

유한요소해석을 통해 프리캐스트 콘크리트 접합부를 고려한 플랫플레이트의 뚫림전단강도 평가

조성원¹⁾ · 이문석¹⁾ · 손동희²⁾ · 배백일³⁾ · 최창식^{4)*}

¹⁾ 한양대학교 건축공학과 대학원생 ²⁾ 국립교통대학교 건축공학과 조교수

³⁾ 한양사이버대학교 건축도시공학과 부교수 ⁴⁾ 한양대학교 건축공학부 교수

Evaluation of Punching Shear Strength of Flat Plate with Precast Concrete Connection Using Finite Element Analysis

Seong-Won Cho,¹⁾ Moon-Seok Lee,¹⁾ Dong-Hee Son,²⁾ Baek-Il Bae,³⁾ and Chang-Sik Choi^{4)*}

¹⁾ Graduate Student, Department of Architectural Engineering, Hanyang University, Seoul 04763, Rep. of Korea

²⁾ Professor, Department of Architectural Engineering, Korea National University of Transportation, Chungju, 380-702 Republic of Korea

³⁾ Professor, Department of Architectural and Urban Engineering, Hanyang Cyber University, Seoul 04763, Rep. of Korea

⁴⁾ Professor, Department of Architectural Engineering, Hanyang University, Seoul 04763, Rep. of Korea

Abstract

This study examines the punching shear behavior of two-strength flat plate slabs incorporating high-strength precast concrete (PC) around the column region through experiments and nonlinear finite element analysis. Tests on one RC slab and three slabs with different PC connection widths (2h, 4h, 5h) showed punching shear strength increases of 33 - 65%, with failure occurring near the PC boundary rather than the column face. A 3D nonlinear DIANA 10.9 model accurately reproduced experimental responses and enabled a parametric study on 27 models varying in concrete strength (80 - 120 MPa), reinforcement ratio (1.1 - 1.9%), and PC width (c+2h to c+5h). Results confirmed that these parameters significantly enhance punching shear capacity. Current design codes (ACI 318-25, KDS 14 20 22) were found to underestimate strength by about 6% and 25%, respectively. A revised critical section reflecting the PC width and a modified KDS-based shear model improved prediction accuracy, achieving a mean ratio of 0.94 with a standard deviation of 0.89.

키워드 : 플랫플레이트 슬래브, 뚫림전단강도, 비선형 유한요소해석

Keywords : Flat plate slab, Punching shear strength, Nonlinear finite element analysis

1. 서 론

플랫플레이트 구조는 보 없이 슬래브만으로 하중을 지지하는 방식으로, 충고 확보와 설비 공간 활용에 유리하여 경제성이 우수한 구조 시스템이다. 이러한 많은 장점들로 인하여 지하주차장 등 충고가 중요한 구조물에서는 플랫플레이트 구조의 사용이 증가하고 있는 추세이다. 그러나 플랫플레이트 구조는 슬래브 전반에 작용하는 등분포하중과 기둥에서 작용하는 축하중이 복합되면서 기둥-슬래브 접합부 부근에서 응력이 집중되어 뚫림전단에 취약하며 지속적으로 사고가 발생하고 있다. 특히 기둥 주변은 전단응력이 집중되는 영역으로 정밀한 시공이 요구되며 이를 해결하기 위하여 뚫림전단보강방식으로 전단철근, 스터드 레일, 전단머리 등의 방안을 제안하고 있으며 실무에서 활용되고 있다. 그러나 콘크리트 강도 저

하 문제, 타설성능 미확보, 철근의 밀집 배근으로 인한 타설 불량 등의 접합부의 품질 저하되는 사례가 자주 보고되고 있다. 이러한 한계를 보완하기 위한 방안으로, 프리캐스트 콘크리트(precast concrete, 이하 PC)는 현장에서의 품질 관리 수준에 대한 문제를 해결할 수 있는 대안으로 주목받고 있다. 공장에서 정밀하게 제작된 고강도 프리캐스트 콘크리트 접합부를 삽입함으로써 시공 품질의 편차를 줄이고, 복잡한 상세가 요구되는 플랫플레이트 구조의 기둥 근방에서의 시공 품질 문제를 해결할 수 있다. 플랫플레이트 구조의 뚫림전단강도는 콘크리트의 강도와 품질에 크게 영향을 받는다. 고강도 콘크리트(High strength concrete, HSC)를 적용하여 뚫림전단강도를 향상시킬 수 있으며, 프리캐스트화한 HSC를 활용하면 뚫림전단 취약부의 성능을 향상시킬 수 있다. 고강도 콘크리트는 압축강도와 탄성계수가 높기 때문에 휨 변형이 감소하며 콘크리트의 압축강도 증가에 따라 전단강도 또한 향상되

1) Corresponding author E-mail: ccs5530@hanyang.ac.kr

고 균열 발생 이전의 압축지배 거동 구간이 확대된다. 이러한 재료적 특성으로 인해 고강도 콘크리트는 플랫플레이트 구조의 뚫림전단강도를 향상시키기 위한 효과적인 대안으로 평가된다. 그러나 매입형 PC 보강재를 적용한 슬래브에서 전단파괴면의 형성이 다르게 나타나기 때문에 PC 접합부의 합리적인 설계를 위해서는 이러한 거동 차이를 고려할 필요가 있다. Ajdukiewicz and Hulimka (2005)의 연구에서도 PC 접합부의 너비가 증가할수록 현행 설계기준을 적용할 때 전단강도를 보수적으로 산정하고 있다. 따라서 매입형 PC 접합부의 너비에 따라 균열 분포와 전단강도가 변화함을 의미하며, 매입형 PC 접합부의 너비를 고려한 위험단면의 재산정과 이에 기반한 전단강도 평가의 재검토가 필요하다.

이에 매입형 PC 접합부가 적용된 슬래브에서 뚫림전단파괴 시 균열 분포를 분석하고자 하였다. 그러나 본 실험의 실험체가 개수가 제한적이므로, 전단성능에 영향을 미치는 주요 요인과의 관계를 분석하는 데에는 한계가 있다. 이러한 한계를 극복하기 위하여, 설계 변수에 따른 매입형 PC 접합부의 너비에 따른 균열 분포를 분석하고 이를 기반으로 위험단면을 재산정하기 위한 비선형 유한요소해석을 수행하였다. 이를 통해 현행 설계기준의 한계를 보완하고, 뚫림전단강도의 합리적인 예측을 위한 기초자료를 제시하고자 한다.

2. 기존 연구 분석

무량판 구조에서 기둥 주변에 매입형 PC 접합부가 적용된 이종콘크리트 슬래브를 대상으로 한 실험적 연구들이 수행되었으며, 이 과정에서 매입형 PC 접합부의 너비에 따른 전단강도가 변화하는 것으로 나타났다. Godycki-Cwirko, Kosinska, and Urban (1992)은 프리캐스트 헤드를 사용한 슬래브-기둥 접합부 모델 7개를 실험하였다. 프리캐스트 헤드에 사용된 콘크리트 압축강도는 38~62MPa, 현장타설 콘크리트는 16~39MPa로 제작되었고, 일체식 RC 슬래브와 비교하였을 때, 고강도 콘크리트로 제작된 프리캐스트 헤드를 삽입한 슬래브의 경우 최대 54 %의 증가가 나타남을 확인하였다. 또한 Godycki-Cwirko, T (1994)은 일반 콘크리트 슬래브 내에 고강도 콘크리트로 제작된 일체형의 매입형 주두(Monolithic

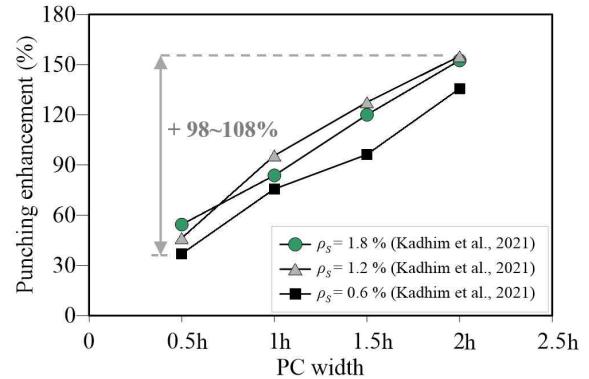


그림 1 PC 접합부의 너비에 따른 뚫림전단강도 향상 (De Sousa, and Alex MD (2021))

hidden capital)를 슬래브 내에 탑재한 실험을 통해, 전단균열이 매입형 주두(hidden capital) 내부를 관통하며 형성된다는 것을 확인하였다. 한편 HPC 또는 SFRC(Steel Fiber Reinforcement Concrete)로 제작된 매입형 PC 접합부를 삽입한 무량판 슬래브의 뚫림전단 거동에 대한 실험적 분석은 Ajdukiewicz and Hulimka (2005)의 연구에서도 다루어졌다. 이들은 내부 기둥, 모서리 기둥, 코너 기둥 등 다양한 경계조건에서의 뚫림전단 거동을 분석하였으며, 특히 매입형 PC 접합부의 면적이 전단저항에 큰 영향이 미치는 것을 강조하였다. 기존 연구에서 제시된 총 16개 실험 결과에 대한 분석 결과, 콘크리트 압축강도 33~120 MPa 범위 내에서 매입형 PC 접합부의 상대 크기(b_{PC}/h)가 2.1에서 4.8로 증가함에 따라 전단강도는 증가하였다. 특히 그림 2에 나타난 바와 같이, De Sousa, and Alex MD (2021)은 유한요소해석을 통해 매입형 PC 접합부가 삽입된 슬래브의 뚫림전단강도를 평가하였으며, 매입형 PC 접합부의 너비가 0.5h에서 2h로 증가할 경우, 뚫림전단강도가 약 98~108 %까지 증가하는 것으로 나타났다. 따라서 PC 접합부의 너비를 반영하여 위험단면을 재산정이 필요함을 시사한다.

표 1 실험체 상세

specimen	L (mm)	h (mm)	d (mm)	c (mm)	HSC precast connection width (mm)	$f_{ck,NSC}$ (MPa)	$f_{ck,HSC}$ (MPa)	f_y (MPa)	E_s (MPa)	flexural reinforcement
RC					-		-			
PC-80-2h	2,400	200	180	250	650	27.1	76.4	560.3	200,107.1	D16@70
PC-80-4h					1,050					
PC-80-5h					1,250					

Note : L=slab size; h=slab thickness; d=effective depth of slab; c=column size; $f_{ck,NSC}$ =characteristic compressive strength of Normal Strength Concrete; $f_{ck,HSC}$ =characteristic compressive strength of Ultra-High Performance Concrete

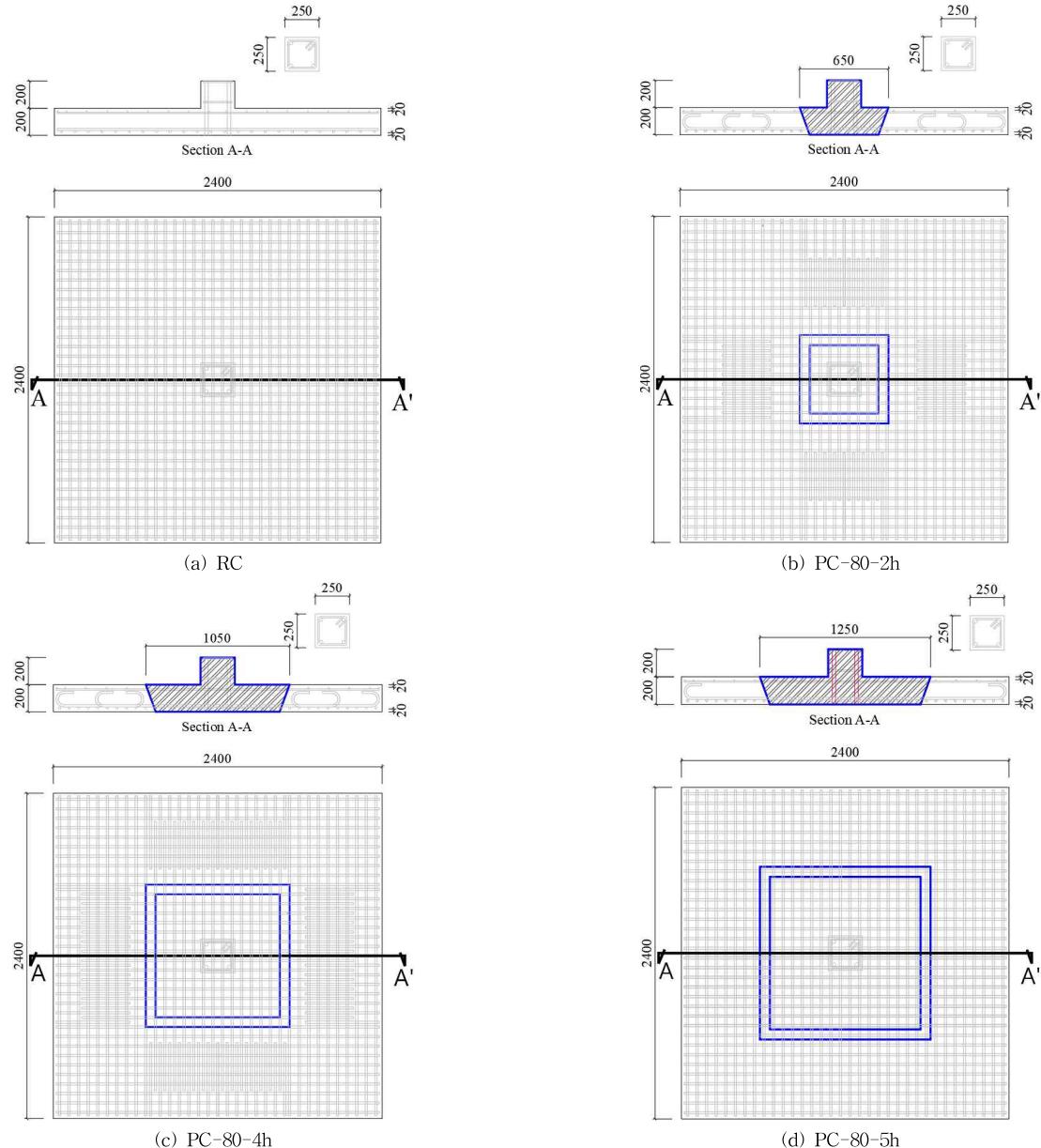


그림 2 기둥-슬래브 접합부 실험체 도면

3. 실험 계획

3.1 실험체 개요

본 연구에서는 매입형 고강도 프리캐스트 콘크리트가 적용된 슬래브-기둥 접합부에 대한 뚫림전단파괴 실험을 수행하였다. 표 1에 제시된 바와 같이, 기둥 근처에 매입형 PC 접합부를 삽입한 슬래브-기둥 실험체 총 3개와 기준 실험체 RC 실험체 1개를 제작하였다. 슬래브-기둥 접합부 실험체의 형상은 가로 2,400 mm, 세로 2,400 mm, 두께 200 mm이며, 기둥은 정사각형 단면으로 변의 길이 (c)가 250 mm로 슬래브 중앙에 위치한다. 또한 PC 보강 채의 너비는 각각 650 mm, 1,050 mm, 1,250 mm이고, 높이는 200 mm로 슬래브의 두께와 동일하게 제작되었다.

(그림 2) 실험 중 기둥의 압축 파괴를 방지하기 위하여 주철근으로 4-D25를 사용하였고 띠철근으로는 D10@150을 사용하였다. 한편, 현장타설 콘크리트 부에는 27 MPa의 설계기준압축강도 콘크리트를, 프리캐스트 콘크리트 부에는 80 MPa의 설계기준압축강도를 갖는 콘크리트를 계획하였다. 지점과 가력점 사이의 거리는 925 mm이며 슬래브의 주인장 철근은 직경 16 mm 철근을 70 mm 간격으로 배근하여 전단파괴가 유도되도록 설계하였다. 표 2는 실험체의 주요 형상 및 재료 특성을 정리한 것이다. 주요 실험 변수는 매입형 PC 접합부의 너비이며, 실험체 명에서 '80'은 프리캐스트 콘크리트의 콘크리트 압축강도를 나타낸 것이고, '2h, 4h, 5h'는 매입형 PC 접합부의 너비를 의미한다.

3.2 가력 및 측정계획

전단강도를 비교·평가하기 위하여 슬래브 네 방향 하부 끝단에서 200 mm만큼 떨어진 위치에 헌지를 설치하였다. 가력은 2,000 kN 용량의 만능재료시험기(universal testing machine, UTM)를 사용하여 변위제어 방식으로 수행하였으며, 하중 속도는 0.6 mm/min으로 설정하였다. 또한 인장철근의 항복 여부를 확인하기 위하여 기둥 면으로부터 0.5d, 1.0d, 위치에 철근용 변형률 계이지를 부착하였다. 변형률 계이지는 부착면에 의한 영향을 최소화하기 위하여 철근 측면 리브에 부착하였다.

4. 실험 결과

4.1 하중-변위 관계

그림 3은 실험체의 하중-변위 관계를 나타내고 있으며, x축은 기둥 하부에서 계측된 수직변위이고, y축은 가력하

중을 나타낸다. 네 실험체 모두 휨균열이 발생한 후 강성 저하가 발생하였고, 최대강도 도달 직후 뚫림전단파괴가 발생하였으며, 하중이 최대강도의 약 70% 수준으로 감소한 시점에서 실험을 종료하였다. 매입형 고강도 프리캐스트 콘크리트 접합부를 적용한 실험체들은 RC 실험체에 비해 하중 증가에 따른 강성 저하가 뚜렷하게 나타나지 않았다. 또한, 프리캐스트 콘크리트의 적용 면적이 클수록 전체 휨강성이 증가하는 경향으로 보였는데, 이는 계면에서 발생하는 국부 손상이 전체 단면 강서에 미치는 비율이 부재의 크기가 커짐에 따라 상대적으로 감소하기 때문으로 판단된다. 기준 실험체 RC의 경우 8.4 mm의 변위에서 최대강도 582.6 kN에서 파괴되었다. PC-80-2h 실험체는 8.7 mm의 변위에서 최대강도 775.2 kN에서 뚫림전단파괴가 발생하였으며, 기둥 주변에 고강도 콘크리트를 적용함으로써 기준 RC 실험체에 비해 전단성능이 약 33 % 증가하였다. PC-80-4h 실험체는 9.3 mm의 변위에서 최대강도 812.8 kN에서 파괴되었고, PC-80-5h 실험체는 8.7 mm의 변위에서 최대강도 964.1 kN에서 최종 파괴되었다. 기준 실험체와 비교한 결과, PC-80-4h,

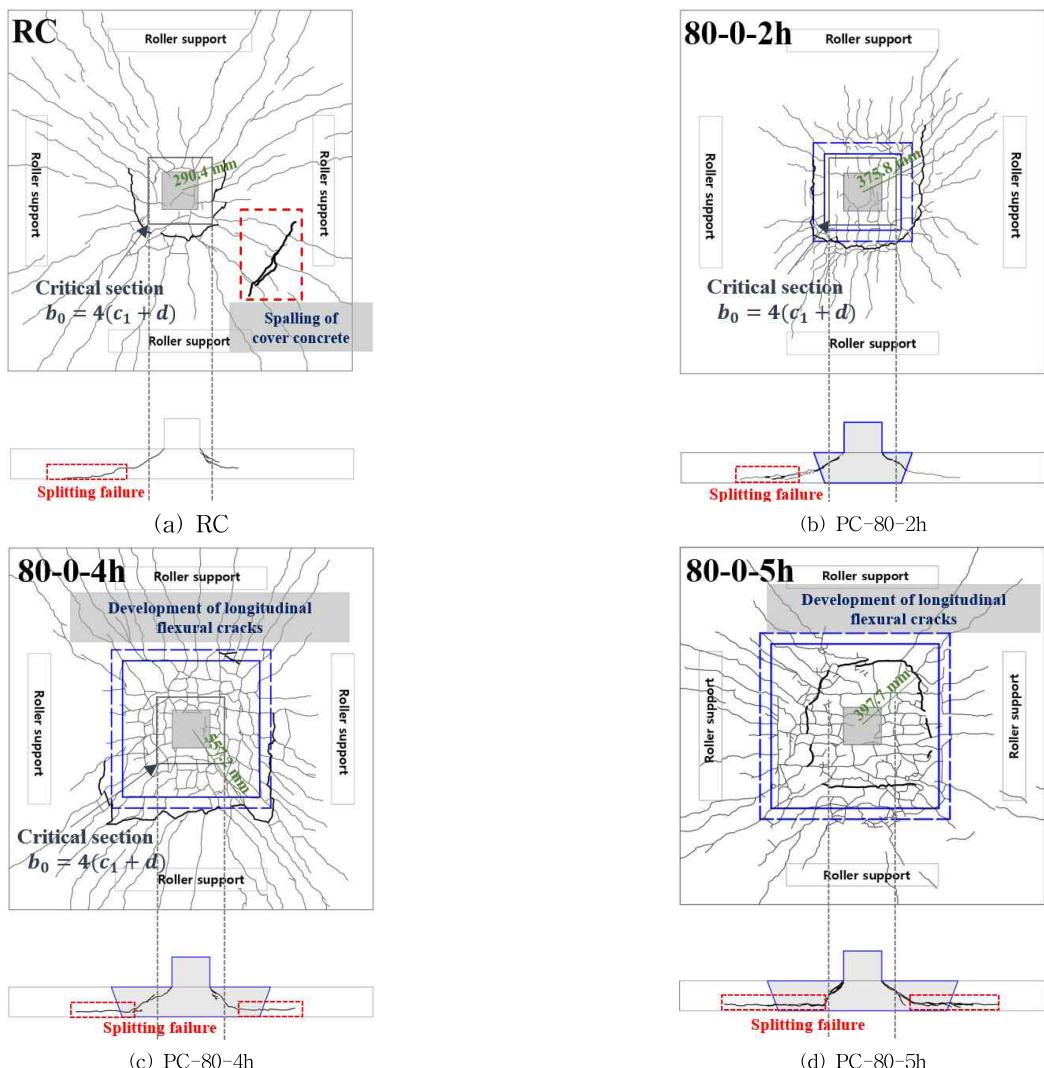


그림 4 균열 양상

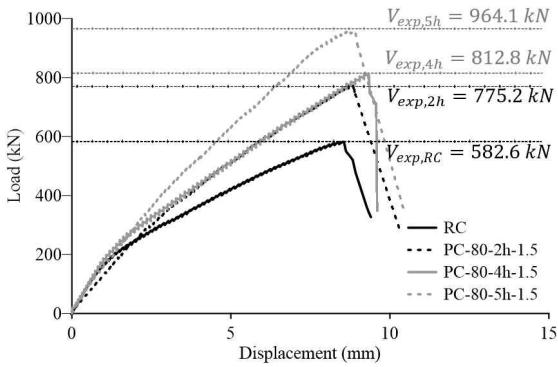


그림 3 하중-변위 곡선

PC-80-5h 실험체의 전단성능은 각각 약 40, 65 % 증가하였다. 프리캐스트 콘크리트 접합부의 너비가 증가할수록 변위가 함께 증가할 것으로 예상되었으나, 실제로는 PC-80-5h 실험체가 PC-80-2h 실험체와 유사한 변위값을 나타냈다. 이는 접합부의 너비 확대로 인해 휨강성이 증가하면서 처짐이 감소하였으나, 그에 따른 연성이 확보되지 못하고 취성적인 파괴의 원인으로 판단된다.

4.2 균열 및 파괴 양상

그림 4은 실험 종료 후 슬래브 하부면 및 단면에서 관찰된 균열 형상을 나타낸 것이다. 모든 실험체에서 기둥을 중심으로 뚫림전단파괴면이 나타났으며 방사형으로 가는 휨균열이 전방향으로 발생하였다. 하중 초기 단계에서는 기둥면을 기점으로 슬래브 외곽 방향으로 휨균열이 점진적으로 확산되었고, 최대강도 도달 직전에 전단파괴면이 형성되면서 취성적으로 파괴되었다. ACI 318-25 및 KDS 14 20 22 기준에서 제시하는 위험단면 위치는 430 mm로 산정되었으며, 이를 기준으로 실험 결과를 비교한 결과, 프리캐스트 콘크리트 접합부의 끝단 부근에서 최종적인 뚫림전단파괴가 발생하는 양상이 확인되었다. 특히, 기둥 부근에 고강도 콘크리트가 적용된 실험체에서는 프리캐스트 콘크리트 접합부 내부 넓이에서 다수의 미세균열이 형성되었으며, 이로 인해 전단응력이 접합부 내부로 분산되는 거동이 관찰되었다.

5. 비선형 유한요소해석 모델구성과 검증

5.1 모델링

본 실험에서 고려된 변수의 한계를 보완하고, 주요 인자의 영향을 검토하기 위하여 매개변수 분석을 수행하였다. 이를 위해 변위기반 해석법 (displacement-based method)에 기반한 프로그램인 DIANA 10.9 프로그램을 이용하여 수행하였다. 해석 모델은 실험체의 형상과 경계 조건을 기반으로 구성되었으며, 실험체의 형상, 하중 및 지지조건, 재료의 비선형성, 계면 조건 등을 모두 반영하였다.

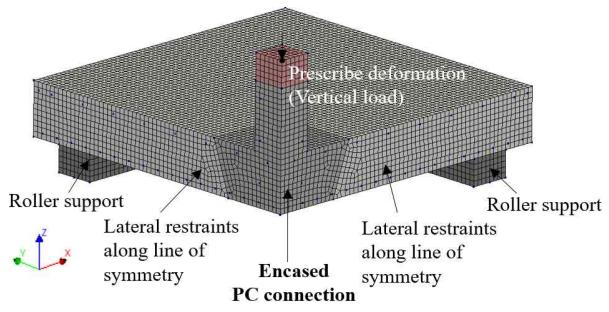


그림 5 비선형 유한요소해석 모델

(그림 5). 슬래브는 두께 방향을 포함한 3차원 연속체 요소(3D solid elements)로 모델링되었으며, 해석의 수렴성과 계산 효율성을 고려하여 메쉬 크기(mesh size)는 20 mm로 설정하였다. 콘크리트의 재료 거동은 분산균열 모델 중 전변형률 균열모델(total strain crack model)을 적용하였다. 콘크리트의 압축응력-변형 거동을 모사하기 위해 Thorenfeldt (1987)의 경화곡선 모델을 사용하였고, 해당 경화곡선 모델을 구성하는 식은 식 (1)과 같다(Thorenfeldt (1987)).

$$f = -f_p \frac{\alpha_i}{\alpha_p} \left(\frac{n}{n-1 + \left(\frac{\alpha_i}{\alpha_p} \right)^{nk}} \right) \quad (1)$$

여기서,

$$n = 0.80 + \frac{f_p}{17}, k = \begin{cases} 1 & 0 > \alpha > \alpha_p \\ 0.67 + \frac{f_p}{62} & \alpha < \alpha_p \end{cases}$$

f = 압축응력 f_p = 최대압축응력

α_i = 압축변형률 α_p = 최대압축응력에 해당하는 변형률

콘크리트의 인장 모델로는 JSCE tension softening 모델을 사용하여 인장강도 이후의 연화 거동을 모사하였으며, 철근과 콘크리트 사이의 상호작용은 완전 부착(perfect bond)으로 가정하였다. 해석의 복잡성을 줄이고 수렴성을 향상시켰으며, 철근에는 Von Mises Criteria(R. von Mises 1913) 파괴 기준을 적용하여 평가하였다. 또한, PC와 CIP의 계면에서는 마찰 특성이 전체 거동에 영향을 미칠 수 있기 때문에 기존 연구(M.E. Mohamad, 2015)를 참고하여 Coulomb friction 기준을 적용하였다.

5.2 비선형 유한요소해석 모델의 검증

본 연구에서 구축한 비선형 유한요소해석 모델을 사용한 해석 결과는 전반적인 거동에서 실험 결과와 높은 유사성을 보였으며(그림 6), 특히 최대 하중에 도달하기 전 까지의 균열 양상과 전단파괴 시점까지의 거동이 실험과 유사하게 나타났다. 그림 7에서 실험결과와 유한요소해석 결과의 하중-변위 곡선 비교하였다. 그 결과, 모든 실험체에서 V_{exp}/V_{FEA} 비가 0.95~1.04 범위 내에 분포하였으며,

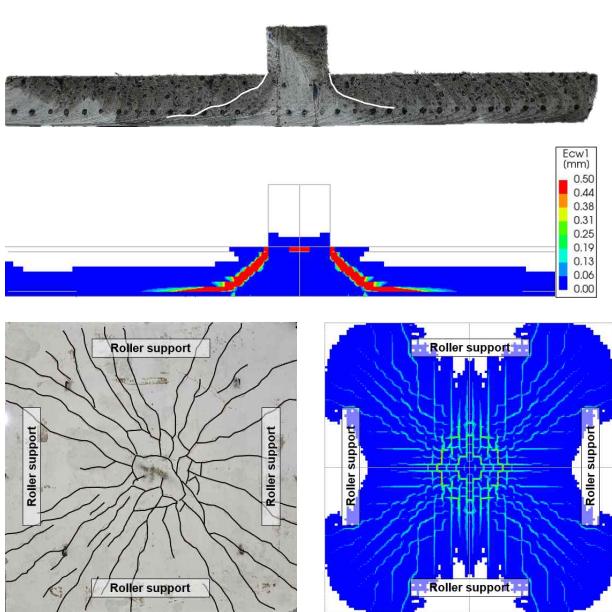
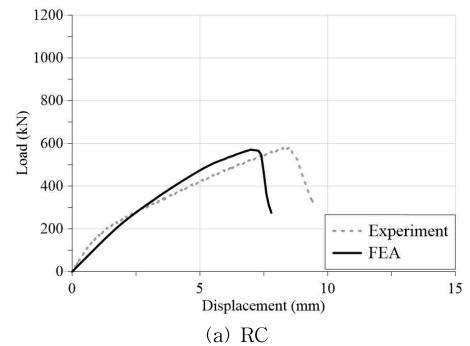


그림 6 해석모델 & 실험 균열패턴 비교 (RC)



(a) RC

그림 7 Test & FEA 비교

평균값은 0.99로 나타났다. 이는 해석모델이 실험 결과를 높은 정밀도로 예측하였음을 의미하며, DIANA 10.9 프로그램을 이용한 비선형 해석이 실제 뚫림전단 거동을 합리적으로 재현한 것으로 판단된다. 특히, 고강도 프리 캐스트 콘크리트가 적용된 실험체의 경우에도 해석값과 실험값의 차이가 5 % 이내로 나타나, 재료 비선형성과 계면에서의 거동을 고려한 해석모델이 전단파괴 메커니즘을 잘 묘사하는 것을 의미하는 것으로 볼 수 있다. 따

표2 매개변수 분석

Specimen (PC- $f_{ck, PC}$ - b_{PC} - ρ_t)	b (mm)	L (mm)	h (mm)	c (mm)	b_{PC} (mm)	$f_{ck, CIP}$ (MPa)	$f_{ck, PC}$ (MPa)	ρ_t (%)	V_u (kN)	
pc-80-2h-1.1	2400	2400	200	250	650	27	80	1.1	685.2	
pc-100-2h-1.1							100		723.4	
pc-120-2h-1.1							120		746.8	
pc-80-4h-1.1					1050		80		906.6	
pc-100-4h-1.1							100		952.6	
pc-120-4h-1.1							120		975.3	
pc-80-5h-1.1					1250		80		994.5	
pc-100-5h-1.1							100		1062.1	
pc-120-5h-1.1							120		1101.6	
pc-80-2h-1.5					650		80	1.5	736.3	
pc-100-2h-1.5							100		747.1	
pc-120-2h-1.5							120		754.8	
pc-80-4h-1.5					1050		80		965.3	
pc-100-4h-1.5							100		1011.7	
pc-120-4h-1.5							120		1028.7	
pc-80-5h-1.5					1250		80		1002.4	
pc-100-5h-1.5							100		1143.5	
pc-120-5h-1.5							120		1199.2	
pc-80-2h-1.9					650		80	1.9	810.6	
pc-100-2h-1.9							100		833.3	
pc-120-2h-1.9							120		860.5	
pc-80-4h-1.9					1050		80		1041.1	
pc-100-4h-1.9							100		1094.1	
pc-120-4h-1.9							120		1127.3	
pc-80-5h-1.9					1250		80		1077.1	
pc-100-5h-1.9							100		1157.8	
pc-120-5h-1.9							120		1229.4	

b=slab width; L=slab length; h=slab thickness; c=column width; b_{PC} =PC connection width; $f_{ck, CIP}$ =Compressive strength of cast-in-place concrete; $f_{ck, PC}$ =Compressive strength of precast concrete; ρ_t =Flexural reinforcement ratio

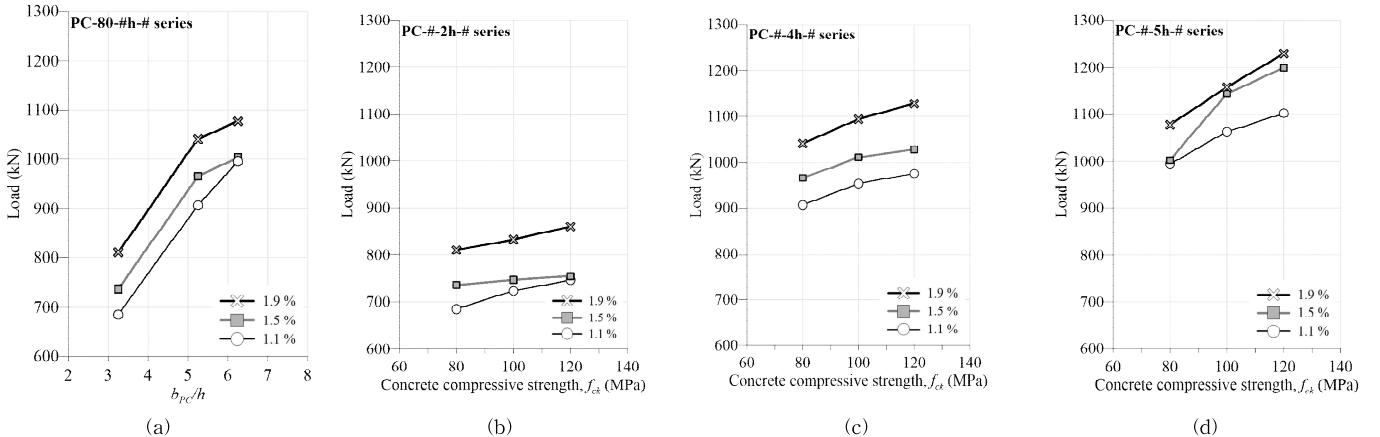


그림 8 설계 변수에 따른 유한요소해석 결과

라서 상기 방법을 사용하면 기둥 주변에 고강도 프리캐스트 콘크리트가 적용된 슬래브의 계면이 존재하는 슬래브의 뚫림전단 폐커니즘을 합리적으로 분석할 수 있을 것으로 판단된다.

6. 매개변수 분석

본 연구에서 구축한 유한요소해석 모델링 절차가 기존 연구에서 수행된 실험체의 거동을 잘 예측하였으므로, 다양한 설계 변수에 따른 고강도 프리캐스트 콘크리트가 삽입된 슬래브 전단균열 분포도를 분석하고자 한다.

각 해석모델은 적용된 설계변수를 명확히 구분할 수 있도록 변수 순서에 따라 명명되었다. 주요 설계변수는 콘크리트 압축강도 (f_{ck}), PC보강재 너비(b_{PC}), 휨률근비(ρ)로 설정하였다. 변수별 해석모델의 구체적인 조건은 표(2)에 정리하였다. 이와 같은 변수 조합에 따라 총 (27)개의 해석모델을 구성하여, 고강도 프리캐스트 콘크리트가 삽입된 슬래브의 전단균열 분포 양상을 분석하였다. 주요 설계변수의 범위는 콘크리트 압축강도로 '80, 100, 120'(MPa), PC보강재의 너비로 650 mm(c+2h), 1050 mm(c+4h), 1250 mm(c+5h), 휨률근비로는 '1.1, 1.5, 1.9%'로 구성하였다.

휨률근비에 따른 거동을 분석한 결과, 철근비가 1.1 %일 때에는 휨과 전단이 동시에 작용한느 휨-전단 복합적인 파괴가 발생하였으나, 철근비가 1.5 % 이상인 경우에는 취성적인 뚫림전단파괴가 발생하였다. 콘크리트 압축강도가 증가할수록 전단강도가 증가하였다. 또한 휨률근비가 증가할수록 전단강도가 증가하였는데 이는 슬래브 단면 내 압축대가 확장되기 때문인 것으로 판단된다. 매입형 PC 접합부의 너비가 증가할수록 전단응력의 분산되는 범위가 확대되면서 최대 전단강도 또한 증가하였다. 매입형 PC 접합부의 너비가 증가할수록 전단응력의 분산 폭이 넓어지고, 이에 따라 전단저항에 기여하는 콘크리트 영역이 증가하여 최대 전단강도가 상승하였다. 기존 RC 실험체는 현행 설계기준(ACI 318-25, KDS 14 20 22)에서 규정하는 위험단면 부근에서 뚫림전단파괴가 발생하였으나, PC 접합부가 적용된 슬래브에서는 접합부 너

비 증가에 따라 균열이 내부 영역에 더 넓게 분포하였다. 그 결과, 고강도 콘크리트가 더 넓은 유효한 전단저항 면적을 형성하며 파괴면이 설계 위험단면보다 외측에서 발생하는 거동이 확인되었다.

7 뚫림전단강도 평가

$$\frac{1}{3}\lambda\sqrt{f_{ck}}b_0d \quad \text{식 (1)}$$

$$\frac{1}{6}(1+2/\beta_c)\sqrt{f_{ck}}b_0d \quad \text{식 (2)}$$

$$\frac{1}{6}\left(\frac{\alpha_{sa}d}{2b_0}+1\right)\sqrt{f_{ck}}b_0d \quad \text{식 (3)}$$

$$V_c = v_c b_0 d \quad \text{식 (4)}$$

$$v_c = \lambda k_s k_{bo} \sqrt{f_{te}(f_{te} + f_{oc})} c_u / d \quad \text{식 (5)}$$

$$v_c = \lambda k_s k_{bo} f_{te} \cot\psi c_u / d \quad \text{식 (6)}$$

철근콘크리트 구조물을 설계하기 위한 현행 설계기준들은 뚫림전단설계를 위한 위험단면 가정한 전단균열의 각도에 기반하여 정의하고 있다. ACI 318-25와 KDS 14 20은 전단균열각도를 45°로 가정하여 위험단면을 기둥면으로부터 슬래브의 유효깊이(d) 만큼 떨어진 위치로 정의하고 있다. 반면, Eurocode 2(EC2)는 전단균열의 각도를 약 26.6°로 가정하여 위험단면의 크기를 산정하고 있다. 콘크리트의 뚫림전단강도는 콘크리트의 인장강도, 주인장 철근의 양, 전단경간비, 골재, 부재 크기, 축력 등의 다양한 요소에 의하여 영향을 받는 것으로 보고되어 있다. ACI 318-25 에서는 식 (1)~(3) 중 가장 작은 값을 사용하여 콘크리트의 뚫림전단설계를 수행한다. KDS 14 20 22는 2방향 전단파괴면에 작용하는 전단과 휨의 복합거동을 반영한 식 (4)~(6)을 통해 설계하고 있다. 여기서, λ 는 경량콘크리트 계수, f_{ck} 는 콘크리트 설계기준 압축강도, b_0 는 기둥과 위험단면의 둘레의 합, d 는 슬래브의 유효깊이, β_c 는 기둥의 단면에 대한 장면의 비, α_{sa} 는 기둥위치 계수, k_s 는 크기효과 계수, k_{bo} 는 형상비계수, f_{te} 는 압축대 콘크리트의 인장강도, ψ 는 슬래브 휨 압축대의 균열

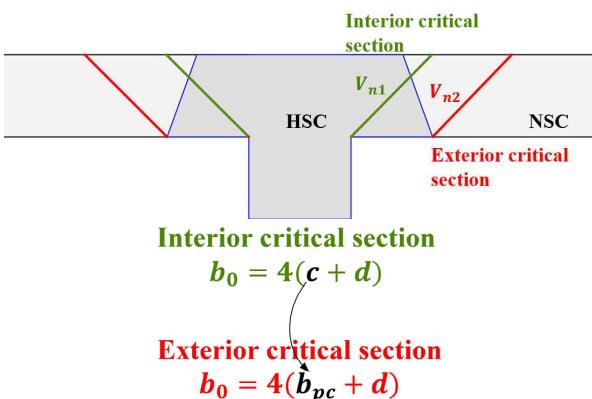


그림 9 매입형 PC 접합부 너비를 반영한 뚫림전단강도 산정

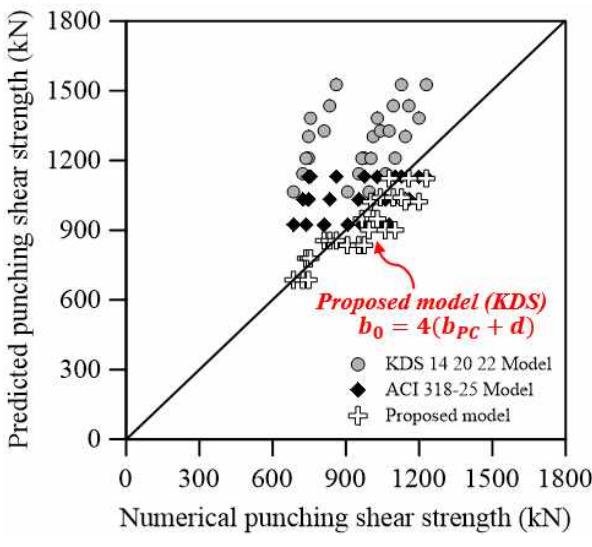


그림 10 뚫림전단강도 평가

각도, c_u 는 압축대 깊이이다.

7.1 위험단면 재산정

그림 10은 각 실험체의 해석 기반 뚫림전단강도를 나타낸다. 매입형 PC 접합부가 적용된 슬래브의 전단거동을 해석적으로 평가하기 위해, 먼저 현행 설계기준(ACI 318-25, KDS 14 20 22)의 예측값을 검증된 유한요소해석 결과와 비교하였다. ACI 318-25 평균값 0.94, 표준편차

$$b_0 = 4(b_{PC} + d) \quad (2)$$

0.15로 산정되었다. 또한 KDS 14 20 22의 경우의 평균은 0.75, 표준편자는 0.12로 나타나, ACI보다 더욱 보수적인 경향을 보였다. 특히 매입형 PC 접합부를 적용한 슬래브에서는 현행 설계기준이 실제 전단강도를 과소평가하고 있다. 또한 실험과 유한요소해석에서 관찰된 균열양상을 분석한 결과, 현행 기준에서 가정하는 45° 균열면이 기둥 가장자리에서 시작되는 산정 방식과는 달리, 최종 뚫림전단파괴는 매입형 PC 접합부의 너비의 경계 부

근에서 형성되었다. 이는 현행 설계기준에서 정의하는 위험단면이 매입형 PC 접합부의 특성을 반영하지 못하고 있음을 시사한다.

이에 따라 본 연구에서는 유한요소해석을 통해 확인된 주요 영향인자인 휨률근비 및 콘크리트 압축강도의 전단강도 기여를 고려하고, 기존 ACI 318-25의 경험식 대신 KDS 14 20 22의 압축대 기반 전단강도 모델을 바탕으로 위험단면을 재산정하여 뚫림전단강도를 평가하였다. 매입형 PC 접합부를 적용한 슬래브의 전단파괴면이 PC 접합부의 너비와 일치하는 실험적, 해석적 결과를 반영하여 위험단면을 식 (2)와 같이 제안하였다.

제안된 모델의 결과는 그림 15 및 표 4에 도식하였다. 제안 모델은 기존 모델 대비 뚫림전단 예측 정확도가 크게 향상되었으며, 평균값 0.94, 표준편차 0.89로 매우 안정적인 예측을 나타내었다.

8. 결 론

1) 매입형 PC 접합부가 적용된 슬래브의 뚫림전단강도는 실험과 비선형 유한요소해석에서 모두 유사한 경향을 보였으며, PC 접합부의 적용으로 전단강도가 기준실험체 RC에 비해 크게 증가하였다. 또한 전단파괴면은 기둥면이 아닌 PC 접합부의 경계 부근에서 형성되었다.

2) 현행 설계기준(ACI 318-25, KDS 14 20 22)은 매입형 PC 접합부가 포함된 슬래브의 전단강도를 보수적으로 평가하였다. 특히 위험단면을 기둥면 기준의 45° 균열면으로 고정하는 방식은, 고강도 PC 구역 내부에서 파괴면이 형성되는 실제 거동을 반영하지 못하는 것으로 나타났다.

3) 매입형 PC 접합부의 너비를 반영하여 위험단면을 재정의하고 KDS 14 20 22의 변형률 기반 전단강도 모델에 적용할 시 수정한 제안 모델은 기존 설계식보다 높은 예측 정확도를 나타냈다. 매입형 PC 접합부를 적용한 슬래브의 뚫림전단 설계에 활용 가능한 대안으로 판단된다.

참고문헌

- Ajdukiewicz, A. B., & Hulimka, J. S. (2005). Effect of HPC and FRHPC Precast Heads on Punching Shear Resistance of Flat Plates. Special Publication, 2 32, 277-298.
- De Sousa, A. M., Lantsoght, E. O., Genikomsou, A. S., Krahl, P. A., & El Debs, M. K. (2021). Behavior and punching capacity of flat slabs with the rational use of UHPFRC: NLFEA and analytical predictions. Engineering Structures, 244, 112774.
- Godycki-Ćwirko, T., Kosińska, A., & Urban, T. (1992). Badania ekspermentalne pewnej koncepcji wzmacniania strefy przystrupowej. Experimental investigations on some concept for strengthening of the support zone). XXXVIII

- Konferencja Naukowa KILiW PAN i KN PZITB, Krynica,
2, 139–144.
4. Kadhim, M. M., Saleh, A. R., Cunningham, L. S., & Semendary, A. A. (2021). Numerical investigation of non-shear-reinforced UHPC hybrid flat slabs subject to punching shear. *Engineering Structures*, 241, 12444.
 5. Mohamad, M. E., Ibrahim, I. S., Abdullah, R., Rahman, A. A., Kueh, A. B. H., & Usman, J. (2015). Friction and cohesion coefficients of composite concrete-to-concrete bond. *Cement and Concrete Composites*, 56, 1–14.
 6. Mises, R. V. (1913). Mechanik der festen Körper im plastisch-deformablen Zustand. *Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse*, 1913, 582–592.
 7. Thorenfeldt, E. (1987). Mechanical properties of high-strength concrete and applications in design. In *Symposium Proceedings, Utilization of High-Strength Concrete*, Norway, 1987.
 8. TNO Diana BV, User's Manual Material Library Release 9