



탈부착형 데크플레이트를 이용한 1방향 중공슬래브 휨 성능에 대한 실험적 연구

정민구¹⁾ · 최창식^{1)*}

¹⁾한양대학교 건축공학부

An Experimental Study on the Flexural Capacity of a One-way Void Slab with removable Deck Plate

Min-gu Jung¹⁾ and Chang-Sik Choi^{1)*}

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

ABSTRACT In this study, the flexural capacity of one-way void slabs was evaluated by inserting a deck plate with removable steel sheets and a “bean” type void sphere that effectively applies a void ratio. Two specimens were fabricated and tested to verify the flexural capacity of one-way void slab of removable deck plate. Experimental results show that the bending strength of general deck and void deck are 6.6 % and 15.8 % higher than those of KCI2012, respectively, and the typical flexural failure behavior of the cracks propagation at both ends after initial cracking occurred at the center of the slab. In addition, the section performance was verified through the moment of inertia. As a result, the void deck with a void ratio of 32.8 % satisfies the flexural capacity of the one-way void slabs of the KCI2012 structural design standard and replaces the ordinary reinforced concrete slab to reduce the slab weight and to improve the workability and Eco-friendliness.

Keywords : deck plate, void deck plate, one-way void slab, void sphere, floor system

1. 서 론

1980년대부터 주택건설기준에 관한 규정에 따르면 바닥 슬래브의 처짐, 층간소음 등을 줄이기 위해 바닥 슬래브 두께에 대한 규정이 강화되고 있는 상황이다. 바닥 슬래브 두께의 증가는 슬래브의 자중뿐만 아니라, 전체 건축물 부재의 크기를 증가시키는 요인으로 작용하고 있다(Jung et al. 2016).

이러한 RC구조 슬래브의 단점을 보완하기 위하여 해외에서는 1990년대부터 교량 및 건축물 등에 자중 절감의 목적으로, 슬래브 휨 성능에 영향이 미치지 않는 하부철근과 상부철근 사이에 중공관이나 중공형성체를 삽입한 중공 슬래브의 개발이 연구되었다(Chung et al. 2014). 중공슬래브는 일반 철근콘크리트 슬래브와 같은 수준의 휨 성능을 가지며 슬래브 중량저감 및 콘크리트 물량 절감 효과 등을 기대할 수 있다.

또한 Bubbledeck(1995) 및 Cobiax(2005)는 중공률 30 %의 RC구조 슬래브에 구형 또는 타원형 중공형성체를 삽입한 이방향 중공슬래브에 관한 연구를 수행 했으며, 국내 연구에서는 Chung et al.(2011;2014)이 중공률 32 %의 RC구조 슬래

브에 최적의 중공형상에 따른 해석적 연구를 기반으로 슬래브의 방향성을 없앤 도넛형 이방향 중공 슬래브에 대한 실험적 연구를 통해 구조성능을 검증하였다. 그리고 최근 거푸집 및 동바리의 사용 없이 이음철근과 배력근 만으로 현장 타설에 유리한 T형 데크플레이트에 중공형성체를 삽입하여 중공률 30 % 데크플레이트에 관한 연구가 Hong et al.(2012)에 의해 수행된 바 있다.

바닥 구조용으로 많이 사용되는 데크플레이트는 아연도금 강판에 의해 콘크리트 자중과 시공하중을 견디는 거푸집의 역할을 하여 충분한 작업공간을 확보할 수 있어 현장 타설에 장점을 가진다(Joo et al. 2011). 그렇기 때문에 데크플레이트는 일반 철근콘크리트 슬래브보다 높은 시공성 및 안전성을 기대할 수 있다. 또한 건설 현장에서 공기 단축의 역할을 함으로써 공사비를 절감 할 수 있다. 그러나 콘크리트가 경화한 후에는 데크플레이트 하부의 아연도금 강판을 분리할 수 없기 때문에 습한 환경에서는 아연도금 강판이 부식될 우려가 있으며, 슬래브 균열 지점을 확인하기 어려워 차후 유지 관리에 문제가 있다. 이러한 문제점을 해결한 중공슬래브는 자중 절감 및 시공성, 경제성, 친환경성, 유지 관리성을 향상 시킬 것으로 기대되지만(Lee et al. 2014) 중공률 32.8 % ‘콩(bean)’형 중공형성체의 형상과 아연도금 강판의 탈형이 가능한 데크플레이트에 대한 실험적 연구가 검증되어 있지 않다. 따라서 본 연구에서는 탈부착형 중공데크가 1방향 휨

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

Received March 20, 2017, Revised May 31, 2017,

Accepted July 31, 2017

©2017 by Korea Concrete Institute

성능에 미치는 영향을 알아보기 위해, 중공형성체의 유무를 변수로 설정하여 중공률 32.8% 중공데크의 휨 강도, 균열 양상, 유효 단면2차모멘트, 모멘트-곡률관계, 단면 변형률 변화를 기준 실험체와 비교하여 1방향 중공 슬래브의 휨 성능 및 국내 구조설계 기준(KCI2012)의 적용 가능성을 실험적 연구를 통해 검증하고 평가하였다.

2. 탈부착형 중공데크플레이트의 구성

2.1 탈부착형 데크플레이트

탈부착형 데크는 최근 많이 사용하고 있는 구조용 데크플레이트의 단점을 보완한 데크플레이트로 삼각형 형상의 트러스 거더를 용접이 아닌 볼트를 이용하여 아연도금 강판에 접합해 콘크리트 타설 이후 쉽게 아연도금 강판을 탈형할 수 있는 특징을 가지고 있다(Lee et al. 2014). 콘크리트 경화 후에도 아연도금 강판의 탈형이 가능하기 때문에 재료의 재사용이 용이하고 슬래브 균열과약이 가능하여 경제적이고 안정적이며, 차후 유지 관리를 하는데 뛰어나다. Fig. 1은 모듈화된 데크플레이트로 폭 600 mm, 슬래브 두께 250 mm, 트러스 거더의 높이는 210 mm이며, 아연도금 강판과 철선트러스를 볼트접합으로 나타낸 상세 도면이다.

2.2 ‘콩(Bean)’형 중공형성체

‘콩(Bean)’형 중공형성체는 데크플레이트의 하부철선과 상부철선 그리고 트러스 거더의 수직인 철근의 피복두께를

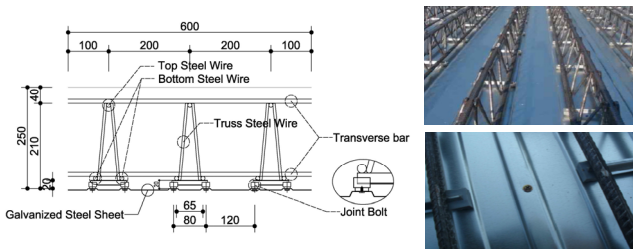


Fig. 1 Detail of removable deck plate

Table 1 Properties of void sphere

Material	Width (mm)	Length (mm)	Height (mm)	Volume (mm ³)	Void ratio (%)
Styro-foam (EPS)	160	240	145	4,920,171	32.8

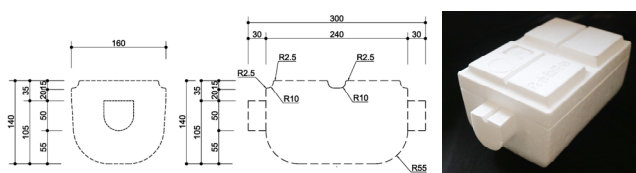


Fig. 2 Detail of bean void sphere

양 방향으로 확보하기 위해 중공형성체와 철선이 맞닿는 위치에 곡률반경을 적용하여 중공률 32.8%를 가지는 것이 특징이다. 또한 중공형성체의 간격을 유지하기 위해 형상의 양단부에 30 mm 간격으로 간격대를 만들어 제작하였다. 이를 통해 일정한 간격으로 중공형성체를 배치할 수 있어 편리하게 설치 가능하다.

중공형성체의 재료 및 부피에 대한 제원은 Table 1에 나타내었으며, Fig. 2는 폭 160 mm, 길이 240 mm, 높이 145 mm 중공형성체의 크기 및 곡률 반경을 제시하였다.

2.3 탈부착형 중공데크플레이트 시스템

본 실험에서 대상인 탈부착형 중공데크 시스템은 ‘콩(Bean)’형 중공형성체를 트러스 거더 사이에 삽입하고 부력에 의한 부상방지 장치를 상부철선에 설치하여 슬래브에 중공형성체를 고정한다. 이 시스템은 콘크리트 경화 이후 하부 아연도금 강판을 제거하는 바다 구조용 시스템이다. 하부 강판의 제거를 통해 일반 철근콘크리트와 동일한 구조 형태를 가진다. 탈부착형 중공데크의 상세 그림은 Fig. 3에 나타내었다.

3. 이론적 연구고찰

콘크리트의 압축영역에 중공형성체가 영향을 미치는 지에 대해서 판단하기 위해 슬래브 단면에서의 응력 및 변형률 분포를 통해 중립축의 위치를 확인하였으며 Fig. 4와 같이 나타내었다.

탈부착형 중공데크의 1방향 중공슬래브의 중립축 위치 대한 이론식은 ACI318-14와 KCI2012에서 제시된 개념으로 콘크리트의 극한 변형률을 0.003으로 가정하여 식 (1), (2)를 이용하여 검토하였다.

$$\epsilon_s = (0.003)d/c - 0.003 \quad (1)$$

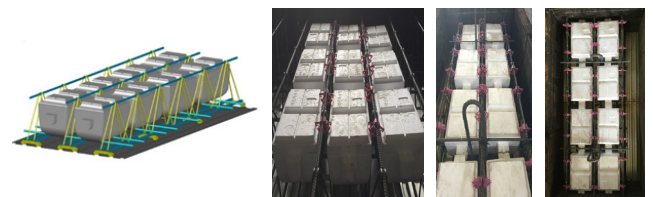


Fig. 3 Removable void deck plate

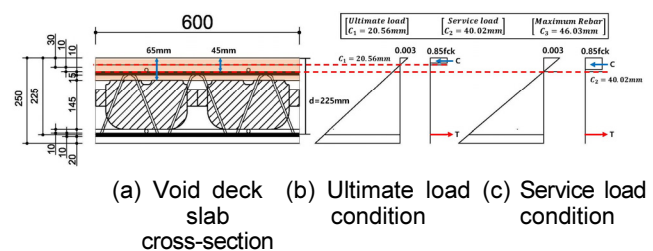


Fig. 4 Stress and strain distribution of void deck plate

Table 2 Properties of specimens

Specimen	Thickness (mm)	Width (mm)	Length (mm)	Span (mm)	Top bar	Bottom bar	Rebar ratio (%)	Shear span ratio	Void sphere
1F-SL-6.0	250	1200	3600	3150	6-D13	12-D13	0.32	6.0	-
1F-VL-6.0	250	1200	3600	3150	6-D13	12-D13	0.32	6.0	Bean void

$$a = (A_s f_y) / (0.85 f_{ck} b) \quad (2)$$

여기서

ϵ_s : 철선의 단면 중심에서의 변형률

a : 등가응력분포의 깊이

극한 하중 상태에서 일반 RC 슬래브의 경우 인장은 하부 철근이, 압축은 중립축 상단 콘크리트 영역이 주로 힘에 대하여 저항한다. 중공형성체를 삽입한 중공슬래브의 경우 과도한 중공률 확보를 위해 중공형성체 하부철근 또는 상부철근과 맞닿게 되거나, 콘크리트 압축영역 범위를 넘어서게 되면 휨 성능에 영향을 미치게 된다. 이를 고려하여 탈부착형 중공데크는 모듈화된 폭 1200 mm, 슬래브 두께 250 mm, 하부 철선 D10을 기준으로 식 (1), (2)를 이용하여 중립축의 위치를 산정하였다. 또한 실제구조물에서는 평상시 계수하중이 작용한다고 보기 어렵고, 사용하중의 일부분이 작용한다. 따라서 사용하중 하에서 콘크리트와 철근의 응력은 탄성영역에 있으므로 탄성해석을 통해 검토하였다.

그 결과 탈부착형 중공데크의 극한상태의 중립축은 20.56 mm로 슬래브의 콘크리트 상부면에서부터 중공형성체까지의 깊이가 65 mm보다 작으므로 중공형성체가 중립축 상부 압축영역을 침범하지 않을 것으로 판단되며, 최대철근비를 적용한 중립축은 46.03 mm, ACI318-14의 기준에 따라 사용하중 하에서의 탄성 중립축은 40.02 mm으로 콘크리트 압축영역에 중공형성체가 침범하지 않는 것을 이론적으로 확인하였다.

4. 실험계획

4.1 실험체 개요

본 실험에서는 탈부착형 중공데크의 1방향 중공슬래브의 휨 성능 평가의 목적으로 다음과 같은 사항들을 검토하였다. 탈부착형 데크를 기준으로 실험체를 계획하였으며, 동일한 크기와 철근비를 가지는 데크와 ‘콩(bean)’형 중공형성체를 삽입한 탈부착형 중공데크의 휨 성능을 평가하고자 하였다. 또한 탈부착형 중공데크의 국내 구조설계 기준(KCI2012)의 적용 가능성을 평가하였다.

4.2 실험체 계획 및 제작

1방향 슬래브의 휨 성능을 평가하기 위해 Table 2와 같이 총 2개의 휨 실험체를 제작하였고, 실제 실험체 크기 및 형상

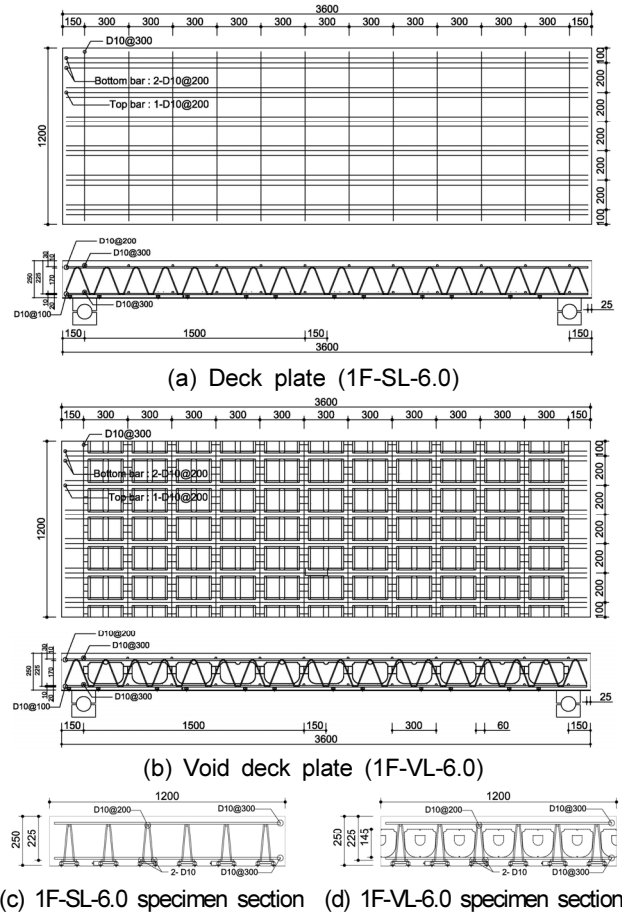


Fig. 5 Specimen details

은 Fig. 5에 나타내었다. 모든 실험체의 길이, 폭, 슬래브 두께, 지점간의 거리, 휨 철근비는 동일하며, 중공형성체의 유무를 변수로 실험체를 계획하였다.

실험체는 공장에서 가공된 데크플레이트를 가로 600 mm, 세로 3600 mm으로 가로방향으로 겹쳐 1200 mm로 조립한 후, 하부 휨 철선 사이에 ‘콩(Bean)’형 중공형성체를 설치하여 제작하였으며, 변형률을 측정하기 위하여 하부 및 상부 휨 철선에 변형률 게이지(Strain gauge)를 부착하였다. 미리 제작된 중공형성체의 부력에 의한 부상방지 장치를 이용하여 ‘콩(Bean)’형 중공형성체의 부력을 방지한 이후 콘크리트 타설을 하였으며 양생 이후 데크플레이트의 하부 강판을 탈형하였다.

4.3 사용 재료

제작에 사용된 탈부착형 중공데크의 콘크리트 설계기준 강도는 24 MPa이며, 콘크리트 배합비는 Table 3과 같다. 실

Table 3 Mix proportion of concrete

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

Table 4 Tensile strength of rebar

Specimens	Nominal strength (MPa)	Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)	Elastic modulus (GPa)
Iron-D10	500	550.18	663.61	8.81	155.05

험체 타설 시 콘크리트의 슬럼프 및 공기량을 측정하였으며, KS F 2405에 따라 지름 100 mm, 높이 200 mm의 원통형 공시체를 9개 제작하여 실험체와 동일한 조건으로 증기 양생하였다. 강도시험은 28일 강도로 탈부착형 중공데크의 휨 실험 직전에 만능시험기를 이용하여 실시하였으며, 공시체의 평균 압축강도는 25 MPa로 설계 기준 강도인 24 MPa와 유사하게 나타났으며, 슬럼프 값은 평균 120 mm의 값을 나타내었다.

철선은 SD500의 D10으로 데크플레이트의 하부 주인장 철선으로 사용하였으며, 인장시험편 제작은 KS D 3504의 규정에 따라 제작되었으며, 만능시험기를 사용하여 인장강도를 평가하였다. 철선의 항복강도는 550.2 MPa이며, 인장강도는 663.6 MPa로 나타났다. 재료의 인장강도, 연신율, 탄성계수 시험결과는 Table 4와 같다.

4.4 가력 및 계속 계획

탈부착형 중공데크의 1방향 중공슬래브의 휨 성능을 평가하기 위하여 Fig. 6과 같이 실험체를 액추에이터(Actuator)에 설치하였으며, 단순지지로 가력 하였다. Bresler and MacGregor (1967)의 연구에 따라 전단파괴를 최소화 하고 실험체의 휨 파괴를 유도하기 위해 전단경간비(전단경간-유효깊이 비)를 6.0로 설정하였다. 실험체 양 단부 끝에서 150 mm 떨어진

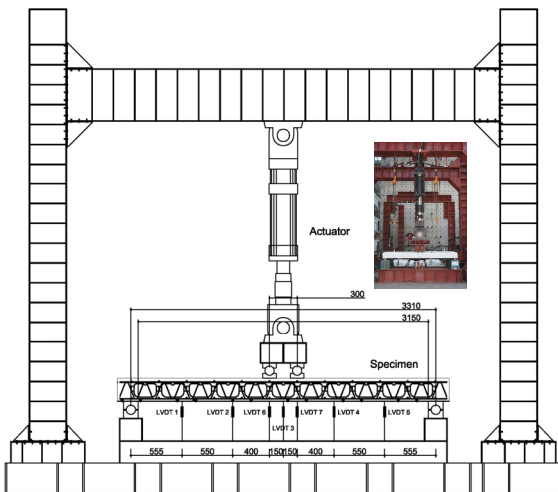


Fig. 6 Test setup (LVDT location)

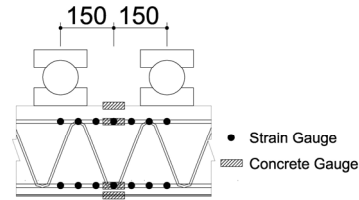


Fig. 7 Specimen center gauge

위치에 반력힌지를 설치하였고, 가력힌지는 실험체 중앙에서 양 단부 방향으로 150 mm 떨어진 부분에 위치시켜 강체보(rigid beam)를 이용하여 고정 하였다. 가력은 최대 용량 2000 kN의 액추에이터(Actuator)를 사용하여 초당 0.015 mm 속도로 변위제어를 하였으며, 가력하중의 측정은 액추에이터(Actuator)에 부착된 로드셀(Load cell)을 이용하였다. 실험체 인장철근의 변형률 및 항복강도를 측정하기 위해 가력위치에서 양 단부 방향으로 일정하게 변형률 게이지를 부착하였으며, 최대 모멘트가 작용하는 구간의 인장철선에 변형률 게이지를 50 mm 간격으로 부착하여 변형률 및 항복강도를 측정하였다. LVDT는 실험체 가력위치 사이에 3개, 양단부로 각 2개씩 총 7개를 설치하여 슬래브의 처짐을 측정하였으며, 중립축의 위치를 파악하기 위하여 콘크리트 게이지는 Fig. 7과 같이 실험체 중앙부 하부철선과 상부철선 위치에 부착하여 측정하였다.

5. 실험 결과 및 분석

5.1 탈부착형 중공데크 휨 강도

탈부착형 중공데크의 휨 실험체는 콘크리트 구조설계 기준(KCI2012)에 따라 균열모멘트, 항복하중을 식 (3)~(5)에 의해 산정하였다. Table 5는 실험체의 대한 초기균열, 항복하중 및 극한하중의 이론값과 휨 실험결과를 정리하여 나타낸 것이다. 또한 항복시점 및 극한하중에 대한 하중-변위 곡선은 Fig. 8과 같이 나타내었다.

$$M_{cr} = \frac{f_r I_g}{y_t} = \frac{0.63 \sqrt{f_{ck}} I_g}{y_t} \quad (3)$$

$$M_n = A_s f_y (d - \beta_1 c / 2) \quad (4)$$

$$P_n = 2M_n / l_a = 2(A_s f_y (d - \beta_1 c / 2)) / l_a \quad (5)$$

여기서

- y_t : 단면의 중립축에서 인장연단까지의 거리
- f_r : 콘크리트 파괴계수
- M_{cr} : 휨 균열모멘트
- M_n : 설계 휨 강도
- P_n : 설계 휨 하중

Table 5 Test result (initial, yield, maximum)

Specimen	Initial cracking				Yield				Maximum		Result		
	Theoretical		Result		Theoretical		Result		Result				
	P_{cr} (kN)	δ_{cr} (mm)	P_{cr} (kN)	δ_{cr} (mm)	P_n (kN)	δ_n (mm)	P_y (kN)	δ_y (mm)	P_{max} (kN)	δ_{max} (mm)	$\frac{P_y}{P_n}$	$\frac{P_{max}}{P_n}$	$\frac{P_{max}}{P_{max, Solid}}$
1F-SL-6.0	54.54	0.95	42.9	1.66	135.5	12.85	144.4	20.26	164.24 (190.17)	32.2	1.07	1.21	1 (1)
1F-VL-6.0	41.73	0.84	32.34	1.45	135.5	15.99	156.9	23.13	178.15 (195.56)	37.6	1.16	1.31	1.08 (1.03)

() : Load with self weight

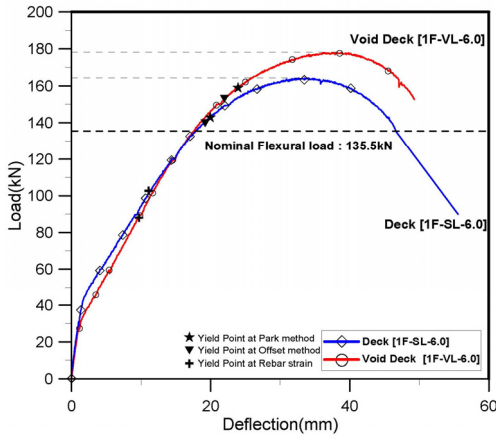


Fig. 8 Load-Deflection relationship

항복시점은 극한 하중점을 지나는 수평선과 극한하중의 70%점을 지나는 할선강성선(Secant stiffness line)의 교점으로 정의한 Park method를 이용하였다(Park 1988). 따라서 Fig. 8과 같이 탈부착형 중공데크 실험체의 항복시점은 초기 균열 이후에 강성 감소가 발생한 시점과 근접한 시점으로 정의하였다.

실험결과로 도출한 중공형성체가 없는 비교 기준 1F-SL-6.0 실험체(탈부착형 데크)의 항복 하중은 144.4 kN, “콩(bean)형” 중공형성체를 삽입한 1F-VL-6.0 실험체(탈부착형 중공데크)의 항복하중은 156.9 kN으로 콘크리트 구조설계기준 식을 통한 휨 하중인 135.5kN보다 휨 강도가 각각 6.6%, 15.8% 높은 결과를 보여주었다. 또한 각 실험체 최대하중을 비교한 결과, 1F-SL-6.0 실험체는 164.24kN, 1F-VL-6.0 실험체는 178.15 kN으로 나타났으며, 1F-VL-6.0 실험체는 1F-SL-6.0 실험체에 비해 7.8% 높은 결과를 보여주었다. 이 결과는 실험에 의한 측정값으로 자중이 반영되어 있지 않으며, 본 연구에서는 중공형성체 삽입유무가 변수이기 때문에 실험값에 자중을 반영하는 것이 필수적이다. 따라서 자중을 포함한 결과 각각 190.2 kN, 195.6 kN을 나타내었으며, 2.7%로 유사한 차이를 보여주었다. 이와 같이 슬래브에 중공형성체를 삽입하여 슬래브의 단면감소와 더불어 콘크리트의 자중이 감소되었기 때문에 이에 영향을 미친 것으로 판단된다. 따라서 본 연구의 실험결과를 바탕으로 중공률 32.8%의 탈부착형 중공데크의 1방향 중공슬래브 휨 강도 산정은 일반 철근콘

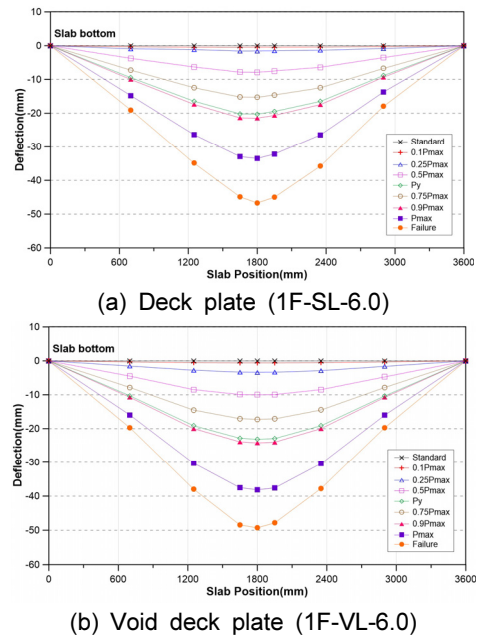


Fig. 9 Load step by step deflection

크리트 슬래브와 동일하게 콘크리트 구조설계기준(KCI2012)에 나타나 있는 식을 적용하여 설계를 하여도 될 것으로 판단되며, 데크플레이트에 중공형성체를 삽입하여도 1방향 휨 강도에 큰 영향이 없는 것으로 판단된다.

또한, Fig. 9와 같이 하중 단계별 처짐을 살펴보면, 철선이 항복하기 이전에는 유사한 처짐을 보였으며, 항복하중에서 1F-SL-6.0 실험체는 20.3 mm, 1F-VL-6.0 실험체는 23.13 mm로 나타났다. 파괴시점에서는 두 실험체의 처짐이 4.6 mm 차이를 보였으나, 항복시점 이전인 사용하중 하에서는 큰 차이를 보이지 않는 것을 확인하였다. 따라서 사용하중 상태에서 탈부착형 중공데크의 처짐은 기준 1F-SL-6.0 실험체와 비슷한 사용성능을 나타내는 것으로 판단된다.

5.2 탈부착형 중공데크 균열 양상 및 파괴 형태

Fig. 10은 탈부착형 중공데크 실험체의 균열도 및 최종 파괴형태를 나타내었다. 모든 실험체는 중공형성체의 유무와 관계없이 공통적으로 실험체 중앙에서 양쪽으로 150 mm 떨어진 범위 안에서 초기 휨 균열이 발생하였으며, 하중의 증

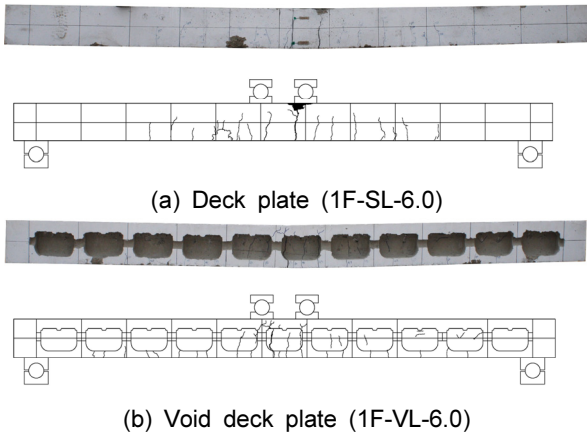


Fig. 10 Cracking aspects of specimens

가와 함께 실험체의 양 단부 방향으로 균열이 확산되는 전형적인 휨 파괴 양상을 나타내었다. 1F-SL-6.0 실험체(탈부착형 데크)는 비교 기준 실험체로써 중앙부에서 42.9 kN으로 최초 휨 균열이 발생하였으며, Fig. 10(a)와 같이 하중이 증가할수록 가력지점에서 양 단부 방향으로 균열이 확산됨과 동시에 콘크리트의 압축연단까지 수직으로 확장되었다. 그리고 철선 항복이후 실험체 중앙 상부 압축면에서 압괴가 발생함으로써 최종적으로 휨 파괴를 하였다. Fig. 10(b)는 ‘콩(Bean)’형 중공형성체를 적용한 1F-VL-6.0 실험체로 32.34 kN에서 최초 휨 균열이 발생하였으며, 슬래브 최외단에 중공형성체를 삽입한 관계로 실험 종료 이후 중공형성체를 제거하여 균열을 확인한 결과 1F-SL-6.0 실험체와 같이 슬래브 양 단부 방향으로 균열이 확산되는 유사한 파괴 거동을 보였으며, 철근 항복이후 슬래브 콘크리트 중앙 상부 압축면에서 압괴 없이 최종 파괴가 발생하였음을 확인하였다.

5.3 탈부착형 중공데크 단면2차모멘트

슬래브의 처짐은 지간길이, 하중 크기 및 형태, 단면 특성, 균열 양상에 따라 영향력을 미치지만 그 가운데 가장 큰 영향력을 미치는 것은 단면2차모멘트이다.

현행 구조기준(KCI2012)에서는 Branson(1963;1965)이 제안한 유효 단면2차모멘트 식을 사용하고 있으며, 이 식 (8)은 등분포 하중을 받는 직사각형 보의 처짐 계산을 위한 식이다. 그러나 본 실험과 같이 철근비가 낮고 집중하중을 받는 슬래브에 대해서는 정확한 유효 단면2차 모멘트를 예측하기 힘들다. 따라서 본 연구에서는 탈부착형 중공데크의 휨 강성을 분석하기 위해 Branson(1963;1965)가 제안한 식 (8)과 철근비가 반영된 Al-shaikh and Al-Zaid(1993)이 제안한 식 (9)를 통해 유효 단면2차모멘트를 산정하여 실험값과 비교하였다. 실험값은 실험에서 얻은 데이터를 통해 모멘트-곡률 $[I = \frac{M}{E\phi}]$ 관계를 이용하였다. 여기서 곡률은 슬래브의 하부 철선과 상부철선의 변형률을 이용하여 곡률 $[\phi = \frac{(\epsilon_s + \epsilon'_s)}{(d - d')}]$ 을 계산하였으며, 비균열 단면2차모멘트, 균열 단면2차모멘트,

유효 단면2차모멘트의 비교 결과는 Table 6과 Fig. 11에 통해 나타내었다.

$$I_g = \frac{bh^3}{12} + bh(h/2 - y')^2 + (n-1)A_s(y' - d')^2 + bh(h/2 - y')^2 \quad (6)$$

$$I_{cr} = b(kd^3)/3 + nA_s(d - kd)^2 \quad (7)$$

$$I_{e,B} = (M_{cr}/M_a)^3 I_g + [1 - (M_{cr}/M_a)^3] I_{cr} \quad (8)$$

$$I_{e,A} = (L_{cr}/L)^{m'} I_{cr} + [1 - (L_{cr}/L)^{m'}] I_g \quad (9)$$

$$m' = \beta \frac{M_{cr}}{M_a} \quad (10)$$

$$\beta = 0.8\rho \quad (11)$$

여기서

- I_g : 전 단면 이차 모멘트
- I_{cr} : 균열 단면 이차 모멘트
- $I_{e,B}$: 유효 단면 이차 모멘트(Branson 1963, KCI2012)
- $I_{e,A}$: 유효 단면 이차 모멘트(Al-shaikh and Al-Zaid 1993)
- L_{cr} : 부재의 균열 발생 길이
- L : 부재의 길이
- ρ : 인장철선비

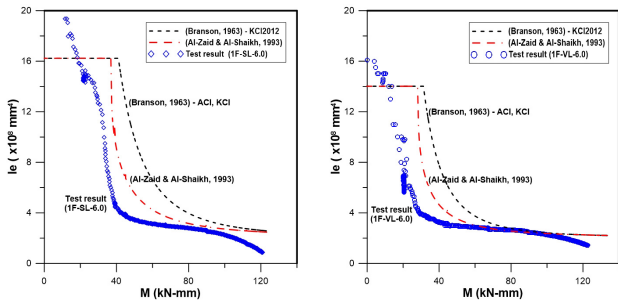
ACI318-14 및 KCI2012 기준에 적용된 Branson(1963; 1965)의 제안식과 Branson(1963; 1965)의 제안식을 보완한 Al-shaikh and Al-Zaid(1993)의 유효 단면2차모멘트(I_e)의 이론값과 실험값을 비교한 결과, Fig. 11과 같이 Al-shaikh and Al-Zaid(1993)가 제시한 이론값이 더 근사한 유효 단면2차모멘트를 나타내었다. 이는 Branson(1963;1965)이 제안한 유효 단면2차모멘트의 이론식은 철근비에 대한 변수를 고려하고 있지 않기 때문에 이러한 차이를 보이는 것으로 판단된다.

또한 균열하중 이후부터 항복하중까지 탈부착형 데크와 탈부착형 중공데크의 유효 단면2차모멘트의 실험값은 Branson(1963;1965)이 제안한 이론값 대비 각각 13.8%, 0.4% 나타내었으며, Al-shaikh and Al-Zaid(1993) 제안식은 각각 4.4%, 1.2%를 나타내었다. 그리고 두 실험체의 초기균열이후 항복하중까지 유효 단면2차모멘트를 비교한 결과, 1F-VL-6.0 실험체(탈부착형 중공데크)의 유효단면2차모멘트는 1F-SL-6.0 실험체(탈부착형 데크)에 비해 6.2% 낮은 단면 성능을 보였으며 유사한 추이를 보였다. 이는 중공형성체로 인해 슬래브의 단면이 손실된 것으로 판단된다. 따라서 탈부착형 중공데크의 유효 단면2차모멘트는 탈부착형 데크와 유사한 단면 성능을 보여 줌으로써 슬래브의 철근비를 고려한다면 사용성에서도 충분한 단면 성능을 가질 수 있을 것으로 판단되나, 중공형성체로 인해 슬래브의 단면 변화에 따른 정확한 유효 단면2차모멘트에 대한 연구가 필요할 것으로 사료된다.

Table 6 Test result (geometric moment of inertia)

Specimen	Initial				Test	
	I_y ($\times 10^8 \text{mm}^4$)	I_{cr} ($\times 10^8 \text{mm}^4$)	$I_{e,B}$ ($\times 10^8 \text{mm}^4$)	$I_{e,A}$ ($\times 10^8 \text{mm}^4$)	$I_{1,T}$ ($\times 10^8 \text{mm}^4$)	$I_{2,T}$ ($\times 10^8 \text{mm}^4$)
1F-SL-6.0	16.38	2.05	2.98	2.69	9.02	2.57
1F-VL-6.0	14.02	2.05	2.40	2.38	7.81	2.41

I_e : effective moment of inertia, $I_{e,B}$: effective moment of inertia (Branson 1963, KCI2012) $I_{e,A}$: effective moment of inertia (Al-shaikh and Al-Zaid.1993), $I_{1,T}$: effective moment of inertia cracked section of specimen, $I_{2,T}$: effective moment of inertia yield section of specimen



(a) Deck plate (1F-SL-6.0) (b) Void deck plate (1F-VL-6.0)
Fig. 11 Effective moment of inertia

5.4 탈부착형 중공데크 모멘트-곡률 변화

슬래브의 강성은 곡률 변화에 밀접한 관계를 가지고 있다. 따라서 본 연구에서는 식 (12)를 근거로 계산한 단면2차 모멘트를 산정하여 모멘트-곡률 관계를 도식화하여 Fig. 12 와 같이 나타냈다. 또한 Table 7과 같이 비교하였다.

$$I_{Test} = (Pl_a/48E_c\delta) \times (3l^2 - 4l_a^2) \quad (12)$$

여기서

E_c : 콘크리트 탄성계수

σ : 실험에 의한 처짐

l : 실험체 지점간의 거리

l_a : 지점에서부터 가력지점까지 거리

슬래브의 단면 휨강성은 모멘트-곡률관계에서 원점을 통과하는 기울기(EI)로 표현하였으며, 초기균열과 균열 발생 이후부터 항복모멘트까지의 강성을 비교하였다. 균열 발생 이후 두 실험체 모두 균열로 인해 슬래브의 단면이 줄어들어 균열 전 휨강성(EI)에 비해 균열 후 휨강성(EI)이 감소하는 경향을 보여주었으며 곡률은 크게 증가하였다.

초기 균열까지의 단면 휨강성은 1F-VL-6.0 실험체(탈부착형 중공데크)가 1F-SL-6.0 실험체(탈부착형 데크)보다 13% 낮았으며, 균열이후 항복점까지는 차이가 1% 미만으로 비슷하게 나타났다. 이는 1F-VL-6.0 실험체가 중공형성체로

Table 7 Test result (slab bending stiffness)

Specimen	Result		Comparison	
	$EI_{1,Test}$ ($\times 10^{12} N \cdot \text{mm}^2$)	$EI_{2,Test}$ ($\times 10^{12} N \cdot \text{mm}^2$)	$\frac{EI_{1,Test}}{EI_{1,Test(SL)}}$	$\frac{EI_{2,Test}}{EI_{2,Test(SL)}}$
1F-SL-6.0	18.7	6.65	1	1
1F-VL-6.0	16.2	6.6	0.87	0.99

EI : Slab bending stiffness, EI_1 : From origin to initial crack, EI_2 : From initial crack to yield point

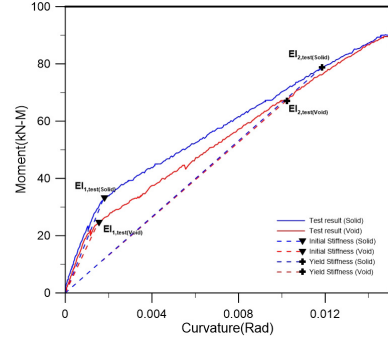
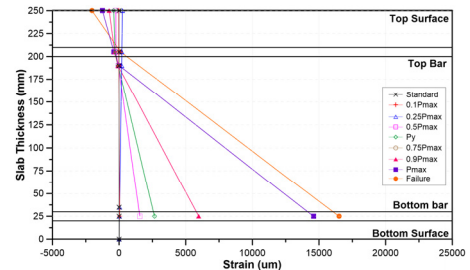


Fig. 12 Moment-curvature relationship

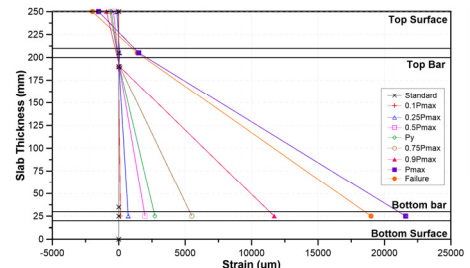
인해 슬래브의 단면이 감소하여 초기미세균열이 1F-SL-6.0 실험체보다 많이 발생했기 때문에 단면의 휨강성이 차이를 보이며, 균열모멘트 이후 트러스 거더의 인장철선이 주로 인장력에 저항하기 때문에 근소한 차이를 보이는 것으로 판단된다. 따라서 탈부착형 중공데크는 탈부착형 데크를 대체할 수 있을 것으로 판단된다.

5.5 탈부착형 중공데크 단면 변형을 변화

Fig. 13은 슬래브 중앙 측면에 부착한 콘크리트 게이지와 철선게이지를 이용하여 하중 단계별로 변형을 변화를 나타



(a) Deck plate (1F-SL-6.0)



(b) Void deck plate (1F-VL-6.0)

Fig. 13 Load step by step tensile wire strain

낸 것이다. 이를 통해 슬래브 단면의 휨 응력 및 철선의 변형률, 중립축의 위치에 대해 평가하였다.

1F-VL-6.0 실험체(탈부착형 중공데크)의 최대 하중 시점 중립축의 깊이는 22.56 mm로 중공형성체가 압축영역에 미치지 않은 것을 확인하였다. 또한 슬래브 중앙 상단에 부착된 콘크리트 게이지에 의하여 측정된 슬래브의 압축 변형률은 두 실험체 모두 초기하중부터 항복하중에 도달할 때까지 유사한 압축 변형률을 보이고 있으며, 중립축의 위치가 압축축 방향으로 이동하는 것으로 나타났다. 하부철선의 변형률은 항복하중까지 유사한 변형률을 보였으나, 항복하중 이후 “콩(bean)형” 중공형성체를 삽입한 1F-VL-6.0 실험체(탈부착형 중공데크)가 1F-SL-6.0 실험체(탈부착형 데크)보다 철선 변형률이 더 높게 측정되었다. 이는 중공형성체로 인해 하부철선과 중공형성체 사이의 피복이 얇아 균열 발생 이후 부착성능 저하로 휨내력을 주로 철선이 부담하게 되어 철선의 변형률이 증가하는 것으로 판단된다. 따라서 추가적인 탈부착형 중공데크에 대한 부착성능 평가가 필요할 것으로 사료된다.

6. 결 론

중공률 32.8%의 아연도금 강판 탈형이 가능한 탈부착형 중공데크를 사용한 부재의 휨 성능을 평가하기 위하여 실험체 2개를 제작하여 단순지지 2점 가력 실험을 수행하였으며, 국내 콘크리트 구조설계 기준(KCI2012)의 적용성 평가를 실시하였다. 이에 따라 실험결과 및 분석을 통해 얻은 결론은 다음과 같다.

- 1) 실험을 통한 1F-SL-6.0 실험체(탈부착형 데크)와 1F-VL-6.0 실험체(탈부착형 중공데크)는 콘크리트 구조설계기준(KCI2012)을 따라 산정한 휨 하중보다 항복하중이 각각 6.6%, 15.8% 높게 나타났다. 극한 하중은 탈부착형 중공데크가 탈부착형 데크에 비해 7.8% 높았으며, 자중을 포함할 경우 2.7% 높은 극한하중을 보여줌에 따라 3.6 m 보다 긴 스패에서도 휨 성능을 만족할 것으로 예상된다. 따라서 탈부착형 중공데크 1방향 중공 슬래브는 극한 강도 설계법을 적용한 공칭 휨 강도 이상의 휨 성능을 보이며, 현행 기준 설계식에 따라 휨 강도를 산정해도 될 것으로 판단된다.
- 2) 균열 양상 및 파괴 거동은 중공형성체의 유무와 관계 없이 초기 균열부터 철선 항복 이후까지 슬래브 중앙에서 양 단부 방향으로 균열이 확산되어 최종파괴 될 때까지 전형적인 휨 파괴 거동을 나타냈으며, 실험체 모두 유사한 휨 파괴 거동을 보임을 확인하였다.
- 3) 탈부착형 중공데크와 탈부착형 데크의 단면2차모멘트는 유사한 단면성능을 보여주었다. Branson(1963;1965)의 제안식과 철근비를 반영한 Al-shaikh and Al-Zaid(1993)가 제안한 유효 단면2차모멘트 이론식을 실험값과 비교한 결과, 낮은 철근비를 가진 탈부착형 중공데크는 철근비를 고려한 Al-shaikh and Al-Zaid(1993)의 유효 단

면2차모멘트 제한식이 더 근사한 결과를 나타내었다. 따라서 탈부착형 중공데크는 사용성에서도 충분한 단면성능을 나타낼 것으로 판단된다. 그러나 슬래브에 중공형성체를 삽입한 경우 슬래브의 단면 변화에 따른 정확한 유효단면2차모멘트를 도출하기 어렵기 때문에 이에 대한 추가 연구가 필요할 것으로 판단된다.

- 4) 두 실험체는 슬래브 하단의 균열 발생 이후 슬래브 인장영역에서 콘크리트가 아닌 철선으로만 인장력을 저항하면서 급격한 곡률 증가로 인해 강성이 감소하였다. 그리고 두 실험체 모두 근사한 휨강성(EI)을 보인다.
- 5) 모든 실험체는 항복하중 이전까지 압축과 인장변형률 모두 유사한 변형률을 보이고 있으나, 항복 이후 탈부착형 중공데크가 더 높은 철근 변형률이 측정된 것을 확인하였다. 이는 중공형성체 하부와 인장철선 사이의 콘크리트 두께가 얇아 균열 이후 부착성능 저하로 휨내력을 주로 철선이 부담한 것으로 판단된다. 따라서 철선에 따른 부착성능 평가에 대한 추가 연구가 필요할 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 2016년도 (주)덕신하우징의 연구비와 정부(미래창조과학부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행한 연구과제입니다. (No. 한국연구재단에서 부여한 과제번호 : NRF-2014R1A2A1A11051049) 지원에 의해 수행되었습니다.

References

- ACI 318-14 (2014) Building code requirement for structural concrete and commentary: ACI Committee 318: American Concrete Institute.
- Aldejohann, M. and Schnellenbach-Held, M. (2002) Investigations on the Shear Capacity of Biaxial Hollow Slabs-Test Results and Evaluation. Darmstadt Concrete 18.
- Al-shaikh, A. H. and Al-Zaid, R. (1993) Effect of reinforcement ratio on the effective moment of inertia of reinforced concrete beams. *ACI Structural Journal* 90(2), 144-149.
- Branson, D. E. (1963;1965) Instantaneous and Time-Dependent Deflections of Simple and Continuous Reinforced Concrete Beams. HPR Report 7(1) Alabama-Highway Department/ U.S. Bureau of Public Roads 1-78.
- Bresler, B. and MacGregor, J. G. (1967) Review of Concrete Beams Failing in Shear. *J. Struct. Div. ASCE* 93, 343-372.
- Chung, J. H., Choi, H. K., Lee, S. C., and Choi, C. S. (2011) An Analytical Study on the Optimal Hollow Sphere Shapes in a Biaxial Hollow Slab. *Journal of the Architectural Institute of Korea, Structure a Construction* 27(7), 3-10. (In Korean)
- Chung, J. H., Choi, H. K., Lee, S. C., and Choi, C. S. (2014) Flexural Strength and Stiffness of Biaxial Hollow Slab with

- Donut Type Hollow Sphere. *Journal of the Architectural Institute of Korea, Structure & Construction* 30(5), 3-11. (In Korean)
- Hong, E. A., Chung, L., Paik, I. K., Yun, S. H., and Cho, S. H. (2012) Structural Performance and Usability of Void Slab Established in T-deck Plate. *Journal of the Korea Concrete Institute* 24(6), 677-684. (In Korean)
- Joo, E. H., Kim, S. M., Kang, J. Y., Kim, H. G., and Park H. G. (2011) Structural Performance Test on Installation Method of Void Former for Void Slab using Deck Plate. *Journal of the Architectural Institute of Korea, Structure & Construction* 27(3), 31-38. (In Korean)
- Jung, M. G. and Choi, C. S. (2017) Flexural Capacity of One-Way Void Slabs using removable Deck Plate M.S. Thesis. Hanyang University. (In Korean)
- Jung, M. G., Kim, H. H., and Choi, C. S. (2016) Flexural Capacity of One-way Void Slabs with Lightweight Eco Bean. *Proceeding of the Korea Concrete Institute* 28(2), 159-160. (In Korean)
- Jung, M. G., Kim, H. H., Kim, S. C., and Choi, C. S. (2017) Effective Moment of Inertia using Lightweight Eco Bean Deck. *Proceeding of the Korea Concrete Institute* 29(1), 847-848. (In Korean)
- KCI2012 (2012) Concrete Design Code of KOREA: KCI Committee: Korea Concrete Institute. (In Korean)
- Kim, G. C., Seok, K. Y., and Kang, J. W. (2013) Evaluation of Flexural Performance of One-Way Voided Slabs. *Journal of the Architectural Institute of Korea, Structure & Construction*, 29(8), 11-18. (In Korean)
- Kim, S. H., Kang, I. S., and Lee, H. S. (2007) Experimental Study on the Flexural Behavior of I-Slab. *Korea Concrete Institute*, 5-8. (In Korean)
- KS D 3504 (2016) Steel bar for concrete reinforcement: Korean Agency for Technology and Standards. 1-31. (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 Safety and Economic Feasibility for Removable Steel Plate Eco Deck Plate. *Journal of the Architectural Institute of Korea, Structure & Construction* 30(9), 3-10. (In Korean)
- Lee, W. S., Cho, S. H., Lee S. H., and Cho S. G., Chung, L. (2009) Flexural Strength and Stiffness of Hollow-core Slabs. *Journal of the Architectural Institute of Korea, Structure & Construction* 25(1), 49-56. (In Korean)
- Park R. (1988) Ductility evaluation from laboratory and analytical testing. *Proceedings of the 9th World Conference on Earthquake Engineering* 7, Tokyo-Kyoto 605-616.
- Park, S. W., Seok, K. Y., Kim, G. C., and Kang, J. W. (2014) A Flexural Capacity evaluation of One-way Hollow Half Slab and General Hollow Slab. *Journal of the Architectural Institute of Korea, Structure & Construction* 30(11), 13-20. (In Korean)

요약 본 연구에서는 아연도금 강관의 탈·부착이 가능한 데크플레이트와 중공물을 효과적으로 적용한 “콩(bean)”형 중공형 성체를 삽입하여 1방향 중공슬래브의 휨 성능을 평가하였다. 1방향 중공슬래브의 휨 성능을 검증하기 위해 2개의 실험체를 제작하여 실험을 수행 하였다. 실험결과 탈부착형 데크와 탈부착형 중공데크 실험체의 휨 강도는 KCI2012 기준에 따른 설계 강도에 비해 각각 6.6 %와 15.8 % 높게 나타났으며, 슬래브 중앙에서 초기 균열 발생 이후 양단부로 균열이 확산되는 전형적인 휨파괴 거동을 보였다. 또한 단면2차모멘트를 통해 단면성능에 대한 검증을 실시하였다. 중공률 32.8 %를 가진 탈부착형 중공데크는 KCI2012 구조설계기준에 제시된 1방향 중공슬래브의 휨설계 강도를 상회하는 것으로 나타났다. 이에 따라 슬래브의 중량저감과 데크플레이트의 사용에 의한 시공성 개선, 아연도금 강관의 재사용을 통해 일반 철근콘크리트 슬래브를 대체 될 것으로 기대된다.

핵심용어 : 데크플레이트, 중공 데크플레이트, 1방향 중공슬래브, 중공형성체, 바닥 구조 시스템