



포스트 텐션 플랫 플레이트 외부 접합부의 내진 거동

한상환^{1)*} · 기성훈¹⁾ · 강현구²⁾ · 조 종¹⁾ · 이리형¹⁾

¹⁾한양대학교 건축공학부, ²⁾Dept of Civil & Environmental Engineering, UCLA

Seismic Behaviour of Exterior Joints in Post-Tensioned Flat Plate Systems

Sang-Whan Han^{1)*}, Seong-Hoon Kee¹⁾, Tomas H.-K. Kang²⁾, Jong Cho¹⁾, and Li-Hyung Lee¹⁾

¹⁾Dept. of architectural Engineering, Hanyang University, Seoul 133-791, Korea

²⁾Dept. of Civil & Environmental Engineering UCLA, CA, USA

ABSTRACT An experimental study was conducted to investigate seismic behaviour of post-tensioned (PT) exterior slab-column connections used for the purpose to resist gravity loads only. For these, 2/3-scale, two PT post-tensioned exterior connections with two different tendon arrangement patterns and one conventional reinforced concrete (RC) exterior connection was tested under quasi-static, uni-directional reversed cyclic loading. During the lateral testing, gravity forces transferred to the column were kept constant to closely simulate a moment to shear ratio of a real building. One of the objectives of this study was to assess the necessity and/or the quantity of bottom bonded reinforcement needed to resist moment reversal which would occur under significant inelastic deformations of the adjacent lateral force resisting systems. The ACI 318 and 352 provisions for structural integrity were applied to provide the bottom reinforcement passing through the column for the specimens. Prior test results were also collected to conduct comparative studies for some design parameters such as the tendon arrangement pattern, the effect of post-tensioning forces and the use of bottom bonded reinforcement. Consequently, the impact of tendon arrangement on the seismic performance of the PT connection, that is lateral drift capacity and ductility, dissipated energy and failure mechanism, was considerable. Moreover, test results showed that the amount of bottom reinforcement specified by ACI 352. 1R-89 was sufficient for resisting positive moments arising from moment reversal under reversed cyclic loads. Shear strength of the tested specimens was more accurately predicted by the shear strength equation (ACI 318) considering the average compressive stress over the concrete (f_{pc}) due to post-tensioning forces than that without considering f_{pc} .

Keywords post-tensioned, flat plate, exterior connection, bottom reinforcement, tendon

1. 서 론

플랫 플레이트 바닥 시스템은 휨저항을 이용하는 모멘트 골조(moment frame)의 일종이다 (ACI 318-05)¹⁾. 플랫 플레이트 시스템은 휨 보강재의 종류에 따라 철근콘크리트 플랫 플레이트(RC 플랫 플레이트)와 포스트 텐션 플랫 플레이트(PT 플랫 플레이트)로 구분한다. 특히 PT 플랫 플레이트는 층고 절감, 층간 소음 차단, 인건비의 절약 및 공기 단축과 같은 RC 플랫 플레이트의 장점은 물론 장경간 확보 및 평면의 유연성 측면에서도 매우 효율적인 시스템이다. 실제로 북미에서는 건축 구조물의 바닥 시스템으로서 RC 플랫 플레이트를 대체하여 PT 플랫 플레이트가 주로 사용되고 있다.

미국 동부와 같은 중-약진 지역(SDC-A, -B)에서는 ACI 318-05¹⁾ 21장에 따라 중간 모멘트 골조의 상세를 만족하는 플랫 플레이트 골조를 주된 횡력 저항 시스템의 일

부로 설계할 수 있다. 하지만 서부와 같은 강진 지역(SDC-C, -D and -E)에서는 플랫 플레이트는 중력 저항 시스템으로 설계하고, 모든 설계 횡력은 전단벽 또는 모멘트 골조와 같은 횡력 저항 시스템을 사용하여 저항하도록 하여야 한다. 이때 플랫 플레이트는 철근콘크리트 구조물의 적합 조건에 따라 지진 및 바람 하중에 따라 횡력 저항 시스템과 동일한 변형을 일으키게 된다. 따라서 횡력이 분배되지 않는다고 가정하여 설계 되었더라도 플랫 플레이트의 접합부는 횡력 저항 시스템의 변형에 상응하는 연성 능력 및 횡변형 하에서의 중력 저항력이 확보되어야 한다²⁾.

기존 연구 결과^{2,3)}에 의하면 플랫 플레이트의 연성 능력은 전단 강도비(V_g/V_c)가 클수록 작아진다고 보고하고 있다. 기준¹⁾에서는 이러한 연구 결과를 토대로 강진 지역에서 중력 저항 시스템으로 설계한 플랫 플레이트에 대하여 연성 능력을 확보할 수 있도록 전단 상세 조건을 제시하고 있다. 하지만 기준¹⁾은 기존의 RC 플랫 플레이트 슬래브-기둥 접합부의 실험 결과를 근거로 하여 제시된 것이며, 횡하중에 대한 PT 플랫 플레이트의 실험

*Corresponding author E-mail : swhan@hanyang.ac.kr
Received November 7, 2005, Accepted August 31, 2006
©2006 by Korea Concrete Institute

적 연구는 부족한 실정이다. 기존 RC 슬래브 시스템과 비교하여 PT 슬래브 시스템의 우수한 횡 변형력과 연성 능력을 증명하는 실험적 연구 결과^{4,5)}가 제한적으로 보고 되고 있지만, 기준에서는 이러한 특성이 명확히 반영 되지 있지 않다.

2. 기존 연구

본 연구의 실험적 연구 사례와 비교하여 일반적인 결론을 도출할 목적으로 횡력을 적용시키되 전단 보강되지 않은 PT 외부 접합부(이후 PT 접합부) 실험체의 기존 연구 결과를 정리하였다. Kang과 Wallace⁵⁾의 동적 실험을 제외하고, 기존의 PT 접합부에 대한 실험은 유사정적 반복 횡하중을 적용하였다. Kang과 Wallace⁵⁾의 PT 실험체는 8개의 외부 접합부를 포함하지만 전단 보강 되어 있는 실험체로서 본 연구 결과와의 직접적인 비교 대상에서는 제외하였다.

Trongtham과 Hawkins⁶⁾의 연구 실험체 증 실물 크기의 독립 외부 접합부 실험체 1개가 포함되어 있다. 이 외부 접합부는 중력 하중 및 부분 반복 횡하중(repeated lateral loading)에 의하여 접합부에서 전단 뚫림 파괴가 발생하였다. 이 연구에서는 불균형 모멘트에 의해 콘크리트 전단 강도(v_c)의 20%이상의 응력이 발생될 경우 상부 철근과 동일한 양의 하부 부착 철근의 배치를 제안하고 있다.

Foutch 등⁷⁾은 4개의 2/3으로 크기가 조정된 PT 외부 접합부의 중력 및 횡하중(monotonic loading) 실험을 통하여 강선의 배치, 모멘트와 전단력의 비율이 횡력 거동(강성, 강도, 연성)에 미치는 영향에 대해 고찰하였다. 이 연구에서 포스트 텐션에 의하여 콘크리트 단면에서 발생된 응력 f_{pc} 의 영향을 고려한 강도식이 기준에서 허

용하는 식보다 실험 결과를 잘 예측하는 결과를 제시하고 있다. 한편 모멘트에 대한 전단력의 비율이 작을 경우 변형 성능, 연성능력이 좋아진다는 결과를 보고하였다.

Martinez-Cruzado⁸⁾는 2개의 약 50%로 축소된 PT 외부 접합부 실험체에 양방향 유사정적 반복 횡하중(Quasi static biaxial reversed cyclic loading)을 적용하였다. 주요 실험 변수는 강선의 배치였으며, 집중된 강선은 강성 감소를 줄이고 강도를 높이는 효과를 보였다. 하지만 집중된 강선이 발생시키는 국부 압축력에 의해 전단 파괴 이후 강도가 급격히 감소하였다. 이 연구에서 중력하중은 전단 강도의 약 35%를 적용하였으며 최대 횡변형은 약 3.5%인 것으로 보고 되고 있다.

위에서 언급한 실험은 기존 연구자들이 지금까지 보고한 횡하중 하에서의 PT 외부 접합부 실험에 관한 것이며 주요 결과는 Table 1에 정리되어 있다.

3. 실험적 연구

3.1 대상 건물 설계 및 실험체 계획

본 연구의 목적은 예상치 못한 강한 지진 가정 하에서의 내진 성능 평가에 있으므로, 대상 건물은 강진 지역(SDC-E)에 위치한 10층의 건물로서 모든 지진력은 전단 벽이 저항하도록 설계 하였고, 플랫 플레이트 시스템은 중력을 저항하도록 설계하였다. 대상 건물의 평면과 입면, 그리고 외부 접합부 실험체가 추출된 위치를 Fig. 1에 함께 표시하였다. 대상 건물은 일반 사무실로 가정하여 설계 하중을 결정하였다. 슬래브의 모멘트 및 전단력은 중력 하중만이 작용 하였을 때 탄성 유한 요소 해석 [MIDAS/Gen]⁹⁾을 통하여 계산 하였으며, 전단 보강 상세

Table 1 Summary of specimen dimensions and detail

Mark	$c_1 = c_2$ (mm)	h (mm)	$(l_1/2)$ (mm)	h_1 (mm)	d^{\ddagger} (mm)	ρ_p (%)	$\rho_{p,top}$ (%)	$\rho_{p,bottom}$ (%)	f_{ck} (MPa)	f_{pc} (MPa)	V_c (kN)	V_g (kN)	(V_g/V_c) (kN)	θ_y (%)	θ_u (%)	
Present study	PE-B50	300	130	2,400	2,100	110	0.64	0.61	0.23	32.3	1.21	84.2	248	0.34	1.7/-0.8	4.3/-3.3
	PE-D50	300	130	2,400	2,100	110	0.21	0.61	0.23	32.3	1.21	80.2	248	0.32	1.1/-0.5	2.7/-4.5
	RE-50	300	130	2,400	2,100	110	N.A.	1.24	0.31	32.3	N.A.	86.8	233	0.37	0.9/-1.1	2.4/-2.5
Foutch et al. (1990)	S1	305	102	1,370	2,030	84	0.89	0.69	0.23	50.3	4.49	309	58	0.19	1.3	-4.5
	S2	305	102	1,370	2,030	84	0.89	0.69	0.23	42.7	4.77	303	83	0.28	1.3	-3.8
	S3	305	102	1,370	2,030	84	0.25	0.69	0.23	42.1	1.79	220	67	0.31	1.3	-5.0
	S4	305	102	1,370	2,030	84	0.25	0.69	0.23	48.3	1.82	233	114	0.49	1.2	-2.1
Martinez (1993)	E1	195	92	1,870	1,600	74	0.93	0.55	0.00	33.1	1.38	114	40	0.35	No Y.	-3.9
	E2	195	92	1,870	1,600	74	0.23	0.55	0.00	31.7	1.45	112	38	0.34	No Y.	-3.8

h : slab thickness

$(l_1/2)$: half of one slab span length in the direction normal to the slab edge (see Fig. 2)

h_1 : story height

d^{\ddagger} : effective depth (d_{ps}) of tendons in the direction parallel to the slab edge(PT), average of effective depths in both direction(RC)

ρ : ratio of tendons (p) or top/bottom rebar (s_{top}/s_{bottom}) in the slab within $c_2 + 3h$

No Y. : no yielding of slab reinforcement

\ddagger : vector drift ratio at punching e.g., PE-B50, (P)-PT, (E)-exterior, (B)-banded, (50) - $V_g/\phi V_c \sim 50$ ($\phi = 0.75$)

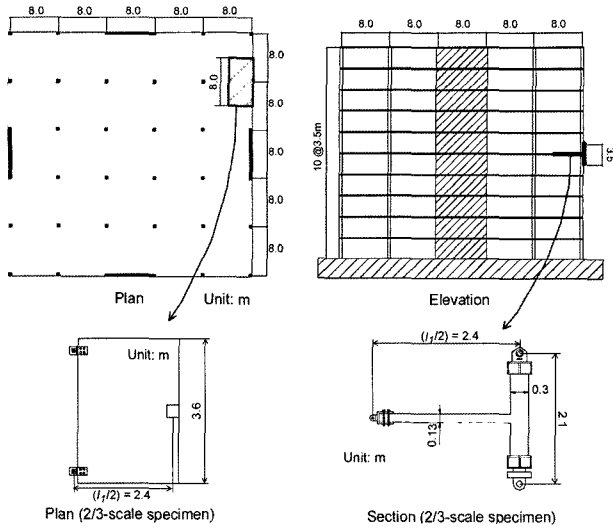


Fig. 1 PT flat plate prototype building and joint specimen

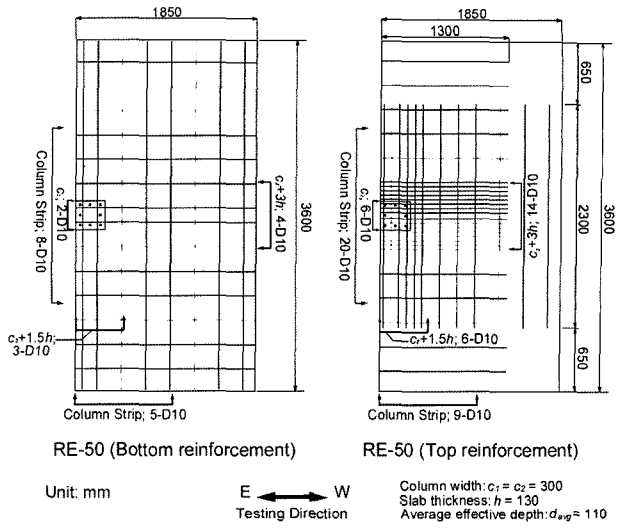


Fig. 3 Reinforced concrete slab-column specimen

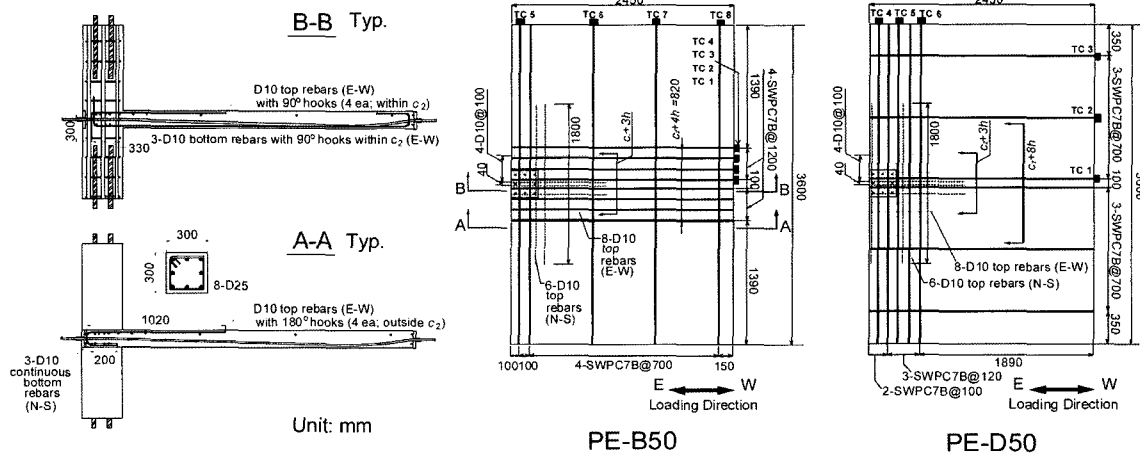


Fig. 2 Post-tensioned slab-column specimen

를 제외한 슬래브 및 기둥의 배근 상세는 현행 기준¹⁾ 또한 만족하도록 설계 하였다. 사용성에 의해 결정된 슬래브의 두께는 200 mm이며, 경간-슬래브 두께의 비율은 약 40으로서 전형적인 비율(40-45)과 상응한다.

PT 외부 접합부 실험체의 배근 상세는 Figs. 2와 3에 나타나 있다. PT 슬래브 설계 시 포스트 텐션에 의한 균형 하중은 고정 하중의 100%로 설정하였으며, 이를 기반으로 설계대에 배치할 강선(설계 항복 강도 = 1860 MPa)의 단면, 양 그리고 긴장 용력을 결정하였다. 결과적으로 콘크리트(설계 강도 = 390 MPa) 단면에 적용되는 평균 압축 응력(f_{pc})은 1.2 MPa이며, 이 값은 ACI 318의 제한범위(0.86~3.44 MPa)내에 있다. 상부 철근(설계 항복 강도 = 390 MPa)은 기준¹⁾에서 제시하는 최소량을 기준¹⁾에서 요구하는 폭($c_2 + 3h$)내에 배근하였다.

PT 슬래브의 경우 하부 철근에 대한 기준이 명확하지 않다. 본 연구에서는 하부 철근을 ACI 318-05, 7장에 따라 구조적 일체성(structural integrity)을 확보하기 위하여 기둥 폭 안에 배근하였다. 하부 철근 양은 RC 외부 접합부에 대하여 ACI 352.1R-89⁽¹⁰⁾이 제시하는 양(A_{sm} 의 2/3)과 동일하게 산정하였다. 참고로, 식 (1)은 내부 접합

부에 대해 제시되는 하부 철근의 양이다.

$$A_{sm} = \frac{0.5w_u l_1 l_2}{\phi f_y} \quad (1)$$

RE-50의 상부근은 ACI 318-05¹⁾ 13.5절에 따라 중력에 의한 불균형 모멘트의 전부를 힘으로 저항할 수 있도록 설계하였고, 하부근은 수축 방지 철근으로서의 필요한 양만큼만 사용하였다. 특히 기준¹⁾에 따라 가력 방향과 평행인 상부근은 모멘트 전달 유효폭($c_2 + 3h$)내에 집중하여 배근하였고, 구조적 일체성을 위하여 2개의 하부근이 기둥을 통과하도록 배근하였다. 기둥을 통과하는 상부 및 하부근은 90 갈고리가 조인트 중심 쪽으로 향하도록 정착하였고, 그렇지 않은 상부근은 180도 갈고리 정착을 사용하였다. 정착길이는 기준¹⁾을 만족하도록 하였다. 단 중력 저항만을 목적으로 하기 때문에 기둥 폭 밖의 하부근은 굳이 정착 상세 기준을 만족하도록 설계하지는 않았다. 모멘트 전달 유효폭 내에 배근된 상부근과 하부근의 철근비 그리고 상하부근 철근비의 합은 모두 75%의 균형 철근비($0.75\rho_{bal} \sim 2.1\%$)를 초과하지 않으며, 상하부근 철근비의 합은 $0.375\rho_{bal}$ 의 값보다는 다소 높다(Table 1).

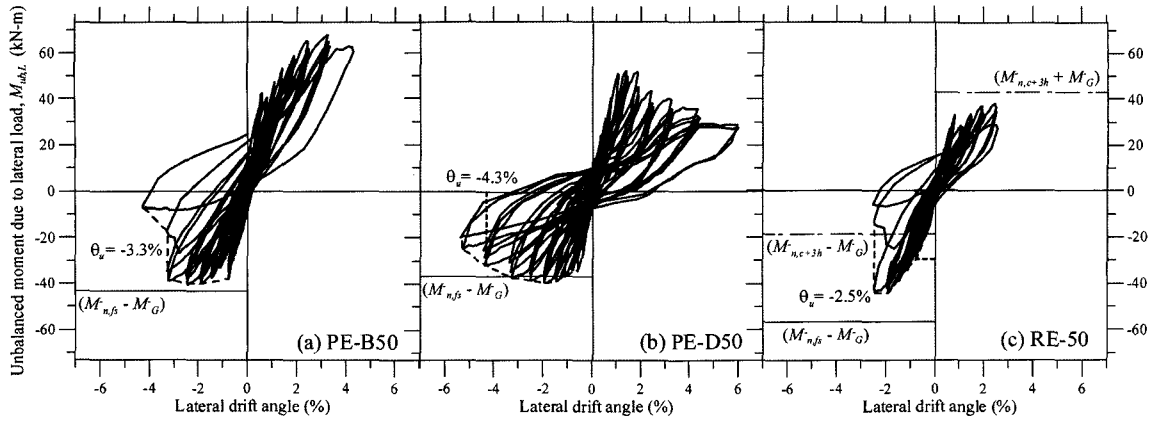


Fig. 6 Unbalanced moment - lateral drift drift angle relation

림 파괴 시 변형각과 중력 하중의 영향을 고려한 최대 슬래브 모멘트 계산 강도도 함께 표현하였다. 강선의 배치 형태 및 포스트 텐션 여부에 따라서 강도, 횡변형 성능, 파괴 메커니즘, 그리고 연성 능력 등이 다른 것을 확인할 수 있었다.

각 실험체의 항복변위를 구하기 위하여 Pan과 Moehle³⁾가 가정한 것과 같이 실험체의 이력 곡선을 이선형(bilinear) 관계로 치환하였다. 이때 이선형 관계 곡선의 초기 강성은 이력 곡선의 원점과 최대 강도의 2/3인 점을 잇는 직선의 기울기와 같고 항복 하중은 최대 강도와 같다고 가정하였다. 항복 변위(θ_y)는 이선형 곡선에서 찾았으며, 푼림 파괴 시 변위(θ_u)는 실험체의 강도가 급작스럽게 저하된 실험체(PE-B50, RE-50)에서 그 시점의 변위로 정의하였으며, 강도 저하가 완만히 진행되어 파괴 시점이 분명하지 않은 실험체(PE-D50)의 경우 최대 강도의 80%에 도달하였을 때의 변위로 정의하였다. 이에 따른 결과가 Table 1에 정리되어 있으며, 외부 실험체의 비대칭적인 기하학적 특성 때문에 정가력시와 부가력시 결과값을 모두 표시하였다.

5. 실험 결과 분석

5.1 강선 배치의 영향

PT 외부 접합부에서 강선 배치 형태는 이력 특성에 영향을 주는 중요한 변수인 것으로 나타났다. Fig. 5에서 나타나 있듯이 강선 배치에 따라 균열 양상 및 최종 파괴 형태가 다르게 나타났다.

PE-B50은 횡하중 방향으로 집중배치 되어 있는 강선에 의한 압축 응력이 측면의 비틀림 균열을 억제하여 결과적으로 비틀림 강성을 증가시켰다. 최종적으로 취성적인 전단 푼림 파괴를 일으키며 파괴가 일어났다. 반면에 분산배치 되어 있는 실험체인 PE-D50은 비틀림 균열이 집중되어 에너지를 흡수함에 따라 전면으로 전단 푼림을 일으키는 균열의 전달을 억제하여 횡변형에서 휨거동이 지배하였다. 이러한 파괴 메커니즘의 차이는 분산 배치된 실험체가 더 좋은 횡변형 성능을 나타내는데 기여하

였으며 이러한 결과는 Foutch 등⁷⁾의 연구 결과와 일치하는 것이다. 이력 곡선의 분석 결과 에너지 소산면적에 있어서는 PE-D50(32.2 kN-m)가 PE-B50(21.0 kN-m)보다 우수하게 나타났으며 본 결과는 Martinez-Cruzado⁸⁾의 실험과도 유사한 결과이다. 이러한 차이는 집중 배치된 강선의 영향으로 접합부 주변의 압축 응력 차이에 따른 파괴 메커니즘의 차이와 횡변형 저항 성능의 차이로 설명될 수 있다.

5.2 하부 철근의 영향

변형각에 따른 기둥 내에 배치된 철근의 변형도는 Fig. 7에 나타나 있다. 중력 하중과 횡변위의 발생에 따라 슬래브의 하부 및 상부에서 응력이 발생하여 상부 철근은 약 0.5%~1.0%에서 항복하는 것으로 나타났으며 이때 하

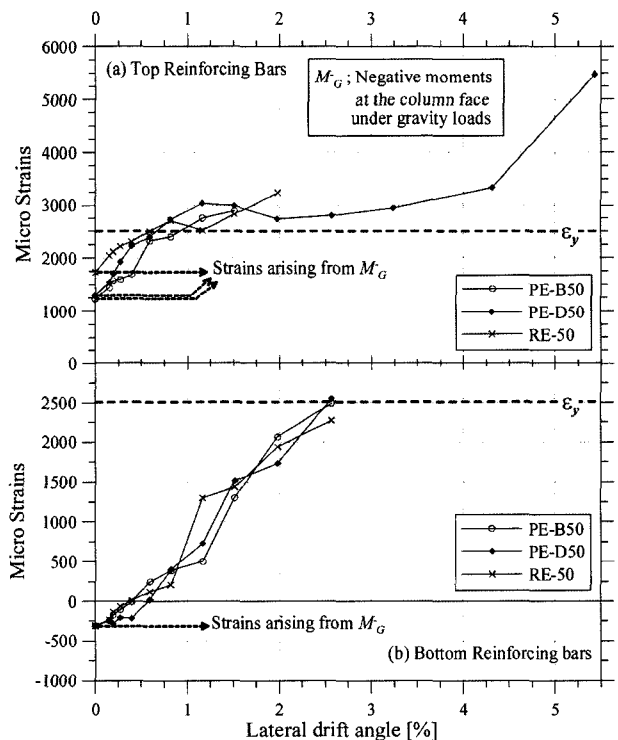


Fig. 7 Strain gauge data of conventional bonded reinforcement bar

부 철근에서도 모멘트 역전이 일어난 후에 인장응력이 작용하는 것으로 나타났다. 현행 기준에 따르면 플랫 플레이트의 구조적 일체성을 확보하기 위하여 기둥 내에 2개 이상의 하부 철근을 연속적으로 배치할 것을 요구하고 있다. 하지만 이 기준이 PT 플랫 플레이트에도 해당되는지는 명확하게 언급되어 있지 않으며, 특히 횡변형이 작용하였을 때 모멘트 역전을 저항하는 하부 철근에 대한 기준은 없는 실정이다.

중력 하중만이 작용하였을 때 접합부에서 부모멘트가 발생하여 슬래브 상부에서 인장, 하부에서 압축응력이 발생한다. 이와 같이 횡력이 가려지기 바로 직전에 하부 철근은 압축상태에 있었으나(Fig. 7), 횡력의 증가와 함께 하부에서 응력이 증가하여 PE-B50와 PE-D50은 각각 횡변위 0.4%와 0.6%에서 모멘트가 역전되며, 횡변위 약 2.5%에서 항복하는 것으로 나타났다. 이러한 실험 결과는 하부 철근이 횡변위 약 0.5%에서 발생하는 정모멘트에 대하여 효과적임을 의미한다. 또한 철근콘크리트 구조물의 횡변형 제한 수준인 1.5%를 넘는 2.5%에서 항복함으로써 ACI 352¹⁰⁾ 위원회에서 제시한 구조적 일체성을 확보하기 위한 하부 철근량은 모멘트 역전을 저항하기에도 충분한 것으로 나타났다.

5.3 PT와 RC 플랫 플레이트의 비교

PT가 적용된 실험체의 이력 특성은 RC 슬래브-기둥 접합부의 이력 거동에 비하여 횡변형 성능과 에너지 소산 능력 등 우수한 내진 성능을 나타내었다. PT 실험체의 중력 전단비에 따른 실험체의 횡변형 성능(전단 파괴가 발생하였을 때 변형각)을 평가하였으며, Fig. 8에 기존 PT 외부 접합부와 RC 접합부의 실험 결과를 함께 나타내었다. 전단 보강이 없는 PT 외부 접합부의 실험체의 평균 횡변형 저항 성능(점선으로 표시)은 RC 슬래브-기둥 내부 접합부의 평균 횡변형 저항 성능(실선으로 표시)보다 우수한 것으로 나타났고, RC 실험 결과의 하한치에 따라 결정된 ACI 318-05¹⁾의 한계값(점실선으로 표시)과 비교해서는 매우 우수한 횡변위 성능을 보이는 것으로 나타났다. 한편 제한적인 실험에 의하면 전단 보강된 PT 외부 접합부 역시 보강되지 않은 실험체와 비교하여 비슷한 횡변형 성능을 보이는 것으로 나타났다. Fig. 5에 실험체 최종 파괴 형상에서 나타나 있듯이 전단 보강이 없는 PT 외부 접합부는 횡변형이 증가하여 파괴시점에 도달하여도 RC 실험체에 비하여 균열이 제어되고 있으며 최종 파괴 후에도 강선으로 인하여 뚫림 전단 파괴 이후의 처짐이 제어 되고 있음을 알 수 있다. Fig. 6의 이력곡선을 근거로 계산된 누적 소산 에너지는 PE-B50와 PE-D50은 RE-50보다 각각 약 60%, 190% 향상된 능력을 보였다.

PT 실험체의 횡변형 성능이 보다 우수한 이유는 크게 두 가지로 요약할 수 있다. 첫째는 PT 실험체의 슬래브 경간 - 두께비가 RC 실험체보다 크기 때문에 보다 유

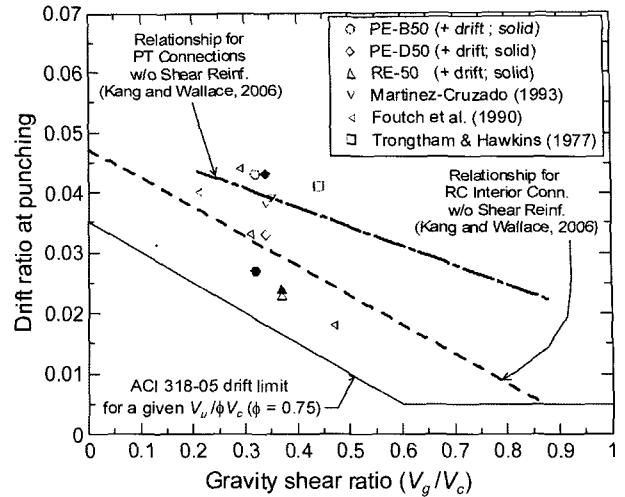


Fig. 8 Lateral drift angle - gravity shear ratio relation

연한 거동을 하고, 둘째는 접합부에서 작용된 압축응력에 의해 전단 뚫림 강도가 증가하고 동시에 전단 강도비는 감소하기 때문이다. 이에 대한 보다 자세한 연구는 Kang과 Wallace¹¹⁾의 논문에 정리되어 있다.

5.4 전단 강도

현행 기준¹⁾에 따르면 PT 내부 접합부에 대하여 강선 긴장으로 가해진 콘크리트의 압축력(f_{pc})이 전단 강도의 증가에 기여하고 있음을 인정하고 있다. 하지만 PT 외부 접합부에 대해서는 기존 실험 및 해석적 연구의 부족으로 f_{pc} 의 효과를 허용하고 있지 않다(ACI 318-05¹⁾, R11.12.2.2). 비록 제한된 실험 결과에 의존하였지만 기존 연구^{7,8,12,13)}에 따르면 f_{pc} 는 PT 외부 접합부의 전단 강도를 증가시키는데 효과적이라는 연구 결과가 있다.

Table 2에서는 본 연구와 함께 기존 연구 결과도 함께 정리하고 있는 바, 실험값과 ACI 318-05에서 제공된 편심 전단 응력 모델에 근거식 (2)~(3)하여 계산된 최대 전단 응력과 f_{pc} 의 고려 여부에 따른 강도를 동시에 비교하였다. 특히 Martinez-Cruzado⁸⁾의 연구 결과에 대하여는 2방향 하중의 영향을 고려하기 위하여 x축과 y축의 불균형 모멘트의 영향을 모두 고려하여 최대 전단 응력을 계산하였다.

$$v_u = \frac{V_u}{b_0 d} \pm \frac{\gamma_{v,x} M_{u,ub,x} c}{J_{c,x}} + \frac{\gamma_{v,y} M_{u,ub,y} c}{J_{c,y}} \quad (2)$$

$$\gamma_v = 1 - \frac{1}{1 + \frac{2}{3} \sqrt{\frac{b_1}{b_2}}} \quad (3)$$

여기서, v_u = 전단 응력, V_u = 직접 전단력, b_0 = 전단 위험 단면의 둘레 길이, b_1 = 하중 방향과 평행인 방향의 위험 단면의 길이, b_2 = 하중 방향과 수직인 방향의 위험 단면의 길이, $M_{u,ub}$ = 불균형 모멘트, J_c = 단면 비틀림 계수, c = 위험 단면의 중심에서 응력이 작용하는 면까지 거리

Table 2 Comparisons of shear stress demands and capacities

Mark		v_u	$v_{c,1}$	$v_{c,2}$	$v_u/v_{c,1}$	$v_u/v_{c,2}$
		(MPa)	(MPa)	(MPa)		
		①	②	③	④ = ①/②	⑤ = ①/③
Present study	PE-B50	3.01	2.01	1.89	1.49	1.59
	PE-D50	3.04	2.01	1.89	1.51	1.61
	RE-50*	3.28	N.A.	1.95	N.A.	1.68
Foutch et al. (1990)	S1	3.92	3.40	2.36	1.15	1.66
	S2	3.15	3.33	2.18	0.95	1.45
	S3	2.54	2.42	2.16	1.05	1.18
	S4	2.75	2.52	2.32	1.07	1.19
Martinez (1993)	E1	3.80	2.02	1.92	1.88	1.98
	E2	3.85	2.08	1.88	1.85	2.05
Gardner et al. ('98)		3.15	2.97	2.21	1.06	1.43
Kosut et al. (1985)	2	2.25	1.88	1.74	1.20	1.29
	6	2.46	1.87	1.74	1.32	1.41
	8	2.77	1.87	1.74	1.48	1.59
T&H [†]	2	1.61	1.97	1.55	0.82	1.04
Long and Cleland (1993)	E1	2.78	2.52	2.08	1.10	1.34
	E2	4.11	2.53	2.10	1.62	1.96
	E3	4.94	2.88	2.09	1.72	2.36
	E4	3.32	2.18	2.10	1.15	1.58
	E5	4.60	2.45	2.00	1.88	2.30

T&H[†] : Trongtham and Hawkins(1977)

N.A. : Not available

* : RC exterior connection

v_u : Maximum shear stress at the critical section caused by measured shear(V_u) and unbalanced moment($M_{u,ub}$)

$v_{c,1}$: $0.29\sqrt{f_{ck}} + 0.3f_{pc}$ (MPa)

$v_{c,2}$: $(1/3)\sqrt{f_{ck}}$ (MPa)

f_{pc} : Average effective compressive stress in concrete

이다.

기존 연구 및 본 연구를 통하여 축적된 PT 외부 접합부의 모든 결과가 Fig. 9에서 비교되었다. 단 Burns와 Hemakom¹⁵⁾의 결과는 편심 전단에 의한 불균형 모멘트의 영향이 고려되지 않았기 때문에 자료에서 제외하였다. 결과적으로 f_{pc} 의 영향을 고려한 식이 기존 식보다 PT 외부 접합부의 전단 강도를 잘 예측하는 것으로 나타났다.

6. 결 론

PT 외부 접합부의 실험 및 기존 연구 결과를 통하여 분석한 결론은 다음과 같다.

- 1) PT 외부 접합부에서 강선의 배치 형태는 접합부의 이력 거동에 큰 영향을 주었다. 횡가력 방향으로 강선이 분산 배치된 실험체가 집중 배치된 실험체보다 횡변형 저항 성능, 에너지 소산 능력등에서 좋

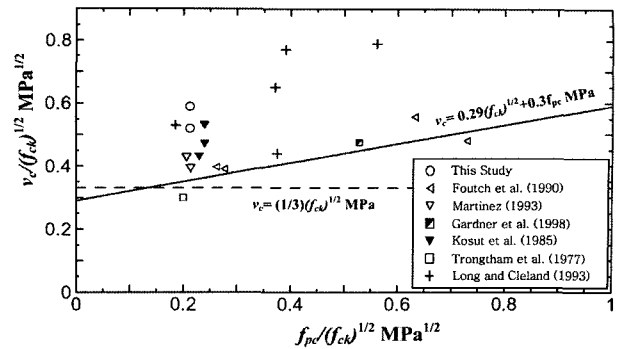


Fig. 9 Shear strength precompression relations of PT exterior connection

은 성능을 나타내었으며, 강선 배치 형태에 따라 최종 파괴 양상도 다르게 나타났다.

- 2) PT 슬래브 기둥 접합부는 일반 RC 슬래브-기둥 접합부와 비교 하여 우수한 이력 특성을 나타내었다. 동일한 중력 전단비가 작용되었을 때 PT 슬래브-기둥 접합부가 더 우수한 횡변형 성능과 연성 능력을 나타내었으며, 에너지 소산 능력도 큰 것으로 나타났다.
- 3) PT 외부 접합부의 전단강도는 f_{pc} 를 고려한 강도식이 일반 강도식보다 실험 결과를 잘 예측하는 것으로 나타났다.

감사의 글

본 연구는 건설 교통부 과제(과제번호:03산학연 B01-01), 과학재단 특정기초과제 R01-2006-000-10722-0, 과학기술부 R11-2005-056-04002-0에 연구지원으로 수행된 것으로 이에 감사를 표한다.

참고문헌

1. ACI Committee 318, *Building Code Requirements for Reinforced Concrete (ACI 318-05) and Commentary (318R-05)*, American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 2005, 430pp.
2. Moehle, J. P., *Seismic Design Considerations for Flat-Plate Construction*, ACI SP-162: Mete A. Sozen Symposium, American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 1996, pp.1~34.
3. Pan, A. D. and Moehle, J. P., "An Experimental Study of Slab-Column Connections", *ACI Structural Journal*, Vol.89, No.6, Nov.-Dec. 1992, pp.626~638.
4. Qaisrani, A. N., *Interior Post-Tensioned Flat-Plate Connections Subjected to Vertical and Biaxial Lateral Loading*, Ph.D. Dissertation, Department of Civil Engineering, University of California, Berkeley, CA, 1993, 284pp.
5. Kang, T. H.-K. and Wallace, J. W., "Dynamic Responses of Flat Plate Systems with Shear Reinforcement", *ACI Structural Journal*, Vol.102, No.5, Sept.-Oct. 2005, pp.763~773.
6. Trongtham, N. and Hawkins N. M., *Moment Transfer to*

- Columns in Unbonded Post-Tensioned Prestressed Concrete Slabs*, Report SM77-3, University of Washington, Seattle, WA, 186pp.
7. Foutch, D. A., Gamble, W. L., and Sunidja, H., "Tests of Post-Tensioned Concrete Slab-Edge Column Connections", *ACI Structural Journal*, Vol.87, No.2, Mar.-Apr. 1990, pp.167~179.
 8. Martinez-Cruzado, J. A., *Experimental Study of Post-Tensioned Flat Plate Exterior Slab-Column Connections Subjected to Gravity and Biaxial loading*, Ph.D. Dissertation, Department of Civil Engineering, University of Berkeley, CA, 1993, 354pp.
 9. MIDAS IT, *MIDAS/GENw Version 6.3.2 User's Manual*, Computer Program, MIDAS IT, 2004.
 10. Joint ACI-ASCE Committee 352, *Recommendation for Design of Slab-Column Connections in Monolithic Reinforced Concrete Structures (ACI 352.1R-89; Re-approved 1997)*, American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 1997, 22pp.
 11. Kang, T. H.-K. and Wallace, J. W., "Punching of Reinforced and Post-Tensioned Concrete Slab-Column Connections", *ACI Structural Journal*, Vol.103, No.4, July-Aug. 2006, pp.531~540.
 12. Gardner, N. J. and Kallage, M. R., "Punching Shear Strength of Continuous Post-Tensioned Concrete Flat Plates", *ACI Structural Journal*, Vol.95, No.3, May-June 1998, pp.272~283.
 13. Long, A. E. and Cleland, D. J., "Post-Tensioned Concrete Flat Slabs at Edge Columns", *ACI Material Journal*, Vol.90, No.3, May-June 1993, pp.207~213.
 14. Kosut, G. M., Burns, M., and Winter, C. V., "Test of Four-Panel Post-Tensioned Flat Plate", *ASCE, Journal of Structural Division*, Vol.111, No.9, Sept. 1985, pp.1916~1929.
 15. Burns, N. H. and Hemakom, R., "Test of Post-Tensioned Flat Plate with Banded Tendons", *ASCE, Journal of Structural Division*, Vol.111, No.8, Sept. 1985, pp.1899~1915.

요 약 본 연구의 목적은 중력 하중에 저항하도록 설계된 플랫 플레이트 외부 접합부의 이력 거동을 평가하는 데 있다. 이러한 목적을 위하여 2/3의 크기가 조정된 PT 슬래브-기둥 외부 접합부 2개와 RC 슬래브-기둥 외부 접합부 1개를 대상으로 실험적 연구를 수행하였다. 여기서 각각의 PT 실험체는 서로 다른 강선 배치 형태를 띄고 있다. 중력 하중은 동일하게 설정하였고, 지속적인 정적 하중 하에서 유사 정적 횡하중을 적용하였다. 한편 모든 실험체는 ACI 318-05과 ACI 352.1R-89에 근거하여 기둥 폭 내에 하부 철근을 배근 하였다. 또한 PT 외부 접합부의 이력 거동에 대한 일반적인 결론을 얻기 위하여 기존 연구자들의 실험 결과와 함께 비교하였다. 이번 연구를 통하여 강선의 배치는 PT 접합부의 이력 거동을 결정하는 중요한 변수임을 확인하였다. 즉 횡변형 성능, 에너지 소산 능력, 파괴 메커니즘, 그리고 연성 능력이 강선의 배치에 따라 다르게 나타났다. 또한 ACI 352.1R-89에서 구조적 일체성을 위해 제공된 하부 철근의 양은 모멘트 역전에 의해 발생된 정모멘트를 저항하는데 있어서도 적절하다는 것이 밝혀졌다. 또한 실험체의 전단 강도는 강선의 포스트 텐션에 의한 평균 콘크리트 압축 응력(f_{pc})의 효과가 고려된 식이 그렇지 않은 식보다 전단 강도를 정확히 예측하는 것으로 나타났다.

핵심용어 : 포스트 텐션, 플랫 플레이트, 외부 접합부, 하부 철근, 강선