

소성전단힌지를 갖는 PC 모멘트 골조의 내진성능

임우영^{1)*} · 홍성걸¹⁾

¹⁾서울대학교 건축학과

Seismic Performance of PC Moment Frame with Plastic Shear Hinge

Woo-Young Lim^{1)*} and Sung-Gul Hong¹⁾

¹⁾Department of Architecture, Seoul National University, Seoul, 151-742, Korea

ABSTRACT Cyclic loading tests for the PC moment frame with plastic shear hinges were performed to evaluate the seismic performance. The plastic shear hinges consisted of two steel plates were installed at the mid-length of the beam to connect the PC frames. Three shear links are existed in each steel plate. The three shear links were designed using shear force corresponding to the shear capacity of 50%, 75%, and 100% of the beam shear capacity. The proposed connections showed an efficient energy dissipation capacity and good structural performance. As a result, it is reasonable to design the plastic shear hinges using design shear capacity less than 100% of the beam shear capacity.

Keywords : Seismic performance, Precast concrete, Moment frame, Plastic shear hinge, Shear link

1. 서 론

프리캐스트 콘크리트(이하 PC) 골조는 보-기둥 접합부의 접합 방법에 따라 다양한 구조성능을 나타낸다. 특히, 현장타설 접합부가 있는 PC 보-기둥 접합부 또는 PC 골조는 강도, 강성, 연성도, 그리고 에너지 소산 능력 등이 철근콘크리트(이하 RC) 구조 수준으로 설계하도록 요구되고 있다.^{1,2)} ACI 318-11³⁾과 KCI 2012⁴⁾에서는 PC 부재를 접합하는 데 여러 가지 접합상세를 허용하고 있으며 부재와 동일한 힘 또는 부재면에 수직되는 힘 등이 전달 되도록 설계하도록 규정하고 있다.

Restrepo 등⁵⁾은 보와 기둥을 RC로 제작하고 보 중앙부에 다양한 연결부 철근상세를 가진 PC 골조에 대해 반복 가력 실험을 수행하였다. 보의 중앙부에 설치된 현장 타설 연결부는 RC 보-기둥 접합부와 일체형으로 거동을 하도록 설계되었으며, 소성힌지는 기둥면과 연결된 보에서 발생하도록 하였다. 그러나 기존의 PC 골조와 같이 최대 휨모멘트 강도가 발생하는 곳에 소성힌지가 발생하도록 보 중앙부에 현장타설 연결부를 설치하는 경우, 연결부와 PC 골조 사이에서 발생하는 압축력, 인장력 또는 전단력 등의 다양한 힘들을 효율적으로 전달하기 위해 연

결부에 다소 복잡한 철근상세가 필요하게 된다.

보-기둥 접합부로 구성된 PC 골조에서는 역학적으로 보 양단에서 최대휨모멘트가 발생하게 되고, 보 중앙부에서는 휨모멘트가 발생하지 않는다. 이 때 전단력은 보 전체 길이에 대해 일정하다. 하지만, 횡하중이 작용하는 PC 골조의 보 중앙부, 특히 미소구간에서는 전단력과 휨모멘트가 동시에 발생한다. 이 때, 휨모멘트는 전단력에 비해 매우 작으므로 서로 반대방향으로 작용하는 전단력에 의해 보 중앙부는 편심가새골조(eccentric braced frame, EBF)와 유사한 거동 형태를 보인다.⁶⁾ Fig. 1은 편심가새골조의 항복 후 변형을 보여준다. 횡하중에 의해 발생하는 대부분의 에너지는 소성전단힌지에 집중되며 소성전단힌지를 제외한 나머지 부분은 모두 탄성거동을 하게 된다. 편심가새골조는 창호와 기타 개구부의 적용을 위

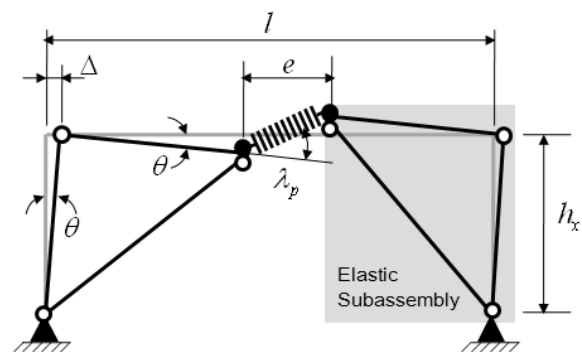


Fig. 1 Postyield Deformation of an EBF

*Corresponding author E-mail : wooyoung.lim97@gmail.com

Received October 8, 2014, Revised January 30, 2015,

Accepted April 29, 2015

©2015 by Korea Concrete Institute

해 흔히 사용되며, 중심가새골조와 달리 높은 연성능력을 나타낸다. 여기서 소성힌지는 전단력에 의해 먼저 항복하여 연성도가 확보되는 접합부를 의미하며, 이를 소성전단힌지(plastic shear hinge)라 한다.⁷⁾

이러한 소성전단힌지는 주로 철골부재의 연결부에 주로 사용되고 있으나, PC 부재를 연결하는 연결부재로는 사용된 사례는 보고되지 않고 있는 실정이다.

이 연구에서는 기존의 연결 방식과는 달리 보 중앙부에 소성전단힌지로 연결된 PC 골조의 내진성능을 반복 가력 실험을 통해 알아보고자 한다. 아울러, PC 골조의 보 중앙부 연결부의 설계방법을 제시하여 PC 골조 연결부 연구에 대한 기초자료를 제공하고자 한다.

2. 실험체 설계

2.1 PC 보-기둥 골조 설계

PC 보-기둥 접합부는 골조 중간에 위치한 소성전단힌지가 항복하기 전까지 파괴되지 않도록 ACI 318-11³⁾과 KCI 2012⁴⁾의 중간모멘트 골조로 설계되었다. Fig. 2와 Table 1은 실험체 변수와 실험체 상세를 보여준다. PC 보-기둥 접합부 실험체 단면의 크기와 사용된 재료는 모두 동일하다. PC 보 단면의 크기($b \times h$)는 250 mm × 700 mm 이고 기둥 단면의 크기는 350 mm × 762 mm이다. 여기서, b 는 단면의 폭, h 는 단면의 높이이다. 재료 실험을 통해 구한 콘크리트의 압축강도(f_{ck})는 38.5 MPa였다. 이형 철근은 SD400 강종을 사용하였으며, 설계 항복강도(f_y)는 400 MPa이다. 보의 주철근은 2-D32가, 기둥에는 8-D32가 사용되었다. 보와 기둥에 사용된 전단철근은 D10 철근이 사용되었다. 실험체의 보의 모멘트 강도(M_{nb})에 대

Table 1 Summary of test program

Specimens		SP1, SP2, SP3	
Beam	Dimensions $b \times h$ (mm×mm)	250×700	
	Concrete strength f_{ck} (MPa)	38.5	
	Re-bars (ρ^1 , %)	Top	2-D32 (0.96)
		Bottom	2-D32 (0.96)
	Type of reinforcement	SD400	
	Stirrup (type of reinforcement)	D10 (SD400)	
	Nominal moment capacity ²⁾ M_n (kNm)	482.8	
Shear strength V_n ³⁾ (kN)	437.5		
Column	Dimensions $b \times h$ (mm×mm)	350×762	
	Concrete strength f_{ck} (MPa)	38.5	
	Re-bars (ρ , %)	8-D32 (2.51)	
	Type of reinforcement	SD400	
	Tie (type of reinforcement)	D10 (SD400)	
Nominal moment capacity ²⁾ M_{nc} (kNm)	950.0		
Ratio of column moment capacity M_{nc} to beam moment capacity M_{nb}		1.97	
Beam-column Joint	Shear capacity ⁴⁾ V_n (kN)	1011	
	Shear demand ⁵⁾ V_u (kN)	730.8	
	Ratio of V_n to V_u	1.38	

¹⁾ $\rho = A_s/bd$ ($A_s = 2 \times 794.2 \text{ mm}^2$, $A_s' = 2 \times 794.2 \text{ mm}^2$)

²⁾ Capacity of cross-section based on the results of material tests

³⁾ $V_n = 0.17 \sqrt{f_{ck}} bd + A_v f_{yv} d/s$, where f_{ck} is compressive strength of concrete, b is width of beam, d is effective depth of the beam, A_v is total area of stirrups, f_{yv} is yield strength of stirrup, and s is spacing between stirrups, respectively.

⁴⁾ Joint shear capacity specified by ACI 318-11³⁾ ($1.0 \sqrt{f_c'} A_j$; $A_j = b_j h_c$; b_j is effective joint width, h_c is effective joint depth)

⁵⁾ Joint shear demand $V_u = 2M_n/h$, h is column height

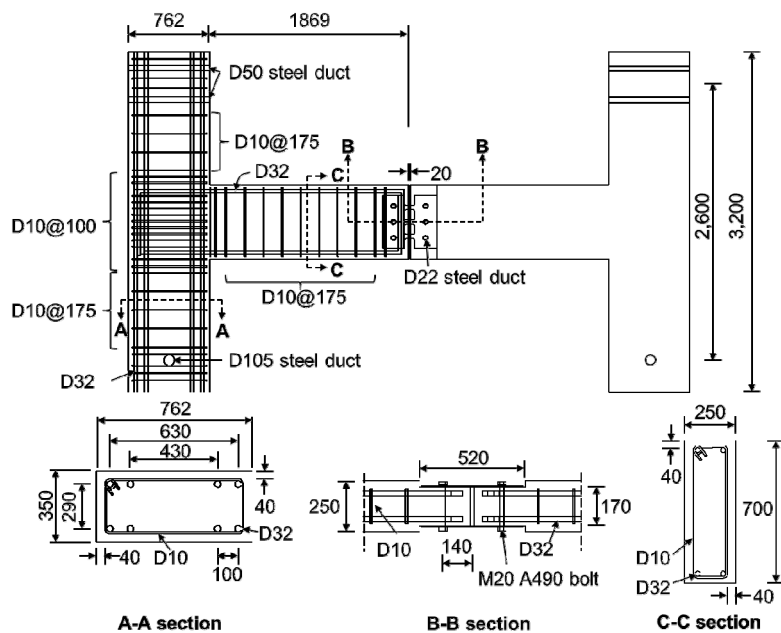


Fig. 2 Details of the test specimen

한 기둥의 모멘트 강도(M_{nc})의 비(M_{nc}/M_{nb})는 1.97로 기준($M_{nc}/M_{nb} \geq 1.2$)^{3),4)}을 만족하였다.

2.2 소성전단힌지 설계

소성전단힌지의 연결고리는 보의 모멘트 강도가 소성모멘트(plastic moment, M_p)에 도달하기 전에 소성전단힌지에서 발생하는 서로 반대 방향의 전단력에 의하여 연결고리가 소성변형을 일으키도록 설계되었다. AISC⁸⁾에 따르면 연결부 길이는 다음 식(1)과 같이 구할 수 있다.

$$e = \frac{2M_p}{V_p} \quad (1)$$

여기서, M_p 와 V_p 는 보의 소성모멘트강도와 소성전단강도이다. PC 골조에서 M_p 와 V_p 는 각각 보 단면의 공칭 모멘트 강도(M_n)와 공칭 전단강도(V_n)으로 간주할 수 있다. 여기서, $V_n = 0.17 \sqrt{f_{ck}} bd + A_v f_{yv} d/s$ 이며,^{3),4)} f_{ck} 는 콘크리트 설계 압축강도, b 는 보의 폭, d 는 보의 유효 높이, A_v 는 스티럽 단면적, f_{yv} 는 스티럽의 항복강도, 그리고 s 는 스티럽의 간격이다. ASCE 41-13⁹⁾에 의하면 연결보(link beam)는 연결보의 길이에 따라 $e \leq 1.6M_p/V_p$ 이면 전단 지배 부재로, $e \leq 2.6M_p/V_p$ 이면 휨지배 부재로 구분하고 있다.

Fig. 3은 PC 보-기둥 접합부를 연결하는 소성전단힌지(plastic shear hinge)와 연결고리 상세를 보여준다. 전단힌지는 6 mm 두께를 가진 2개의 강판이 한 세트가 되어 있으며, 그 크기는 500 mm × 500 mm이다. 연결고리(links)는 보의 중앙부에 한 개, 보의 중앙부에서 위, 아래로 150 mm 떨어진 지점에 한 개씩 총 3개가 설치되었다. 연결고리의 단면의 형상은 직사각형이며, 전단 연결고리의 길이는 100 mm이다. 소성힌지는 6개의 $\phi 22$ mm 볼트에 의해 PC 보와 연결되며 조립 오차를 고려해 볼트 구멍의 직경을 28.6 mm로 하였다. 이 연구에서 사용된 전단 연결고리의 두께는 소성전단힌지의 두께와 동일하다. 소성전단힌지는 보의 중앙부 양면에 볼트 접합되며 보의 중앙부에서 발생하는 전단력에 의해 전단 연결고리가 에너지를 소산시킨다. 소성전단힌지에 사용된 강재의 설계

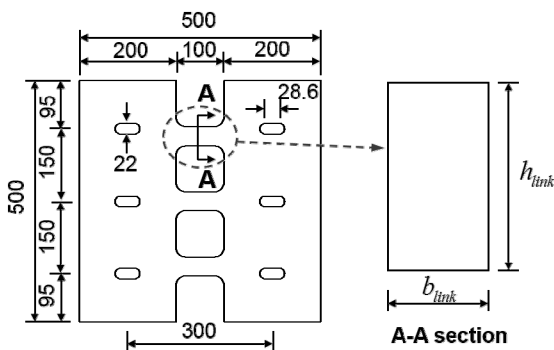


Fig. 3 Details of the plastic shear hinge

항복강도(F_y)는 300 MPa이다.

연결고리의 높이는 보의 소성전단강도(V_{pb})의 50%, 75%, 그리고 100% 수준을 발휘하도록 설계되었다. 이 연구에서는 PC 보의 소성전단강도를 공칭 전단강도($V_{pb} = V_n$)로 가정하였다. 따라서, 소성전단힌지를 설계하기 위한 전단강도는 $V_{p(50)} = 185.1$ kN, $V_{p(75)} = 277.7$ kN 그리고 $V_{p(100)} = 370.2$ kN이다. 여기서 아랫첨자 50, 75, 100은 보 전단강도에 대한 소성전단힌지 전단강도의 비율(%)이다.

소성전단힌지의 소성전단강도¹⁰⁾ (V_{link-p})는 본 미세스항복 이론(Von Mises yield criterion)을 이용해 다음 식(2)와 같이 구할 수 있다.

$$V_{link-p} = \frac{1}{\sqrt{3}} F_y b_{link} h_{link} \quad (2)$$

여기서, F_y 는 연결고리에 사용된 강재의 항복강도(MPa), b_{link} 와 h_{link} 는 각각 연결고리의 폭과 높이(mm)이다.

식(2)에 의해 구한 연결고리의 높이는 50% 힌지는 22.3 mm, 75% 힌지는 33.4 mm, 그리고 100% 힌지는 각각 44.5 mm이다. 제작상의 편의를 위해 이 연구에서는 각 계열의 소성전단힌지 높이를 20 mm, 30 mm, 그리고 40 mm로 결정하였다.

2.3 소성전단힌지 강도

Fig. 4는 횡하중이 작용하는 PC 골조의 거동을 보여준다. 소성전단힌지는 순수 전단에 의해 전단 거동을 하도록 설계되지만 실제 거동에서는 소성전단힌지에 전단력뿐만 아니라 휨 모멘트가 발생하게 된다. Fig. 4에서 나타난 바와 같이 크기가 같은 횡하중(V)가 B점과 E점에 작용하면 소성전단힌지는 C'와 F'로 이동하게 되며 이러한 변형으로 인해 소성전단힌지의 연결고리는 전단거동을 하게된다. 여기서 C점은 가상의 소성전단힌지 중심, C'와 F'는 각각 왼쪽과 오른쪽 보-기둥 접합부에 연결된 소성전단힌지가 이동된 점을 나타낸다.

Fig. 5는 소성전단힌지 연결고리에서 발생하는 휨모멘트와 전단력을 보여준다. PC 보-기둥 접합부에 작용하는 횡하중으로 인해 보에 발생하는 전단력은 보 전체에 걸쳐 일정하고, 연결고리에서 발생하는 전단력 V_{link} 또한

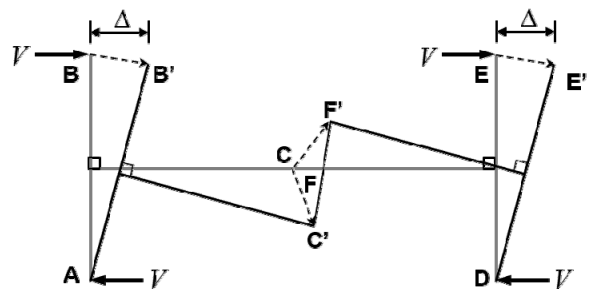


Fig. 4 Behavior of the plastic shear hinge

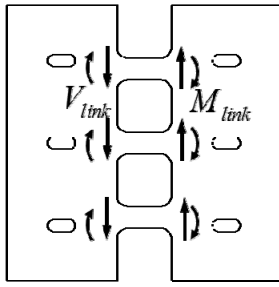


Fig. 5 Forces on the shear link

Table 2 Details of the plastic shear hinge and shear links

Plastic shear hinge and shear links	50%	75%	100%
Dimensions $b_s \times h_s$ (mm×mm)	500×500		
Type of steel plate (yield strength)	SS400 ($F_y=300\text{MPa}$)		
Length of shear link l_{sj} (mm)	100		
Thickness of shear link t_{sj} (mm)	6		
Height of shear link h_{sj} (mm)	20	30	40
Number of shear link (EA)	3		
Plastic moment strength M_{link}^1 (kN·m)	1080	2430	4320
Shear capacity V_{link}^2 (kN)	21.6	48.6	86.4
Plastic shear strength V_{link-p}^3 (kN)	124.7	187.1	249.4

$$^1) M_{link} = t_{link} h_{link}^2 F_y / 4$$

$$^2) V_{link} = 2M_{link} / l_{link} \text{ from Eq. (3)}$$

$$^3) V_{link-p} = (1/\sqrt{3}) F_y t_{link} h_{link} \text{ from Eq. (2)}$$

연결고리 길이에 걸쳐 일정하다.

따라서, 소성전단힌지의 연결고리에서 발생하는 전단력 V_{link} 는 다음 식(3)과 같다.

$$V_{link} = \frac{2M_{link}}{l_{link}} \quad (3)$$

여기서, M_{link} 는 각 연결고리에 발생하는 휨 모멘트 강도 ($=Z_{link} F_y = t_{link} h_{link}^2 F_y / 4$), Z_{link} 는 연결고리 단면의 소성계수이다. Table 2는 소성전단힌지의 단면 상세를 보여준다.

3. 실험 프로그램

3.1 실험체 세팅

실험체는 3개 세트, 총 7개로 구성되어 있다. 동일한 크기의 PC 보-기둥 접합부에 소성전단힌지를 설치하여 반복 가력하였다. 설치된 힌지가 극한 상태에 도달하면 PC 보-기둥 접합부는 그대로 두고, 연결부만 교체한 뒤 동일한 방법으로 다시 가력하였다. SP1 실험체에는 SP1-50, SP1-75, SP1-100 연결부 3개를 보 중앙부에 연결한 뒤 반복 가력하였고, SP2 실험체에는 SP2-50, SP2-75(1), SP2-75(2) 순으로, SP3 실험체는 SP3-100에 상응하는 연결부 1개를 연결하여 실험을 수행하였다. 실험체 명에 표기되어 있는 50, 75, 100은 보 전단강도의 50%, 75%, 그리고 100%에 상응하는 전단강도로 설계된 소성전단힌지라는 것을 뜻한다.

Fig. 6은 실험체 설치 상황을 보여준다. 두 개의 2,000 kN 액추에이터를 설치하여 변위제어방식으로 서로 반대 방향으로 동시에 가력하였다. 지점을 힌지로 설정하기 위해 양쪽 기둥의 하부에 $\phi 105$ mm 강봉을 설치하였다. 전단소성힌지 설치 후 연결고리의 면외 방향 변형을 방지하기 위해 가이드 벽을 설치하였다.

실험체의 변형을 측정하기 위해 총 10개의 LVDT를 설치하였다. Fig. 6에서 보이는 바와 같이 1번과 5번 LVDT는 실험체의 횡변위를, 2번과 6번은 기둥의 수평방향 변형을, 3번과 7번은 보의 수직방향 변형을, 4번과 8번은 소성전단힌지에서의 수직방향 처짐을 각각 측정하였다. 9번과 10번 LVDT는 보-기둥 접합부의 전단 변형을 측정하기 위해 설치되었다.

Fig. 7은 하중 프로토콜을 보여준다. 실험체가 최종 파괴될 때까지 층간변위비 0.1% (2.6 mm), 0.2% (5.2 mm), 0.3% (7.8 mm), 0.5% (13.0 mm), 0.75% (19.5 mm), 1.0% (26.0 mm), 1.5% (39.0 mm), 2.0% (52.0 mm), 2.5% (65.0 mm), 3.0% (78.0 mm) 순으로 3회씩 반복 가력하였다. 이때 두 개의 액추에이터의 하중가력이력은 모두 동일하다.

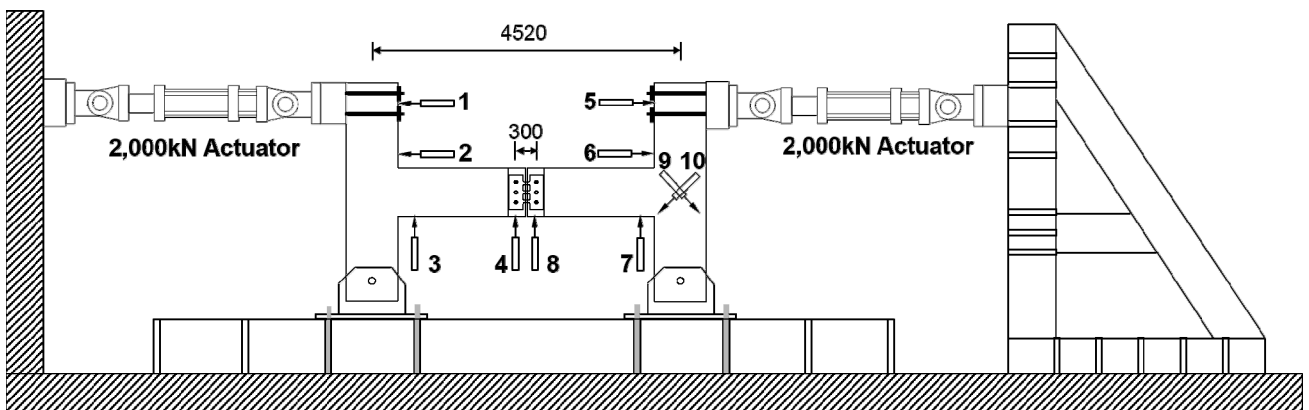


Fig. 6 Test setup (Unit: mm)

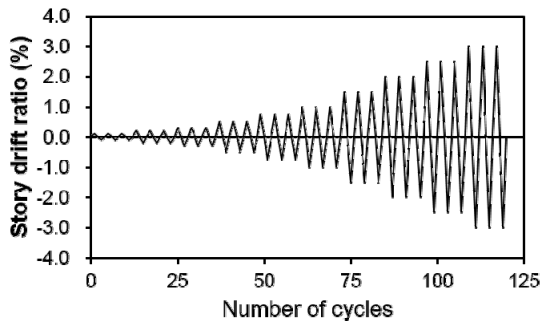


Fig. 7 Loading protocol

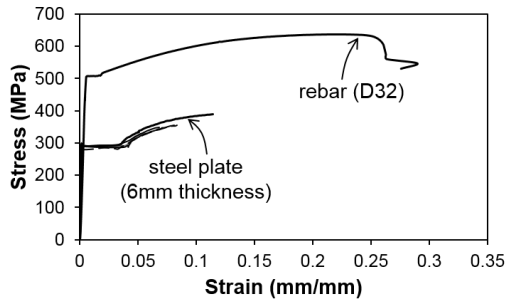


Fig. 8 Stress-strain relationship

3.2 재료실험

실험체에 사용된 콘크리트의 강도는 1,000 kN 용량 UTM 을 사용해서 측정되었다. 압축강도 실험에서 구한 콘크리트의 평균 압축강도(f_{ck})는 38.5 MPa로 나타났다.

철근과 강판의 인장응력을 측정하기 위해 강재의 인장 실험을 수행하였다. Fig. 8은 D32 철근과 소성힌지에 사용된 6 mm 두께의 강판에 대한 인장응력-변형률 관계를 보여준다. D32 철근의 항복강도(f_y)는 512 MPa, 인장강도(f_u)는 636.8 MPa로 나타났으며, 강판의 항복강도는 약 288.1 MPa, 인장강도는 355.1 MPa로 나타났다.

4. 실험결과

4.1 하중-층간변위비 관계

Figs. 9는 각 실험체의 하중-층간변위비 관계를, Table 3은 실험 결과를 보여준다. 여기서 하중은 두 개의 엑츄에이터에서 얻은 횡하중의 평균값이다. 층간변위비(δ)은 기둥 순높이($h' = 2.600$ mm))에 대한 횡변위 비를 나타

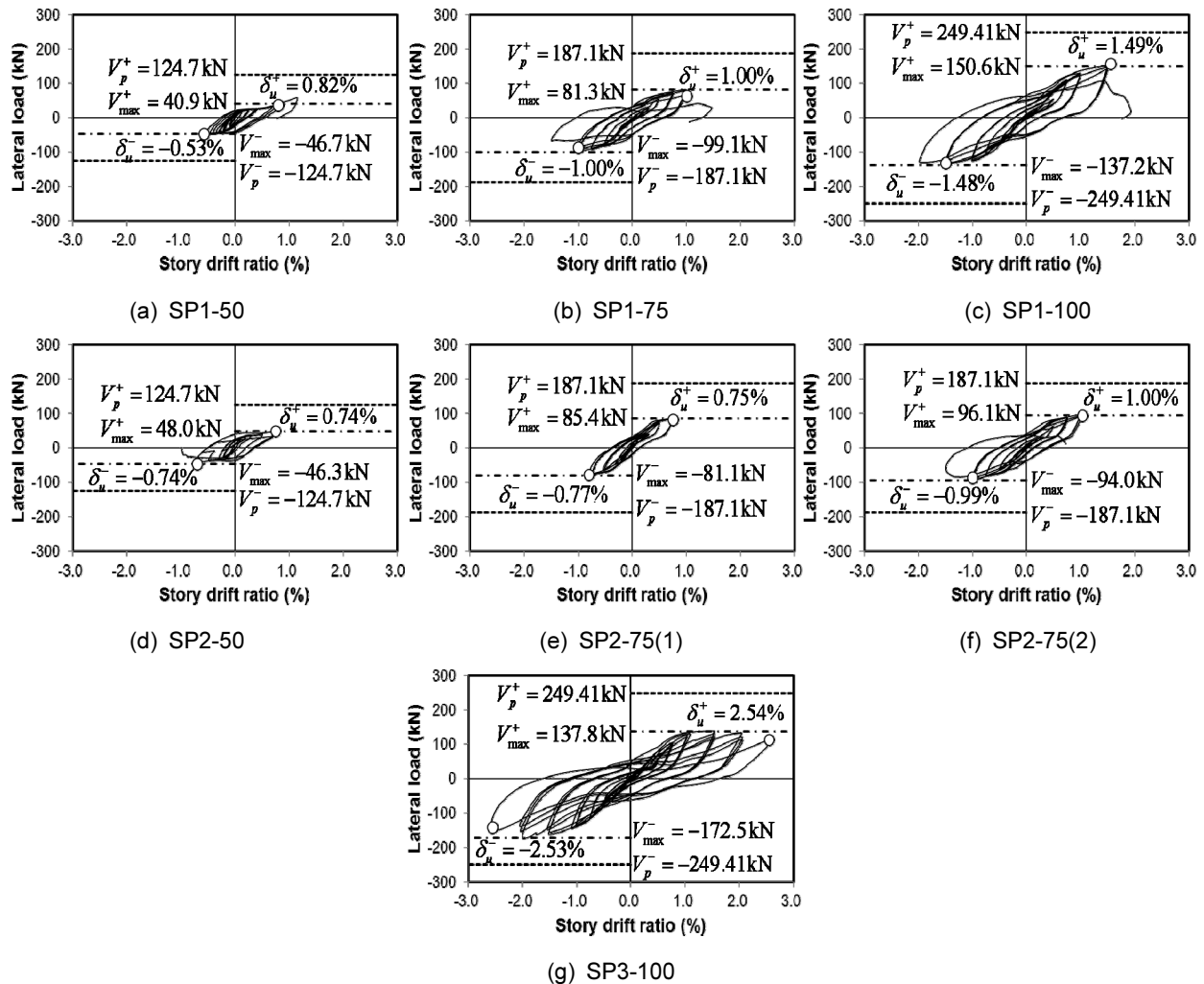


Fig. 9 Lateral load-story drift ratio relationship

낸다. 항복강도(V_y)와 항복변위(Δ_y)는 Fig. 9에 나타난 하중-층간변위비 곡선을 사용하여 에너지 등가원리를 이용해 정의하였다. 최대강도(V_{max})는 평균 하중의 최대값을, Δ_{max} 는 최대하중에 도달했을 때의 변위로 정의하였다. V_u 는 최대하중의 75% 이하로 저하되는 시점의 하중이다. 변형 Δ_u 는 강도가 V_u 에 도달했을 때의 변형이다. 만약 하중이 최대 하중의 75% 이하로 감소되지 않았다면 V_u 와 V_{max} 는 동일하다고 정의하였다. 연성도 μ_y 는 Δ_y 에 대한 Δ_u 의 비이다($=\Delta_u/\Delta_y$).

실험결과, 50% 성능을 가진 전단소성힌지는 층간변위비 약 0.1~0.2%에서, 75% 전단소성힌지는 약 0.5%에서, 그리고 100% 힌지는 약 0.75%에서 항복하는 것으로 나타났다. 그리고 50% 소성힌지는 약 0.75~0.82%에서, 75% 성능을 가진 연결부는 약 0.75~1.0%에서, 그리고 100% 성능을 가진 접합부는 약 1.5%에서 최대 강도에 도달하였다. 대부분의 실험체는 최대강도가 발생된 층간변위비에서 파괴되었으나 SP3-100 실험체의 경우, 최대강도 도달 이후 약 2.5%까지 연성거동을 하는 것으로 나타났다. Table 3에 나타난 바와 같이 각 실험체의 연성도는 50% 소성전단힌지는 최대 7.38, 75% 힌지는 최대 약 2.0%, 그리고 100% 힌지는 최대 약 2.67 정도로 나타났다. 50% 전단소성힌지의 연성능력이 다른 연결부보다 크게 나타

난 것은 연결고리의 전단거동과 더불어 인장력에 의한 변형이 추가로 발생하였기 때문으로 판단된다. 50% 힌지는 100% 힌지와는 다르게 연결고리 단부에서의 비틀림 보다는 연결부의 상대변형으로 인해 발생하는 인장력으로 인해 인장파괴가 발생하는 것으로 나타났다.

Fig. 9에서 알 수 있듯이, 모든 실험체의 최대강도는 소성전단강도에 도달하지 않았다. 연결고리의 두께가 보폭보다 매우 작으므로 전단력에 의한 파괴보다는 휨모멘트 또는 비틀림에 의해 전단소성강도에 도달하기 전에 파괴된 것으로 판단된다. 이는 PC 골조의 보 중앙부의 휨모멘트 강도는 역학적으로 0으로 계산되지만, 연결부의 크기와 형태에 따라 전단소성힌지에 휨모멘트가 발생하므로 이에 대한 검토가 추가적으로 이루어져야 한다는 것을 뜻한다.

Fig. 10은 실험체의 목표변위별 첫 번째 사이클을 기준으로 하중-변위 관계를 나타낸 것이다. SP1-50의 경우 접합부 연결부분이 보 크기에 비해 매우 작아 그 거동이 다소 불규칙하게 나타났으나 연결고리의 항복 이후 급격히 하중감소가 발생하였다. 이후 동일한 실험체에 전단 연결부만 교체하여(SP1-75) 똑같은 방식으로 가력한 결과 층간변위비 0.5%에서 항복하였다. SP1-100 전단연결부의 경우 층간변위비 0.8%에서 항복하여 최대 1.5%까지 진

Table 3 Test results

Specimens		At maximum						At ultimate					
		Positive(+)			Negative(-)			Positive(+)			Negative(-)		
		V_{max} (kN)	Δ_{max} (mm)	δ_{max} (%)	V_{max} (kN)	Δ_{max} (mm)	δ_{max} (%)	V_u (kN)	Δ_u (mm)	δ_u (%)	V_u (kN)	Δ_u (mm)	δ_u (%)
SP1	50	40.9	21.3	0.82	-46.7	-13.8	-0.53	40.9	21.3	0.82	-46.7	-13.8	-0.53
	75	81.3	26.0	1.00	-99.1	-26.0	-1.00	81.3	26.0	1.00	-99.1	-26.0	-1.00
	100	150.6	38.7	1.49	-137.2	-38.5	-1.48	150.6	38.7	1.49	-137.2	-38.5	-1.48
SP2	50	48.0	19.2	0.74	-46.3	-19.2	-0.74	48.0	19.2	0.74	-46.3	-19.2	-0.74
	75(1)	85.4	19.5	0.75	-81.1	-20.0	-0.77	85.4	19.5	0.75	-81.1	-20.0	-0.77
	75(2)	96.1	26.0	1.00	-94.0	-25.7	-0.99	96.1	26.0	1.00	-94.0	-25.7	-0.99
SP3	100	137.8	40.0	1.54	-172.5	-52.0	-2.00	110.7	66.0	2.54	-152.8	-65.8	-2.53

Specimens		At yielding						P_{max}/P_y		δ_{max}/δ_y	
		Positive (+)			Negative (-)						
		V_y (kN)	Δ_y (mm)	δ_y (%)	V_y (kN)	Δ_y (mm)	δ_y (%)	(+)	(-)	(+)	(-)
SP1	50	20.2	4.94	0.19	-27.7	-2.6	-0.1	2.02	1.69	4.31	5.31
	75	54.1	13	0.5	-75.9	-13	-0.5	1.50	1.31	2.00	2.00
	100	108.8	19.5	0.75	-109.5	-19.5	-0.75	1.38	1.25	1.98	1.97
SP2	50	22.4	2.6	0.1	-20.8	-2.6	-0.1	2.14	2.23	7.38	7.38
	75(1)	71.2	13	0.5	-62.9	-13	-0.5	1.20	1.29	1.50	1.54
	75(2)	62.4	13	0.5	-65.4	-13	-0.5	1.54	1.44	2.00	1.98
SP3	100	102.7	20.02	0.77	-116.8	-19.5	-0.75	1.34	1.48	2.00	2.67

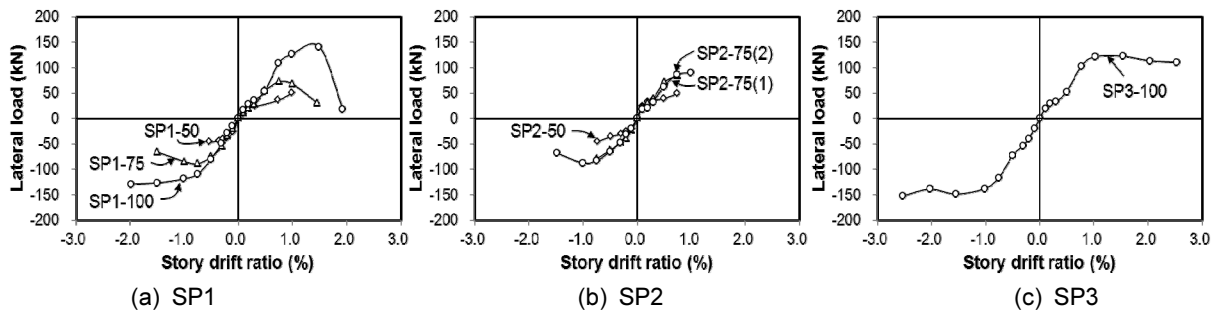


Fig. 10 Envelop curves of the test specimens

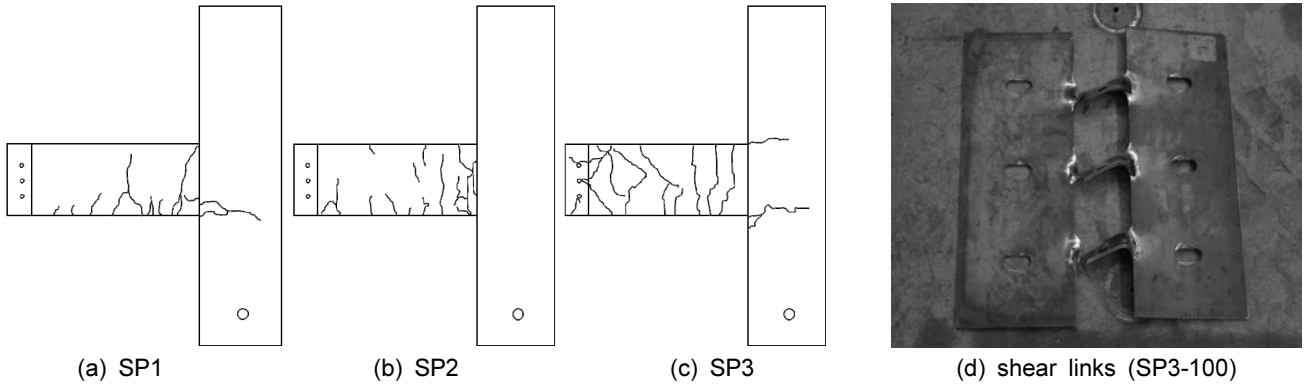


Fig. 11 Crack patterns of the beam-column joints and ultimate failure of the shear links at the end of the test

행되었다. SP2 실험체는 SP2-50의 경우 SP1과 거의 유사한 결과를 얻었으며, SP2-75(1)는 층간 변위각 0.5%에서 항복을 하였으며 이후 1%까지 진행되었다. SP2-75(2)의 경우 최대점은 동일하게 층간변위비 0.8%에서 이루어졌으나 항복이 SP2-75(1)의 경우보다 다소 늦은 0.8%에서 발생하였다. 이후 1.5%까지 진행된 후 최종파괴가 되었다. SP2-75(1)과 SP2-75(2)의 항복변위가 차이가 난 이유는 볼트접합부의 시공오차로 인해 발생한 슬립 때문인 것으로 판단된다. SP3-100은 층간변위비 0.8%에서 항복을 하여 최대 2.5%까지 진행되었다.

4.2 파괴모드와 균열패턴

Fig. 11은 실험 종료 시의 실험체별 최종 파괴모드와 균열 패턴을 나타낸 것이다. SP1의 경우 SP1-75 실험이 종료될 때까지는 보에서만 휨 균열이 발생했으며, SP1-100 실험 시 보-기둥 접합부에 균열이 발생하였다(Fig. 11(a) 참조). SP2 실험체는 실험 종료 시까지 기둥에서 균열이 발생하지 않았으며 보에서만 휨 균열이 발생하였다(Fig. 11(b) 참조). 보의 소성 모멘트 강도와 동일한 강도를 가진 SP3-100을 설치한 경우, 보에서 휨균열이 발생한 이후 기둥으로 균열이 전이되어 보-기둥 접합부에서 수평 균열이 발생하였다(Fig. 11(c) 참조).

모든 접합부는 연결고리부분에 소성힌지가 발생하여 최종 파괴되었다. Fig. 11(d)는 SP1-100 전단소성힌지의 파괴를 보여준다. 각 실험체의 연결고리는 대부분 휨모

멘트와 전단력이 동시에 발생하여 파괴가 되었으며, 얇은 두께로 인해 연결고리 단부에서 비틀림이 발생하였다. 하지만 SP1-50 실험체와 SP2-75의 실험체의 경우, 세 개의 연결고리가 거의 동시에 파괴가 발생하였다. 이로 인해 연결고리 부분의 항복 이후 갑작스런 파괴를 야기하였다. 그 외 실험체의 경우 연결고리의 항복과 첫 번째 연결고리의 파괴 이후에도 어느 정도의 강도를 유지할 수 있었고 하중 감소 현상이 뚜렷이 나타났다. 연결고리의 항복 시 층간변위비와 강도는 4.3절에 기술하였다.

4.3 변형률 이력

연결고리의 변형률 이력을 알아보기 위해 50%, 75% 100% 소성전단힌지가 모두 포함된 SP1 실험체를 대상으로 Fig. 12와 같이 연결고리 위치별 변형률을 나타냈다. x, y방향의 변형률은 연결고리에 부착된 3축 스트레인게이지에 의해 측정되었다. 여기서, x방향은 연결고리 길이 방향이고 y방향은 길이 방향의 수직 방향을 나타낸다.

연결고리의 변형률을 측정된 결과 대체로 연결고리가 있는 소성전단힌지는 x방향의 변형률이 y방향의 변형률보다 크게 나타났다. 이러한 실험 결과는 보 중앙부의 소성전단힌지는 전단력, 휨모멘트, 그리고 인장력을 고려하여 설계되어야 한다는 것을 보여준다.

Table 4는 소성전단힌지의 각 연결고리 항복 시의 측정된 층간변위비와 그 때의 항복강도를 보여준다. Table 4에 나타나 있는 항복 변형률과 항복강도는 각 연결고리

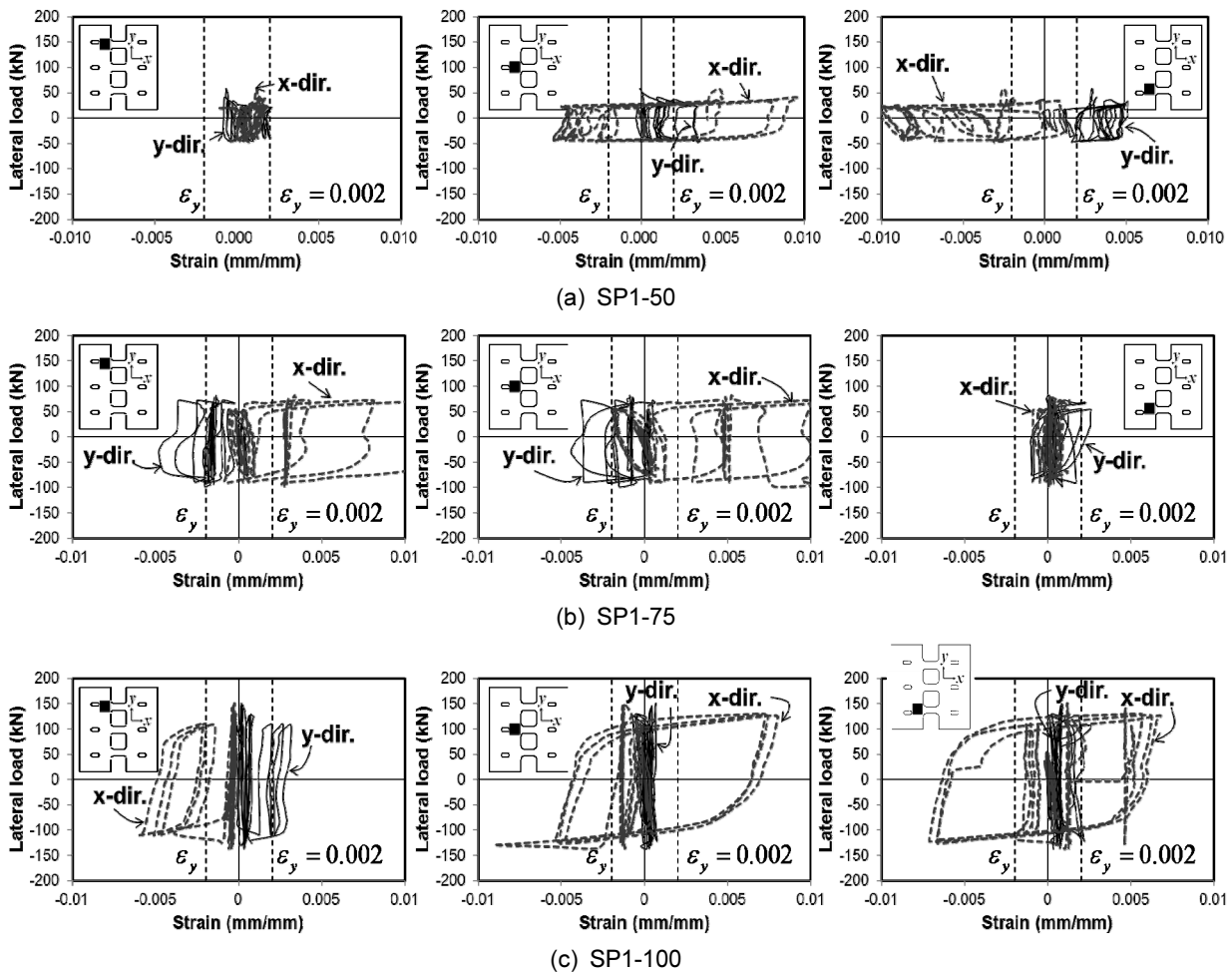


Fig. 12 Strain variation of the shear hinge

Table 4 Story drift ratio and strength at yielding

Specimens	x direction			y direction		
	top	center	bottom	top	center	bottom
	% (kN)	% (kN)	% (kN)	% (kN)	% (kN)	% (kN)
SP1-50	0.15 (21.4)	-0.16 (-38.4)	0.08 (14.5)	0.23 (21.0)	0.34 (25.7)	0.20 (19.2)
SP1-75	0.67 (69.2)	0.61 (66.0)	N.Y*	0.11 (-17.9)	-0.69 (-87.8)	0.49 (54.7)
SP1-100	-0.56 (-89.9)	-0.87 (-120.7)	-0.74 (-107.9)	0.74 (109.7)	N.Y	-1.00 (-122.9)
SP2-50	-0.18 (-25.5)	-0.20 (-25.6)	0.26 (35.7)	-0.22 (-26.8)	N.Y	-0.24 (-10.9)
SP2-75(1)	-0.24 (-45.0)	N.Y	0.57 (34.5)	-0.39 (-56.1)	-0.52 (-71.1)	-0.45 (-60.3)
SP2-75(2)	-0.36 (-56.6)	-0.48 (-15.1)	0.71 (86.9)	-0.43 (-60.6)	-0.43 (-60.6)	-0.43 (-60.6)
SP3-100	N.Y	-0.87 (-131.1)	N.Y	-1.09 (-146.4)	-0.75 (-115.4)	-0.75 (-115.4)

*N.Y : Not yielding

의 변형률이 항복 변형률(ϵ_y)에 도달했을 때를 기준으로 한다. 50% 성능을 가진 접합부는 층간변위비 0.15% 내외에서 항복하였으며 75% 성능을 가진 접합부는 0.75% 내외에서 그리고 100% 성능을 가진 접합부는 0.75~1.0% 내외에서 항복하는 것으로 나타났다. 이 때 보의 주철근의 변형률은 실험 종료시까지 모두 탄성상태에 있는 것으로 나타났다. Table 4의 N.Y는 측정된 변형률이 항복 변형률에 도달하지 않았다는 것을 의미한다.

4.4 에너지 소산

Fig. 13은 각 실험체별 누적 에너지 소산량을 보여준다. 에너지 소산능력은 하중-변위 곡선에서 각 사이클의 시작점과 끝점을 연결하여 나타나는 폐곡선의 면적으로 정의되었다. 실험체별 에너지 소산량은 목표 변위에서의 세 번째 사이클에서의 에너지 소산량을 구한 것이다.

각 실험체별 층간변위비에 대한 최대 에너지 소산능력을 비교한 결과, SP1-100 실험체의 에너지 소산능력을 기준으로 SP1 계열 실험체의 에너지 소산능력을 비교한 결과 SP1-50의 에너지 소산능력은 SP1-100에 비해 13.4%, SP1-75는 46.0% 정도로 나타났다. SP3-100의 에너지 소

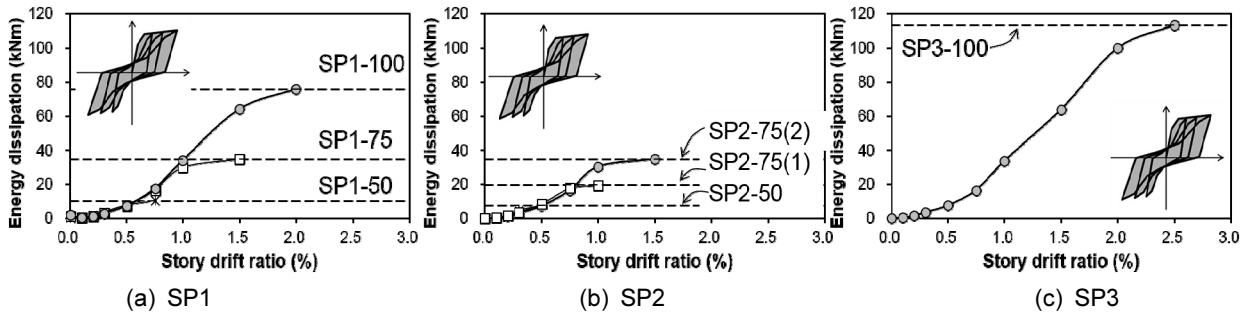


Fig. 13 Cumulative energy dissipation

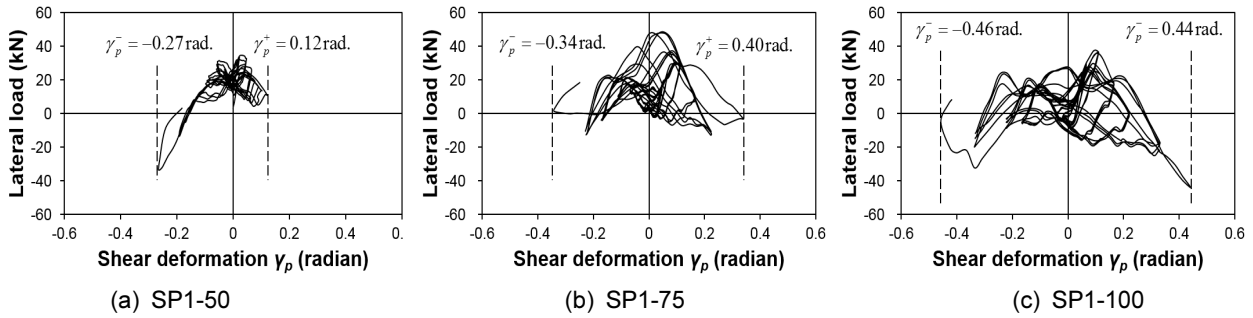


Fig. 14 Shear deformation of SP1 test specimen

산능력은 SP1-100 실험체의 에너지 소산능력에 비해 약 21%정도 큰 값을 보여주었는데 이는 PC 보 주철근의 변형률의 영향이 있는 것으로 판단된다.

4.5 소성전단힌지의 전단변형

보 중앙부에 설치된 소성전단힌지는 횡하중을 받는 PC 골조의 거동으로 인해 연결고리에서 전단변형이 발생하게 된다. Fig. 1에서 연결보의 전단변형각(γ_p)은 다음 식(4)로부터 구할 수 있다.⁷⁾

$$\gamma_p = \frac{L}{e} \theta \quad (4)$$

여기서, L 은 PC 골조의 기둥 사이 거리, e 는 연결보의 길이, 그리고 θ 는 기둥 높이에 대한 횡변위 비(Δ/h_c)이다.

이 연구에서 사용된 대상 실험체에 대해 전단변형각을 구하기 위해 PC 골조의 기둥 사이의 거리(L)는 4,520 mm, 기둥의 높이(h_c)는 2,600 mm, 그리고 연결보이 길이(e)는 100 mm를 적용하였다. 횡변위(Δ)는 Fig. 6의 1번 LVDT로부터 구한 실험값을 사용하였다.

Fig. 14는 SP1 실험체의 층간변위비에 따른 소성전단힌지의 전단변형각을 보여준다. 식(4)를 이용해 구한 전단변형각은 SP1-50: 0.12 rad., -0.27 rad., SP1-75: -0.40 rad., -0.34 rad., 그리고 SP1-100: -0.44 rad., -0.46 rad.으로 나타났다. 연결고리의 전단성능이 증가할수록 전단변형각이 증가하였다.

5. 결 론

이 연구에서는 보 중앙부 양면에 두 개의 소성전단힌지를 설치한 PC 골조에 대해 반복하중 실험을 수행하였다. 소성전단힌지에는 3개의 전단 연결고리가 있으며, 연결고리는 보에 작용하는 전단력의 50%, 75%, 100%에 해당되는 전단력으로 설계되었다. PC 골조에 성능이 다른 소성 전단힌지를 반복해서 설치한 후 소성전단힌지의 성능을 알아보았다. 이 연구에서 얻은 결론은 다음과 같다.

- (1) 보의 전단성능에 대해 50% 성능을 가진 접합부는 층간변위비 0.15% 내외에서 항복하였으며 75% 성능을 가진 접합부는 0.75% 내외에서 그리고 100% 성능을 가진 접합부는 0.75~1.0% 내외에서 항복하는 것으로 나타났다. 최종 파괴시의 층간변위비는 50%의 성능을 가진 접합부는 약 0.75~0.82%, 75% 성능을 가진 접합부는 약 1.0%, 그리고 100% 성능을 가진 접합부는 최대 약 2.5%로 나타났다.
- (2) 모든 실험체의 소성전단힌지는 보의 인장 철근이 항복하기 전 최종 파괴에 이르렀다. 반면에, 성능이 서로 다른 전단소성힌지를 반복해서 설치한 후 실험을 수행한 결과 PC 부재의 주철근은 항복하지 않았다. PC 부재의 경우 보의 전단성능의 75% 성능을 가진 접합부가 설치되었을 때 균열은 보에서만 발생하였다. 하지만, 보의 전단성능과 동일한 성능을 가진 전단소성힌지가 설치됐을 경우, 균열은 기둥으로 진전되었다. 기둥의 파괴를 방지하고 보 중앙부에서 소성힌지가 발생하기 위해서는 소

성전단힌지가 보 전단성능의 100% 이하로 설계되는 것이 합리적이라 판단된다.

- (3) 보 중앙부에 설치되는 소성전단힌지는 전단력뿐만 아니라 휨모멘트와 인장력에 의해 설계되어야 한다. 연결고리에서 변형률을 측정된 결과, 연결고리 길이방향의 변형률이 수직방향의 변형률보다 크게 나타났다. 따라서 연결부에 발생하는 인장력은 소성힌지설계에 반영되어야 할 것으로 판단된다.
- (4) 각 실험체의 에너지 소산능력은 전단 연결고리의 높이에 따라 차이를 보였다. 보 전단성능의 50%, 75%의 성능을 가진 소성전단힌지의 에너지 소산능력을 상호 비교한 결과, 보 전단성능의 100%의 성능을 가진 전단소성힌지의 에너지 소산능력에 대한 50%와 75%의 성능을 가진 전단소성힌지의 에너지 소산능력은 100% 소성전단힌지의 약 13.4%와 46.0% 수준으로 나타났다.

감사의 글

본 연구는 한국건설교통기술평가원(현 국토교통과학기술진흥원) 건설 핵심 기술 연구 개발사업(03산학연 A07-06) 지원과 BK21 플러스 사업팀 지원에 의해 이루어졌음을 밝히며 지원에 감사드립니다.

References

1. Park, R., "A Perspective on the Seismic Design of Precast Concrete Structures in New Zealand," *PCI Journal*, Vol.40, No.3, May-June 1995, pp.40-60.
2. *Guidelines for the Use of Structural Precast Concrete in*

Buildings Second Edition, Report of a Study Group of the New Zealand Concrete Society and the New Zealand Society for Earthquake Engineering, Centre for Advanced Engineering, University of Canterbury Christchurch, New Zealand, 1999. p.143.

3. ACI 318-11, *Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary*, ACI Committee 318, American Concrete Institute, 2011, pp.
4. Korea Concrete Institute, *Concrete Design Code and Commentary*, Kimoondang Publishing Company, Seoul, Korea, 2012, p.599.
5. Restrepo, J. I., Park, R., and Buchanan, A. H., "Tests on Connections of Earthquake Resisting Precast Reinforced Concrete Perimeter Frames of Buildings," *PCI Journal*, July-August 1995, pp.44-61.
6. Bruneau, M., Uang, C. M., and Whittaker, A., *Ductile Design of Steel Structures*, McGraw-Hill, New York, NY, USA, 1998. pp.201-265.
7. Daniel n. Manheim and Egor P. Popov, "Plastic Shear Hinges in Steel Frames," *Journal of structural Engineering*, Vol.109, No.10, 1983, pp.2404-2419.
8. AISC, *Manual of Steel Construction – Load and Resistance Factor Design – Third Edition*, AISC, Inc., Chicago, IL, 2002.
9. ASCE 41-13, *Seismic Evaluation and Retrofit of Existing Buildings*, American Society of Civil Engineers, Virginia, USA, 2014. p.518.
10. Chen, W. F. and Sohal, I., *Plastic Design and Second-Order Analysis of Steel Frames*, Springer-Verlag New York Inc., New York, USA, p.509.

요 약 이 연구에서는 소성 전단힌지가 있는 PC 모멘트 프레임의 내진성능을 평가하기 위해 반복 하중실험을 수행하였다. 보의 중간 길이에 설치된 소성 전단 힌지는 PC 골조를 연결하는 역할을 하며, 두 개의 강판으로 구성된다. 각 강판에는 세 개의 전단연결고리가 존재한다. 세 개의 전단 연결고리는 PC 보의 전단강도의 50%, 75%, 그리고 100%에 해당하는 전단강도를 사용하여 설계되었다. 제안된 연결방식은 효율적인 에너지 소산 용량 및 우수한 구조적 성능을 보여주었다. 실험결과, 소성 전단 힌지는 보 전단강도의 100% 미만을 사용하여 설계하는 것이 합리적이라 판단된다.

핵심용어 : 내진성능, 프리캐스트 콘크리트, 모멘트 골조, 소성전단힌지, 전단 연결고리