

# 마이크로 강섬유 콘크리트를 적용한 연속 합성슬래브의 휨 및 균열 저항성능

황현종<sup>1)</sup> · 박홍근<sup>2)\*</sup> · 홍건호<sup>3)</sup> · 김갑득<sup>4)</sup> · 최세진<sup>5)</sup>

<sup>1)</sup>후난대학교 건축공학과 <sup>2)</sup>서울대학교 건축학과 <sup>3)</sup>호서대학교 건축공학과 <sup>4)</sup>포스코 철강솔루션센터 <sup>5)</sup>원광대학교 건축공학과

## Flexural Performance and Cracking Resistance of Continuous Composite Slab using Micro Steel Fibers

Hyeon-Jong Hwang,<sup>1)</sup> Hong-Gun Park,<sup>2)\*</sup> Geon-Ho Hong,<sup>3)</sup> Gap-Deug Kim,<sup>4)</sup> and Se-Jin Choi<sup>5)</sup>

<sup>1)</sup>Dept. of Architectural Engineering, Hunan University, Changsha, 410082, China

<sup>2)</sup>Dept. of Architecture and Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul, 151-744, Korea

<sup>3)</sup>Dept. of Architectural Engineering, Hoseo University, Chung-Nam Do, 336-795, Korea

<sup>4)</sup>R&D Center, POSCO, Incheon, 406-840, Korea

<sup>5)</sup>Dept. of Architectural Engineering, Wonkwang University, Jeon-Buk Do, 570-749, Korea

**ABSTRACT** In the present study, to enhance the constructability, a composite slab system using deck plate and micro steel fiber concrete was studied. In the proposed slab system, on-situ re-bar placement is not required. Steel fibers replace the temperature reinforcement. The present study focused on the crack control at the slab top in the continuous composite slab without spliced bars. Eight continuous slabs with various parameters were tested under vertical loading. The test parameters were the amount and types of micro steel fibers, types of deck plate, and the use of top bars in the continuous slab. To evaluate the crack resistance of the slabs, crack widths were measured in the continuous slabs. The test results showed that although the top spliced bars were not used, cracking were restrained by large flexural stiffness of the composite sections.

**Keywords** : continuous slab, deck plate, micro steel fiber, cracking

### 1. 서 론

건축공사에서 Reinforced Concrete (이하 RC) 슬래브 공사는 공사현장에서 거푸집 설치 및 철근 배근공정이 시공성 및 공기에 큰 영향을 미친다(Fig. 1(a)). 또한, 시공 중 처짐은 균열발생에 의한 내구성저하를 유발하여 슬래브의 안전성과 사용성에 영향을 미친다.<sup>1-3)</sup>

최근에는 1방향 슬래브의 시공성을 개선하기 위하여 바닥거푸집과 휨철근을 대체하는 메탈데크(Fig. 1(b))와 트러스데크(Fig. 1(c))를 사용하는 슬래브공법이 널리 사용되고 있다. 이 공법들은 강구조 뿐만 아니라 철근콘크리트 골조에도 사용되고 있다.

그러나 온도변화 및 건조수축에 의한 균열방지를 위해 와이어매쉬 또는 최소철근의 현장 배근작업이 요구되며,

슬래브가 연속되는 경우에 보의 위치에서 슬래브상부에 균열방지용 또는 부모멘트저항을 위한 철근들을 추가로 설치해야 하는 번거로움이 있다. 이러한 현장 철근배치

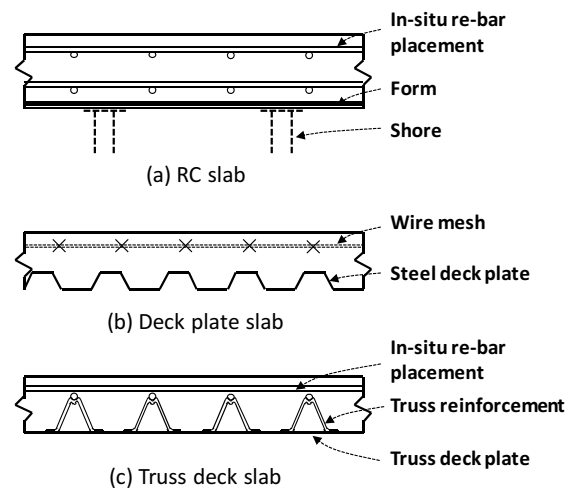


Fig. 1 Slab construction methods

\*Corresponding author E-mail : parkhg@snu.ac.kr

Received December 18, 2014, Revised March 17, 2015,

Accepted March 20, 2015

©2015 by Korea Concrete Institute

들은 시공성을 저해하는 요인이 된다.

따라서, 본 연구에서는 현장철근배치 작업을 없애기 위하여 기존의 메탈데크 또는 트러스철근데크 공법에 강섬유보강콘크리트를 사용하는 공법을 연구하였다(Fig. 2). 이 공법에서는 콘크리트 시공시에는 메탈데크 또는 트러스철근이 시공하중을 지지하며, 콘크리트 경화후 하중에 대해서는 메탈데크의 경우에는 합성슬래브작용에 의하여 하중이 지지되며, 트러스철근공법의 경우에는 얇은 하부 강판은 무시되고, 일반철근콘크리트슬래브로 설계된다.

이 공법에서는 현장 철근작업을 없애기 위하여 강섬유가 온도 및 건조수축철근을 대체하도록 설계된다. 또한, 슬래브가 연속되는 경우에도, 별도의 현장철근배치없이 극한하중에 대하여 단순지지 슬래브로 설계된다. 따라서, 슬래브연속위치에서 슬래브상부에 별도의 철근을 배치하지 않고, 사용하중상태에서 강섬유가 인장균열에 저항하도록 설계된다.

제안된 공법에서는 용선기반 마이크로 강섬유를 사용하였다. 용선기반 마이크로 강섬유는 액체 급냉의 원리를 이용한 melt spinning 기법에 의해 최근 프랑스 및 국내에서 개발되었으며, 기존의 일반 강섬유의 등가직경이 0.5~0.75 mm인 것에 반해 두께 29  $\mu\text{m}$ , 폭 1 mm, 길이 30 mm로 매우 얇게 제작된다. 이로 인하여 기존 강섬유와 비교하여 동일 질량 투입시 분산되는 마이크로 강섬유의 개수가 매우 많으며, 분산성이 우수하다. 또한, 용광로에서 비정질 상태로 제작되기 때문에 섬유의 인장강도가 최대 2000 MPa로 매우 큰 강도를 지니고 있다.

Hameed et al.<sup>4)</sup>는 마이크로 강섬유 20 kg/m<sup>3</sup>을 혼입하여 섬유 형상비에 따른 휨인장 실험을 수행하였으며, 마이크로 강섬유의 길이가 30 mm일때 콘크리트 휨거동이 크게 향상한다고 보고하였다. 최하진 등<sup>5)</sup>은 마이크로 강섬유의 혼입율 및 길이에 따른 건조수축 균열을 평가하였으며, 균열발생시점 예측모델을 제안하였다. 김선두 등<sup>6)</sup>은 마이크로 강섬유 콘크리트의 건조수축 변형률을 구속건조수축실험 방법별로 실험하였으며, 일반 콘크리트에 비해 구속 변형률은 20~50% 감소하며, 균열폭은 20~60% 감소하는 것으로 나타났다. 박경우 등<sup>7)</sup>은 체적비  $V_f = 1.0\%$ 인 마이크로 강섬유로 보강한 철근콘크리트 인장부재의 직접인장실험을 수행하였으며, 보통 콘크리트에 비해 쪼갬균열의 발생 및 진행이 억제되는 효과가 있는

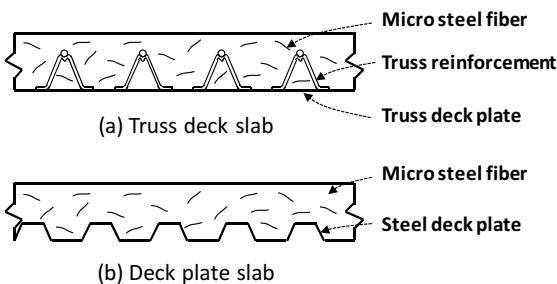


Fig. 2 Proposed FRC composite slab

것으로 나타났다. 구동오 등<sup>8)</sup>은 체적비  $V_f = 0.25 \sim 0.75\%$ 인 마이크로 강섬유 콘크리트의 휨인장 실험을 수행하였으며, 섬유 혼입률에 따라 휨강도는 최대 1.5배까지 증가하며, 휨인성지수는 최대 8.7배 증가하는 것으로 나타났다.

본 연구에서는 메탈데크 또는 트러스철근데크에 마이크로 강섬유 콘크리트를 사용하는 현장 무배근 합성슬래브 시스템을 제안하였다. 기본적으로 이 공법에서는 연속슬래브라고 할지라도 단순지지슬래브로 설계된다. 따라서, 본 연구에서는 사용하중조건에서 슬래브의 연속지점에서 마이크로 강섬유가 콘크리트 상부균열을 효과적으로 억제할 수 있는가에 초점을 두었다. 균열억제성능을 평가하기 위하여 수직하중을 받는 2경간 연속슬래브에 대하여 실험을 실시하였으며, 실험변수로서 마이크로 강섬유 혼입량, 강섬유 종류, 상부 이음철근 배근, 데크플레이트 종류를 고려하였다.

## 2. 실험 계획

일방향 2경간 연속 슬래브 실험체 8개를 실험 크기로 제작하였다. 각 스패ن 중앙에 집중하중을 가력하여 사용하중에서의 균열저항성과 극한강도를 평가하였다. Fig. 3은 연속슬래브의 상세 및 하중조건에 따른 모멘트 분포를 나타낸다. 연속슬래브 경계조건의 경우 시공현장에서

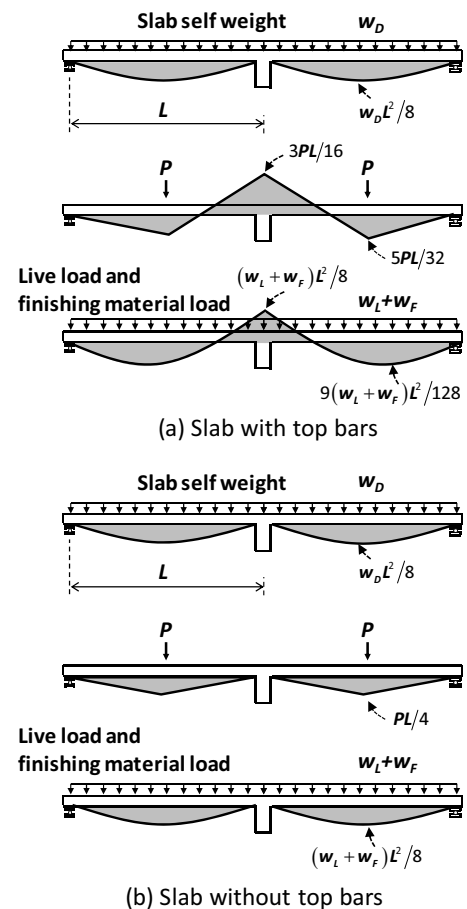


Fig. 3 Moment distributions of slab specimens

**Table 1** Test parameters of slab specimens

Specimens		RC	TD1	TD2	TD3	TD4	TD5	SD	HP	
Material strengths	Concrete strength $f_{ck}$ (MPa) <sup>1)</sup>	26.3	22.3	22.3	24.5	27.9	21.9	24.5	20.7	
	Concrete tensile strength $f_t$ (MPa)	2.69	1.95	1.95	2.39	3.12	2.08	2.39	1.65	
	Yield strength $f_y$ (MPa) <sup>2)</sup>	535, 505, 723, 656, and 358 MPa for D10(A), D10(B), $\phi 7$ , $\phi 13$ , and Deck plate								
	Steel fiber tensile strength Micro steel fiber tensile strength	700~1200 MPa 1300~2000 MPa								
Slab	Dimensions ( $b \times h$ , mm $\times$ mm)	1200×180	1200×180	1200×180	1200×180	1200×180	1200×180	1200×180	1200×180	
	Top re-bars ( $\rho_t$ <sup>3)</sup> , %)	6-D10(0.24)	6- $\phi 13$ (0.45)	6- $\phi 13$ (0.45)	6- $\phi 13$ (0.45)	6- $\phi 13$ (0.45)	6- $\phi 13$ (0.45)	-	6- $\phi 13$ (0.45)	
	Bottom re-bars ( $\rho_b$ <sup>3)</sup> , %)	8-D10(0.32)	12- $\phi 7$ (0.25)	12- $\phi 7$ (0.25)	12- $\phi 7$ (0.25)	12- $\phi 7$ (0.25)	12- $\phi 7$ (0.25)	-	12- $\phi 7$ (0.25)	
	Deck Plate type <sup>4)</sup>	-	Type 1	Type 1	Type 1	Type 1	Type 1	Type 2	Type 3	
	Spliced bars of top re-bars	-	6-D10(0.24)	-	-	-	-	-	-	
	Steel fiber type <sup>5)</sup>	-	m-20kg/m <sup>3</sup>	m-20kg/m <sup>3</sup>	m-10kg/m <sup>3</sup>	n-20kg/m <sup>3</sup>	-	m-10kg/m <sup>3</sup>	m-20kg/m <sup>3</sup>	
	Moments $M_n$ (kN-m)	45.46	49.76	49.76	50.33	51.16	49.65	121.70	49.33	
	Moments $M_n'$ (kN-m)	35.83	71.60	-	-	-	-	-	-	

<sup>1)</sup>W/C= 45.6%, S/a= 48.9%, Water= 170 kg/m<sup>3</sup>, Cement (Type 1, portland cement)= 261 kg/m<sup>3</sup>, Blast-furnace slag= 170 kg/m<sup>3</sup>, Fly-ash= 56 kg/m<sup>3</sup>, Sand= 848 kg/m<sup>3</sup>, Gravel= 889 kg/m<sup>3</sup>, and AD (water reducing agent)= 4.1 kg/m<sup>3</sup>

<sup>2)</sup>D10(A) and D10(B) were used for specimen RC, and for specimen TD1, respectively.

<sup>3)</sup> $\rho_t = A_{st}/bd$  and  $\rho_b = A_{sb}/bd$ , where  $A_{st}$  and  $A_{sb}$  = the areas of top and bottom re-bars. ( $b = 1200$  mm and  $d = 150$  mm)

<sup>4)</sup>Type 1, 2, and 3 indicate deck plates with truss reinforcement, structural deck plate, and 50 mm thick half PC, respectively.

<sup>5)</sup>m, and n indicate micro steel fibers with 0.03 mm thickness and 30 mm length, and normal steel fibers with 0.75 mm thickness and 30 mm length, respectively.

연속슬래브 시공시(슬래브 자중과 시공하중) 콘크리트 양생 전 단부조건은 단순지지이나, 콘크리트 양생 이후 사용하중(Superimposed load, 마감하중과 활하중) 작용시에는 연속구간에서 연속조건으로 작용한다(Fig. 3(a) 참조). 이러한 실제 경계조건을 고려하기 위하여 실제 시공 방법과 동일한 방법을 사용하여 실험실에서 직접 실험체를 제작하였다. 즉, 실험실에서 지지조건을 셋팅한 상태로 슬래브 콘크리트를 타설하였으며, 콘크리트 양생 후 슬래브에 하중을 가력하였다. 콘크리트 타설시 실험체 RC는 가설지주를 500 mm 간격으로 설치하여 슬래브를 지지하였으며, 실험체 RC를 제외한 슬래브 실험체는 가설지주를 설치하지 않았다. 슬래브 실험체는 ACI 318-11<sup>9)</sup> 및 KCI 2012<sup>10)</sup>를 기준으로 설계하였다. 각 슬래브 실험체의 단면 크기와 배근 상세는 Table 1과 Fig. 4에 나타냈다.

Fig. 4(a)는 일반 슬래브 실험체 RC의 치수 및 배근상세를 보여준다. 슬래브는 창고형 매장의 활하중 6.0 kN/m<sup>2</sup> 및 마감하중 1.0 kN/m<sup>2</sup>를 적재하중으로 가정하고 안전율 및 하중계수를 고려하여 설계하였다.<sup>11)</sup> 슬래브와 보의 지점간 거리(L)는 3400 mm이고, 슬래브 단면의 크기는 1200 mm  $\times$  180 mm이다. 슬래브 단면에는 상·하 주근으로 각각 SD400의 6-D10( $\rho_t = 0.0024$ ) 및 8-D10( $\rho_b = 0.0032$ ) 철근이 배근되었다. 설계기준에 따라 연속부재에서 상부 철근의 경우 변곡점을 지나 부재의 유효깊이, 철근 직경의 12배, 순경간의 1/16 중 가장 큰 값 이상의 문힘길이를 확보할 수 있도록 2820 mm 철근을 중간 지지점 슬래브 단부에 배치하였다. 중앙부 보의 단면에는 상·하 주근으로 각각 2-D25 ( $\rho = 0.0055$ )가 사용되었고, 후프형 띠

철근으로 6-D10@200 ( $\rho_h = 0.0024$ )가 사용되었다.

실험체 TD1은 Fig. 4(b)에 나타낸 바와 같이 트러스 철근 데크에 마이크로 강섬유 콘크리트를 타설하였다. 슬래브의 단면 치수는 실험체 RC와 동일하다. 하부강판과 일체화된 트러스 철근의 주근은 SD500 이형철선이며, RC 슬래브와 동일한 인장강도를 발휘하도록 상·하 주근으로 각각 6- $\phi 13$ ( $\rho_t = 0.0045$ ) 및 12- $\phi 7$ ( $\rho_b = 0.0025$ ) 철선이 배치되었다. 트러스철근 데크의 경우, 자중은 정모멘트에 의해 지지되고, 콘크리트 경화 후 superimposed load만 연속경간으로 설계되었다. 따라서 보 위치에서 슬래브 상부 철근이음은 실험체 RC보다 작게 설계되었다. 부모멘트 구간에서 상부 이음철근 영향을 평가하기 위하여 SD500 D10 인장철근의 정착길이 382 mm를 고려하여 1080 mm의 6-D10 이음철근을 보를 관통하여 배근하였다. 이때 이음철근의 인장력은 트러스철근 데크의 상부 철근 인장력의 41%에 해당하는 양이다.

콘크리트의 경우 마이크로 강섬유를 20 kg/m<sup>3</sup> 혼입하여 강섬유와 상부 이음철근이 동시에 적용되는 경우에 부모멘트 구간에서 균열저항 성능을 평가하였다.

Fig. 4(c)는 실험체 TD2, TD3, TD4, TD5의 배근상세를 보여준다. 슬래브의 단면 치수, 주근 배치는 TD1과 동일하다. TD2의 경우 연속슬래브 구간에서 상부 이음철근을 배근하지 않고 마이크로 강섬유를 20 kg/m<sup>3</sup> 혼입한 콘크리트를 타설하여 상부철근 유무에 따른 슬래브의 균열저항 성능을 평가하였다. TD3은 TD2와 동일하게 마이크로 강섬유 함량에 따른 균열저항 성능을 평가하기 위해서 마이크로 강섬유를 10 kg/m<sup>3</sup>로 감소시켰다. TD4는 강섬

유 종류에 따른 균열저항 성능을 평가하기 위해서 마이크로 강섬유 대신에 등가직경 0.75 mm, 길이 30 mm, 최대 인장강도 1200 MPa의 일반 강섬유를 20 kg/m<sup>3</sup> 혼입하였다. TD5는 강섬유 적용에 따른 균열저항 성능을 평가하기 위해서 강섬유가 없는 보통 콘크리트를 타설하였다.

Fig. 4(d)는 실험체 SD를 보여준다. 슬래브의 단면 치수는 TD2와 동일하며, 트러스철근 데크 대신에 구조용 메탈데크(강판 두께 = 1 mm, 단면적 = 2336 mm<sup>2</sup>)를 적용하였다. 슬래브의 휨강도 발휘시 트러스철근 데크의 경

우 트러스 철근에 용접된 주근만 고려하고 아연도금된 하부 강판은 고려하지 않는 것에 비해 구조용 메탈데크는 철근이 배근되지 않는 대신에 콘크리트와 하부 강판의 합성작용으로 휨강도를 발휘한다. 데크플레이트 종류에 따른 TD3 실험체와 비교를 위해 마이크로 강섬유는 10 kg/m<sup>3</sup> 혼입하였다.

Fig. 4(e)는 하프 PC를 사용한 실험체 HP의 배근상세를 보여준다. 슬래브의 단면 치수, 주근 배치는 TD2와 동일하다. 하프 PC에 사용된 트러스 철근은 트러스철근 데

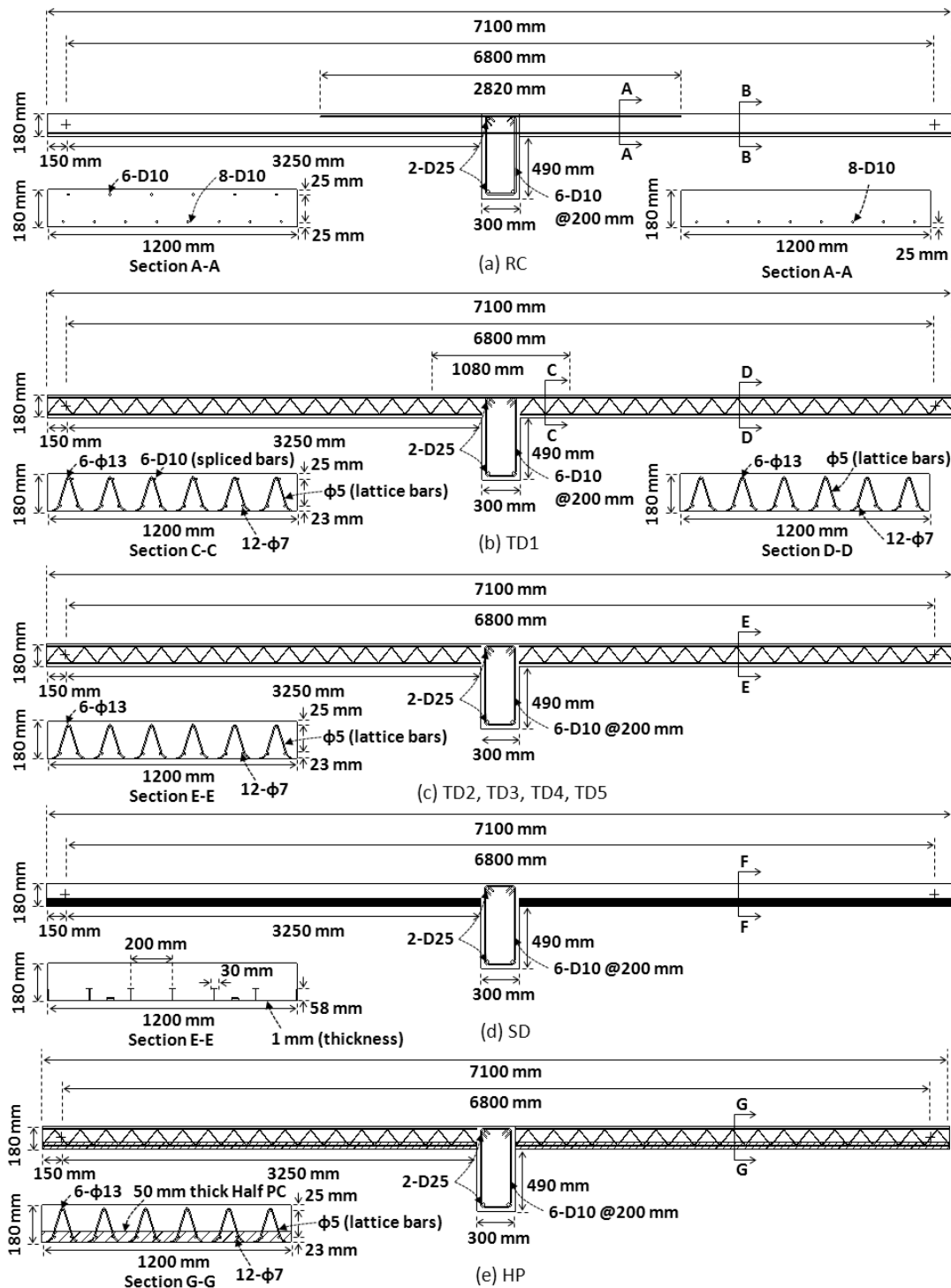


Fig. 4 Dimensions and re-bar details of test specimens

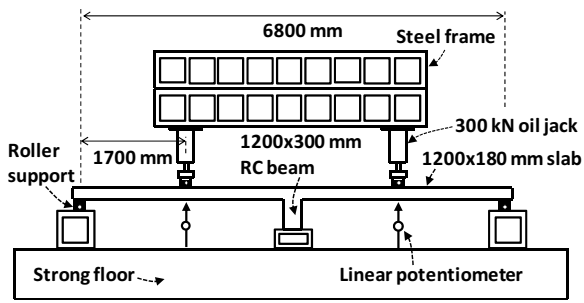


Fig. 5 Test setup

크에서 사용된 것과 동일하며, 하부 강판대신에 두께 50 mm의 PC 슬래브를 사용하였다. 하프 PC슬래브의 경우 슬래브 하부 균열 발생의 취약성을 고려하여 PC와 현장타설 콘크리트에 마이크로 강섬유를 20 kg/m<sup>3</sup> 혼입하였다.

Table 1은 재료실험 결과를 보여준다. 콘크리트 압축강도( $f_{ck}$ )는 20.7~27.9 MPa이고, 콘크리트 쪼갠인장강도( $f_t$ )는 1.95~3.12 MPa이다. D10(실험체 RC), D10(실험체 TD1) 철근 및  $\phi 7$ ,  $\phi 13$  철선의 항복강도( $f_y$ )는 535, 505, 723, 656 MPa, 인장강도( $f_u$ )는 644, 631, 810, 744 MPa, 연신

율은 20, 20, 11, 8%이다. 실험체 SD의 구조용 메탈데크의 항복강도( $F_y$ )는 358 MPa, 인장강도( $F_u$ )는 389 MPa, 연신율은 32%이다. 일반 강섬유의 인장강도( $F_u$ )는 700~1200 MPa, 비정질 강섬유의 인장강도( $F_u$ )는 1300~2000 MPa이다. 계측된 재료강도를 바탕으로 ACI 318-11<sup>9)</sup> 및 KCI 2012<sup>10)</sup>에 따라 슬래브의 휨모멘트  $M_n$  및  $M_n'$ 은 압축철근 영향을 고려하여 산정하였다(Table 1 참조).<sup>9,10)</sup>

Fig. 5는 슬래브 실험체의 설치 상태를 나타낸다. 슬래브 양끝은 단순지지되었으며, 보 하부는 바닥에 고정하였다. 수직하중은 좌·우측 슬래브 중앙부에서 최대 용량 300 kN인 유압잭을 사용하여 가력하였으며, 5~10 kN 단위로 가력하면서 균열폭을 계측하였다. 선형 변위계측기를 사용하여 슬래브 중앙부 처짐을 계측하였다.

### 3. 실험 결과

#### 3.1 하중-변위 관계 및 파괴 특성

Fig. 6은 각 슬래브 실험체의 하중-변위 관계를 나타내

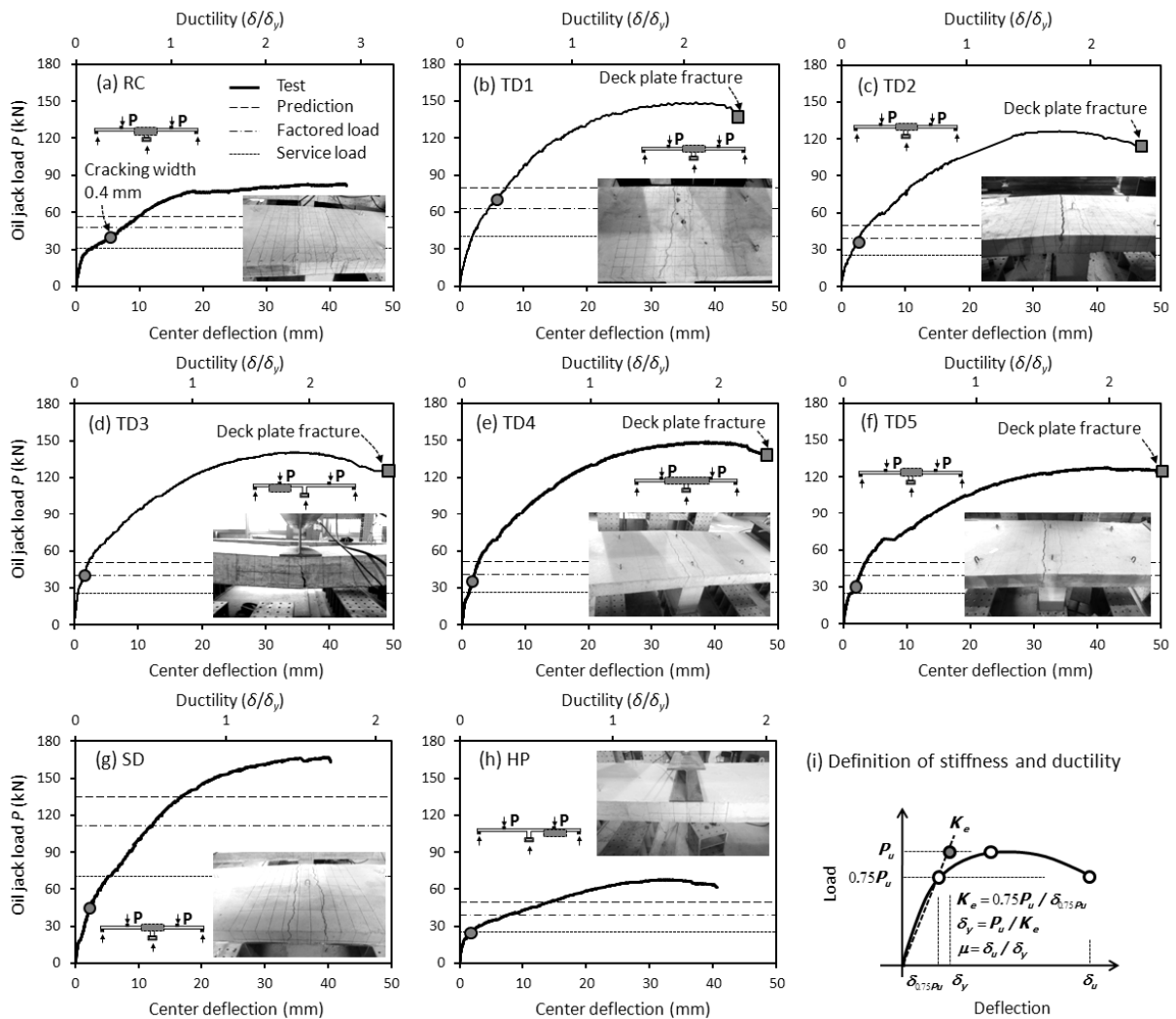


Fig. 6 Load-deflection relationships at the slab center

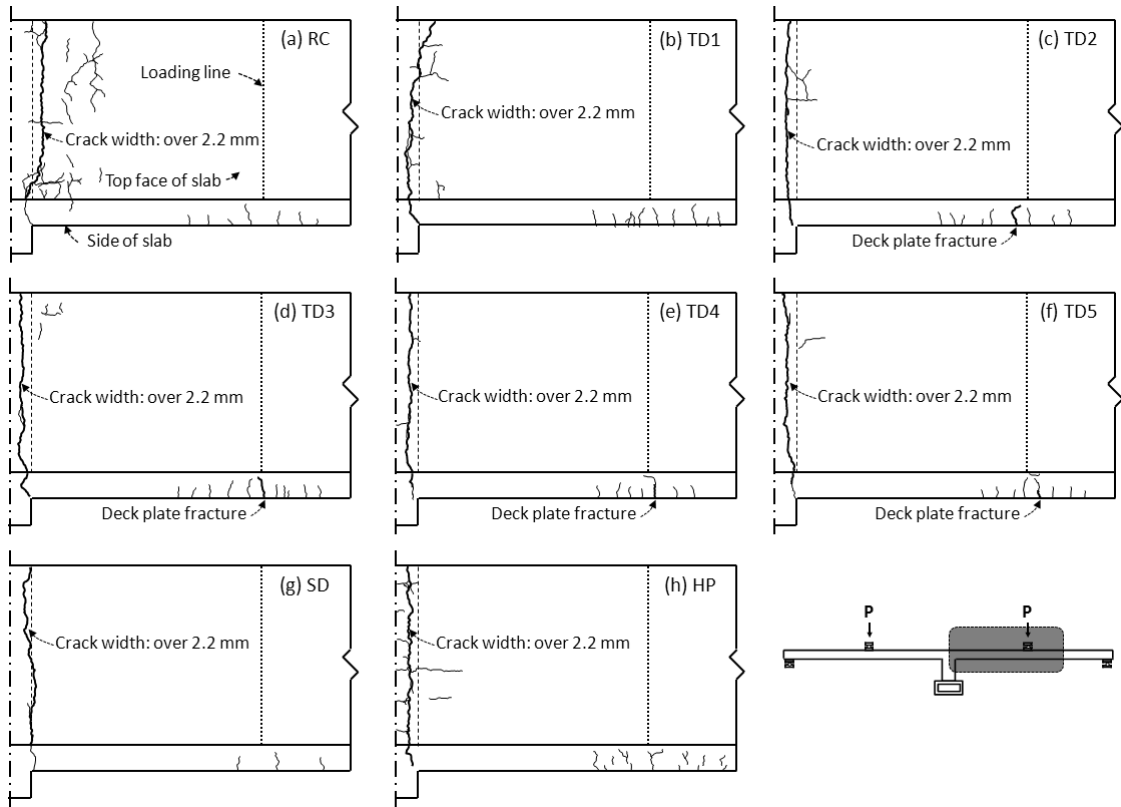


Fig. 7 Failure modes of specimens

고, Fig. 7은 실험이 종료된 이후의 균열 및 파괴 양상을 보여준다. Fig. 6에서 하중은 슬래브 중앙부에서 가력한 수직하중  $P$ 이며, 변위는 슬래브 중앙부 처짐  $\delta$ 를 나타낸다. 실험체 RC의 경우, 최대하중  $P_u = 83.2$  kN을 보였고, 최대하중 이후 연성거동을 보였다. 하중 25 kN에서 부모멘트 구간의 균열폭이 0.25 mm로 크게 증가하였으며, 슬래브의 강성이 감소하기 시작하였다(Fig. 6(a) 참조). 하중 40 kN 도달시 허용 균열폭 0.4 mm(실내 건조한 환경)에 도달하였다.<sup>10)</sup> 정모멘트 구간은 하중 10 kN에서 균열이 발생하기 시작하였으며, 70 kN에서 0.25 mm의 균열폭이 발생하였다. 실험종료시 부모멘트 구간의 균열폭은 2.2 mm 이상으로 증가하였으며, 실험체 붕괴를 방지하고자 최대변위 42.6 mm에서 실험을 종료하였다(Fig. 6(a) 참조).

트러스철근 데크에 상부이음철근 및 마이크로 강섬유 20 kg/m<sup>3</sup>를 사용한 실험체 TD1은 RC에 비하여 79% 증가한 최대하중  $P_u = 149.0$  kN을 보였다. RC 대비 TD1의 하중재하능력이 크게 증가한 이유는 의도하지는 않았지만 하부 강판이 휨강도에 기여했기 때문이다. RC와 동일하게 부모멘트 구간에서 균열폭이 증가하였지만, 상부 이음철근과 강섬유의 영향으로 균열폭이 급격히 증가하지 않았으며, 강성이 서서히 감소하는 경향을 보여주었다(Fig. 6(b) 참조). 특히, 부모멘트 구간에서 허용 균열폭 0.4 mm에 도달할 때 하중이 70 kN으로 균열저항능력이 가장 우수한 것으로 나타났다. 이는 상부 이음철근이 데크 상부철근 인장력의 41%를 발휘하는 수준으로 배근하였음에도 불구하고 이음철근이 부모멘트 구간의 균열제

어에 효과가 있음을 나타낸다. 부모멘트 구간에 비해 정모멘트 구간의 균열폭은 크지 않았으며, 하중이 130 kN에 도달할 때 0.4 mm 이상의 균열폭이 발생하였다. 최대강도 도달시 부모멘트 구간의 균열폭은 2.2 mm 이상으로 증가하였으며, 부모멘트 구간 손상이후 하중이 감소하였다.

TD1과 상세가 동일하고 상부 이음철근만 제외한 실험체 TD2의 최대하중  $P_u = 126.3$  kN으로 TD1에 비하여 15% 감소하였다. 상부 이음철근이 배근되지 않음에 따라 슬래브-보 접합부 근처에서 균열이 집중되었다(Fig. 7(c) 참조). 그러나 균열이 발생하여도 슬래브의 휨강성은 급격히 감소하지 않았다(Fig. 6(c) 참조). 부모멘트 구간에서 상부철근이 배근되지 않았음에도 불구하고 하중 35 kN에서 균열폭이 0.4 mm로 상부 이음철근이 있는 실험체 RC에 근접한 균열저항성을 발휘하였다. 정모멘트 구간은 하중 60 kN에서 균열이 발생하기 시작하였으며, 120 kN에서 0.4 mm 이상의 균열폭이 발생하였다. 부모멘트 구간의 철근이 배근되지 않음에 따라 슬래브는 단순지지 형태로 거동하였으며, 최대하중 이후 정모멘트 구간의 데크 하부 강판에서 파단이 발생하였다(Fig. 7(c) 참조).

TD2와 동일한 상세를 갖고 마이크로 강섬유양을 10 kg/m<sup>3</sup>로 감소한 실험체 TD3의 최대하중  $P_u = 141.0$  kN으로 TD2보다 다소 증가하였다(TD3 대비 TD2의 하중재하능력이 작은 이유는 레미콘 믹서에서 섬유가 충분히 섞이지 않음에 따라 TD2 타설시 부분적으로 섬유의 뭉침 현상이 발생하여 강섬유 콘크리트의 균열저항 성능 및

콘크리트 압축강도가 감소하였기 때문이다.). 하중 40 kN에서 부모멘트 구간의 균열폭이 0.4 mm로 실험체 RC와 동일한 균열저항 성능을 발휘하였다. 정모멘트 구간은 하중 40 kN에서 균열이 발생하기 시작하였으며, 하중 90 kN에서도 균열폭이 0.06 mm로 매우 작았다. 최대하중 이후 정모멘트 구간에 하중이 집중됨에 따라 TD2와 동일하게 하부 강판의 파단이 발생하였다.

트러스철근 데크와 일반 강섬유(20 kg/m<sup>3</sup>)를 사용한 실험체 TD4는 최대하중  $P_u = 148.8$  kN을 나타냈다. 부모멘트 구간의 균열폭이 0.4 mm 도달할때의 하중은 35 kN으로 마이크로 강섬유를 사용한 실험체와 비슷한 균열저항 성능을 나타냈다. 정모멘트 구간은 하중 65 kN에서 균열이 발생하기 시작하였으며, 125 kN에서 0.4mm 이상의 균열폭이 발생하였다. 최대하중 이후 하부 강판의 파단이 발생하였다.

트러스철근 데크에 강섬유가 없는 일반 콘크리트를 사용한 실험체 TD5는 최대하중  $P_u = 127.5$  kN을 나타냈다. 부모멘트 구간의 균열폭이 0.4 mm 도달할때의 하중은 30 kN으로 TD2 및 TD4보다 작은 하중에서 균열이 발생하였다. 정모멘트 구간은 하중 65 kN에서 균열이 발생하기 시작하였으며, 130 kN에서 0.4mm 이상의 균열폭이 발생하였다. 최대하중 이후 하부 강판의 파단이 발생하였다.

구조용 메탈데크에 마이크로 강섬유양을 20 kg/m<sup>3</sup>를 사용한 실험체 SD는 최대하중  $P_u = 167.0$  kN으로 가장 큰 하중재하능력을 나타냈다. TD2 타설시와 달리 레미콘 믹서에서 섬유를 충분히 섞어주어 타설시 섬유의 뭉침현상이 발생하지 않도록 하였다. 이로 인하여 부모멘트 구간에서 발생한 균열의 균열폭이 0.4 mm 도달할때의 하중이 45 kN으로 상부이음철근을 배근하지 않은 실험체 중 가장 큰 것으로 나타났으며, 균열저항성능이 우수하였다. 정모멘트 구간은 하중 110 kN에서 균열이 발생하기 시작하였으며, 140 kN에서 0.4mm 이상의 균열폭이 발생하였다. 최대하중 이후 정모멘트 구간에서 테크플레이트의 파단에 따른 실험체 붕괴를 방지하고자 정모멘트 구간의 균열폭이 크게 증가하고 하중이 감소하기 시작하는 시점에서 실험을 종료하였다.

Half PC에 마이크로 강섬유양을 20 kg/m<sup>3</sup>를 사용한 실험체 HP는 최대하중  $P_u = 67.9$  kN으로 가장 작은 하중재하능력을 나타냈다. 부모멘트 구간에서 발생한 균열의 균열폭이 0.4 mm 도달할때의 하중이 25 kN으로 모든 실험체 중 가장 작은 것으로 나타났다. 정모멘트 구간은 하중 25 kN에서 균열이 발생하기 시작하였으며, 55 kN에서 0.4mm 이상의 균열폭이 발생하였다. 이는 실험체 HP에서는 하부 강판을 사용하지 않고 Half PC와 상부 타설 콘크리트간의 일체성 결여로 인하여 정모멘트 구간의 하중재하능력 및 균열제어성능이 크게 감소하였기 때문이다.

Fig. 8은 실험체의 사용하중 구간에서 확대한 하중-변위 곡선을 나타낸다. 실험체 TD3를 제외한 모든 실험체는 하중 20 kN까지 비슷한 거동을 보였다. 트러스철근

데크를 사용하고 상부 이음철근을 제외한 실험체 중에서 강섬유가 없는 일반 콘크리트를 사용한 실험체 TD5의 경우 가장 작은 강성을 보였다. 부모멘트 구간의 균열이 발생하면서 하중 20 kN 이후 슬래브 처짐이 급격히 증가하였다. 일반 강섬유를 사용한 실험체 TD4도 TD5와 비슷한 시점에 처짐이 증가하였으나 강섬유의 균열 억제로 TD5보다는 처짐 증가폭이 크지 않았다. 마이크로 강섬유의 뭉침현상이 발생한 TD2는 TD5와 비슷한 거동을 보였다. 마이크로 강섬유를 사용한 실험체 TD3은 하중 30 kN 이후 균열에 의한 처짐이 증가하였다. 이로 인하여 사용하중 구간에서 균열저항성능이 네 실험체 중에서 가장 우수한 것으로 나타났다.

구조용 메탈데크를 사용한 실험체 SD는 TD4와 거동이 비슷하였으나 구조용 메탈데크의 휨강성이 상대적으로 작아서 허용균열폭 도달시 처짐이 증가하였다. 상부 이음철근을 배근한 실험체 RC 및 TD1의 경우 부모멘트 구간의 균열이 집중되지 않고 분산되어 허용균열폭 도달시 슬래브 처짐이 매우 큰 것으로 나타났다. 특히, TD1은 다른 실험체와 달리 균열발생으로 인한 슬래브 처짐이 급격히 증가하지 않았으며, 모든 실험체 중에서 균열저항성능이 가장 우수한 것으로 나타났다.

### 3.2 항복강성, 변형능력

실험으로 구한 각 실험체의 최대강도  $P_u$ , 항복변위  $\delta_y$ , 최대변위  $\delta_u$ , 연성도  $\mu (= \delta_u / \delta_y)$ , 유효강성  $K_e$ 를 Table

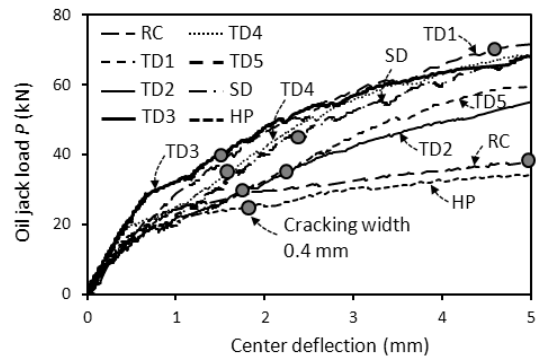


Fig. 8 Load-deflection relationships of specimens under service load

Table 2 Test results

Specimens	$P_n$ (kN)	$P_u$ (kN)	$K_e$ (kN/mm)	$\delta_y$ (mm)	$\delta_u$ (mm)	$\mu$
RC	56.20	83.19	5.56	14.96	42.62	2.85
TD1	79.85	148.96	8.50	17.52	43.50	2.48
TD2	49.91	126.32	6.47	19.54	46.50	2.38
TD3	50.58	140.99	7.65	18.43	55.50	3.01
TD4	51.55	148.80	7.32	20.33	47.87	2.45
TD5	49.78	127.48	6.09	20.93	55.42	2.65
SD	134.54	166.98	8.68	19.22	40.46	2.10
HP	49.40	67.86	3.47	19.57	40.58	2.07

2에 나타냈다. Fig. 6(i)에 나타난 바와 같이 유효강성  $K_e$ 는 원점과 최대강도의 75% 점을 잇는 직선의 기울기로 정의하였고, 항복변위  $\delta_y$ 는 최대강도를 항복강성으로 나누어 구하였다.<sup>12)</sup> 최대변위비  $\delta_u$ 는 최대강도의 75%까지 하중재하능력이 저하된 변위비로 정의하였다.<sup>12)</sup>

Table 2에 나타난 바와 같이 강섬유와 데크플레이트를 적용한 슬래브 실험체 TD1, TD2, TD3, TD4, SD의 유효강성이 6.47~8.68 kN/mm로 RC의 5.56 kN/mm보다 큰 것으로 평가되었다. 특히, 구조용 메탈데크를 사용한 SD가 정모멘트 구간의 균열을 가장 효과적으로 저항하여서 유효강성이 8.68 kN/mm로 가장 큰 것으로 나타났다. 또한, 상부이음철근을 배근한 TD1은 부모멘트 구간의 균열을 효과적으로 저항하여 유효강성이 8.50 kN/mm로 SD와 유사하였다. 섬유 뭉침 현상이 발생했던 TD2의 경우 상대적으로 균열폭이 조기에 증가하여 TD3에 비해 유효강성이 작았다.

일반강섬유를 사용한 TD4의 유효강성은 7.32 kN/mm로 마이크로 강섬유를 사용한 TD2와 TD3 사이의 강성을 보였다. 일반콘크리트를 사용한 TD5의 경우 유효강성이 6.09 kN/mm로 데크플레이트를 적용한 실험체 중 가장 작은 값을 보였다. 반면에 실험체 HP는 유효강성이 3.47 kN/mm로 전체 실험체 중 가장 작았으며, 이는 부모멘트 구간의 균열발생에 따른 강성감소뿐만 아니라 정모멘트에서도 Half PC의 강성이 데크플레이트에 비해 작았기 때문이다.

비교 결과, 연속슬래브에서 슬래브의 처짐 및 유효 휨강성은 정모멘트구간에서 데크플레이트와 강섬유 콘크리트에 의한 균열저항이 가장 큰 영향을 미쳤으며, 그 다음으로 부모멘트 구간에서 상부이음철근 및 강섬유 콘크리트에 의한 균열저항이 영향을 미치는 것으로 나타났다.

변형능력의 경우 실험체의 연성도  $\mu = 2.07\sim 3.01$ 이었으며, 몇몇 실험체의 경우 붕괴위험으로 인하여 하중이 최대강도의 75% 이하로 감소하기 전에 중단되어 다소 작게 평가된 점을 감안하면, 실험체별 변형능력에는 큰 차이가 없었다.

### 3.3 철근 및 데크플레이트 변형률

Fig. 9는 실험체 TD1 및 SD에서 철근 및 데크플레이트

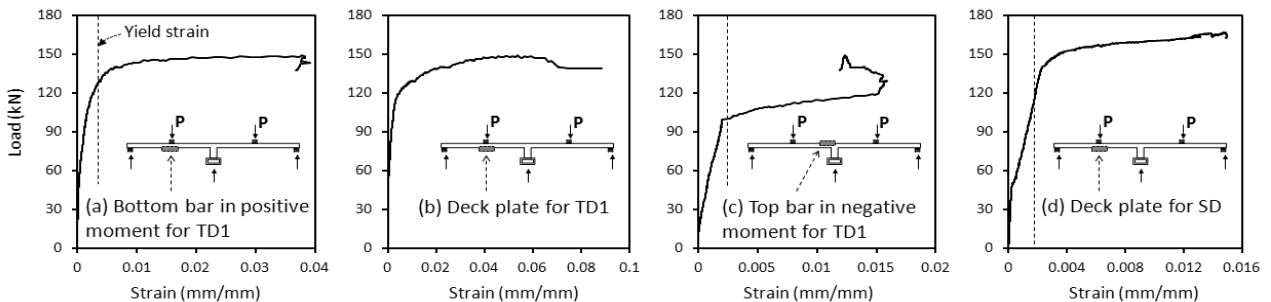


Fig. 9 Strain of re-bar and deck plate

의 변형률을 보여준다. 정모멘트 구간에서 하부 철근의 변형률은 최대 0.039, 하부 강관은 최대 0.089로  $\phi 7$  철선의 항복(= 0.0036)이후 큰 소성변형을 발휘하였다. 부모멘트 구간에서 상부 이음철근 D10(B)은 항복(= 0.0025) 이후 최대 변형률이 0.016로 소성변형을 발휘하였다. 그러나 철근의 항복이후 부모멘트 구간의 균열폭이 증가함에 따라 상부 이음철근에 슬립이 발생하여 변형률이 다소 감소하였다. Fig. 9(d)는 실험체 SD의 구조용 데크플레이트의 변형률로 항복(= 0.0018) 이후 최대 변형률이 0.015까지 증가하였다. 나머지 실험체의 철근 및 데크플레이트도 동일하게 항복이후 큰 소성변형을 보였다.

## 4. 구조성능 평가

### 4.1 하중 재하능력

Fig. 3, 5에서 실험체의 자중은 등분포 하중으로 작용하는 반면에 사용하중 및 마감하중은 등가 집중하중으로 작용되어 실제 설계 조건과 다소 차이가 있다. 이러한 차이를 고려하기 위하여 슬래브의 하중 재하능력  $P_n$ 은 슬래브 단부 및 중앙부 모멘트를 기준으로 산정하였다.

콘크리트 타설시 자중에 의한 모멘트 분배는 양단 힌지 조건으로 고려하였다. 반면에 콘크리트 양생 이후 작용하는 하중에 대해서는 연속슬래브에서 상부 이음철근을 배근한 슬래브 실험체 RC와 TD1의 경우 이음부에서 연속 경계조건으로 고려하였으며, 상부 이음철근을 배근하지 않은 슬래브 실험체는 타설시와 동일하게 양단 힌지 조건으로 고려하였다.

$$P_n^+ = \frac{32}{5L} \left( M_n - \frac{w_D L^2}{8} \right) \text{ with top bars} \quad (1)$$

$$P_n^+ = \frac{4}{L} \left( M_n - \frac{w_D L^2}{8} \right) \text{ without top bars} \quad (2)$$

$$P_n^- = \frac{16}{3L} M_n' \text{ with top bars} \quad (3)$$

여기서,  $M_n$  및  $M_n'$  = 각각 슬래브 위험단면에서 정·부



방향의 휨강도(Table 1 참조),  $w_D$  = 슬래브 자중에 의한 등분포 하중,  $L$  = 슬래브 양단부 사이의 길이이다.

하중 재하능력  $P_n$ 은 상부철근이 이음되는 실험체 RC와 TD1의 경우 정모멘트에 의한  $P_n^+$ (식 (1))과 부모멘트에 의한  $P_n^-$ (식 (3)) 중 작은 값을 하중재하능력으로 정의하였으며, 모멘트 재분배는 고려하지 않았다. 상부철근이 이음되지 않는 나머지 실험체의 경우 상부 이음철근이 없기 때문에 정모멘트에 의한  $P_n^+$ (식 (2))을 하중재하능력으로 정의하였다(Table 2 참조).

Fig. 6과 Table 2는 실험 및 단면해석으로 구한 각 실험체의 하중재하능력을 비교하여 보여준다. Fig. 6에서 실험결과는 실선, 공칭 하중재하능력은 점선으로 나타냈다. 모든 슬래브 실험체에서 실험강도  $P_u$ 가 단면해석에 의한 공칭강도  $P_n$ 보다 큰 것으로 나타났다. 특히 트러스 철근 테크를 사용한 실험체 TD1, TD2, TD3, TD4, TD5의 경우 공칭강도 계산시 하부 강판의 영향을 고려하지 않음에 따라 실험강도  $P_u$ 가 공칭강도  $P_n$ 에 비해 매우 큰 것으로 나타났다.

Fig. 6에서 공칭 하중재하능력으로부터 구한 설계 가능한 계수하중 및 사용하중을 비교하였다. 실험체 SD의 경우 균열폭이 0.4 mm에 도달할 때의 하중이 사용하중보다도 작음에 따라 슬래브를 극한강도로 설계하는 경우 사용하중 조건에서 허용균열폭을 만족하지 못하는 것으로 나타났다. 이로 인하여 허용균열폭을 기준으로 과다 설계할 필요가 있다. 반면에 나머지 실험체는 허용 균열폭에 도달할 때의 하중이 사용하중보다 큰 것으로 나타났으며, 극한강도를 만족하도록 설계하는 경우 사용성에 문제가 없다.

## 4.2 균열폭 평가

슬래브 실험체의 균열은 슬래브 중앙부의 정모멘트 구간보다는 보와 슬래브의 접합면인 부모멘트 구간에서 주로 발생하였다(Fig. 7 참조). 특히, 테크플레이트를 적용한 실험체의 경우 테크플레이트 하부 강판이 균열을 구속하는 효과를 발휘하여 정모멘트 구간의 균열은 크게 발생하지 않았다. 반면에 부모멘트 구간에서 상부철근을 이음하지 않은 경우 조기에 균열폭이 크게 증가하는 것으로 나타났다. 그러나 강섬유 콘크리트를 적용하는 경우 강섬유의 균열 저항성능으로 인하여 일반 콘크리트보다 동일 하중에서 균열폭이 작은 것으로 나타났다.

지속하중이 작용할 때 설계 균열폭  $w_d$ 는 평균 균열간격  $l_s$ 과 균열간격내 평균 철근변형률  $\epsilon_{sm}$ , 균열간격내 평균 콘크리트 변형률  $\epsilon_{cm}$ 로부터 계산할 수 있다.<sup>10)</sup>

$$w_d = 1.7l_s(\epsilon_{sm} - \epsilon_{cm}) \quad (4)$$

$$l_s = 0.75(h - x) \quad (5)$$

$$\epsilon_{sm} - \epsilon_{cm} = \frac{f_{so}}{E_s} \left[ 1 - \beta_1\beta_2(1 + n_i\rho_e) \left( \frac{f_{sr}}{f_{so}} \right)^2 \right] \geq 0.6f_{so}/E_s \quad (6)$$

여기서, 식 (5)의 평균 균열간격  $l_s$  = 인장철근의 중심간격이  $5(c_c + 0.5d_b)$ 를 초과하는 경우이며,  $c_c$  = 피복두께,  $d_b$  = 인장철근 직경,  $h$  = 슬래브 두께,  $x$  = 중립축 깊이,  $f_{so}$  = 균열단면의 철근응력,  $E_s$  = 철근 탄성계수,  $\beta_1$  = 철근 부착특성 계수(0.5~1.0),  $\beta_2$  = 하중조건 계수(0.5~1.0),  $n_i$  = 콘크리트의 초기접선 탄성계수에 대한 철근의 탄성계수 비율,  $\rho_e = A_s/(bd_{dc})$ ,  $A_s$  = 인장철근 단면적,  $b$  = 슬래브 폭,  $d_{dc} = \min(2.5(h - d), (h - x)/3)$ ,  $d$  = 유효깊이,  $f_{sr}$  = 균열모멘트에서 철근응력이다.

실험체 RC의 경우 하중이 40 kN 도달시 정모멘트 구간의 설계 최대 균열폭  $w_d = 0.20$  mm로 슬래브 실험체에서 계측된 균열폭 0.08 mm보다 크게 평가하는 것으로 나타났다. 반면에 부모멘트 구간에서 계산한 설계 최대 균열폭  $w_d = 0.24$  mm로 슬래브 실험체에서 계측된 균열폭 0.40 mm보다 작게 평가하는 것으로 나타났다. 실험체 TD1의 경우 하중 40 kN에서  $w_d = 0.28$  mm(정모멘트 구간),  $w_d = 0.24$  mm(부모멘트 구간)로 실험체에서 계측된 균열폭 0.06 mm(정모멘트 구간), 0.15 mm(부모멘트 구간)보다 크게 평가하는 것으로 나타났다. 이는 현행 설계 기준이 철근비가 작게 배근된 연속슬래브에서 균열폭을 정확히 예측하지 못하며, 강섬유 및 테크플레이트 강판에 의한 균열저항성능을 고려하지 못하기 때문이다. 상부 이음철근을 배근하지 않은 실험체는 부모멘트 구간에서  $f_{so} = 0$ 이기 때문에 설계 균열폭을 평가하지 않았다.

## 4.3 설계 적재하중 재하능력 비교

제안한 슬래브 시스템의 시공 후 최대 적재하중(Superimposed load)은 강도 측면과 사용성 측면에서 평가할 수 있다. 강도 측면에서 하중조합을 고려한 계수하중이 강도감소계수를 고려한 하중재하능력보다 작아야 하며, 사용성 측면에서 사용하중 작용시 슬래브 처짐이 최대 허용처짐 이내이고 허용 균열폭을 만족해야 한다.

현행 설계기준에서는 건조한 환경에서 허용 균열폭을 0.4 mm 이내로 제한하고 있다.<sup>10)</sup> 이를 기준으로 실험체의 최대 균열폭이 0.4 mm에 도달할 때의 하중을 최대 사용하중으로 정의하였다. 이 때, 슬래브의 처짐은 KBC 2009<sup>11)</sup>에서 정의하는 활하중에 의한 최대 허용처짐 ( $L/360 = 9.4$ mm)을 만족하기 때문에 최대 허용처짐 조건은 따로 고려하지 않았다(Fig. 6 참조).

먼저 강도측면에서 Fig. 3의 슬래브의 모멘트 분배로부터 하중조합을 고려한 슬래브의 등분포하중 재하능력  $w_L$  및  $w_L'$ 은 다음과 같다.

For positive moment of slab with top bars,

$$w_{L1} = \left[ \left( \phi M_n - \frac{\psi_D w_D L^2}{8} \right) \frac{128}{9L^2} - \psi_D w_F \right] \frac{1}{\psi_L} \quad (7)$$

For positive moment of slab without top bars,

$$w_{L1} = \left[ \left( \phi M_n - \frac{\psi_D w_D L^2}{8} \right) \frac{8}{L^2} - \psi_D w_F \right] \frac{1}{\psi_L} \quad (8)$$

For negative moment of slab with top bars,

$$w_{L1}' = \left[ \left( \phi M_n' \right) \frac{8}{L^2} - \psi_D w_F \right] \frac{1}{\psi_L} \quad (9)$$

여기서,  $w_L$  및  $w_L'$  = 각각 정·부모멘트에 의해 계산된 활하중,  $\phi$  = 휨부재의 강도감소계수로 0.85,  $\psi_D$  = 고정하중에 의한 하중계수로 1.2,  $\psi_L$  = 활하중에 의한 하중계수로 1.6,  $w_F$  = 마감하중으로  $1.0 \text{ kN/m}^2 \times 1.2 \text{ m}$  를 적용하였다.<sup>12)</sup>

슬래브 균열 및 처짐의 경우 모멘트 분배에 영향을 받으나 간략 계산을 위하여 정·부모멘트의 최대값을 기준으로 평가하였다. 또한, 슬래브의 장기거동시 마이크로 강섬유 콘크리트는 보통 콘크리트에 비해 건조수축에 의한 균열폭을 감소시키는 것으로 알려졌으나 연속슬래브의 장기거동을 예측하지 않았으므로 본 연구에서는 하중에 의한 균열폭만 비교하였다. 허용 균열폭에 의한 적재하중  $w_L$  및  $w_L'$  은 다음과 같다.

For positive moment of slab with top bars,

$$w_{L2} = \left( \frac{5P_{cr}L}{32} \right) \frac{128}{9L^2} - w_F \quad (10)$$

For positive moment of slab without top bars,

$$w_{L2} = \left( \frac{P_{cr}L}{4} \right) \frac{8}{L^2} - w_F \quad (11)$$

For negative moment of slab with top bars,

$$w_{L2}' = \left( \frac{3P_{cr}L}{16} \right) \frac{8}{L^2} - w_F \quad (12)$$

여기서,  $P_{cr}$  = 슬래브의 균열폭이 0.4 mm에 도달했을 때 가해진 하중이다.

Table 3은 식 (7)~(12)로 구한 적재하중에 의한 등분포하중  $w_L$  및  $w_L'$  을 나타내며, 가장 작은 등분포하중을 슬래브폭 1.2 m로 나누어서 설계가능한 최대 적재하중으로 정의하였다. 실험체 SD의 경우 적재하중은  $21.06 \text{ kN/m}^2$  으로 가장 큰 것으로 나타났다. 그러나 허용 균열폭에 의한 적재하중  $w_{L2}$ 와 계수하중에 의한 적재하중  $w_{L1}$ 의 비율  $w_{L2}/w_{L1} = 0.63$ 으로 적재하중이 허용 균열폭에 의해 결정되었다. 따라서, 구조용 메탈데크를 사용하는 경우 연속슬래브 설계시 반드시 균열검토를 해야하며, 균열폭 제어를 위해 과다설계가 될 수 있다. 이는 동일한 설계 극한강도를 사용하는 경우 트러스철근 데크를 사용한 실험체보다 균열에 더 취약할 수 있음을 의미한다. 트러스철근 데크를 사용한 실험체 TD1~TD5의 경우 적재하중은  $11.35 \sim 20.82 \text{ kN/m}^2$ 으로 실험체 RC의 적재하중  $10.23 \text{ kN/m}^2$ 보다 큰 것으로 나타났다.  $w_{L2}/w_{L1}$ 는 1.0 이상으로 하부장판의 영향으로 인해 균열성능이 크게 증가하여 극한강도만 고려하면 되며, 최소한의 상부 이음철근 또는 강섬유를 사용하는 경우 연속슬래브를 단순지지로 설계 가능하다.

## 5. 요약 및 결론

본 연구에서는 마이크로 강섬유 콘크리트와 데크플레이트를 사용한 현장 무배근 슬래브 시스템을 제안하였다. 강섬유 콘크리트는 슬래브에 발생하는 균열을 억제하며, 데크플레이트는 현장에서 거푸집 작업 및 주철근 배근을 생략할 수 있다. 본 연구의 주요 결과는 다음과 같이 요약할 수 있다.

- 1) 실제 시공조건을 모사한 슬래브의 하중재하능력 및 각 하중 단계별로 균열폭을 예측하여 마이크로 강섬유 혼입량 및 상부이음철근 유무, 데크플레이트 종류에 따른 균열 저항성 및 사용성을 평가하였다. 건조한 환경에서 허용 균열폭 0.4 mm가 발생할 때를 슬래브의 균열 저항성능으로 정의하였다.

**Table 3** Evaluation of superimposed load capacity

Specimens	Factored load				Service load			Superimposed load capacity (kN/m <sup>2</sup> )	$\frac{w_{L2}}{w_{L1}}$
	$\phi M_n$ (kN·m)	$\phi M_n'$ (kN·m)	$w_{L1}$ (kN/m)	$w_{L1}'$ (kN/m)	$P_{cr}$	$w_{L2}$ (kN/m)	$w_{L2}'$ (kN/m)		
RC	38.92	30.46	22.17	12.27	40.0	24.94	16.45	10.23	1.34
TD1	42.30	60.86	24.98	25.42	70.0	44.55	29.68	20.82	1.17
TD2	42.30	-	13.66	-	35.0	19.39	-	11.38	1.42
TD3	42.78	-	13.87	-	40.0	22.33	-	11.56	1.61
TD4	43.49	-	14.17	-	35.0	19.39	-	11.81	1.37
TD5	42.20	-	13.62	-	30.0	16.45	-	11.35	1.21
SD	103.45	-	40.11	-	45.0	25.27	-	21.06	0.63
HP	41.93	-	13.50	-	25.0	13.51	-	11.25	1.00

- 2) 합성 슬래브와 마이크로 강섬유 콘크리트를 사용하는 경우 높은 강성과 강섬유의 영향으로 인해 상부 이음철근이 없는 부모멘트 구간에서 균열 제어 성능이 상부 이음철근을 배근한 일반 RC 슬래브와 동일한 것으로 나타났다.
- 3) 합성 슬래브에 상부 이음철근을 상부 철선 인장력의 41%만 배근하더라도 부모멘트 구간의 균열 저항성이 크게 향상되었다. 즉, 슬래브를 단순히 지지로 설계하는 경우 단부에는 최소한의 보강근만 사용해도 균열 제어에 효과적인 것으로 나타났다.
- 4) 연속 슬래브의 유효강성은 데크 하부 강판 및 상부 철근이음에 의한 균열 저항에 가장 큰 영향을 받았다. 이로 인하여 상부 이음철근이 배근된 실험체 TD1의 유효강성 및 균열저항성이 우수하였다. 강섬유 보강은 사용중시 균열폭 제어에 효과가 있었으나 성능향상이 크지 않았다.
- 5) 슬래브의 설계하중 재하능력 및 균열폭을 기준으로 균열 저항성능으로부터 슬래브의 적재하중(Superimposed load)을 평가하였다. 구조용 메탈데크를 사용한 실험체 SD는 허용 균열폭에 의해 적재하중이 결정되었다. 이로 인하여 설계시 허용 균열폭을 만족하기 위하여 과다설계가 필요하다. 반면에 트러스 철근 데크를 사용한 슬래브에서는 극한강도에 의해 적재하중이 결정되었다. 따라서 슬래브의 하중재하능력이 극한강도를 만족하는 경우 사용성 검토 없이 연속슬래브를 단순히 지지로 설계할 수 있다.

## 감사의 글

본 연구는 주식회사 포스코의 “용선비정질 섬유를 이용한 슬래브 및 SOG 시스템 개발”에 관한 일련의 연구로 수행되었으며, 이에 감사드립니다.

## References

1. Gardner, N. J. and Fu, H. C., “Effects of High Construction Loads on the Long-Term Deflections of Flat Slabs”, *ACI Structural Journal*, Vol.84, No.3, 1987, pp.349-360.
2. Park, H. G., Hwang, H. J., Hong, G. H., Kim, Y. N., and

- Kim, J. Y., “Immediate and Long-Term Deflections of Reinforced Concrete Slabs Affected by Early-Age Loading and Low Temperature”, *ACI Structural Journal*, Vol.109, No.3, 2012, pp.413-422.
3. Hwang, H. J., Park, H. G., Hong, G. H., Kim, J. Y., and Kim, Y. N., “Measurement and Prediction of Long-term Deflection of Flat Plate Affected by Construction Load”, *Journal of the Korea Concrete Institute*, Vol.26, No.5, 2014, pp.615-625.
4. Hameed, R., Turatsinze, A., Duprat, F., and Sellier, A., “Metallic Fiber Reinforced Concrete: Effect of Fiber Aspect Ratio on the Flexural Properties”, *ARPN Journal of engineering and applied science*, Vol.4, No.5, 2009, pp.67-72.
5. Choi, H. J., Choi, K. K., Choi, O. C., and Hwang, Y. J., “A Prediction Model of Shrinkage Cracking of Steel Fiber Reinforced Concrete”, *Journal of Architectural Institute of Korea*, Vol.28, No.6, 2012, pp.59-66.
6. Kim, S. D., Choi, K. K., and Choi, S. J., “Characteristics of Restrained Drying Shrinkage Cracking of Amorphous Steel Fiber-Reinforced Concrete”, *Journal of Architectural Institute of Korea*, Vol.30, No.7, 2014, pp.63-70.
7. Park, K. W., Lee, J. S., Kim, W., Kim, D. J., and Lee, G. Y., “Cracking Behavior of RC Tension Members Reinforced with Amorphous Steel Fibers”, *Journal of the Korea Concrete Institute*, Vol.26, No.4, 2014, pp.475-482.
8. Ku, D. O., Kim, S. D., Kim, H. S., and Choi, K. K., “Flexural Performance Characteristics of Amorphous Steel Fiber-Reinforced Concrete”, *Journal of the Korea Concrete Institute*, Vol.26, No.4, 2014, pp.483-489.
9. ACI Committee 318, “Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary (ACI 318-11)”, American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 2011, 473pp.
10. KCI, “2012 Concrete Structure Design Standard”, Korea Concrete Institute, Gimundang, 2012, 342pp.
11. AIK, “Korean Building Code and Commentary (KBC 2009)”, Gimundang, 2009.
12. Park, R., “State-of-the-Art Report on Ductility Evaluation from Laboratory and Analytical Testing”, Proceeding of 9<sup>th</sup> World Conference on Earthquake Engineering, Tokyo-Kyoto, Japan, Vol.8, 1988, pp.605-616.

**요약** 본 연구에서는 시공성 향상을 위해 데크플레이트와 비정질강섬유 콘크리트를 적용하여 현장 무배근 슬래브 시스템을 연구하였다. 제한한 슬래브에서는 온도철근을 강섬유로 대체하였다. 본 연구는 연속슬래브에서 상부 철근이 연속되지 않는 경우 슬래브의 상부 균열 제어를 주로 고려하였다. 실험변수로 비정질강섬유 혼입량, 강섬유 종류, 데크플레이트 종류, 연속구간의 철근 이음을 고려하였으며, 수직하중을 받는 2경간 슬래브를 실험하였다. 슬래브의 균열저항성능을 평가하기 위하여 연속슬래브의 하중에 따른 균열폭을 측정하였다. 실험결과, 상부 이음철근을 사용하지 않더라도 합성슬래브의 높은 휨강성으로 인하여 균열을 억제할 수 있는 것으로 나타났다.

**핵심용어** : 연속 슬래브, 데크 플레이트, 마이크로 강섬유, 균열