

## 상부강선을 갖는 고성능 중공슬래브의 휨거동

김인규<sup>1)</sup> · 박현석<sup>1)</sup> · 유승룡<sup>1)\*</sup>

<sup>1)</sup> 동국대학교 건축공학과

(2001년 7월 25일 원고접수, 2002년 1월 7일 심사완료)

### Flexural Behaviors of High Performance Hollow Core Slabs with Upper Strands

In-Gyu Kim<sup>1)</sup>, Hyun-Suk Park<sup>1)</sup>, and Sung-Yong Yu<sup>1)\*</sup>

<sup>1)</sup> Prestressed Concrete Laboratory, Dongguk University, Seoul, 100-715, Korea

(Received July 25, 2001, Accepted January 7, 2002)

#### ABSTRACT

Hollow core slabs generally have not been used for a bridge or a parking slab in Korea. In this study, high performance hollow core slabs, which have been the most thick one in domestic are re-designed and examined for practical use. Flexural tests were performed on four 315mm deep hollow core slabs to investigate adaptability for high vehicle live loadings and composite action with topping concrete. The precast slabs were pre-tensioned with ten strands of 1/2 inch diameter at the lower of slab and four strands of 1/2 inch diameter at the upper of slab, and cast with 80 mm deep topping concrete.

Tested hollow core slabs showed ductile failure behaviors which were conformed to the current Ultimate Strength Design Method for a span of 10m up to the live load of 1,000 kgf/m<sup>2</sup>. The rectangular and round shear cotters which were used for the composite action between precast and topping concrete, developed sufficient strengths because cracking, even micro had not been developed at the end of slabs up to the pure flexural tensile failure.

**Keywords :** high performance, hollow core slab, composite action, shear cotter, precast, upper strand

#### 1. 서 론

국내에서, 교량이나 주차장 슬래브용으로 중공 슬래브를 활용한 예는 거의 없었다. 본 연구에서, 국내 생산성이 있는 고성능 휨재로서, 중공슬래브를 설계하고 차량하중 등에 대한 적용성을 검토하였다.

중공슬래브의 경우 정해진 몰드를 하중에 따라 변경하는 것은 비용 등으로 인한 이유로 불가하므로 강선수를 조절하여 생산할 수밖에 없다. 이 경우 하부 인장강선을 과도하게 배근시 캠버에 의한 상부 인장균열을 제어하기 위하여 상부강선을 삽입하는 경우가 국내에서도 일반적이다.

국내규준의 주차장 활하중 1,000 kgf/m<sup>2</sup>을 고려하여, Mathcad Program에 의하여 설계하였다. 국내 최대 깊이 315 mm 고성능 중공슬래브에 대하여 12.7 mm 직경 하부 강선 10개와 상부강선을 4개 배근한 중공슬래브에 80 mm 토폭콘크리트를 타설한 실물크기 중공 슬래브에 대한 휨 실험을 실시하여, 요구되는 휨강도의 적정치를 실험하였다. 이 경우 상부강선을 삽입한 슬래브의 휨거동을 파악

하는데 주력하였다<sup>1)</sup>.

국내에서는 프리캐스트 중공슬래브에 일반적으로 강도 400 kgf/m<sup>2</sup>이상의 제로 슬럼프 콘크리트를 사용하는 관계로 타설 직후 굳어버린다. 따라서, 프리캐스트와 토폭콘크리트의 일체화된 합성작용을 위하여 슬래브 상부에 기계적 전단키를 활용할 수 있다. 이 전단키의 모양은 생산의 효율성과 사용하중하의 합성작용을 위하여 주요한 구조적 변수로 생각할 수 있다. 본 연구에서 생산성과 기능성을 고려하여 기존의 원형 전단키를 변형한 직사각형 전단키를 적용하였다. 휨 파괴시 보 단부 수평접합부에서 미세 균열 발생 여부로 이 전단키의 기능성을 파악하려 한다.

동일한 단면과 슬래브 하부 인장강선을 배근한 총 4개의 휨 시험체에 상부강선을 4개 배근하였다. 이들 중 2개의 시험체는 현재 강남건영(주)에서 적용하고 있는 원형 전단키(shear cotter)를 Fig. 1과 같이 적용하였다. 남은 2개는 처음 시험체와 동일한 강선을 배근하였고, 현재 개발 중인 직사각형 전단키를 Fig. 1과 같이 적용하였다.

#### 2. 변형을 적합조건에 의한 휨설계<sup>2)</sup>

#### 2.1 개요

\* Corresponding author  
Tel : 02-2260-3361 Fax : 02-2260-3361  
E-mail : ysy@dgu.ac.kr

변형률 적합조건(strain compatibility method)은 Bernoulli의 평면 보전의 법칙에서 변형률은 중립축으로부터 거리에 비례한다는 원리와 철근과 콘크리트의 변형률은 같다는 가정에서 시작하였다. 이 가정은 철근콘크리트 구조물의 허용응력설계와 극한강도 설계에 기본 원리로 적용되었다. 프리스트레스트 구조물에서도 동일한 원리에 의하여 적용되며, 중립축의 깊이산정에 효율적으로 활용될 수 있다. 변형률 적합조건에 의하여 부재의 공칭강도를 산정하는 방법은 Fig. 2의 Flow chart에 도시되어 있다.

## 2.2 설계과정

압축강선을 동반한 중공슬래브의 강도산정을 위하여, 정확한 중립축 위치를 구하는 것이 우선적으로 요구된다. 따라서 변형률 적합조건에 의한 중립축은 다음절차에 따라 산정하였다. 1) 중립축의 위치를 가정하고 이 가정을 통해 압축영역과 인장영역을 구분한다. 2) 압축영역에 존재하는 모든 힘에 대한 변형과 인장영역에 존재하는 모든 힘에 대한 변형을 각각 산정해 이 변형으로부터 압축영역의 힘을 합산하고 마찬가지로 인장영역의 힘을 합산한다. 이렇게 산정한 압축과 인장영역에 가해지는 힘이 같다면 최종적인 3) 공칭강도를 산정하고, 다르다면 중립축의 위치를 재 가정하여 2)의 과정을 반복한다. 관련 설계식은 다음과 같다.

인장영역에서 초기 프리스트레스트에 의한 압축변형률,  $\epsilon_{se}$ 를 구하는 식 (1)은

$$\epsilon_{se} = f_{se} / E_p \quad (1)$$

여기서,  $f_{se}$  = 유효 강선응력

$E_p$  = PS강선의 탄성계수

사용하중하의 강선 인장변형률,  $\epsilon_{sa}$  는

$$\epsilon_{sa} = (0.003 d_p/c) - 0.003 \quad (2)$$

여기서,  $d_p$  = 하부 강선의 유효깊이

$C$  = 중립축

따라서 인장영역에서 발생하는 강선의 실제 변형률,  $\epsilon_{ps}$ 은 다음과 같다.

$$\epsilon_{ps} = \epsilon_{sa} + \epsilon_{se} \quad (3)$$

압축영역에서 사용하중시 압축철근 변형률,  $\epsilon'_s$ 는

$$\epsilon'_s = (0.003d'/c) - 0.003 \quad (4)$$

여기서,  $d'$  = 압축철근의 유효깊이

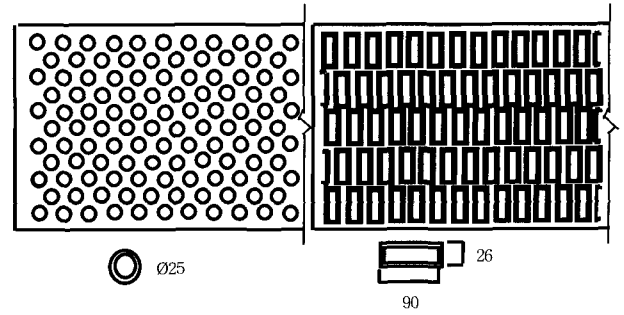


Fig. 1 Round and rectangular shear cotter (unit : mm)

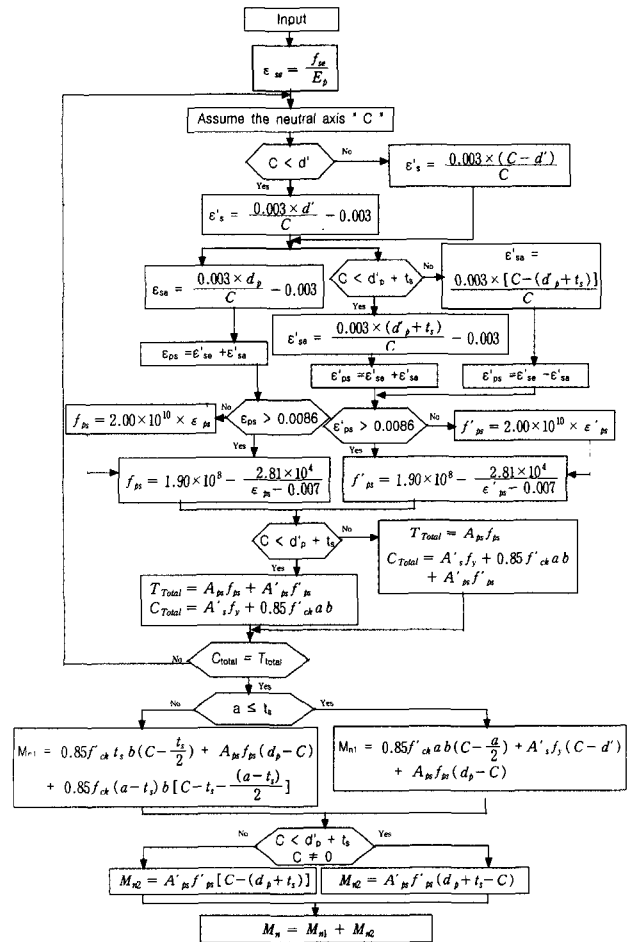


Fig. 2 Flexural strength estimation by strain-compatibility method

강선 위치에 따른 상부강선 변형률,  $\epsilon'_{ps}$ 는 압축영역인 경우 식(5), 그리고 인장영역인 경우 식(6)과 같이 할 수 있다.

$$\epsilon'_{ps} = \epsilon_{se} + \epsilon'_{sa} \quad (\epsilon'_{sa} = 0.003[c - d_p]/c) \quad (5)$$

$$\epsilon'_{ps} = \epsilon_{se} - \epsilon'_{sa} \quad (\epsilon'_{sa} = [0.003d_p/c] - 0.003) \quad (6)$$

여기서,  $d'_p$  = 상부강선의 유효깊이

변형률을 통해 인장과 압축영역의 힘을 각각 산정해 비교할 수 있다. 따라서, 인장영역에서 하부강선응력,  $f_{ps}$ 는 식(7) 그리고 식(8)과 같다.

$$f_{ps} = 1.89831 \times 10^8 - \frac{2.81 \times 10^4}{\epsilon_{ps} - 0.007} \quad (\text{if } \epsilon_{ps} > 0.0086) \quad (7)$$

$$f_{ps} = 2.00 \times 10^{10} \times \epsilon_{ps} \quad (\text{if } \epsilon_{ps} < 0.0086) \quad (8)$$

그러므로, 중국하중하의 강선내력  $T_1$ 은 다음과 같다.

$$T_1 = A_{ps} f_{ps} \quad (9)$$

여기서,  $A_{ps}$  = 하부강선의 유효단면적. 압축영역에서 콘크리트의 등가응력은,

$$C_{concrete} = 0.85 f_{ck} a b \quad (10)$$

그리고,  $a = \beta_1 C$  압축철근에 의한 강선내력은,

$$C_{steel} = A'_s f_y \quad (11)$$

여기서,  $A'_s$  = 압축철근의 유효단면적  
 $f_y$  = 철근의 항복강도

상부강선응력은 상부강선변형률  $\epsilon'_{ps}$ 가 0.0086보다 큰 경우 식 (12)와 같이 그리고 작은 경우 식(13)과 같이 계산할 수 있다.

$$f'_{ps} = 1.89831 \times 10^8 - \frac{2.81 \times 10^4}{\epsilon'_{ps} - 0.007} \quad (12)$$

$$f'_{ps} = 2.00 \times 10^{10} \times \epsilon'_{ps} \quad (13)$$

따라서 압축영역에서 강선력은,

$$T' = A'_{ps} f'_{ps} \quad (14)$$

여기서,  $A'_{ps}$  = 프리스트레스 상부강선의 유효단면적

식 (9), (10), (11), (14)로부터 압축영역과 인장영역의 힘을 비교하였다. 상부강선이 압축영역에 있을 경우, 압축영역 힘의 합은 다음과 같다.

$$C_{total} = C_{steel} + C_{concrete} + T' \quad (15)$$

이 경우, 인장영역 힘의 합은 식(9)에서,

$$T_{total} = T_1 \quad (16)$$

상부강선이 인장영역에 있을 경우, 압축영역 힘의 합은 다음과 같다.

$$C_{total} = C_{steel} + C_{concrete} \quad (17)$$

이 경우, 인장영역 힘의 합은 식(18)과 같다.

$$T_{total} = T_1 + T' \quad (18)$$

압축영역의 힘과 인장영역의 힘이 다르다면, 중립축을 다시 가정하여 위의 과정을 반복하고, 같다면 식 (19)에 의하여 공칭강도  $M_n$ 을 계산 할 수 있다. 여기서  $T'$ 의 힘은 압축영역이나 인장영역이나 그 힘의 크기는 같고 방향만이 반대이므로 공칭강도 산정 시 절대값을 사용한다.

$$M_n = C_{concrete} \left( c - \frac{a}{2} \right) + C_{steel} (c - d') + T_1 (d_p - c) + |T' (d'_p - c)| \quad (19)$$

### 2.3 설계결과 분석

본 연구에서 Fig. 2 Flow Chart에 의하여 접합부를 설계하였다. 상부 강선을 포함한 슬래브와 포함치 않은 슬래브의 응력 상태를 Fig. 3에서 Fig 4와 같이 비교하였다. Fig 4.에서 상부 강선을 포함하지 않은 10개의 하부 강선 긴장력에 의한 캠버가 발생할 때, 초기 긴장력과 자중에 의한 프리캐스트 슬래브에 응력상태를 해석결과로 표현하였다. 이 경우 긴장력 편심에 의한 휨모멘트는 슬래브 상부에 인장응력을 발생하게된다. 그러나, 프리캐스트 슬래브 자중과 긴장력에 의하여 캠버는 발생하지만 슬래브 상단에 여전히 압축응력 11.21 kgf/m<sup>2</sup>이 발생하므로 12.7 mm직경 하부강선 10개 배근으로 인한 과도 긴장력으로 생산시 상부 인장균열은 발생하지 않는 것으로 해석되었다. 그러나, 이 단면으로서는 하부 강선 10개가 담당할 수 있는 최대의 하부 긴장력이라 할 수 있다.

현장 시공단계에서 토핑콘크리트를 타설 후의 하부 압축응력은 토핑콘크리트 자중에 의한 정모멘트로 더욱 완화되며, 1 tf/m<sup>2</sup>의 활하중 적용시, Fig. 3의 상부강선을 포함치 않은 합성슬래브의 사용하중하의 응력에서 하부인장강도가  $16\sqrt{f_{ck}} = 34.9 \text{ kgf/cm}^2$ 에 근사한  $34.09 \text{ kgf/cm}^2$ 로 발생하므로 콘크리트 강도의 미소한 부실이라도 사용하중하에서 균열이 발생할 수 있으며, Fig. 4의 상부 강선을 포함할 경우 합성슬래브의 사용하중하의 응력에서는 상부 강선을 사용하여 하부 인장강도를  $29.19 \text{ kgf/cm}^2 < 16\sqrt{f_{ck}} = 34.9 \text{ kgf/cm}^2$  와 같이 저하시킬 수 있으므로 상부 강선을 사용하는 것은 이러한 관점에서 활용될 수 있다. 중국 강도면에서, 해석결과 상부강선이 포함된 슬래브의 휨내력은 상부강선이 배근되지 않은 부재에 비해 1 tf·m

정도의 저조한 내력 상승을 보일 뿐이다. 본 연구에서 변형률 적합조건에 의하여 상부 압축력의 합과 하부 인장력의 합이 일치되는 점에서 중립축 C를 추적하였다. 중국 하중하에서 Fig. 3과 Fig. 4를 참조하면 중립축은 하부 콘크리트의 파괴로 상단으로 이동되며, 상부강선은 여전히 압축존에 위치하지만 팔길이가 거의 미소하므로 미소한 강도 증가만 기대할 수 있다.

### 3. 실험체 제작

#### 3.1 재료

##### 3.1.1 강제

PS강선은 국내생산 저이완률(low-relaxation)의, 직경 12.7 mm 270 Gr. 7연 강선<sup>3)</sup>으로, 국내 제조업체 K사의 것을 사용하여 유공 유압잭으로 12.5tf을 긴장하였다. 토핑콘크리트에 사용되는 일반 철근은 항복강도 2,800 kgf/cm<sup>2</sup>인 D10이형철근을 사용하였다.

#### 3.1.2 콘크리트

본 실험에서 국내 PC공장의 자동화 배합설비에 의한 고강도 콘크리트 타설을 감안하여, 프리캐스트 중공슬래브 콘크리트는 400 kgf/cm<sup>2</sup>의 목표강도와 토핑 콘크리트는 270 kgf/cm<sup>2</sup>의 강도가<sup>3)</sup> 도달 할 때, 실험을 실시하였다. 프리캐스트 시험체와 토핑콘크리트의 배합표는 Table 1, 2와 같다. 중공 슬래브 콘크리트의 28일 설계강도는 400 kgf/cm<sup>2</sup>로 최대 골재크기는 19 mm, 제로슬럼프로 배합하였다. 프리캐스트 시험체와 토핑콘크리트 시험체는 각각 10개의 표준 공시체를 제작하였다. 프리캐스트 공시체는 진동다짐하지 않고 다짐봉으로 3차례 25회 다짐하여 제작하였고, 토핑콘크리트는 프리캐스트 공시체와 같이 제작하되 토핑콘크리트에 진동기를 사용하였으므로 1회 진동 다짐하여 제작하였다. 공시체는 실험체와 동일한 조건에서 양생되었으며, 실험당일 2개씩 사용하여 그 평균값을 Table 3과 같이 기입하였다. 중공슬래브와 토핑콘크리트의 압축강도는 평균 475.25 kgf/cm<sup>2</sup>와 272 kgf/cm<sup>2</sup>으로 초기 목표강도를 상회하여 실험되었다.

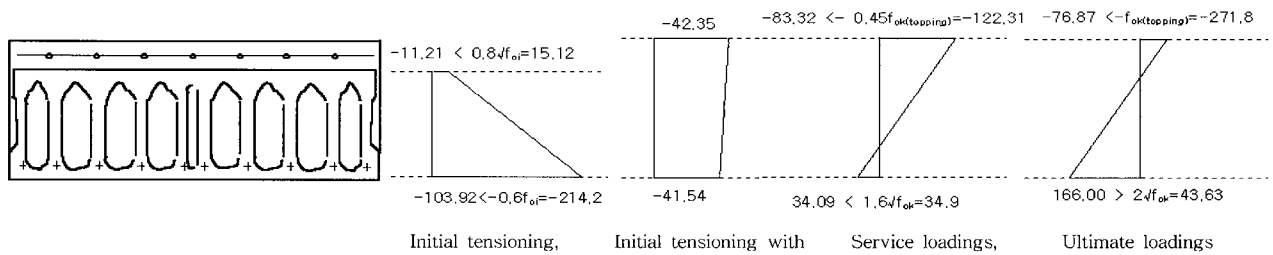


Fig. 3 Stress of hollow core slabs without upper strand (unit : kgf/cm<sup>2</sup>)

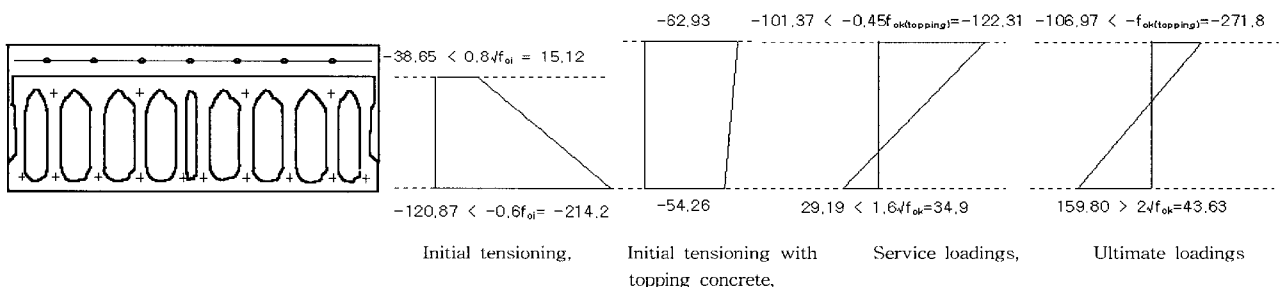


Fig. 4 Stress of hollow core slabs with upper strand (unit : kgf/cm<sup>2</sup>)

Table 1 Concrete mix design (I)

Concrete	Maximum size of aggregate(mm)	Slump(cm)	Fine aggregate ratio(%)	Watercement ratio(%)
Hollow core	19	non	61.1	34.4
Topping	19	8	40	48

Table 2 Concrete mix design (II)

Concrete	Water (kgf/m <sup>3</sup> )	Cement (kgf/m <sup>3</sup> )	Coarse aggregate (kgf/m <sup>3</sup> )	Fine aggregate (kgf/m <sup>3</sup> )	Add-mixture (kgf/m <sup>3</sup> )
Hollow core	156	453	700	1,100	4
Topping	160	333	1,155	743	0

### 3.2 프리캐스트 시험체 제작

각 시험체 표기와 강선배근과 전단키는 Table 4와 같다. 프리캐스트 콘크리트가 일정강도로 경화한 후, 프리캐스트 슬래브 상부에는 장변 방향으로 D10 철근을 15cm 간격으로 배근하였고, 단변 방향은 D10 철근을 30cm 간격으로 배근한 후 토평콘크리트를 타설하여 일체화시켰다. 시험체 단면은 Fig. 5와 같고, 철근 스트레인 케이지는 Fig. 6과 같이 토평콘크리트 중앙부 철근에 ①, ②, ③과 같이 부착하였다. 시험체는 10m 경간, 깊이 315mm의 중공슬래브에 80mm의 토평콘크리트를 타설한 시험체 4개를 제작하였다. Long Line Method에 의한 중공슬래브의 타설과 수평전단키 생산 그리고, 토평콘크리트의 타설은 Fig. 7, 8, 9와 같다.

## 4. 실험

10m 경간 4개의 시험체를 제작하여, 각 시험체에 대한 휨시험 1회를 실시하였다. 순수 휨강도를 산출하기 위하여, 4포인트 하중시험을 Fig. 10과 같이 실시하였다.

시험체는 타워크레인을 사용하여, 양쪽 받침점 위에 단

Table 3 Cylinder strength of precast and topping concrete

Specimens	H-1	H-2	H-3	H-4	Average
Hollow core $f_c(\text{kgf/cm}^2)$	472	476	481	472	475.25
Topping $f_c(\text{kgf/cm}^2)$	267	271	279	271	272

Table 4 Flexural reinforcement of specimens

Specimens	Pre-tensioning	Span	Shear cotter
H-1	Upper 4-7×12.7 mm dia, Lower 10-7×12.7 mm dia,	10 m	Round
H-2	Upper 4-7×12.7 mm dia, Lower 10-7×12.7 mm dia,	10 m	Rectangular
H-3	Upper 4-7×12.7 mm dia, Lower 10-7×12.7 mm dia,	10 m	Round
H-4	Upper 4-7×12.7 mm dia, Lower 10-7×12.7 mm dia,	10 m	Rectangular

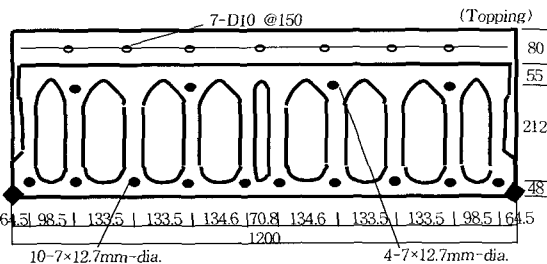


Fig. 5 Section of specimen

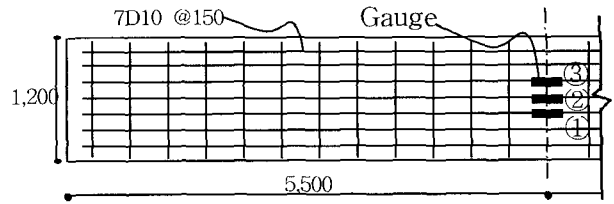


Fig. 6 Reinforcement for topping concrete and gauge location

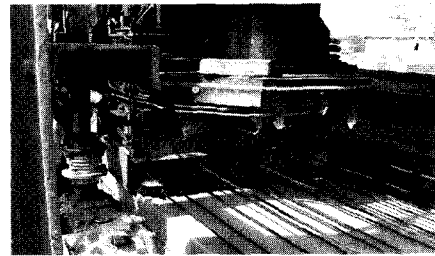


Fig. 7 Pre-tensioning process

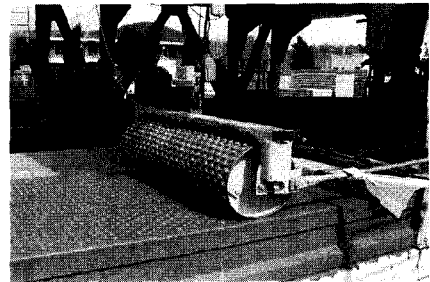


Fig. 8 Production of shear cotter

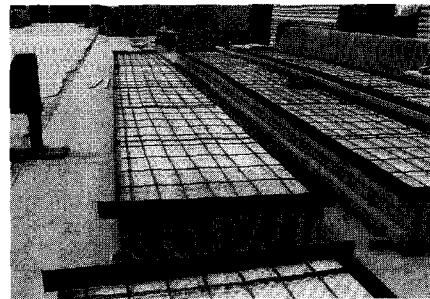


Fig. 9 Reinforcement for topping concrete

순지기로 놓여졌고, 양단 플랜지 상부에 수평레벨을 맞추어 오차 ±5mm이하가 되도록 조절하였다. 단부 받침점은 단부 끝에서 50cm 들어온 지점에 위치시켰다.

보중앙에서 가력보에 가력하여, 가력보 아래 구간에 전단력 없는 일정 휨모멘트만이 작용하도록 구성하였다. UTM (universal testing machine)의 하중 면에 로드셀을 설치하여 데이터로 기록하였고 로드셀 아래의 가력보는단순 지지되어, 시험체위 2개의 H-형강 위에 놓이게 하였다. 시험체위 2개의 H-형강 중심간격은 일정 휨력 발생에 충분한 가력폭 150cm로 설치하였다<sup>4)</sup>.

시험체 중앙에는 최대 처짐을 계측하기 위하여 LVDT를 2개 설치하여, 연속적으로 처짐을 측정하도록 고려하였다. 토핑콘크리트에 삽입되는 길이방향 철근의 중앙부 3곳에 각각 철근 스트레인 게이지를 설치하여 철근의 변형률을 측정하였다.

계측장비설치가 끝난 후 여주 PC공장의 UTM으로 가력하였다. 첫 균열이 발생되기 전까지 3tf씩 하중을 증가시켜 주었고, 그후 2tf씩, 그리고 균열양상이 최종 파괴에 이른다고 판단되면, 1tf씩 증가하중을 조절 적용하여 하중에 대한 균열크기와 처짐을 관찰, 기록하였다. 시험체가 파괴되기 전까지 3~4차례 균열의 크기를 체크하였다. 시험체는 완전한 종국파괴까지 계속 가력하였다.

## 5. 실험결과 및 분석

### 5.1 휨강도

Table 5와 같이 4개의 실험체는, 강도설계 기준 공칭 휨강도 산정방법에 의한 예측강도③에 대한 실험결과④의 비율은 그 비율이 평균 1.13으로 공칭강도를 13% 이상 상회하여 종국파괴 되었다.

실험 초기 균열강도는 평균 33.31 tf·m로 설계 사용

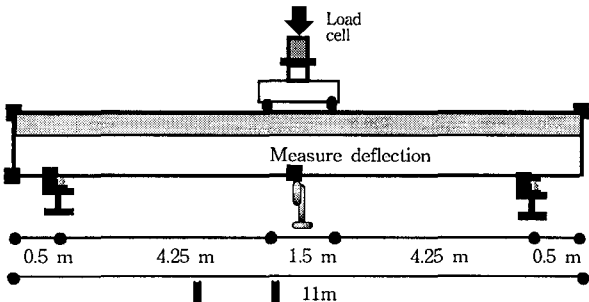


Fig. 10 Plan of test

하중 1,000 kgf/m<sup>2</sup>일 때 보중앙 정모멘트는 18.14 tf·m이므로, 이 슬래브는 설계 사용하중 1,000 kgf/m<sup>2</sup>에 대하여 충분히 적합한 것으로 평가할 수 있다. 초기균열 M<sub>cr</sub>에 대한 실험치는 1.06으로 매우 근사한 예상치를 보여주었다. 시험체는 종국하중까지 취성 파괴되지 않았으므로, 처짐 증가시 하중이 증가되지 않거나, 하중이 감소되는 시점을 Table 5-④의 실험결과로 하였다.

와이드 보 형식의 중공슬래브의 모멘트-변위 곡선은 Fig. 11과 같이 초기균열에 매우 민감하게 반응하였다. 초기 균열발생 모멘트 32.62 tf·m에서 34.32 tf·m에 도달하기까지 매우 선형적인 양상을 보이나, 이 하중에서 균열이 발생한 후 처짐 양상은 비선형으로 급격한 증가를 보여주었다.

### 5.2 처짐

강선절단시 실측한 보중앙 캠버는 Table 6의 ②와 같고, 합성단면의 보중앙 캠버는 ④와 같다. 초기균열 시 처짐⑥과 종국파괴 시 실측처짐⑧은 ④의 캠버를 기준으로 실험에서 LVDT로 측정된 값이다. 이 과정에서, 실측한

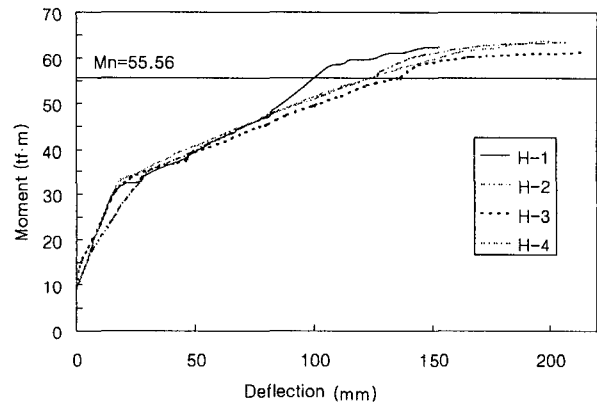


Fig. 11 Moment-displacement relationships

Table 5 Test results - flexural strength

Name of specimens	Hollow core slab cylinder strength $f_{ck}$ (kgf/cm <sup>2</sup> )	Topping concrete cylinder strength $f_{ck}$ (kgf/cm <sup>2</sup> )	Full service loading condition			Failing loading condition		
			①Calculated Cracking Moment $M_{cr}$ (tf·m)	②Test Cracking Moment (tf·m)	②Test/①Calculated	③Nominal Strength (tf·m)	④Test Strength (tf·m)	④Test/③Calculated
H-1	472	267	31.12	32.62	1.05	55.09	62.40	1.13
H-2	476	271	31.12	32.83	1.05	55.09	63.49	1.15
H-3	481	279	31.60	33.47	1.06	56.03	61.32	1.09
H-4	472	271	31.60	34.32	1.09	56.03	63.85	1.14
Average	475.25	272	31.36	33.31	1.06	55.56	62.77	1.13

\* ① and ③ are calculated from mathcad program listed in Fig. 2

Experimental initial cracking strength② and final strength④ are obtained from the results by adding the moment of self weight- 9.237tf·m and the actual test values.

캠버 ②와 ④는 피아노선을 긴장하여 측정하였으나 전장 11 m에 대하여 일부 측정오차가 발생 가능한 것으로 판단된다. 그러나, 초기 균열시 처짐⑥은 평균 2.422 cm로 ACI 기준 최대 허용처짐⑦ 3.968 cm보다 작은 값에서 균열이 발생하였고, 균열 모멘트에 의한 예상치⑤ 4.459 cm보다도 작은 값에서 초기 균열이 발생하였다. 실험과정에서 폭넓게 분포된 휨균열과 19.6 cm이상의 처짐이 발생하며 슬래브는 중국 하중에 도달되었다. 처짐 증가시 하중이 증가되지 않거나 감소되는 시점⑧을 중국 하중 시 실험처짐으로 하였다.

#### 5.4 철근 변형률

보중앙 상단 토폰콘크리트에 휨 철근에 설치한 게이지로 하나의 시험체에 대하여 각각 3개의 압축 변형률을 얻을 수 있었다. 아래의 Fig. 12에서 y축은 이 3개의 변형률에 대한 평균값으로 대부분의 철근이 가력하중 23 tf 이전에 항복 변형률  $1,400 \times 10^{-6}$ 에 도달한 것을 알 수 있다. 단, H-4 시험체는 게이지 오류로 측정하지 못하였다.

#### 5.5 거동요약

이 실험에서 모든 시험체의 초기균열은 보중앙 가력부 하부에서 순수 휨균열로 시작되었다. H-1, H-2 시험체의 가력 모멘트는 각각 32.62 tf·m, 32.83 tf·m에서, 그리고 H-3, H-4 시험체는 각각 33.47 tf·m, 34.32 tf·m에서 초기 균열이 시작되었으며 계산된 초기 균열강도를 상회하여 발생되었다.

초기균열시의 처짐은 21.53~26.96 mm로 평균 24.22 mm로 계속되었다. 모든 보의 균열확산방법은 유사하였으며, 평균 약 30 cm간격으로 중앙에서 단부방향으로 폭넓은 새로운 휨균열이 계속 발생되었고, 가력 하중을 증가시키자 단부부근의 휨균열은 휨·전단균열로 가력 위치 방향으로 경사지게 발달하였다. 하중계수 적용하중인 설계하중을 넘어서부터, 처음 균열 사이로 새로운 균열이 계속 발생되어 평균 균열간격은 약 15 cm정도가 되며, 보의 전 경간에 넓게 분포되었다.

4개의 슬래브는 양 단부 받침점 근처 50 cm 정도 거리까지 확산된 수십 개의 휨균열을 만들어낸 후 순수 인장 파괴를 초래하였다(Fig. 13, 14 참조). 프리스트레스트 콘크리트 중공슬래브는 철근콘크리트 보 보다 매우 연성적이므로, 중국강도에서는 일반적으로 높은 처짐을 유발하며 파괴하였다.

H-1과 H-3 실험체의 PC슬래브 상부면은 원형 전단기를 사용하였고, H-2와 H-4 PC 상부는 직사각형 전단기를 사용하였다.

직사각형 전단기를 사용한 시험체는 원형 전단기를 사용한 시험체에 비하여 1.8 tf·m의 미소한 중국강도 증가를 보였다. 본 실험에서 사용한 직사각형 전단기와 원형 전단기는 모두 단부에서 균열이 발생하지 않았으므로(Fig. 13에서의 단부 참조), 두 종류의 키는 전단기로 충분한 내력을 발휘한 것으로 판단된다. 모든 시험체는 하부강선이 10개, 상부강선은 4개를 배근하였다.

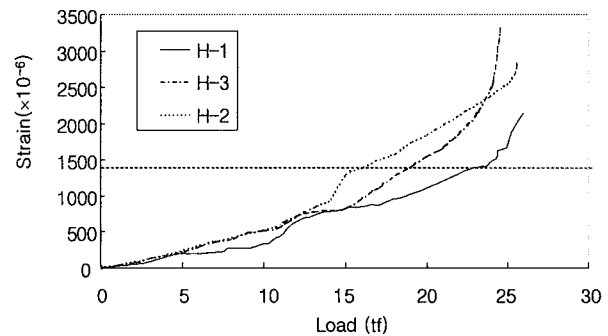


Fig. 12 Load-steel strain relationships

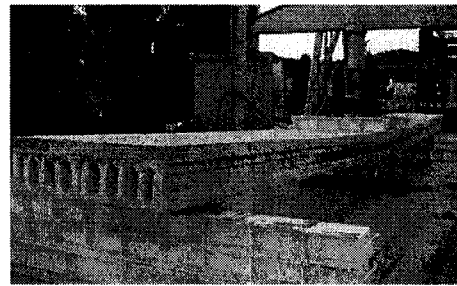


Fig. 13 End of specimen at the final load stage

Table 6 Test results - Displacements

Name of specimens	$f_{ci}$ (kgf/cm <sup>2</sup> )	$f_{ck}$ (kgf/cm <sup>2</sup> )	Measured camber at center of release (mm)		Measured camber at beam center of composite section (mm)		Deflection when initial cracking shown (mm)		Maximum allowable deflection⑦ L/360+ Δ camber② (mm)	Measured deflection at failure⑧ (mm)
			Theory①	Test②	Theory③	Test④	Theory⑤	Test⑥		
H-1	357	472	-9.12	-10	-7.74	-16	44.59	21.53	39.68	153.23
H-2	357	476	-9.12	-18	-7.74	-16	44.59	26.95	39.68	206.93
H-3	357	481	-9.12	-11	-7.74	-10	44.59	23	39.68	215.22
H-4	357	472	-9.12	-12	-7.74	-8	44.59	26.96	39.68	199.51
Average	357.00	475.25	-9.12	-12.75	-7.74	-12.5	44.59	24.22	39.68	196.35

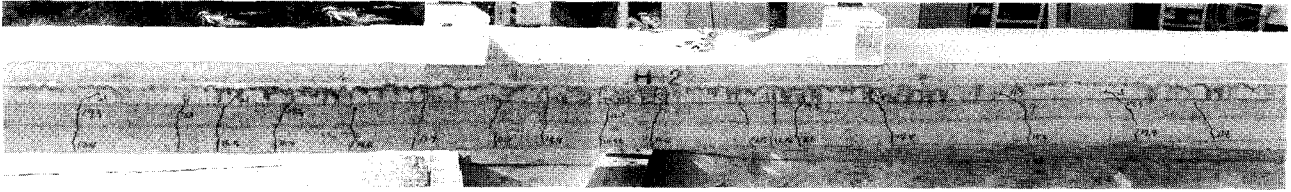


Fig. 14 Example of flexural cracking at failure stage (H-2)

## 6. 결 론

본 연구에서는 국내 생산성이 있는 고성능 휨재로서의 중공슬래브를 재설계하고, 차량하중 등에 대한 적용성을 정적휨실험에 의하여 검토하였다. 국내에서 생산되는 최대 깊이 315 mm인 고성능 중공슬래브에 대하여 12.7 mm 슬래브 하부강선 10개와 상부강선을 4개 배근한 중공슬래브에 80 mm 토폭콘크리트를 타설한 4개의 실험체에 휨실험을 실시하여, 고하중에서의 활용성과 슬래브의 합성작용에 대한 검토를 병행하였다. 그 결과로 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

1) 슬래브 종국파괴시 강도설계 기준 공칭 휨강도 산정방법의 예측강도에 대한 실험결과와의 비율은 평균 1.13으로 공칭강도를 13% 이상 상회하여 파괴되었고, 강도설계에 적합한 연성적 파괴거동을 보여주었다. 본 연구의 정적 휨실험 범위안에서, 이 슬래브는 경간 10 m에 대하여 설계활하중  $1,000 \text{ kgf/m}^2$ 까지 충분히 활용 가능한 것으로 판명되었다.

2) 본 연구에서 고려한 중공단면은 하부 강선 10개가 담당할 수 있는 최대의 긴장력이라 할 수 있다. 상부강선 배근시 팔길이가 거의 미소하므로 상부 강선이 배근되지 않은 슬래브 보다  $1 \text{ tf} \cdot \text{m}$  정도의 저조한 내력 상승만 기대할 수 있다.

3) 상부강선을 포함치 않은 합성슬래브에서  $1,000 \text{ kgf/m}^2$ 의 활하중이 적용될 경우, 사용하중 하에서 보하단에 발생하는 응력  $3409 \text{ kgf/cm}^2$ 가 강도설계기준인  $1.6\sqrt{f_{ck}}=349 \text{ kgf/cm}^2$ 에 거의 유사하게 발생하므로 생산과 시공상의 미소한 부

실이라도 사용하중 하에서 균열이 발생할 수 있다. 그러나, 상부 강선을 포함할 경우 하부 인장응력을 저하시킬 수 있으므로 상부강선을 사용하는 것은 이러한 관점에서 타당하다고 할 수 있다.

4) 본 실험에서 사용한 직사각형 전단키와 원형 전단키는 모두 단부에서 균열이 발생하지 않았으므로, 두 종류의 키는 전단키로 충분한 내력을 발휘한 것으로 판단된다.

## 감사의 글

이 연구는 '2000년 중소기업 컨소시엄 사업'의 일환으로 중소기업청과 강남건영(주)의 연구비 협조로 수행되었습니다. 특히 실험체 제작과 국내 중공PC 슬래브 실정을 도와주신 강남건영(주) 이상국 전무님과 양진식 이사님, 그리고 조병현 차장님께 감사드립니다.

## 참고문헌

1. *PCI Design Handbook*, Fifth Edition, Prestressed Concrete Institut, Chicago, Illinois, 1999.
2. Tamon Ueda "Shear Strength of Precast Prestressed Hollow Slab with Concrete Topping," *ACI Structural Journal*, July-August 1991.
3. Scott, Norman L., "Performance of Precast Prestressed Hollow Core Slab with Composite Concrete Topping," *PCI Journal*, Vol.18, No.2, March-April 1973.
4. Nilson, Arthur H., "Design of Prestressed Concrete," John Wiley and Sons, New York, 1987.

## 요 약

우리 나라에서 교량이나 주차장 슬래브용으로 중공 슬래브를 활용한 예는 거의 없었다. 본 연구는 국내에서 생산중인 중공슬래브의 깊이가 가장 큰 고성능 중공슬래브를 재설계하고, 그 적용성을 검토한 것이다. 이를 위해 최대 깊이 315 mm인 고성능 중공슬래브에 대하여 12.7 mm 슬래브 하부강선 10개와 상부강선을 4개를 배근한 중공슬래브에 80 mm 토폭콘크리트를 타설한 4개의 실험체에 휨실험을 실시하여, 차량 등을 위한 고하중에서의 활용성과 슬래브의 합성작용에 대한 검토를 병행하였다.

이 실험에서의 중공슬래브는 10 m-경간 슬래브에서 설계활하중  $1,000 \text{ kgf/m}^2$ 를 고려할 때 강도설계에 적합한 연성적 휨파괴 거동을 보여주었다. 또한 슬래브와 토폭콘크리트의 합성거동을 위하여 사용한 직사각형 전단키와 원형 전단키는 모든 단부에서 순수 휨파괴까지 어떠한 미세 균열도 발생하지 않았으므로, 두 종류의 키는 전단키로 충분한 내력을 발휘한 것으로 판단된다.

**핵심용어 :** 고성능, 중공슬래브, 합성작용, 전단키, 프리캐스트, 상부강선