중공 전이 슬래브의 뚫림 전단 강도

한상환¹⁾ · 박진아¹⁾ · 김준삼²⁾ · 임주혁²⁾ · 박영미^{1)*}

¹⁾한양대학교 건축공학과 ²⁾삼성물산(주) 건설부문

Punching Shear Strength of the Void Transfer Plate

Sang-Whan Han,¹⁾ Jin-Ah Park,¹⁾ Jun-Sam Kim,²⁾ Ju-Hyeuk Im,²⁾ and Young-Mi Park^{1)*}

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

²⁾Samsung C&T corporation, Housing Division, Seoul 137-956, Korea

ABSTRACT The transfer slab system is a structural system that transfers the loads from the upper shear wall structure to the lower columns. This is a costly system due to a very thick slab, and the relatively high cost can be mitigated by introducing voids in the slab. However, this system of flat plate containing voids is vulnerable to brittle failure caused by punching shear in vicinity of slab-column connection. Thus, the punching shear capacity of the void system is very important. However, the current code doesn't provide a clear design provision for the strength of slabs with a void section. In this study, experimental study was conducted to investigate the punching shear strength of the void slab system. The shear strength of the specimens was predicted by current code and previous researches. In result, the punching shear strength of the void system is determined as the least value calculated at critical section located a distance $d/2$ from the face of the column and the center of the void section using the effective area at critical section.

Keywords : transfer slab system, void section, punching shear, experiment, critical section

1. 서 론

도시의 인구집중 현상에 따라 고층아파트 건설이 활발해지고 있다. 그러나 쾌적한 주거환경 요구에 대응하기 위한 부대시설로 요구되는 공간은 지상공간만으로는 해결하기 어려워 지하공간의 효율적인 활용이 더욱 요구되고 있다. 따라서 국내 고층아파트의 경우 일반적으로 지하 주차부분은 골조로 구성되고, 지상 주거부는 대부분 전형적인 내력벽 구조로 구성된다. 그러나 전이층은 상부의 벽체와 하부의 기둥 간에 편심이 발생하여 상부 구조체로부터 하부 구조체로 하중을 전달할 수 있는 매개 구조 시스템이 추가로 필요하게 된다. 매개 구조 시스템 중에서 전이 슬래브 시스템 형식은 2방향 슬래브와 같이 힘을 양방향으로 전달하므로 한쪽 방향으로만 힘을 보내야 하는 일방향 보에 비하여 보다 효율적인 시스템이며 건축적 공간 활용성 면에서도 일반 전이보 시스템에 비하여 우수하기 때문에 최근에는 관심이 많아지고 있다.^{1,2)} 또한 전이 슬래브 시스템은 시공의 편의성을 갖추고 있으나 두꺼운 슬래브로 인하여 비경제적인 단점이

있다. 따라서 전이 슬래브 시스템에 중공부를 두게 되면 상당 부분 콘크리트 물량을 감소시킬 수 있으므로 이러한 단점을 보완할 수 있다.

전이 슬래브 시스템은 플랫플레이트 구조형식으로 기둥-슬래브 접합부에서 뚫림전단파괴와 같은 취성파괴의 위험이 존재한다. 거의 사전경고 없이 갑작스럽게 발생하는 뚫림전단파괴는 기둥주위에 큰 응력이 집중되어 접합부의 전단파괴를 유발하고, 결국 슬래브와 기둥 사이에 아무런 물리적인 연결이 존재하지 않게 되어 구조물 전체 파괴까지 발생시킬 수 있다. 따라서 전이 슬래브 시스템에 중공부를 두게 되면 접합부의 뚫림전단파괴의 위험은 더커지게 되므로 이에 대한 예측은 매우 중요하게 된다.

일반 플랫플레이트 시스템의 접합부에 대한 뚫림전단 파괴에 대한 메커니즘과 내력산정에 대한 기준이 정립되어 있고 활발한 연구가 진행되었으나,^{3,7)} 전이슬래브 시스템의 슬래브-기둥 접합부의 중공부에 의해 감소된 구조성능을 판단할 수 있는 정확하고 체계화된 기준이 존재하지 않고 선행 연구 또한 부족한 실정이다.^{8,9)}

이 연구에서는 구조성능 실험을 통하여 중공부를 갖는 전이 슬래브 시스템의 뚫림전단강도를 측정하고 변수에 따라 실험 결과를 분석하였다. 현행기준 및 기존연구의 뚫림전단강도에 관한 식을 변형하여 강도를 산정하고 비

*Corresponding author E-mail: cielmi@hanyang.ac.kr

Received November 18, 2009, Revised January 28, 2010,

Accepted April 8, 2010

©2010 by Korea Concrete Institute

교하여 중공부를 갖는 전이 슬래브 시스템의 뚫림전단강도 산정 방법을 제안하였다.

2. 실험

일반적으로 전이 슬래브 시스템은 일반 플랫플레이트 시스템과 다르게 상부 벽체의 집중하중을 주로 받게 된다. 그러나 현재 전이 슬래브 접합부는 일반 플랫플레이트 접합부와 동일한 하중 전달 메커니즘을 갖는 것으로 고려되어 설계되고 있다.¹⁰⁾ 이 연구는 중공부를 갖는 전이 슬래브에 대한 뚫림전단 성능을 알아보기 위한 것으로 상부 벽체의 집중하중의 영향을 고려하기 이전에 등분포하중을 받는 접합부의 뚫림전단 성능 검증에 대한 연구가 먼저 필요할 것으로 판단하였다. 그리고 이 연구의 주된 관심은 전이슬래브의 중공부의 유무에 따른 구조성능의 변화이다. 따라서 중공부가 존재하지 않는 일반 슬래브(solid slab)-기둥 접합부와 중공부를 갖는 슬래브(void slab)-기둥 접합부의 실험체를 제작하였다. 중공 슬래브 실험체와 일반 슬래브 실험체가 유사한 파괴 메

커니즘을 갖는 경우, 기존 뚫림전단강도 산정방법을 수정하여 강도를 결정할 수 있을 것이다. 또한 중공 슬래브-기둥 접합부의 뚫림전단강도는 중공부의 위치, 크기, 그리고 형태를 반영할 수 있는 유효단면의 산정 및 위험단면의 위치에 따라 결정될 것으로 판단된다.

2.1 실험체 계획

이 연구에서 계획된 실험체는 내부 슬래브-기둥 접합부로 실제사이즈의 1/3 크기인 1,800 mm × 1,800 mm × 400 mm (B×L×h)으로 제작되었다. 기둥은 267 mm × 267 mm의 단면을 가지고 슬래브보다 큰 하중에 견디도록 설계되었다. 슬래브의 양단부는 지지조건을 고려하여 200 mm 확장하였다. 중공부 한 개의 크기는 지름 200 mm, 높이 250 mm인 원기둥 형태이고 그 재료는 스티로폼을 사용하였으며 모든 실험체는 휨에 의해 파괴되지 않도록 배근하였다. Table 1에 실험체 일람을 나타내었으며, Fig. 1에 실험체의 배근 상세를 나타내었다.

중공 슬래브 실험체의 주요변수는 기둥면에서 중공부

Table 1 Summary of specimen dimensions and detail

	L (mm)	B (mm)	h (mm)	ρ	a (mm)	b (mm)	h_v (mm)	t (mm)	f_{ck} (MPa)	f_y (MPa)	Rebar (bottom)	Rebar (top)
P-SS400	1,800	1,800	400	1.00	-	-	-	-	30	400	D13@45	D13@180
P-VS400-1	1,800	1,800	400	1.00	200	40	250	50	30	400	D13@45	D13@180
P-VS400-2	1,800	1,800	400	0.69	200	160	250	50	30	400	D13@45	D13@180
P-VS400-3	1,800	1,800	400	0.51	200	40	250	50	30	400	D13@45	D13@180
P-VS400-4	1,800	1,800	400	0.51	200	40	250	50	30	400	D13@45	D13@180

Where P-Punching test, SS-Solid Slab, VS-Void Slab,

L-length of the slab, B-width of the slab,

h-height of the specimen, a-diameter of the void section,

ρ -ratio of effective cross-sectional areas at the critical section,

b-the smallest distance between the void sections,

h_v -height of the void section, t-height of the top void section,

f_{ck} -compressive strength of concrete, f_y -yield strength of reinforcement

(a) Top rebar

(b) Bottom rebar

(c) Column rebar

(d) Section

Fig. 1 Reinforcement in the slab and column (unit : mm)

중심까지의 거리와 위험단면에서의 중공비율, 슬래브 전체의 중공비율이다. 실험체 P-VS400-1은 일반적인 위험단면(기둥면으로부터 $d/2$ 만큼 떨어진 위치에서의 위험단면)의 외부에 중공재를 배치하였고 실험체 P-VS400-2와 실험체 P-VS400-3은 위험단면에서의 중공재의 개수에 차이를 두어 중공비율을 다르게 하였다. 실험체 P-VS400-4는 위험단면에 걸리는 중공재의 개수가 실험체 P-VS400-3과 같으나 그 외부에도 중공재를 추가로 배치하여 뚫림전단강도의 영향을 살펴보았다. 중공 슬래브 실험체의 중공재 배치는 Fig. 2에 나타내었다. 일반슬래브는 중공재 배치가 없고, 다른 조건은 중공슬래브와 동일하다.

2.2 재료 시험

모든 실험체의 슬래브 상하부는 항복강도 400 MPa를 갖는 D13철근으로 배근 설계하였으며, 실험체 콘크리트의 설계 압축강도는 30 MPa로 계획되었다. 콘크리트 공시체는 실린더형 몰드를 사용하여 실험체와 동일한 조건 하에서 양생시켰다. 재료시험 결과 D13철근의 항복강도는 523 MPa, 인장강도는 604 MPa, 콘크리트의 압축강도는 33 MPa로 측정되었다.

2.3 실험 방법

각 실험체는 단순지지 조건으로 3,000 kN 용량의 로드셀과 유압잭을 연결하여 설치하고 기둥에 압축력을 가하였다. 실험체의 설치 모습은 Fig. 3에 나타내었다. 실제 건물에서는 슬래브에 직접적으로 하중이 재하되어 접합부의 파괴가 발생한다. 이와 동일한 하중조건을 만족하기 위해서는 슬래브에 하중을 주어야 하나 실험에 적용하기란 쉽지 않다. 따라서 이 연구의 실험에서는 실험체 상하부를 뒤집어서 롤러에 의해 네 면을 지지시키고 기둥의 중심에 압축력을 가하였다. LVDT는 실험체의 수직변위를 측정하기 위하여 Fig. 4의 위치에 설치하였다. 최대 변위를 측정하기 위해 슬래브의 중앙부에 1개를 설치하고 기둥면, 기둥면으로부터 $d/2$ 와 d 의 거리에 실험체의 길이방향과 실험체 폭방향 모두 각 3개씩 총 7개를 설치하였다.

Fig. 3 Test setup

Fig. 4 LVDT plan and section (unit : mm)

2.4 실험 결과

2.4.1 실험체별 최종 파괴시 균열 상황

일반 슬래브의 뚫림전단파괴는 기둥과 접합부에서 일어나며 하중을 받는 기둥 주변을 따라 원형 점선 균열, 방사균열이 먼저 생기며 하중이 증가할수록 균열이 확대된다.

Fig. 2 Void slab specimen details (dashed line is critical perimeter located at $d/2$ from the column face)

Fig. 5 Crack pattern on the bottom surface of specimen at failure

Fig. 5는 각 실험체별 최종 파괴시의 균열상황을 나타내었다. 전이 슬래브는 일반 플랫플레이트 슬래브에 비하여 두께가 상당히 방사형 균열이 미비하긴 하나 전체적인 균열은 일반적인 뿔임전단파괴 균열양상과 비슷한 양상을 보였다. 모든 실험체는 기둥 대각선 부분에서 초기 균열이 발생하고, 하중이 증가함에 따라 기둥면으로부터 d 만큼 떨어진 거리 전후에서 기둥주위를 연결하는 균열이 최종적으로 발생하였다. 중공이 있는 슬래브의 최종 파괴시 균열형태는 일반 슬래브와 유사하였으며 전체적인 파괴형태는 모서리가 둥근 정방형의 모습을 보였다.

2.4.2 하중변위 관계

실험체의 수직변위는 슬래브 하부에 설치한 LVDT를 이용하여 측정하였다. Fig. 6은 최대처짐이 발생하는 실

Fig. 6 Load-displacement relationships for specimens

험체 중앙부의 수직변위와 실험체의 하중의 관계를 나타내었다. 최대내력과 함께 최대 내력시 수직변위, 위험단면에서의 수직 유효단면비(ρ), 그리고 중공이 없는 일반 슬래브 실험체를 기준으로 한 강도내력비를 Table 2에 정리하여 나타냈다. Table 2에서 보는 바와 같이 중공이 있는 슬래브는 기준 실험체인 실험체 P-SS400과 비슷한 균열양상을 보이거나 최대내력이 30%에서 많게는 50%까지 저하되었다. 그리고 일반 실험체 P-SS400을 기준으로 위험 단면에서의 수직 위험단면비(ρ)와 실험 결과의 비가 매우 밀접한 관계를 가지고 있음을 보여준다.

3. 뿔임전단강도의 산정

3.1 기준 KCI 2007의 뿔임전단강도

철근콘크리트 슬래브에 대한 이방향 전단강도 V_c 는 식 (1)~(3)에 의해 구한 값 중 가장 작은 값으로 한다.

$$V_c = \frac{1}{3} \sqrt{f_{ck}} b_o d \quad (1)$$

Table 2 Punching shear capacity of specimens

Specimen	Maximum load (kN)	Displacement (mm)	ρ	Ratio
P-SS400	1870.0	6.9	1.00	1
P-VS400-1	1111.0	5.5	1.00	0.59
P-VS400-2	1296.6	6.3	0.69	0.69
P-VS400-3	1071.3	5.1	0.51	0.57
P-VS400-4	943.6	3.7	0.51	0.50

$$V_c = \frac{1}{6} \left(1 + \frac{2}{\beta_c} \right) \sqrt{f_{ck}} b_o d \quad (2)$$

$$V_c = \frac{1}{6} \left(1 + \frac{\alpha_s d}{2b_o} \right) \sqrt{f_{ck}} b_o d \quad (3)$$

여기서 f_{ck} 는 콘크리트의 항복강도, b_o 는 위험단면의 둘레길이, d 는 종방향 인장철근의 중심에서 압축콘크리트 연단까지의 거리이다. β_c 는 집중하중이나 반력을 받는 면적의 짧은 면적에 대한 긴 변의 비이며, α_s 는 내부 기둥은 40, 외부기둥은 30, 모서리기둥은 20이다.

둘레길이 b_o 는 최소가 되어야 하나 집중하중, 반력구역, 기둥, 기둥머리 또는 지판 등의 경계로부터 $d/2$ 보다 가까이 위치시킬 필요는 없다고 규정하고 있다. 일반적인 슬래브의 경우 기둥의 경계로부터 $d/2$ 위치에서의 둘레단면적을 사용하여 강도를 산정한다. 또한 지판의 가장자리와 함께 두께가 변하는 슬래브에 대해서는 여러 단면에서 전단력을 검토하여야 한다.

실험체의 뚫림전단강도를 산정하기 위하여 먼저 콘크리트 구조설계 기준³⁾의 방법을 사용하였다. 중공슬래브의 위험단면적은 기둥면에서 $d/2$ 위치에서의 전체 단면적에서 중공부와 겹쳐지는 면적을 제외하고 산정하였다(Fig. 7(a)). 이 방법을 적용한 중공 슬래브의 강도산정식은 다음 식 (4)와 같다.

$$V_c = \frac{1}{3} \sqrt{f_{ck}} (bd - \sum d_v h_v) \quad (4)$$

여기서 d_v 는 위험반경에 걸리는 중공부의 길이, h_v 는 중공부의 높이이다.

Table 3에 보이는 바와 같이 실험체 P-VS400-1을 제외

한 3개의 중공 슬래브는 오차범위가 10% 이내로 잘 예측하고 있는 반면 실험체 P-VS400-1의 경우 70%의 오차가 발생하는 것을 확인할 수 있다. 이는 기둥면으로부터 $d/2$ 거리의 위험단면에 중공부가 포함되어 있지 않으므로 그 영향을 고려하지 못하기 때문이다.

Schnellenbach-Held 등⁸⁾은 중공 플랫폼플레이트의 뚫림 전단강도의 실험적 연구를 통하여 위험단면 내에 중공재가 배치되지 않는 경우, 중공이 없는 일반슬래브와 같은 방법으로 뚫림전단강도를 계산할 수 있다는 결론을 내린 바 있다. 따라서 기준³⁾의 두께가 변하는 슬래브와 중공재로 인한 단면감소된 슬래브는 조건이 다른 경우로 이해할 수 있을 것으로 판단된다. 또한 기준에서 중공부로 인한 단면감소에 대하여 명확한 언급이 없기 때문에, 이 연구에서는 중공재에 따른 단면감소는 슬래브 두께와 다른 경우로 가정하여 연구를 수행하였다.

3.2 위험반경이 원형인 경우

Fig. 5의 실험체의 최종 균열상황에서 알 수 있듯이 위험단면을 원형으로 가정할 수 있다. 따라서 정사각형 기둥을 단면적이 같은 원형 기둥으로 치환하고 기둥면에서 $d/2$ 만큼 떨어진 거리의 원형반경의 단면을 위험단면으로 하여 강도를 산정하였다(Fig. 7(b)). 이 때 중공 슬래브의 경우에는 위험단면의 전체 면적에서 중공부의 면적을 제외한 수직 유효단면적을 고려하였다.

위험반경이 원형인 경우를 적용한 강도 산정식은 다음 식 (5)과 같이 표현할 수 있다.

$$V_c = \frac{1}{3} \sqrt{f_{ck}} \left(1 \pi d_r d - \sum 2 \pi d_r \frac{\theta}{360} h_v \right) \quad (5)$$

Fig. 7 Critical section of the slab

Table 3 Comparison predicted results with experimental results for specimens

Specimen	V_{exp} (kN)	KCI 2007			Critical perimeter of a circle			Opening in the slab			Center of the void		
		V_{pre} (kN)	V_{pre}/V_{exp}	error (%)	V_{pre} (kN)	V_{pre}/V_{exp}	error (%)	V_{pre} (kN)	V_{pre}/V_{exp}	error (%)	V_{pre} (kN)	V_{pre}/V_{exp}	error (%)
P-VS400-1	1111.0	1883.1	1.695	-69.50	1557.4	1.402	-40.18	731.5	0.658	34.16	1262.3	1.14	-13.62
P-VS400-2	1296.6	1310.2	1.011	-1.05	1193.1	0.920	7.98	1113.1	0.858	14.15	1329.7	1.01	-2.55
P-VS400-3	1071.3	954.1	0.891	10.94	897.1	0.837	16.26	721.1	0.673	32.69	946.7	0.88	11.63
P-VS400-4	943.6	954.1	1.011	-1.11	897.1	0.951	4.93	721.1	0.764	23.58	946.7	1.00	-0.33

여기서 d_r 은 위험반경의 반지름, θ 는 기둥의 중심과 위험 반경에 걸리는 중공부와 이루는 각이다.

Table 3에서 위험단면을 원형으로 치환한 방법은 실험체 P-VS400-1을 제외하고 최대 오차 16% 이내로 실험 결과를 예측한다. 실험체 P-VS400-1은 중공부가 위험단면을 벗어난 외부에 존재하기 때문에 중공부로 인한 내력감소를 나타내지 못하고 있다.

식 (4)와 (5)를 이용하여 얻은 결과는 Schnellenbach - Held 등⁸⁾의 연구에서 위험단면내에 중공부가 배치되어 있지 않은 경우 일반 슬래브의 뚫림전단강도 산정 방법을 사용할 수 있다는 결론과 다르다. 따라서 기둥면으로부터 $d/2$ 거리에 중공부가 포함되지 않는 경우에도 중공부로 인한 내력감소를 나타낼 수 있는 추가적인 강도 계산이 필요한 것으로 판단된다.

3.3 개구부가 있는 경우에 대한 기준 변형 적용

기준 KCI 2007³⁾에 의하면 전단강도를 계산할 때, 부재에 개구부가 집중하중이나 반력의 작용면에서 슬래브 두께의 10배 이내의 거리에 위치하거나 플랫 슬래브의 개구부가 주열대 내에 위치할 경우에는 그 영향을 고려하여야한다고 제시되어 있다. 전단에 대한 위험단면은 전단머리가 없는 슬래브의 경우, 기둥 또는 집중하중이나 반력이 작용하는 면의 중심과 개구부의 경계점 사이로 그은 직선 내에 있는 단면의 둘레부분은 유효하지 않은 것으로 규정 짓고 있다(Fig. 8). 이처럼 현행 기준에서는 일반 슬래브와 개구부를 갖는 슬래브에 대한 규정은 명확하나 중공부가 있는 슬래브에 대한 분명한 기준은 없는 실정이다. 중공 부의 상하부에서 발휘되는 내력을 무시하거나 중공부의 영향을 고려하지 않게 될 경우 슬래브의 내력을 정확하게 반영할 수 없을 것으로 판단된다.

기준 KCI 2007에 의한 개구부를 가진 슬래브의 위험단면을 산정하는 방법을 적용하여 전단강도를 계산하였다. Fig. 7(c)에서 보는 바와 같이 위험단면을 구하되 이 방법 역시 중공부 상하부 면적은 유효단면적으로 보고 계산하였으며 다음 식 (6)과 같다.

$$V_c = \frac{1}{3} \sqrt{f_{ck}} (b_o d - \sum I_r h_v) \quad (6)$$

Fig. 8 Recommended effective critical perimeter of slab with opening

여기서 I_r 은 기둥의 중심과 중공부의 경계를 연결한 직선 내에 위치한 위험반경의 길이이다.

식 (6)을 이용한 강도계산 시 중공부가 위험단면에 포함되지 않는 경우에도 그 영향을 포함할 수 있으나 기둥중심과 중공부 경계를 연결한 직선이 거리가 인접해 있는 중공부 사이에서는 겹치게 되는 경우가 발생하여 내력이 작게 계산될 수도 있다.

Table 3에 개구부가 있는 경우에 대한 기준을 적용한 방법의 계산 결과를 보면 실험체 P-VS400-2를 제외한 다른 실험체들의 경우 오차범위가 23~34%로 크게 나타났다. 이는 앞서 예상한 대로 중공부가 인접해 있는 실험체들의 내력은 다소 작게 평가된 것이고 상대적으로 위험반경에서의 중공비율이 작은 실험체 P-VS400-2의 내력은 어느 정도 적절하게 잘 예측하였다. 이처럼 기준의 개구부가 있는 경우의 방법은 중공이 있는 경우에는 그 오차가 일정치 않고 대부분 과소평가가 되는 단점이 있다.

4. 위험단면의 확장

앞의 3가지 방법으로 각 실험체의 뚫림전단강도를 산정하고 그 결과를 분석하였다. 기둥면으로부터 $d/2$ 거리에서의 위험단면의 수직단면에 대한 유효단면을 고려한 방법이 실험체 P-VS400-1를 제외하고 실험 결과와 가장 근사한 값을 보였다(Fig. 9). 그러나 모든 3가지 방법은 기둥면으로부터 $d/2$ 거리의 위험단면에 중공부가 포함되지 않은 실험체 P-VS400-1의 정확한 실험 결과를 예측할 수 없었다. 따라서 이 연구는 실험체 P-VS400-1에 대하여 중공부의 영향을 반영하기 위하여 다른 접근을 시도하였다.

이 연구에서는 실험체의 중공부의 영향을 고려함과 동시에 최소 강도를 찾기 위해서 위험단면을 기둥면에서 $d/2$ 위치에서부터 확장해 가면서 강도를 계산하였다. 그 결과는 Fig. 10에 나타내었다. d_e 는 기둥면으로부터 확장

Fig. 9 Comparison the test result with the predicted result obtained from each method

Fig. 10 Expansion of the critical perimeter

된 위험단면까지의 거리이다. 이 방법에서 역시 확장된 위험반경의 전체 단면적에서 중공부의 단면적을 뺀 면적을 유효단면적하여 강도 계산을 하였다.

Fig. 10(a)에 위험단면에 중공부를 포함하지 않은 실험체 P-VS400-1의 위험단면을 확장하여 강도계산을 하면 중공부와 겹치기 시작하는 부분에서 강도가 저하하다가 중공부 중심 부근을 넘어섰을 때 강도가 다시 증가하는 것을 볼 수 있다. 그리고 최소 강도일 때의 오차와 중공부 중심을 잇는 위험단면의 유효단면을 이용하여 강도를 계산했을 때의 오차는 약 1%로 매우 작게 나타났다.

Fig. 10(b)에서 기둥면으로부터 $d/2$ 거리의 위험단면에 중공부가 포함되어 있는 실험체인 P-VS400-2~P-VS400-4는 일반적인 위험단면에서 계산한 강도로 실험체의 강도를 잘 예측하고 있으나 이 역시 최소강도에서의 강도와 중공부 중심에 계산한 강도의 오차가 약 1%로 매우 작은 것을 확인할 수 있었다.

실험체 P-VS400-4의 경우 2열 중공배치되어 있으며, 내부 열의 뚫림전단강도가 더 작게 나타났다. 또한 배치 간격이 같을 경우 일반적으로 기둥에 가까운 내부 열의

Fig. 11 Effective critical perimeter of void slab

강도 값이 더 작게 나타나는 경향을 보였다. 또한 이 연구에서는 모든 위험단면에서 채하되는 전단력이 동일한 것으로 가정하였으나 실제의 경우 위험단면이 기둥에서 외부로 이동할수록 채하되는 전단력이 작아진다.

이 연구는 Fig. 11과 같이 중공부를 갖는 슬래브-기둥 접합부의 뚫림전단강도는 기둥면에서 $d/2$ 의 위치와 중공부 중심을 잇는 위험단면의 유효단면적을 이용하여 각각 강도 계산 후에 작은 값으로 결정할 수 있다는 결론을 얻었다. 여기서, 유효단면적은 각 위험단면 위치에서의 수직 전체 단면적에서 중공부 단면적을 제외하여 계산한다.

5. 결 론

이 연구에서는 중공부가 있는 슬래브-기둥 접합부의 뚫림전단 강도에 관한 실험적 연구를 통하여 강도 산정법을 제안하였다. 이 연구로부터 얻은 결론은 다음과 같다.

- 1) 중공부가 있는 슬래브-기둥 접합부의 뚫림전단에 대한 내력은 중공부가 없는 일반 슬래브-기둥 접합부의 뚫림전단성능에 비해 낮게 나타났으며 기둥면에서 중공부까지의 거리 그리고 위험단면에서의 중공 비율 등의 변수에 따라 다르게 나타났다.
- 2) 중공부가 있는 슬래브-기둥 접합부의 뚫림전단 강도 계산시 중공부의 영향을 고려하기 위하여 KCI 2007기준의 위험단면에 유효단면적을 사용할 때 실험 결과를 가장 잘 예측하였다. 그러나 실험체 P-VS400-1은 중공부가 위험단면에 포함되지 않아 강도가 과대평가되었다.
- 3) 실험체의 위험단면 위치를 기둥면으로부터 $d/2$ 위치에서부터 확장하여 계산된 최소강도와 중공부 중심을 잇는 위치의 강도의 오차는 약 1%로 매우 작게 나타났다.
- 4) 중공부를 갖는 슬래브-기둥 접합부의 뚫림전단 강도는 기둥면으로부터 $d/2$ 의 위치와 중공부 중심을 잇는 위험단면의 유효단면적을 이용하여 각각 강도 계산 후 작은 값으로 결정할 수 있을 것으로 판단 된다.

감사의 글

이 연구는 2008년도 삼성물산 주택ENG팀의 “아파트 지하공간을 위한 최적구조시스템 개발”에 관한 일련의 연구로 수행되었으며, 이에 감사드립니다.

참고문헌

1. Li, C. S., Lam, S. S. E., Zhang, M. Z., and Wong, Y. L., “Shaking Table Test of a 1:20 Scale High-rise Building with a Transfer Plate System,” *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 132, No. 11, 2003, pp. 1732~1744.
2. Li, C. S., Lam, S. S. E., Chen, A., and Wong, Y. L., “Seismic Performance of a Transfer Plate Structure,” *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 134, No. 11, 2008, pp. 1705~1716.
3. 한국콘크리트학회, 2007년도 개정 콘크리트구조설계기준 해설, 한국콘크리트학회, 2007, pp. 150, 151, 190~199.
4. ACI Committee 318, *Building Code Requirements for Structural Concrete*, American Concrete Institute, Farmington Hills, Mich., 2008, pp. 155, 187, 191, 199.
5. Moelhle, J. P., Kreger, Michael E., and Leon, R., “Background to Recommendations for Design of Reinforced Concrete Slab-Column Connection,” *ACI Structure Journal*, Vol. 85, No. 6, 1988, pp. 636~664.
6. Hammill, N. and Ghali, A., “Punching Shear Resistance of Corner Slab-Column Connection,” *ACI Structure Journal*, Vol. 91, No. 6, 1994, pp. 697~707.
7. Vainiunas, P., Popovas, V., and Jarmolajev, A., “Punching Shear Behavior Analysis of RC Flat Floor Slab to column Connection,” *Journal of Civil Engineering and Management*, Vol. 8, No. 2, 2002, pp. 77~82.
8. Schnellenbach-Held, M. and Pfeffer, K., “Punching Behavior of Biaxial Hollow Slabs,” *Cement & Concrete Composites*, Vol. 24, Issue 6, 2002, pp. 551~556.
9. Schnellenbach-Held, M. and Pfeffer, K., “Punching Shear Capacity of Biaxial Hollow Slabs,” *International Workshop on Punching Shear Capacity of RC Slabs, Proceedings*, Stockholm: Royal Institute of Technology, 2000, pp. 423~430.
10. 윤장근, 강수민, 김옥중, 이도범, “피트층 하부에 필로티를 갖는 벽식구조 아파트에서 전이슬래브의 거동 및 합리적인 설계방법에 관한 연구,” 대한건축학회 학술발표대회 논문집, 28권, 1호, 2008, pp. 231~234.

요 약 전이슬래브 시스템은 상부 전단벽 구조로부터 하부 기둥으로 하중을 전달하는 구조시스템이다. 이 시스템은 상당한 두께의 슬래브를 필요로 하므로 비경제적이며, 이 단점은 슬래브내에 중공부를 두어 해결할 수 있다. 그리고 이 시스템은 플랫플레이트 구조로써 기둥-슬래브 접합부 부근의 뚫림전단파괴를 일으키는 취성파괴의 위험이 존재한다. 따라서 중공부를 갖는 전이슬래브 시스템의 뚫림전단 성능은 매우 중요하다. 그러나 현행 기준에서는 중공부를 갖는 슬래브의 뚫림전단성능에 대한 명확한 강도산정 규정이 제시되어 있지 않다. 이 연구에서는 중공 시스템의 뚫림전단강도를 알아보기 위하여 실험적 연구를 수행하였으며, 현행기준 및 기존연구를 토대로 실험체의 전단강도를 예측하였다. 그 결과, 중공시스템의 뚫림전단강도는 기둥면으로부터 위험단면 $d/2$ 의 위치와 중공부 중심에서의 위험단면으로 계산된 값 중 작은 값으로 결정되었다. 여기서 강도 계산을 위하여 위험단면의 유효단면적을 사용하여 계산하였다.

핵심용어 : 전이슬래브 시스템, 중공부, 뚫림 전단, 실험, 위험단면