-33.4	-4.58	-110.3
SCB3	25.6	3.50	250.9	-25.0	-3.42	-239.3	35.3	4.83	176.1	-35.8	-4.90	-140.8
SCB4	25.8	3.54	131.2	-26.5	-3.63	-125.0	39.3	5.39	102.7	-41.0	-5.62	-90.7

Specimens	At yielding						k_y (kN/mm)		V_{peak}/V_p		μ (Δ_f/Δ_y)	
	Positive (+)			Negative (-)			(+)	(-)	(+)	(-)	(+)	(-)
	Δ_y^+ (mm)	δ_y^+ (%)	V_y^+ (kN)	Δ_y^- (mm)	δ_y^- (%)	V_y^- (kN)						
(+)	(-)	(+)	(-)	(+)	(-)	-102.0	25.0	14.6	1.13	1.06	8.4	5.0
SCB1	4.1	0.56	102.1	-7.0	-0.96	-102.0	25.0	14.6	1.13	1.06	8.4	5.0
SCB2	13.1	1.79	149.3	-18.0	-2.47	-153.6	11.4	8.5	1.05	1.02	2.5	1.9
SCB3	21.8	2.98	248.9	-24.5	-3.36	-239.3	11.4	9.8	0.94	0.90	1.6	1.5

파괴강도에 도달했을 때의 층간변위는 SCB1은 4.69%, SCB2는 4.49%, SCB3는 4.83%, 그리고 SCB4는 5.39%로 나타났다. 이러한 결과는 대체로 층간변위 4.5%에 도달할

때까지 최대강도 도달 이후 최대강도의 80%에 해당하는 강도를 유지하는 것으로 하이브리드 강제 연결보의 우수한 변형능력을 보여준다. SCB1 실험체의 우수한 변형능력은 연

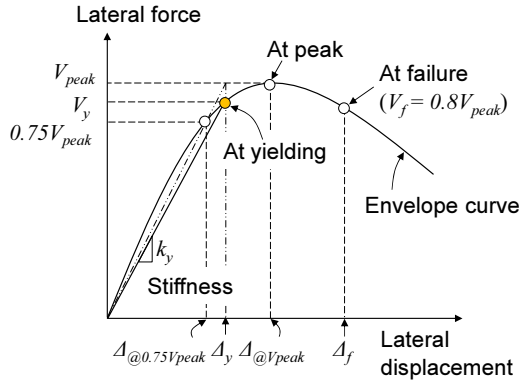


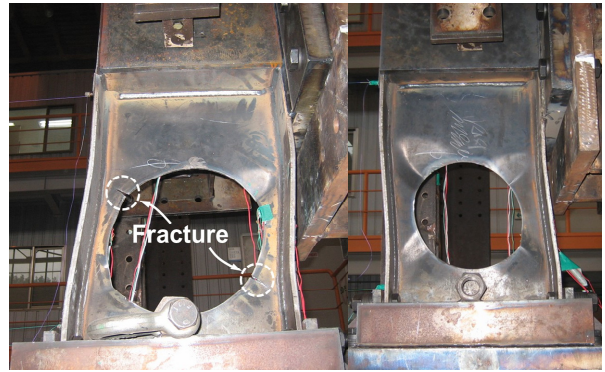
Fig. 6. Definition of the yield point and stiffness

성도의 비교를 통해서도 알 수 있다. 각 실험체의 연성도를 비교한 결과, 정가력시 SCB1의 연성도는 SCB2와 SCB3, 그리고 SCB4 실험체에 비해 약 3.4, 5.3, 그리고 4.4배 정도, 부가력시에는 2.6, 3.3, 그리고 2.5배 더 큰 것으로 나타났다.

연결보 상·하부에 설치된 탑-시트 앵글은 연결보의 강도, 변형능력 뿐만 아니라 강성을 향상시키는 데 주요한 요소로 판단된다. 실험결과, 기존의 일체화된 강재 연결보와는 달리 연결보 웹에 개구부를 두어 보의 전단강도를 적절히 감소시킨 하이브리드 강재 연결보는 볼트접합부에서 발생하는 미끄러짐을 최소화하고, 보의 전단변형을 조기에 유도하는 것으로 나타났다. 변형 능력이 가장 우수한 SCB1 실험체의 초기 강성은 앵글이 없는 실험체(SCB4)에 비해 최대 약 4.5배 더 크게 나타났다(Table 2 참조). SCB2와 SCB3의 강성은 유사하게 나타났으며, 이 또한 SCB4 실험체에 비해 정·부가력시 각각 약 2.1배, 1.67배 정도 크게 나타났다. 하지만, SCB1, SCB2, 그리고 SCB3 실험체의 부가력시 강성은 정가력시 강성보다 작은 값을 나타냈다. 이는 탑-시트 앵글과 볼트 접합부 볼트 구멍의 시공오차 등으로 인해 발생한 미끄러짐 때문으로 판단된다.

4.2 파괴모드

Fig. 7은 실험 종료 후 연결보와 PC 벽체의 파괴모드를 보여준다. SCB1(개구부 지름: 300mm)의 경우, 층간변위 4%에서 결손단면 주위가 찢어져 실험을 종료하였다. 이때 벽체에서는 SCB1 실험체의 벽체에서는 균열이 관찰되지 않았다. SCB2 실험체의 경우, 층간변위 1%부터 매립 강재 보가 있는 부분에서 수직 균열이 발생하기 시작하였으며, 3%까지 벽체 내부 방향으로 진전되었다. SCB3 실험체는 층간변위 2%부터 SCB2와 동일한 위치에서 벽체 수직 균열이 시작되었으



(a) SCB1

(b) SCB2



(c) SCB3

(d) SCB4

Fig. 7. Failure mode of steel link beams at the end of the test

며, 3%에서는 매립 강재 보 스티프너가 설치된 부분에 수평 균열이 발생하였다. SCB4 실험체의 경우, 층간변위 3.5%에 수직균열이 발생하였으며, 그 이후에는 균열이 발생하지 않았다. 하지만 탑-시트 앵글이 설치되지 않은 SCB4 실험체에서는 볼트 접합부에서의 미끄러짐이 다른 실험체에 비해 과도하게 발생하였다. 이러한 미끄러짐은 연결보 웹의 전단항복 시기를 늦추고 에너지 소산능력 및 내진성능을 감소시키는 주요한 원인으로 판단된다.

4.3 강재 연결보의 변형률 이력

Fig. 8은 연결보 웹의 변형률 이력을 보여준다. 변형률은 연결보 개구부 좌측 단부에서 50mm 떨어진 위치에 설치된 스트레인 게이지에 의해 측정되었다.

측정결과, 개구부가 있는 연결보의 항복 시점은 앵글의 유무와 개구부의 크기에 따라 달라지는 것으로 나타났다. 개구부의 크기가 클수록 조기에 항복이 발생하였다. 개구부의 크기가 300mm인 SCB1 실험체의 경우, 층간변위 1%에서

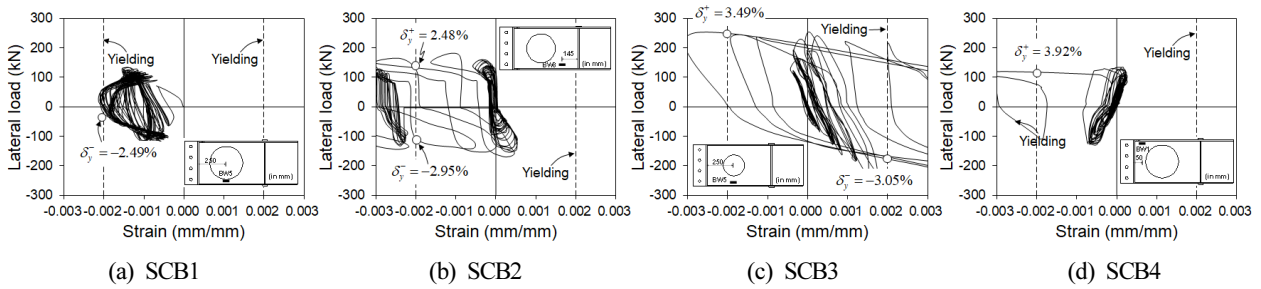


Fig. 8. Strain distribution of the web

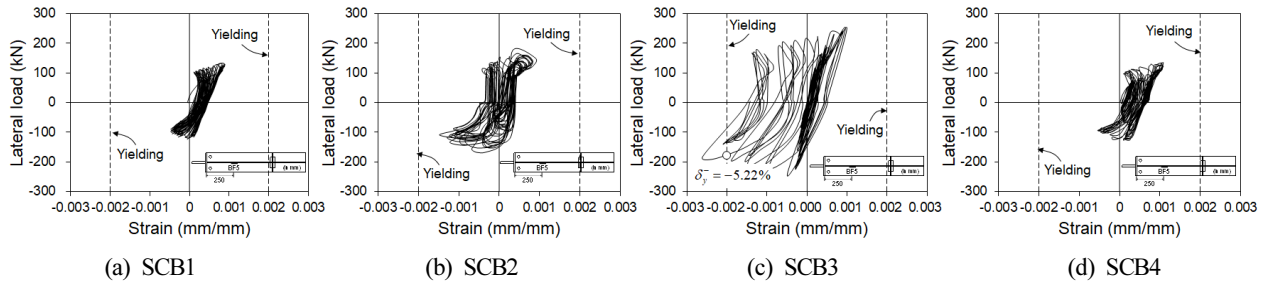


Fig. 9. Strain distribution of the flange

연결보 웨브가 항복하였고, SCB2와 SCB3 실험체의 경우, 2%에서 웨브가 항복하였다. 앵글이 설치되지 않은 SCB4 실험체의 연결보 웨브는 층간변위 3%에서 항복하였다. 2면 전단 볼트접합부가 있는 SCB4 보 웨브가 가장 늦게 항복한 이유는 연결보 웨브가 항복하기 전에 볼트구멍에서 미끄러짐이 선행되었기 때문이다.

Fig. 9는 연결보 플랜지에서 측정된 변형률 이력을 나타낸다. 플랜지의 변형률은 보 단부에서 250mm 거리에 설치된 스트레인 게이지를 통해 측정되었다. 여기서 스트레인 게이지가 설치된 위치는 연결보 단부에서 개구부 중심과의 거리와 동일하다. 측정결과, 개구부의 지름이 200mm인 SCB3의 플랜지만 층간변위 -5.22%에서 항복이 일어난 것으로 나타났으며, SCB3 실험체를 제외한 나머지 실험체에서는 플랜지 항복이 발생하지 않았다. SCB1, SCB2, SCB4 실험체의 플랜지가 실험종료 시까지 항복하지 않은 이유는 보 웨브의 조기 항복으로 인해 보의 휨변형보다 전단변형이 과도하게 발생했기 때문인 것으로 판단된다.

4.4 에너지 소산능력

Fig. 10은 실험체별 층간변이 4.5%까지의 누적 에너지 소산능력을 보여준다. 누적에너지 소산능력은 목표변위별 에너지 소산능력의 합을 의미한다. 이때 에너지 소산능력은 목

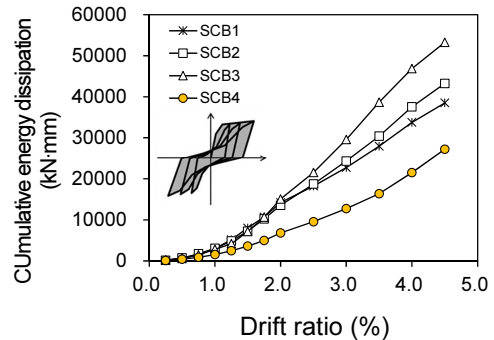


Fig. 10. Cumulative energy dissipation

표면위별 세 번째 사이클에서 구한 하중-변위곡선의 내부면적으로 산정하였다^[12].

각 실험체별 누적 에너지 소산능력을 비교한 결과, 에너지 소산능력은 개구부의 크기가 작을수록 더 큰 값을 보였다. 대체로 앵글이 있는 실험체(SCB1, SCB2, SCB3)의 에너지 소산능력은 층간변위 2%까지는 거의 동일한 에너지 소산능력을 보이다가 2.5% 이후 SCB3 실험체의 에너지 소산능력이 다른 실험체와 차이를 보이기 시작하였다. 층간변위 4.5%에서 SCB3 실험체의 누적에너지 소산능력은 SCB1과 SCB2에 비해 각각 38% 23% 정도 더 큰 값을 보여주었다. 반면에, 앵글이 설치되지 않은 SCB4의 경우, 층간변위 1.75%와 4.5%에서의 에너지 소산능력은 앵글이 있는 실험체의 누적 에너지 소산능력에 비해 각각 38% 23% 정도 더 큰 값을 보여주었다.

지소산 능력에 비해 약 47%와 51% 수준으로 나타났다.

실험결과, 탑-시트 앵글이 설치되어있는 경우 보의 전단 성능이 클수록, 즉 웹 개구부의 크기가 작을수록 에너지 소산능력이 증가하였다. 하지만 앵글이 설치되어 있지 않은 실험체의 경우, 가력 초기 볼트접합부에서 발생하는 미끄러짐 현상으로 인해 에너지 소산능력이 다른 실험체에 비해 현저히 저하된 것으로 나타났다.

4.5 등가 점성 감쇠비

앞서 언급한 바와 같이, 기존의 볼트 접합부가 있는 강재 연결보 시스템의 경우(Fig. 2 참조), 볼트 구멍에서 발생하는 미끄러짐 현상으로 인해 하중-변위 관계에서 핀칭이 발생하였다. 핀칭은 목표변위별 에너지 소산능력을 감소시키는 주요한 원인으로, 핀칭이 발생한 실험체의 경우 목표 변위별 하중-변위 곡선의 내부 면적이 상대적으로 작게 나타난다. 반대로 핀칭이 발생하지 않는 실험체의 경우에는 하중-변위 곡선의 내부 면적이 다른 실험체에 비해 크게 나타난다. 이 연구에서는 각 실험체별 핀칭의 정도를 알아보기 위해 등가 점성 감쇠비(equivalent viscous damping ratio, ξ_{eq})를 사용하였다.

등가 점성 감쇠비는 목표 변위별 하중과 변위를 연결한 사각형의 내부 영역에 대한 하중 이력곡선의 면적 비로 정의된다. 여기서, 하중 이력곡선 내부 면적은 목표 사이클 당 에너지 소산능력과 같다. 등가 점성 감쇠비는 다음 식 (5)를 사용하여 구할 수 있다^[13].

$$\xi_{eq} = \frac{2}{\pi} \frac{A_{loop}}{A_{rect}} \quad (5)$$

여기서, A_{loop} 는 목표 변위별 하중-변위 곡선 내부 단면적으로 에너지 소산능력과 동일하다. A_{rect} 는 목표 변위와 강도를 연결한 사각형의 면적이다.

Fib(2003)^[13]에 따르면, 등가 점성 감쇠비가 25% 이상일 경우, 일체식 구조로 간주되며, 18% 이상 25% 미만일 경우 하이브리드 구조로, 5% 이상 8% 미만일 경우에는 프리스트레스트 구조, 그리고 5% 미만일 때는 로킹 시스템(rocking system)으로 구분된다. 여기서 하이브리드 구조는 재하(loading) 시 원점에서 시작된 하중-변위 곡선이 제하(unloading) 시에도 다시 원점을 지나는 경우이며, 로킹 시스템은 재하와 제하 시 모두 에너지 소산이 전혀 발생하지 않는 경우를 나타

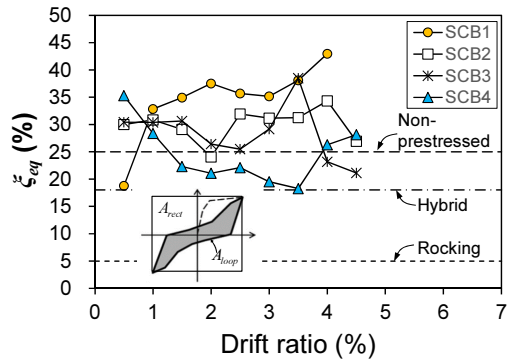


Fig. 11. Equivalent viscous damping ratio of test specimens

낸다.

Fig. 11은 각 실험체별 층간변위에 따른 등가 점성 감쇠비를 보여준다. 상호 비교를 위해 층간변위 4%에서의 값을 비교하였다. 층간변위 4%일 때, SCB1, SCB2, SCB3, 그리고 SCB4 실험체의 등가 점성 감쇠비는 각각, 43%, 34.3%, 23.2%, 그리고 26.3%였다. 실험종료 시 등가 점성 감쇠비는 SCB1이 가장 크게 나왔으며, SCB3가 가장 작은 값을 나타냈다. SCB1과 SCB2 실험체는 실험종료 시까지 등가 점성 감쇠비가 25 이상으로 일체식 거동을 하는 것으로 나타났으며, SCB3는 층간변위 3.5%까지는 일체식 거동을 하다가 이후 그 값이 감소하기 시작하여 4%부터는 하이브리드 거동을 하는 것으로 나타났다. 탑-시트 앵글이 없는 SCB4 실험체의 경우 초기에는 일체식 거동을 하다가 1.5%부터 3.5%까지는 하이브리드 거동을, 그 이후에는 다시 일체식 거동을 하는 것으로 나타났다.

실험결과, SCB1 실험체 즉, 연결보의 전단강도비가 0.34 일 때 등가 점성 감쇠비가 가장 크게 나타났다. 또한 전단강도비가 약 0.5일 경우(SCB2), 실험 종료 시까지 일체식 구조와 유사한 거동을 보여주었다.

5. 결론

이 연구에서는 웹 개구부가 있는 전단지배 하이브리드 강재 연결보의 내진성능을 평가하기 위해 탑-시트 앵글이 있는 실험체 3개(SCB1, SCB2, SCB3)와 앵글이 없는 실험체 1개(SCB4) 등 총 4개의 강재 연결보 시스템에 대한 반복 가력 실험이 수행되었다. 실험변수는 웹 개구부의 크기, 즉 전단강도비이다. SCB1, SCB2, SCB3, 그리고 SCB4 실험체의 전단강도비(웹 개구부 크기)는 0.34(300mm),

0.49(268mm), 0.78(200mm), 그리고 0.34(300mm)이다. 실험연구를 통해 얻은 결론은 다음과 같다.

- (1) 하이브리드 강재 연결보는 우수한 변형 능력을 보이는 것으로 나타났다. 파괴강도에 도달했을 때의 층간변위는 SCB1은 4.69%, SCB2는 4.49%, SCB3는 4.83%, 그리고 SCB4는 5.39%로 나타났다. 이러한 결과는 제안된 연결보 시스템은 대체로 층간변위 4.5%에 도달할 때까지 최대강도의 80%에 해당하는 강도를 유지하는 것으로 보인다.
- (2) 변형능력이 가장 우수한 SCB1 실험체의 초기 강성은 앵글이 없는 실험체(SCB4)에 비해 최대 약 4.5배 더 크게 나타났으며, SCB2와 SCB3의 강성 또한 SCB4 실험체에 비해 정·부가력시 각각 약 2.1배, 1.67배 정도 크게 나타났다.
- (3) 핀칭으로 인한 에너지 소산능력의 감소 정도를 알아보기 위해 실험체별 등가 점성 감쇠비를 상호비교하였다. 전단강도비가 0.34(SCB1)일 때, 등가 점성 감쇠비가 가장 크게 나타났으며, 전단강도비가 약 0.5인 SCB2 실험체 역시 실험종료 시 까지 우수한 에너지 소산능력을 보여주었다. 또한 SCB1와 SCB2 실험체는 실험종료 시까지 등가 점성 감쇠비가 25 이상으로 일체식 거동을 하는 것으로 나타났다.
- (4) 휨모멘트와 전단력이 동시에 작용하는 볼트 접합부가 있는 하이브리드 연결보의 경우, 비록 연결보가 전단지배 부재라 하더라도 연결보에 작용하는 휨모멘트로 인해 볼트 접합부의 최외단 볼트 구멍과 탑-시트 앵글의 볼트 구멍에서 미끄러짐과 지압파괴가 발생할 수 있다. 따라서 볼트 접합부가 있는 하이브리드 강재 연결보 구조설계 시 다음 사항을 고려해야할 것으로 보인다. 1) 제안된 연결보 시스템의 볼트 접합부는 개구부가 없는 일체식 H형강 연결보의 전단강도를 적용하여 설계한다. 2) 볼트 접합부와 연결되는 전단지배 강재 연결보의 전단강도는 개구부가 없는 일체식 연결보 전단강도의 1/2정도 값을 설계에 반영할 수 있을 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 2017년 원광대학교 교내 연구비 지원에 의해 수행되었습니다.

참고문헌(References)

- [1] Paulay, T. and Binney, J.R. (1974) Diagonally Reinforced Coupling Beams of Shear Walls, *ACI Journal Special Publication*, Vol.42, Detroit, pp.579-589.
- [2] 오상훈, 최광용, 유홍식(2012) 고층 전단벽시스템 적용을 위한 직렬 연결형 강재이력댐퍼의 구조성능 평가, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제24권, 제4호, pp.371-382.
- [3] Oh, S.H., Choi, G.Y., and Ryu, H.S. (2012) Structural Performance Evaluations of Steel Hysteretic Damper in Series for High-Rise Shear Wall System, *Journal of Korea Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.24, No.4, pp. 371-382 (in Korean).
- [4] ACI Committee 318 (2014) *Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-14) and Commentary*, American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, p.519.
- [5] Harries, K.A., Fortney, P.J., Shahrooz, B.M., and Brienen, P.J. (2005) Practical Design of Diagonally Reinforced Concrete Coupling Beams-Critical Review of ACI 318 Requirements, *ACI Structural Journal*, Vol.102, No.6, pp.876-882.
- [6] Gong, B. and Shahrooz, B.M. (2001) Steel-Concrete Composite Coupling Beams-Behavior and Design, *Engineering Structures*, Vol.23, No.11, pp.1480-1490.
- [7] Harries, K.A., Mitchell, D., Cook, W.D., and Redwood, R.G. (1993), "Seismic Response of Steel Beams Coupling Concrete Walls," *Journal of Structural Engineering*, ADCE, Vol.119, No.12, pp.3611-3629.
- [8] Lim, W.Y., Kang, T.H.-K., and Hong, S.G. (2016) Cyclic Testing of Bolted Steel Coupling Beams in Fast-Track Precast Concrete Construction, *ACI Structural Journal*, Vol.113, No. 6, pp.1289-1300.
- [9] AISC (2011) *Steel Construction Manual*, 14th Edition, American Institute of Steel Construction, Chicago, IL, p.2192.
- [10] KS B 0801(2010) 금속 재료 인장 시험편, 한국표준협회, p.14.
- [11] KS B 0801 (2010) *Test Pieces for Tensile Test for Metallic Materials*, Korean Standards Association, p.14.
- [12] KS D 3504(2016) 철근 콘크리트용 봉강, 한국표준협회, p.33.
- [13] KS D 3504 (2016) *Steel Bars for Concrete Reinforcement*, Korean Standards Association, p.33.
- [14] Lim, W.Y., Kang, T.H.-K., and Hong, S.G. (2016) Cyclic Lateral Testing of Precast Concrete T-walls in Fast Low-rise Construction, *ACI Structural Journal*, Vol.113, No.1, pp.179-189.

[12] Hawkins, N.M. and Ghosh, S.K. (2004) Acceptance Criteria for Special Precast Concrete Structural Walls Based on Validation Testing, *PCI Journal*, Vol.49, No. 5, pp.78-92.

[13] Fib (2003) *Seismic Design of Precast Concrete Building Structures*, Fédération Internationale du Béton, p.262.

요 약 : 이 연구에서는 원형 개구부가 있는 전단지배 하이브리드 강재 연결보의 내진성능을 평가하기 위해 탑-시트 앵글이 있는 실험체 3개(SCB1, SCB2, SCB3)와 앵글이 없는 실험체 1개 (SCB4) 등 총 4개의 강재 연결보 시스템에 대한 반복가력 실험이 수행되었다. 실험변수는 웨브 개구부의 크기, 즉 전단강도비이다. SCB1, SCB2, SCB3, 그리고 SCB4 실험체의 전단강도비(웨브 개구부 크기)는 0.34(300mm), 0.49(268mm), 0.78(200mm), 그리고 0.34(300mm)이다. 실험결과, 제안된 연결보 시스템은 우수한 변형능력과 강성을 보여주었다. 실험연구를 통해 하이브리드 강재 연결보 시스템에 적용가능한 설계전단강도를 제안하였다. 연결보의 전단강도가 소성전단강도의 50% 이하일 때 핀칭이 완화되는 것으로 나타났으며, 이로 인해 내진 성능이 향상되는 것으로 나타났다. 핀칭을 최소화하고, 내진성능을 향상시키기 위해서는 연결보 구조설계 시 연결보의 전단강도를 50% 이상 저감시키는 방안도 고려될 수 있을 것으로 판단된다.

핵심용어 : 원형 개구부, 하이브리드 강재 연결보, 내진성능, 반복가력 실험, 핀칭
