



선조립 철선트러스를 이용한 중공슬래브의 1방향 전단강도에 대한 실험적 연구

조가연¹⁾ · 박용찬¹⁾ · 최창식^{1)*}

¹⁾한양대학교 건축공학부

An Experimental Study on the One-way Shear Strength of Void Slabs with Automatic Prefabrication of Welded Wire Truss

Ga-Yean Cho,¹⁾ Yong-Chan Park,¹⁾ and Chang-Sik Choi^{1)*}

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

ABSTRACT This paper investigates one-way shear strength of slabs inserted with welded wire trusses and void spheres, which are effectively applied to the slabs through an experimental program. The maximum shear strengths of all specimens satisfy the nominal shear strength of the solid without shear reinforcements and void spheres. Generally, the shear resistance mechanism of a solid slab is supposed to occur with arch and beam action depending on the shear-span ratio. However, the mechanism of void slabs is developed in a different manner. The effect of arch action significantly decreases in the void slab, and as the shear-span ratio increases, the load-strain curves of lattice wires becoming increasingly disordered, which affects the shear strength. In addition, the shear failure of specimen rapidly occurred when the longitudinal reinforcements yielded. Based on the results, the shear force model of a void slab with lattice wires was proposed with the first shear crack force ratio and shear-span ratio.

Keywords : shear strength, void slab, void sphere, welded wire truss, lattice

1. 서 론

최근 플랫폼 슬래브의 자중을 저감시킬 수 있는 여러 종류의 이 방향 중공슬래브가 개발되고 있다(Aldejohann and Schnellenbach-Held 2003, Kim et al. 2009, Chung et al. 2011, 2012). 그 중 Jung(2017)은 탈부착형 플레이트를 사용한 철선트러스 데크에 중공형성체를 삽입하여 철선트러스 중공슬래브를 개발하였다. 철선트러스 중공슬래브는 선조립 철선트러스와 플레이트가 공장에서 일체형으로 제작되며, 현장에서 슬래브 복부에 중공형성체를 삽입하여 콘크리트를 타설하는 슬래브이다.

철선트러스 이방향 중공슬래브에 대하여, Jung and Choi(2017)은 중공형성체가 휨에 대한 중립축 상부 압축영역을 침범하지 않고, 휨강도 산정에 대한 현행 설계기준식 적용이 적합함을 검증하였다. 그러나 중공체의 최소간격을 유효폭으로 하여 산정한 이방향 중공슬래브 1방향 전단강도는 매우 보수적으로 평가된다. 따라서 BubbleDeck(1995)와 Cobiax(2005)는 구형 또는 타원형, Kim et al.(2009)은 원통형, 그리고 Chung et al.(2012)은 도넛형 중공체를 사용한 이방향 중공슬래브의

전단강도를 실험적으로 검증하였으며 중공률과 중공체의 형상이 그 성능을 결정하는 주요변수가 되는 것을 확인한 바 있다(Chung 2015).

선행연구들을 살펴보면, 솔리드 슬래브에 대비하여 방향성이 없는 각 이방향 중공슬래브 특성에 따른 1방향 전단강도가 Aldejohann and Schnellenbach-Held(2003, 2005), Kim et al.(2009)은 60 % 이상, Chung et al.(2012)은 70 % 이상임을 알 수 있다. 그러나 Fig. 1과 같은 선조립 철선트러스 사이에 중공체가 삽입되어 방향성을 갖고 있는 이방향 중공슬래브에 대한 전단강도 연구는 부족한 실정이다. 다만, Kang et al.(2001)에 따르면 래티스 철선이 삽입된 PC형 중공슬래브의 1방향 전단강도가 솔리드 슬래브 대비 90 %까지 나타나지만 그 성능이 래티스 철선 단면적비로 증가하지는 않았음을 보여준다.

또한 Fig. 2와 같이 Kani(1966)의 실험에 따르면, 전단보강이 없는 솔리드 부재의 평균 전단응력은 전단경간비($\frac{a}{d}$)에



Fig. 1 Deck plate with welded wire trusses and void spheres

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

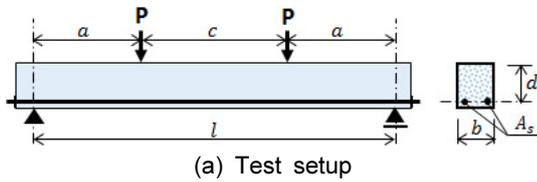
Received January 11, 2018, Revised February 26, 2018,

Accepted March 7, 2018

©2018 by Korea Concrete Institute

따라 크게 달라지는데 Kani(1964)는 이러한 결과를 아치와 빗살에 의한 전단저항 메커니즘으로 구분하였고, Leonhardt (1965)은 Fig. 3과 같이 전단경간비에 따른 솔리드 부재의 파괴형태를 휨에 지배적인 영향을 받는 전단경간비 이하에서 전단 압축·인장파괴와 사인장파괴로 예상하였다. 그러나 중공슬래브는 중공단면에 의한 압축대 감소 또는 변형이 예상되며, 철선트러스의 래티스 간격은 현행 기준에서 요구하는 전단 보강근의 최대간격을 만족하지 못하고 시공 중 중공형성체 고정용으로도 사용되기 때문에 콘크리트에 완전매입이 되지 않아 철선트러스가 삽입된 중공슬래브의 전단저항 메커니즘과 파괴형태를 예상하기 어렵다. 따라서 철선트러스를 이용한 중공슬래브의 1방향 전단강도를 평가하기 위하여 중공체, 래티스 철선과 전단경간비의 영향에 따른 전단내력의 확인이 필요하다.

이에 따라, Fig. 1과 같이 철선트러스를 이용한 이방향 중



(a) Test setup

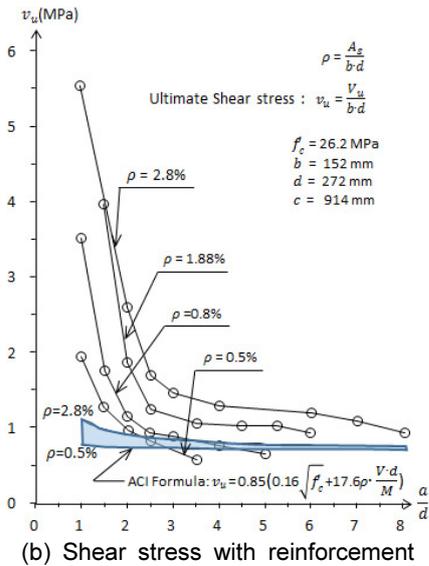


Fig. 2 Shear stress at failure versus a/d (Kani 1966)

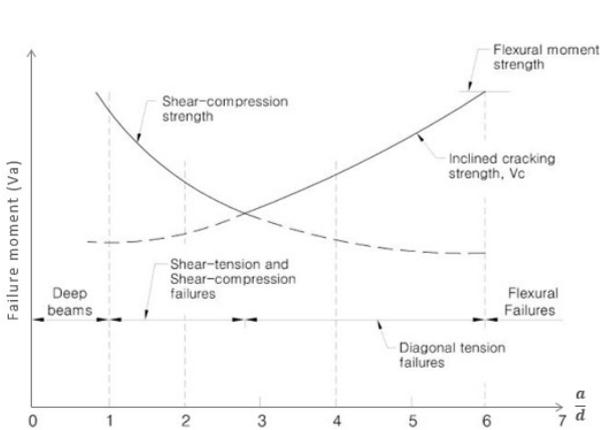


Fig. 3 Failure moment with shear span ratios (Leonhardt 1965)

공슬래브의 1방향 전단내력을 확인하기 위하여 전단경간비에 따라 중공슬래브를 실험하였으며, 비교대상으로는 기준 전단경간비 2.6의 중공체가 없는 철선트러스 슬래브와 4개의 전단경간비가 다른 철선트러스 중공슬래브로 하였다. 본 연구결과를 철선트러스와 평행한 방향에 대한 중공슬래브 1방향 전단설계의 기초 자료로 사용하고자 한다.

2. 탈부착형 중공 데크플레이트

2.1 데크플레이트와 강판 접합

본 연구에서 사용하는 기성제품의 철선트러스 슬래브는 콘크리트 타설·양생의 시공하중에 대하여 아연도금 강판과 철선트러스 거더가 지지하며, 양생 이후 자중과 용도하중에 대하여는 상부철선, 하부철선 및 콘크리트로 구성된 일반적인 철근콘크리트 슬래브로 지지되는 철선 일체형 데크 슬래브이며, Fig. 4와 같이 아연도금 강판과 선조립 철선트러스가 볼트로 접합되어 콘크리트 타설·양생 후 강판을 탈형할 수 있다. 이는 슬래브의 균열 확인과 플레이트의 재사용이 가능하여 구조물의 유지관리에 유리하고 친환경적인 시스템이다(Lee et al. 2013, 2014).

2.2 중공형성체

발포폴리스틸렌(스티로폼)을 사용한 중공형성체는 철선트러스 사이에 설치하기 편리하게 구형이나 타원구형이 아닌 직육면체형을 기본형으로 하여 중공률을 극대화하였으며 응력집중 현상을 최소화하기 위하여 중공형성체의 표면을 곡면화 하였다.

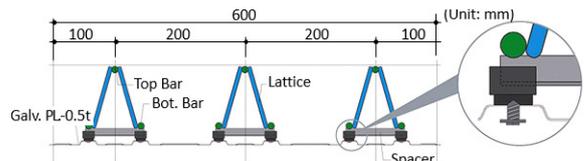


Fig. 4 Connection of truss girder and deck plate

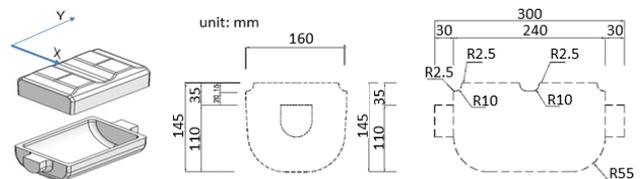


Fig. 5 Details of hollow formation shape

Table 1 Properties of void sphere

Material	Volume (mm ³)	Void ratio (%)	Void section (mm ²)	
			X-dir.	Y-dir.
Styrofoam (EPS)	4,920,171	32.8	20768.1	35962.8

중공률 32.8 % 중공슬래브에 대한 중공형성체의 형상과 각 방향의 콘크리트 손실 단면적은 Fig. 5, Table 1과 같다.

2.3 중공형성체 고정 및 부상방지

시공 중 중공형성체의 회전이나, 위치의 변동 및 부상을 방지하기 위하여 Fig. 6과 같이 래티스 철선 사이에 중공형성체를 끼우고 스페이서로 고정하였으며, 중공형성체의 전·후 돌기를 맞붙여 길이방향으로의 위치 변동을 최소화하였다.

3. 실험계획

3.1 실험개요

본 연구에서는 선조립 철선트러스를 이용한 중공슬래브의 전단경간비에 따른 1방향 전단강도를 평가하기 위하여 휨 철근비(ρ) 0.88 %, 두께 250 mm의 철선트러스 슬래브 및 철선트러스 중공슬래브를 대상으로 다음과 같은 사항을 검토하고자 한다.

Figs. 2, 3과 같은 솔리드 부재의 전단저항 메커니즘을 참조하여 첫째, 파괴양상 변화의 기준이 되는 전단경간비를 2.5~3.0으로 예상하고 동일한 크기와 철근비를 갖는 철선트러스 슬래브와 철선트러스 중공슬래브의 전단균열하중, 변위 및 파괴거동을 비교한다. 둘째, 전단경간비와 래티스 철선의 영향에 따른 전단내력을 평가하기 위하여 기준 전단경간비(2.6)를 기점으로 아치효과를 예상하는 전단경간비 1.3, 휨균열이 사인장균열로 발전하는 전단경간비 4.0, 그리고 최소 전단강도를 알아보기 위해 휨파괴를 유도한 5.3의 전단경간비 예상 위치에 가력하여 중공슬래브의 전단내력의 변화와 파괴거동을 확인한다.

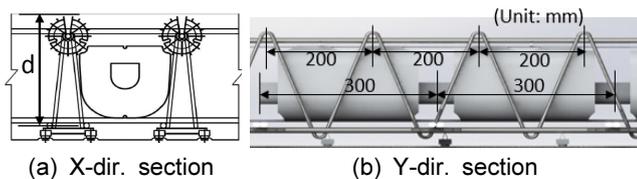


Fig. 6 Buoyancy prevention and connection of bumps

이를 위하여 Table 2와 같이 5개의 실험체를 계획하였으며 실험체의 크기 및 형상은 Fig. 7과 같다.

3.2 실험체 제작

철선 일체형 데크는 시공하중을 탄성변형 이내의 응력으로 트러스 거더가 지지하기 때문에 슬래브가 양생된 이후 상·하부 보강근과 슬래브 복부의 래티스 철선에 미소한 변형과 작은 응력이 존재하지만 현실적으로 시공하중에 대한 변형률을 별도로 측정할 수 없으므로 콘크리트가 타설·양생될 때 슬래브의 지지면은 하부 표면으로 하여 제작하였으며 시험 중 자중에 의한 변형은 제외하였다.

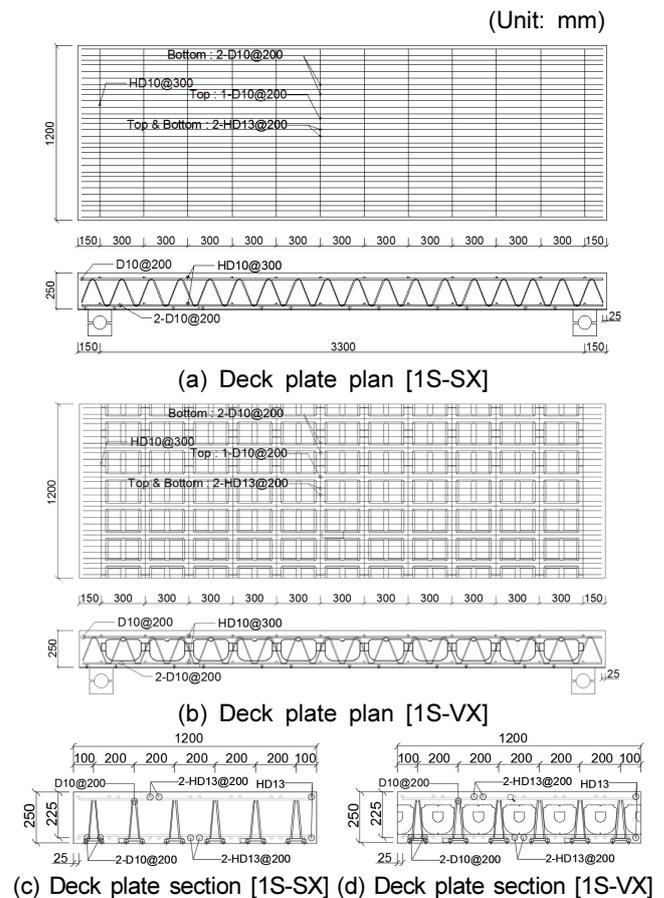


Fig. 7 Model details

Table 2 Properties of models

Model	Length (mm)	Clear span (mm)	Width (mm)	Height (mm)	Effective depth (mm)	Shear span to depth ratio	Reinforcement		Reinforcement ratio (%)	Lattice steel wire
							Top	Bottom		
1S-SX-2.6	3600	3300	1200	250	225	2.67	6-D10	12-D10	0.88	2- \varnothing 6 @200 (rounded steel-wire)
1S-VX-1.3						1.33	(steel-wire deformed)	(steel-wire deformed)		
1S-VX-2.6						2.67	+	+		
1S-VX-4.0						4.00	12-HD13	12-HD13		
1S-VX-5.3						5.33	(steel-rebar deformed)	(steel-rebar deformed)		

실험체는 공장 제작된 철선트러스 테크를 250 mm(높이) × 1,200 mm(폭) × 3,600 mm(길이)로 조립하여 Fig. 6과 같이 중공형성체를 위치 고정용 철선 거치대에 끼워 넣었다. 중공형성체의 부상방지 및 위치고정을 위하여 철선트러스와 중공형성체 사이에 스페이서를 끼우고 중공형성체의 전·후 돌기를 맞추었다.

래티스와 주인장 보강근의 변형률을 측정하기 위하여 철선에 변형률 게이지를 부착하여 콘크리트를 타설하였으며, 양생 이후 테크플레이트 강판을 탈형하였다.

3.3 재료시험

실험체 제작에 사용된 콘크리트 설계기준 강도는 24 MPa이며 콘크리트 배합비는 Table 3과 같다. KS F 2405(2010)에 따라 총 9개의 지름 100 mm, 높이 200 mm의 원통형 공시체를 제작하였으며 실험체와 동일한 조건으로 양생하여 압축강도 시험을 실시하였다. 콘크리트의 슬럼프 평균값은 120 mm이며, 슬래브 전단시험 직전에 실시한 공시체의 평균압축강도는 공시체 크기효과를 반영하여 24 MPa로 나타났으며 설계기준 압축강도와 동일한 강도를 발현하였다.

본 연구에 사용된 공장제작 철선트러스 테크의 철선은 KS D 3552(2014)에서 규정된 것이 사용되었으며, 상·하부 철선은 콘크리트 보강용인 이형철선을, 래티스 철선에 대하여는 일반용인 원형철선이 사용되었다. 현장에서 보강되는 철근은 KS D 3504(2016)에서 규정된 이형철근을 사용하였다. 이러한 보강근의 재료시험은 KS B 0801과 KS B 0802에 따라 실시하였으며 그 결과는 Table 4와 같다.

3.4 가력 및 계속

철선트러스 방향과 평행한 방향에 대한 중공슬래브 1방향 전단강도를 평가하기 위하여 Table 2와 같이 총 5개의 전

Table 3 Mix proportion of concrete

Design strength (MPa)	W/C (%)	S/a (%)	Unit weight(kg/m ³)				
			W	C	S	G	Admixture
24	48	47	168	298	414	338	2.11

Table 4 Results of the reinforcement test

Reinforcement	Nominal strength (MPa)	Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)
∅6	500	503.4	618.3	20.0
D10	500	562.5	660.1	8.6
HD13	500	556.7	646.6	13.2

Where, ∅; rounded steel-wire
D; steel-wire deformed
HD; steel-rebar deformed

단 실험체를 제작하였고 Fig. 8과 같이 실험체를 단순 지지조건으로 설치하고 하중은 2점 가력방식을 적용하였다.

반력힌지를 양 단부에서 150 mm 떨어진 부분에 위치시켜 실험체의 응력집중 및 미끄러짐을 방지하고 가력힌지는 실험체 지지점에서 각각 300 mm, 600 mm, 900 mm, 1,200 mm의 거리에 위치시켜 전단경간비가 1.33, 2.67, 4.0, 5.33이며 전단 및 휨파괴를 유도하였다. 실험체의 가장 취약한 부분에 하중이 전달될 수 있도록 가력힌지를 중공체의 중심부에 위치시켰다

2,000 kN의 액츄에이터를 사용하여 하중을 가하였으며, 0.015 mm/s의 속도로 변위를 제어하였다. 가력하중은 액츄에이터에 부착된 로드셀(Load cell)로 측정하였고, 슬래브의 처짐은 중앙부에 3개, 가력지점과 지지점 부근에 각각 1개씩 총 7개의 LVDT를 설치하여 측정하였다. 주인장 보강근과 래티스의 응력-변형률을 확인하기 위하여 Fig. 9와 같이 주인장 보강근의 중앙부와 반력힌지와 하중가력힌지 사이의 래티스 철선에 스트레인게이지를 설치하여 변형률을 확인하였다.

실험체 슬래브의 예상 전단강도는 ACI 318(2014)의 전단 보강된 콘크리트 구조설계기준식을 수정하여 식 (1)~(3)에 따라 산정하였다.

$$V_n = V_c + V_{lat}. \quad (1)$$

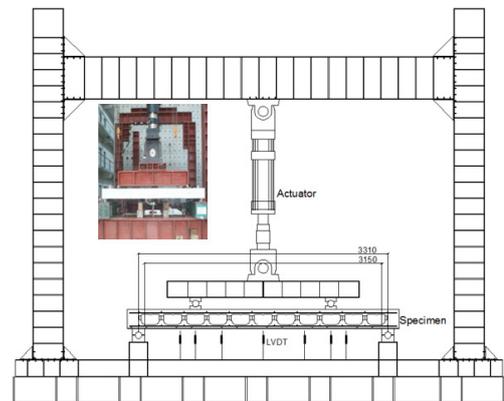


Fig. 8 Test setup and LVDT locations

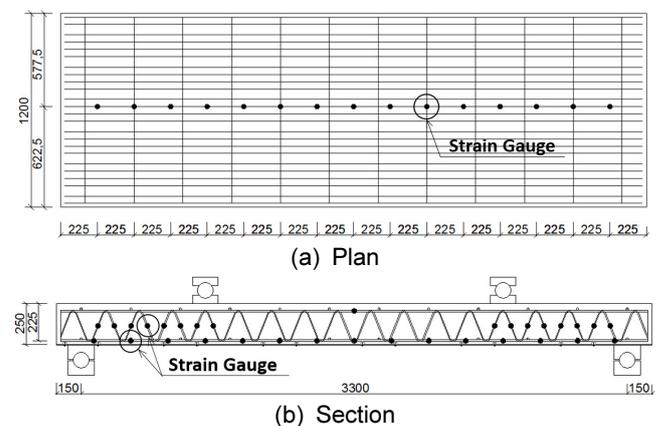


Fig. 9 Specimen strain gauge locations (unit: mm)

$$V_c = 0.17 \sqrt{f_{ck}} A_e \quad (2)$$

$$V_{lat.} = A_{lat.} f_{vy} \sin \alpha \quad (3)$$

$$\left(\frac{d}{2} < s = 200\text{mm} < d\right)$$

여기서, A_e : 유효단면(b·d - void section, mm²)

$A_{lat.}$: 래티스 철선의 전단면적(mm²)

f_{vy} : 래티스 철선의 항복강도(MPa)

α : 주인장 보강근에 대한 래티스 철선 경사(°)

4. 실험결과 및 분석

4.1 슬래브 복부의 콘크리트에 매입되지 않은 래티스

중공형성체가 철선트러스의 래티스 철선 사이에 삽입되어 콘크리트가 타설되기 때문에 래티스 철선은 실험 전 예상과 같이 슬래브 내부 복부에서 콘크리트에 완전히 매입되지 않게 타설되는 것을 Fig. 10과 같이 확인하였다.

4.2 부재의 파괴와 균열양상

4.2.1 부재의 균열양상 및 하중-변위 곡선

슬래브 복부에 래티스 철선만 있는 실험체 1S-SX-2.6은 중앙부 휨에 대한 초기균열 발생 후 Fig. 11(a)와 같이 실험체의 반력힌지와 하중 재하점을 잇는 굽은 전단균열이 발생하였다. 최대하중은 746.2kN이며 래티스 철선이 삽입되지 않은 솔리드 슬래브 공칭강도의 1.66배이며 주인장 보강근의 항복과 함께 전단균열이 휨에 대한 콘크리트 압축대에 연결되어 최대하중 이후 Fig. 12와 같이 급격히 파괴되는 콘크리트 압괴에 의한 휨-전단파괴의 형태를 보여주었다.

중공슬래브가 휨파괴를 발생하기까지 모든 전단경간비에 따른 전단강도를 확인하기 위하여 실험체를 전단경간비 1.3에서 5.3까지 계획하였으며, 전단경간비 5.3인 1S-VX-5.3의 실험체에서 Fig. 11(e)와 같이 주인장 보강근의 항복 후 상대적으로 큰 연성능력을 발휘하며 중앙상부 콘크리트 압괴에 의한 전형적인 휨파괴가 발생하는 것을 확인하였다.

중공체가 삽입된 실험체 1S-VX-1.3, 2.6은 1S-SX-2.6과 같이 초기 발생한 휨균열이 크게 진행되지 못하고 Fig. 11(b), (c)와 같이 전단균열이 망상으로 발생하여 전단균열의 간격과 주인장 보강근에 대한 대표적인 전단균열각을 확인하기 어렵게 전단 파괴되었다. 1S-VX-4.0의 경우, 주인장 보강근이 항복하였으며, Fig. 11(d)와 같이 휨-전단균열이 콘크리트

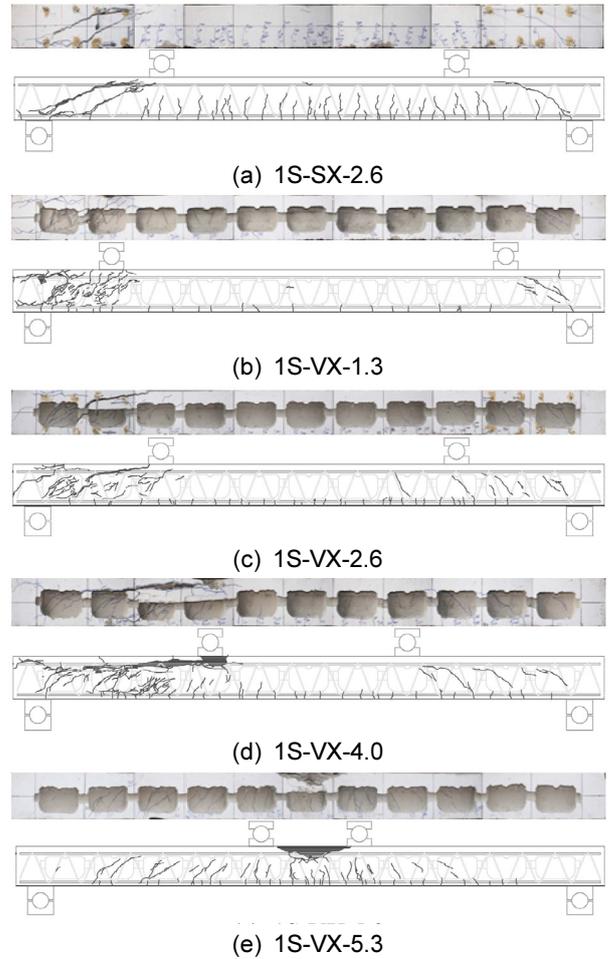


Fig. 11 Crack pattern of models

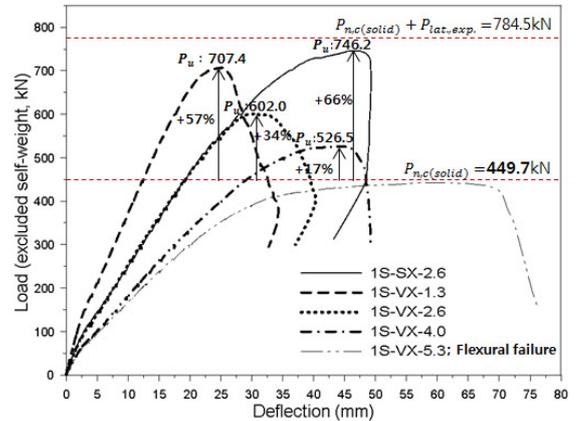


Fig. 12 Load - deflection relationship

Table 5 Test results (excluding self-weight)

Model	P_{cr} (kN)	P_y (kN)	P_u (kN)	δ_y (mm)	δ_u (mm)	$\frac{P_u}{P_{u,solid}}$	$\frac{P_u}{P_y}$	$\frac{\delta_u}{\delta_y}$
1S-SX-2.6	470.6	686.9	746.2	34.68	46.72	1.00	1.09	1.30
1S-VX-1.3	178.9	656.4	707.4	19.96	25.14	0.95	1.08	1.26
1S-VX-2.6	225.1	555.0	602.0	25.40	30.50	0.81	1.08	1.20
1S-VX-4.0	219.2	482.3	526.5	32.78	44.62	0.71	1.09	1.36
1S-VX-5.3	229.5	393.6	443.0	30.50	58.96	0.59	1.13	1.93



Fig. 10 Exposed lattices out of concrete

압축대와 연결되어 압축철근이 노출되는 보강근의 부착과 파괴로 진행되어 하중 재하점 부근에서 콘크리트 압괴와 함께 급격히 파괴되었다. 전단파괴가 발생한 모든 실험체의 최대 하중은 래티스 철선이 삽입되지 않은 솔리드 슬래브 공칭강도보다 최소 1.17배 이상이며, 휨파괴가 발생한 전단경간비 5.3인 실험체의 최대하중도 솔리드 슬래브 공칭강도 정도를 확보하였다.

각 실험체의 가력하중에 대한 하중-변위 관계는 Fig. 12와 같이 나타나며, 초기 전단 균열발생과 최대하중 가력 시의 하중은 Table 5와 같다.

4.2.2 래티스 철선의 하중-변형률

본 연구는 중공슬래브의 전단에 관한 것이므로 휨파괴가 발생한 실험체를 제외하고 분석하기로 하며, 전단파괴된 실험체의 래티스 철선 하중-변형률 곡선은 Fig. 13과 같다. 모든 실험체의 래티스 철선에 대하여 가력하중이 증가할 때 균열과 상관없이 압축철선의 변형률 증가는 크지 않지만 초기 전단균열 이후 인장철선 변형률은 균열과 함께 증가하였으며, 전단경간비가 증가할수록 철선의 변형률은 불규칙하다.

중공체가 삽입되지 않은 실험체 1S-SX-2.6은 Fig. 13(a)의 영역 "A"와 같이 슬래브 초기 전단균열이 발생 전까지 래티스 철선의 인장 변형률은 크게 증가하지 않다가 전단균열이 발생하여 균열 폭이 증가하는 동안 작은 하중변화에도 철선의 변형률은 크게 증가하였으며, 일정 변형 이후 최대하중까지 가력하중과 철선 변형률은 비례하여 증가하였다. 이는 균열 폭이 증가하는 동안 원형 철선의 부착이 충분히 발휘되지 않았음을 보여준다.

중공체가 삽입된 실험체 1S-VX-1.3의 경우 인장응력이 발생하는 래티스 철선은 초기 전단균열이 발생하기 전까지 작은 변형률을 보이다가 미세 전단균열들이 다수 발생하면서 하중과 철선의 인장 변형률은 비교적 비례하여 증가하며 하중재하면 하부의 T4철선보다 단부의 T2철선의 변형률이 더 크게 나타난다. 실험체 1S-VX-2.6의 래티스 철선은 중공체 내부에 위치한 T2, T4의 철선이 중공체 사이 콘크리트에 위치한 T6철선보다 더 큰 변형률을 보여주며 이 중에서도 휨 모멘트가 더 큰 T4철선의 변형률이 더 크게 나타난다. 실험체 1S-VX-4.0은 중공체 내부에 위치한 T2, T4, T8의 인장 철선이 휨모멘트가 큰 순서로 큰 변형률을 보여준다.

실험체 지지점과 하중 재하점 사이에서 일정한 전단력과 하중 재하점까지 점점 증가하는 휨모멘트를 고려할 때, 일반적으로 실험체의 래티스 철선이 하중 재하점과 가까울수록 큰 변형률이 나타나며, 주인장철근이 항복한 실험체 1S-SX-2.6과 1S-VX-4.0의 인장철선 변형률이 상대적으로 더 큰 것으로 보아 래티스 변형률은 휨에 의한 영향이 있다는 것을 알 수 있다. 전단경간비 1.3의 실험체 초기 전단균열하중이 기준 전단경간비 2.6의 실험체보다 작게 나타나는 것으로 보아 중공슬래브 복부 압축대의 감소는 부재의 아치효과를 크게 감소시키는 것으로 검토된다.

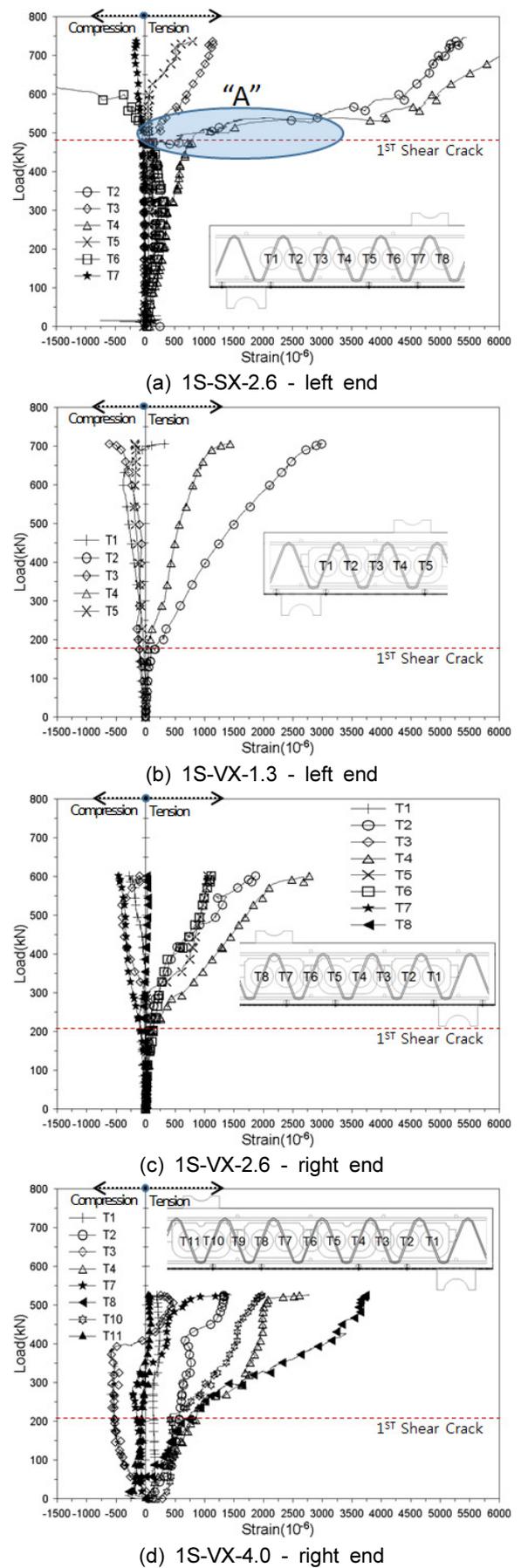


Fig. 13 Load - strain curves of wire lattices

4.3 전단강도에 대한 중공체와 래티스의 영향

4.3.1 1방향 전단강도 기준식

1) ACI Committee 318(2014)

콘크리트 압축강도와 슬래브의 폭과 유효깊이를 고려한 식 (4)와 같은 약산식을 적용하거나 또는 계수 전단력, 계수 휨모멘트 및 주인장 철근비를 고려한 식 (5)와 같은 상세식을 적용한다.

$$V_c = 0.17 \sqrt{f'_c} bd \quad (4)$$

$$V_c = (0.16 \sqrt{f'_c} + 17\rho \frac{V_u d}{M_u})bd \quad (5)$$

2) KCI2012(KCI 2012) and KBC2016(KBC 2016)

ACI318에 근거하고 있으며, 식 (4)와 식 (5)를 이용하여 1방향 전단강도를 산정할 수 있다.

3) Zsutty(1968)

전단경간비 2.5이상의 기존 데이터 분석을 통해 제안되어 부재의 크기효과가 반영되었으며 콘크리트 압축강도, 주인장 철근비와 전단경간비를 고려한 식 (6)과 같다.

$$V_c = 2.13(f'_c \rho \frac{d}{a})^{\frac{1}{3}} bd \quad (6)$$

4) CEB-FIP Model Code 1990(Comite Euro-international Du Beton 1993)

하중의 지지점에 의한 횡 압축의 영향, 깊이인자에 의한 부재의 크기가 반영되고 콘크리트 압축강도와 주인장 철근비와 전단경간비를 고려한 식 (7)과 같다.

$$V_c = [0.15 \sqrt[3]{\frac{3d}{a}} \times \sqrt[3]{100\rho_s f'_c} \times (1 + (\frac{d}{200})^{-\frac{1}{2}})]bd \quad (7)$$

4.3.2 중공체가 전단강도에 미치는 영향

동일한 전단경간비가 적용된 솔리드 슬래브에 대한 중공체가 형성되는 슬래브 단면의 면적비와 초기 전단균열이 발생하는 하중에 대한 비율은 Table 6과 같다. Fig. 13과 같이 중공슬래브의 초기 전단균열의 하중은 모든 실험체에서 거의 일정한 값을 보여주고 초기전단균열 하중비가 중공체에 의한 단면적비보다 작게 나타난다. 따라서 중공슬래브는 아치 작용에 의한 전단내력 증가효과가 미미하고 장방형 중공형 성체 특징으로 유효단면이 중공체에 의한 단면적비보다 감소한 것으로 검토된다.

4.3.3 래티스 철선이 전단강도에 미치는 영향

철선트러스가 삽입된 슬래브 전단강도에 대한 래티스의 영향을 알아보기 위하여 Table 7과 같이 선행연구와 본 실험 슬래브 최대전단하중을 각 연구에서 제안한 유효단면적비

Table 6 Effective cross-sectional area ratios

Model	Shear span to depth ratio	Section area (mm ²)	$\frac{A_e}{b \cdot d}$	$\frac{P_{cr}}{P_{cr, solid}}$
1S-SX-2.6	2.6	270,000	-	-
1S-VX-2.6		145,392	0.54	0.48

Table 7 Comparison of theoretical results using effective area and results of experimental tests

Model	ρ (%)	$\frac{a}{d}$	Effective area ratio	V _n (kN)	V _u (kN)	$\frac{V_u}{V_n}$		
Chung (2015)	Solid	0.77	3.2	-	239.4	282.4	1.18	
Kim et al. (2009)	SLD300-S-1900	0.82	3.2	-	198.8	206.8	1.04	
	TVS300-S-1900-1			0.6	119.3	141.3	1.18	
	TVS300-S-1900-2			0.6	119.3	126.5	1.06	
	TVS300-S-1900-3			0.6	119.3	146.3	1.23	
1S-SX-2.6	0.88	2.6	-	224.9	385.0	1.71		
1S-VX-1.3				1.3	107.9	361.8	3.35	
1S-VX-2.6				2.6	0.48	107.9	309.2	2.86
1S-VX-4.0				4.0	107.9	271.4	2.52	

V_n is calculated according to equation (4) by applying the results of material tests.

와 본 연구의 초기전단균열 하중비를 적용한 슬래브의 공칭 전단강도와 비교하였다. 비교표에 의하면, 래티스 철선이 삽입된 솔리드 실험체 1S-SX-2.6과 래티스 철선이 없는 솔리드 슬래브의 공칭전단강도에 대한 최대전단력의 비가 1.7배 정도 차이하고, 래티스가 삽입된 중공슬래브의 공칭전단강도에 대한 최대전단력비는 전단경간비 1.3인 경우 3.35배에서 전단경간비 4.0인 경우 2.52까지 점점 감소하는 것을 알 수 있다. 따라서 4.3.2와 같이 전단경간비에 따라 초기 전단균열하중은 일정한 반면, 공칭강도대비 최대하중은 약 30%의 변화를 보여주어 래티스 철선의 전단강도에 대한 기여도는 전단경간비의 영향을 받는 것으로 검토된다.

5. 1방향 전단강도 산정

선행연구의 부재와 래티스 간격이 전단보강재 최대간격 규정을 만족하지 않기 때문에 철선트러스가 삽입된 슬래브의 1방향 전단강도에 대한 래티스의 기여도 산출이 쉽지 않지만, 본 연구에서는 실무에서 사용할 수 있는 선조립 철선트러스를 이용한 중공슬래브의 1방향 전단강도 산정방법을 실험결과와 기존 기준에 근거하여 개발하였다. 1방향 전단강도는 콘크리트 유효단면과 래티스 철선 단면적 기여분의 합으로 식 (8)과 같이 산출한다.

Table 8 Comparison of results and nominal shear strengths of various equations

Model	Shear span to depth	V_u (kN)	V_{cr} (kN)	$V_{c,ACI}$ (kN)	$V_{c,Zustly}$ (kN)	$V_{c,CEB-FIP}$ (kN)	$\frac{V_u}{V_{c,ACI}}$	$\frac{V_u}{V_{c,Zustly}}$	$\frac{V_u}{V_{c,CEB}}$	$\frac{V_{cr}}{V_{c,ACI}}$	$\frac{V_{cr}}{V_{c,Zustly}}$	$\frac{V_{cr}}{V_{c,CEB}}$
1S-VX-1.3	1.33	361.8	96.5	116.2	149.5	136.9	3.11	2.42	2.64	0.83	0.65	0.71
1S-VX-2.6	2.67	309.2	120.7	108.8	118.5	108.5	2.84	2.61	2.85	1.11	1.02	1.11
1S-VX-4.0	4.00	271.4	117.7	106.4	103.6	94.9	2.55	2.62	2.86	1.11	1.14	1.24

$V_{c,***}$ is calculated by applying the effective cross-sectional area ratio (0.48).

$$V_{n,pred.} = V_{c,pred.} + V_{lat.,pred.} \quad (8)$$

여기서, $V_{n,pred.}$: 중공슬래브 1방향 전단강도
 $V_{c,pred.}$: 콘크리트 유효단면 전단강도
 $V_{lat.,pred.}$: 래티스 철선의 전단강도

선행연구들에서 합리적으로 평가된 유효단면 환산법은 전단면을 45° 방향의 콘크리트 유효단면으로 적용한다. 그러나 철선트러스 중공슬래브는 장방향 중공형성체가 돌기로 연결되고 철선트러스가 콘크리트의 전단균열에 영향을 미칠 것으로 예상되어 그 영향을 실험결과로 평가하는 것이 합리적으로 판단되기 때문에 콘크리트 유효단면적비는 전단경간비가 같은 솔리드와 중공 슬래브의 초기 전단균열 하중비율을 적용한다. 따라서 초기 전단균열 하중비(0.48)를 유효단면적비로 적용하여 Table 8과 같이 식 (5), (6), (7)에 따라 산정된 공칭전단강도와 중공슬래브의 초기 전단균열하중을 비교하였다. 그 결과 ACI318 산정식이 상대적으로 오차가 작으므로 식 (9)와 같이 ACI318 상세식을 수정한 1방향 전단강도 산정식을 제안한다.

$$V_{c,pred.} = (0.16\mu\sqrt{f_{ck}} + 17\rho\frac{V_u d}{M_u})bd \quad (9)$$

단, $\frac{V_u d}{M_u} \leq 1$

여기서, f_{ck} : 콘크리트 설계기준압축강도(MPa)
 ρ : 철근의 인장철근비(A_s/bd)
 V_u : 계수 전단력(N)
 M_u : 계수 휨모멘트(N·mm)
 b : 슬래브 폭(mm)
 d : 유효층(mm)
 μ : 각 중공슬래브의 단면 유효계수(0.48)

모든 실험체의 최대 전단강도는 Table 8과 같이 식 (5), (6), (7)에 의한 유효단면 공칭전단강도에 대하여 2.5배를 초과하며 최대전단강도에서 초기 균열전단강도를 뺀 값은 전단경간비에 따라 변화율이 큰 것으로 나타난다. 따라서, 래티스 철선의 전단강도는 전단경간비에 따라 영향을 받는 것으로 검토된다. ACI318에 따르면 전단철근에 의한 전단강도 산정식은 사인장균열의 각도를 45°인 트러스 모델을 사용한다. 그러나 중공슬래브의 래티스 철선은 Fig. 10과 같이 슬래브

복부 콘크리트에 완전히 매입되지 않고, 전단균열은 Fig. 12과 같이 망상균열로 전개되어 균열각과 간격이 불분명하다. 또한, Fig. 13과 같이 래티스 철선은 전단경간비가 증가함에 따라 철선 변형률과 방향의 불규칙성이 증가하고 Table 8과 같이 전단경간비가 증가할수록 부재의 전단강도는 감소한다. 따라서 철선단면 내력의 수직성분에 ACI318의 콘크리트 단면 전단강도 상세식에서 주인장철근 단면적에 전단경간비를 반영한 개념을 차용하여 래티스 철선에 의한 전단강도를 식 (10)과 같이 제안하며, 전단경간비에 따른 영향계수는 기준 전단경간비 이상의 실험체인 1S-VX-2.6, 4.0의 실험결과에 따른다.

$$V_{lat.,pred.} = A_{lat.} f_{vy} \sin\alpha \left\{ 1 - \tau \left(\frac{M_u}{V_u d} - 2.8 \right) \right\} \quad (10)$$

단, $0 \leq \tau \left(\frac{M_u}{V_u d} - 2.8 \right) \leq 1$

여기서, $A_{lat.}$: 래티스 철선의 전단면적(mm²)
 f_{vy} : 래티스 철선의 항복강도(MPa)
 α : 주인장 보강근에 대한 래티스 철선 경사(°)
 τ : 전단경간비에 따른 영향계수(0.15)

식 (8)~(10)를 이용하여 구한 중공슬래브의 1방향 전단강도와 실험결과에 대하여 Fig. 14와 같이 비교하였다. 제안된 식에 따른 중공슬래브의 공칭전단강도는 모든 실험체의 최대전단하중보다 작게 산정되며 전단경간비에 따른 전단강도 감소와 각 실험체의 최대전단하중 감소 패턴이 비슷하다.

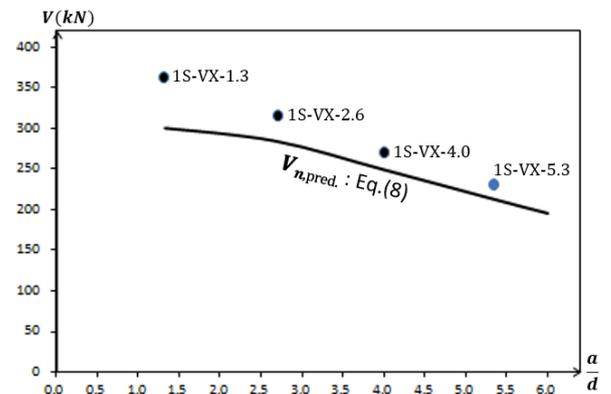


Fig. 14 Correlation of predicted results with test results

6. 결 론

선조립 철선트러스 데크를 사용한 중공률 32.8%의 중공슬래브에 대한 1방향 전단강도를 평가하기 위하여 전단경간비에 따라 1개의 솔리드 슬래브와 4개의 중공슬래브 실험체를 제작하여 2점 단순지지 조건으로 실험을 수행하였다. 파괴형태와 균열형상을 분석하고 중공체와 래티스 철선이 전단강도에 미치는 영향을 평가하였다. 이에 따라 실무에서 적용할 수 있는 선조립 철선트러스를 이용한 중공슬래브에 대하여 철선트러스와 평행한 방향의 1방향 전단강도 모델을 제안하였으며 결론은 다음과 같다.

- 1) 전단경간비가 다른 모든 중공슬래브 실험체의 최대전단강도는 철선트러스와 중공체가 삽입되지 않은 솔리드 슬래브의 공칭전단강도 이상을 확보한다.
- 2) 그러나, 철선트러스 중공슬래브 전단저항 메카니즘이 전단 보강되지 않은 솔리드 슬래브와 다르게 나타난다. 특히, 솔리드 슬래브와 비교하여 부재 단부의 아치 작용에 의한 전단강도는 크게 감소하지만, 전단경간비가 감소할 때 철선에 의한 전단강도는 향상되는 것으로 평가된다.
- 3) 모든 중공슬래브의 전단균열하중은 비슷하게 나타나며, 래티스 철선 변형률은 휨모멘트와 전단경간비의 영향을 받는 것을 보여준다.
- 4) 주인장 보강근이 항복한 부재는 래티스 철선의 최대하중 변형률이 크고 부재의 전단파괴가 급격하게 진행된다.
- 5) 실험결과를 토대로 제안된 중공슬래브의 1방향 공칭전단강도 제안식은 유효단면적비와 전단경간비에 따른 영향계수를 사용하여 기존 기준식을 수정한 것이며, 이는 실험결과 패턴에 잘 부합하는 것으로 검토된다.

본 연구는 기성 철선트러스 데크에 방향성이 있는 중공형성체를 삽입한 이방향 중공슬래브의 철선트러스와 평행한 방향에 대한 1방향 전단강도에 대한 것이다. 따라서 철선트러스와 직교한 방향에 대한 중공슬래브의 전단강도에 대한 향후 연구가 필요한 것으로 판단된다.

감사의 글

이 연구는 국토교통부 주거환경연구사업의 연구비 지원(17RERP-B099826-03)에 의해 수행되었으며 이에 감사드립니다.

References

ACI Committee 318 (2014) *Building Code Requirement for Structural Concrete (ACI 318-14) and Commentary (ACI 318R-14)*. USA, MI: American Concrete Institute. 1-519.

Aldejohann, M. and Schnellenbach-Held, M. (2003) Investigations on the Shear Capacity of Biaxial Hollow Slabs-Test Results and Evaluation. *Darmstadt Concrete*, 18, 1-11.

Aldejohann, M. and Schnellenbach-Held, M. (2005) Biaxial

hollow slabs, theory and tests. *Betonwerk Fertigteil-Technik* 71(10), 50-59.

Chung, J. H. (2015) *Flexural and Shear Behavior of Donut Type Voided Slabs*. Ph.D. Thesis. Hanyang University.

Chung, J. H., Choi, K. H., Lee, S. C., and Choi, C. S., K. H. (2011) An Analytical Study on the Optimal Hollow Sphere Shapes in a Biaxial Hollow Slab. *Journal of the Korea Architectural Institute* 27(8), 3-10. (In Korean)

Chung, J. H., Lee, S. C., Choi, C. S., and Choi, K. H. (2012) One-Way Shear Strength of Donut Type Biaxial Hollow Slab Considered Hollow Shapes and Materials. *Journal of the Korea Concrete Institute* 24(4), 391-398. (In Korean)

Comite Euro-international Du Beton (1993) *CEB-FIP Model Code 1990*. Thomas Telford.

Jung, M. G. and Choi, C. S. (2017) An Experimental Study on the Flexural Capacity of a On-way Void Slab with Removable Deck Plate. *Journal of the Korea Concrete Institute* 29(5), 437-445. (In Korean)

Kang, J. Y., Kim, H. G., Joo, E. H., Kim, S. M., Kim, H. S., and Shin, Y. S. (2011) Experimental Studies on the Construction Methods. *Korea Architectural Institute Spring*, 15-16. (In Korean)

Kani, G. N. J. (1964) The Riddle of Shear Failure and Its Solution. *ACI Structural Journal* 61(28), 441-467.

Kani, G. N. J. (1966) Basic Facts Concerning Shear Failure. *ACI Structural Journal* 63(32), 675-691.

KBC (2016) *Korean Building Code and Commentary*. Korea Architectural Institute. 1-1221. (In Korean)

KCI (2012) *Concrete Design Code-2012*. Korea Concrete Institute. 1-342. (In Korean)

Kim, S. M., Jang, T. Y., and Kin, S. S. (2009) Structural Performance Tests of Two-Way Void Slabs. *Journal of the Korea Architectural Institute* 25(8), 35-42. (In Korean)

KS B 0801 (2007) *Test pieces for tensile test for metallic materials*. Korean Agency for Technology and Standards. 1-14. (In Korean)

KS B 0802 (2008) *Method of tensile test for metallic materials*. Korean Agency for Technology and Standards. 1-6. (In Korean)

KS D 3504 (2016) *Steel Bars for Concrete Reinforcement*. Korean Agency for Technology and Standards. 1-31. (In Korean)

KS D 3552 (2014) *Low Carbon Steel Wires*. Korean Agency for Technology and Standards. 1-17. (In Korean)

KS F 2405 (2010) *Standard Test Method of Test for Compressive Strength of Concrete*. Korean Agency for Technology and Standards. 1-6. (In Korean)

Lee, J. E., Kim, B. Y., and Jung, B. J. (2014) Evaluation of Structural and Economic Feasibility for Removal Steel Plate Eco Deck Plate. *Journal of the Korea Architectural Institute* 30(9), 3-10. (In Korean)

Lee, J. E., Lee, Y. J., Lee, S. K., and Jung, B. J. (2013) An Experimental Study for the Evaluation of the Structural Behavior Eco Deck Plate. *Journal of the Korea Institute for Structural Maintenance and Inspection* 17(5), 40-48. (In Korean)

Leondardt, F. (1965) Reducing the Shear Reinforcement in Reinforced Concrete Beams and Slabs. *Magazine of Concrete Research* 17(53), 187-198.

Zsutty, T. C. (1968) Beam Shear Strength Prediction by Analysis of Existing Data. *ACI Structural Journal, Proceedings* 65(11).

요 약 본 연구는 중공률이 효과적으로 확보된 중공형성체를 철선트러스 사이에 삽입한 슬래브의 1방향 전단강도에 대하여 실험적 방법으로 살펴본다. 전단경간비가 다른 중공슬래브 실험체들의 최대전단강도는 철선트러스가 삽입되지 않은 솔리드 슬래브의 공칭강도 이상을 확보하였다. 일반적으로, 솔리드 부재의 전단저항은 전단경간비에 따라 아치작용과 보작용으로 평가한다. 그러나 철선트러스 중공슬래브의 전단저항 메커니즘은 솔리드 슬래브와 다르게 전개되었다. 중공슬래브의 아치작용이 현저히 감소하고, 전단경간비가 증가할수록 전단강도에 영향을 주는 래티스 철선의 불규칙성이 증가하였다. 또한, 주인장 보강근이 항복한 실험체의 경우 전단파괴가 급격하게 진행되었다. 이러한 결과로부터 최초 전단균열 하중비와 전단경간비를 적용하여 철선트러스가 삽입된 중공슬래브의 전단강도 산정식을 제안하였다.

핵심용어 : 전단강도, 중공슬래브, 중공형성체, 철선트러스, 래티스