

트러스 철근을 갖는 하프 프리캐스트 슬래브의 휨 내력에 관한 실험적 연구

An Experimental Study on Bending Performance of Half Precast Concrete Slab with Truss-Reinforcement

서 태 석* 최 창 식**
Seo, Tae-Seok Choi, Chang-Sik

Abstract

A slab examined by this study is the half precast concrete(PC) slab with the truss-reinforcement. There are many studies on the composite slab, but the study on the half precast concrete(PC) slab is little. Especially, the study on a structural performance of the half PC slab according to the height of the truss-reinforcement is extremely little. Therefore, in this research, three kinds of slabs with different height of the truss-reinforcement were made, and the bending test was conducted to research a structural performance.

요 지

본 연구에서 검토된 슬래브는 트러스 철근이 설치된 하프 프리캐스트 콘크리트(PC) 슬래브로서, 이러한 슬래브의 내력평가에 대한 몇몇 연구결과가 소개되었다. 하지만 합성슬래브의 내력평가에 대한 연구가 대부분이고 하프PC슬래브의 내력평가에 대한 연구는 적으며 특히, 트러스 높이에 따른 슬래브의 구조성능에 관한 연구는 매우 부족한 실정이다. 따라서 본 연구에서는, 트러스 철근이 설치된 하프PC슬래브의 구조성능을 검토하기 위하여 트러스 철근의 높이가 다른 세 종류의 슬래브를 제작하여 휨 실험을 실시하였다.

Keywords : Half PC slab, Truss-reinforcement, Bending test

핵심 용어 : 하프 프리캐스트 슬래브, 트러스 철근, 휨 실험

* 정희원, 한양대학교 건축공학부 BK연구조교수 공학박사

** 정희원, 한양대학교 건축공학부 교수 공학박사

E-mail : struct-seo@hanmail.net 010-4152-3855

• 본 논문에 대한 토의를 2008년 12월 31일까지 학회로 보내 주시면 2009년 3월호에 토론결과를 게재하겠습니다.

1. 서 론

최근 초고층 건물의 시공이 증가하면서 현장에서 콘크리트를 타설하는 종래의 슬래브 시공법 보다는 환경 문제 해결, 공기단축 등의 여러 장점을 보유하고 있는 PC슬래브 공법의 활용이 요구되고 있다. 특히, 현장 타설 공법의 장점과 PC공법의 장점을 절충하여 부재 간의 일체성 확보를 용이하게 한 하프 PC슬래브 공법이 1940년대에 유럽을 중심으로 개발되었으며 지금은 독일, 일본 등의 선진국을 중심으로 널리 사용되고 있으며 그 종류도 다양하다.⁽¹⁾

본 연구에서 검토된 슬래브는 하단근(인장주근)이 배근된 슬래브 판에 트러스 철근이 설치된 하프PC슬래브로서 이러한 슬래브의 내력평가에 대한 몇몇 연구 결과가 소개되었다.⁽²⁾⁻⁽⁶⁾ 하지만, 하프PC슬래브 판과 현장타설 콘크리트가 일체가 되는 합성슬래브의 내력 검토에 대한 연구가 대부분이고 하프PC슬래브의 내력 평가에 대한 연구는 적으며 특히, 트러스높이에 따른 역학적 거동 평가에 관한 연구는 매우 부족한 실정이다. 따라서 본 연구에서는 하프PC슬래브의 내력 검토가 보다 정량적이고 합리적인 방법으로 이뤄질 수 있도록 기초적인 자료를 제공하기 위하여 일본 후지모리 산업에서 생산되고 있는 트러스 높이가 다른 하프 PC 슬래브를 대상으로 휨 내력실험을 실시하였다.

2. 실험 개요

2.1 사용 재료

콘크리트는 보통 포틀랜드 시멘트, 강모래(표준밀도 2.61g/cm³), 쇄석(표준밀도 2.64g/cm³), 혼화재로는 고성능 감수제(AE제)를 사용하였다. Table 1에 콘크리트 배합을, Table 2와 Table 3에 콘크리트와 철근의 재료시험 결과를 나타낸다. 재령 28일 콘크리트

Table 1 콘크리트 배합

W/C	s/a	단위 중량(kg/cm ³)				슬럼프 (cm)	공기량 (%)
		W	C	S	G		
40%	45.2	155	388	817	1001	15	4.0

Table 2 콘크리트 재료시험 결과

재령(일)	압축강도 (MPa)	활렬강도 (MPa)	탄성계수 (GPa)
13	45.4	3.6	27.2
21	51.2	3.9	29.3
28	53.4	3.8	30.1

Table 3 철근의 재료시험 결과

철근의 종류	항복강도(MPa)	인장강도(MPa)
φ6(원형철근)	350	524
φ13(원형철근)	358	530
D10(이형철근)	384	524

의 압축강도와 활렬강도는 각각 53.4MPa, 3.8MPa이다.

2.2 시험체의 형태와 종류

하프 PC슬래브의 종류와 형태를 Table 4와 Fig. 2에 나타낸다. 시험체의 길이는 2000mm, 폭은 700mm이고, 슬래브의 트러스 높이는 65, 165, 255mm의 3종류이다. 이 시험체들은 φ6의 라티스근, φ13의 트러스 상부근 및 D10의 인장보강근이 사용되었다. 시험체는 종류별로 2개씩 제작하였다. 시험체 명에서 H는 하프(half)를 의미하고, 숫자 65, 165, 255는 트러스 높이를 의미한다. Table 5에 식(1), (2), (3)으로 계산된 슬래브 단면의 중립축거리(X_n), 단면이차모멘트(I_g), 단면계수(Z)를 나타낸다(기호설명은 Fig. 1을 참조).

$$X_n = t - \frac{0.5B_1 t^2 + \{a_1(h-d_1) + a_D(h-d_2)\}(n-1) + na_p h}{B_1 t + (a_1 + a_D)(n-1) + a_p n} \quad (1)$$

$$I_g = B_1 X_n^3 / 3 + B_1 (t - X_n)^3 / 3 + na_p \{h - (t - X_n)\}^2 + (n-1)[a_1 \{(t - X_n) - (h - d_1)\}^2 + a_D \{(t - X_n) - (h - d_2)\}^2] \quad (2)$$

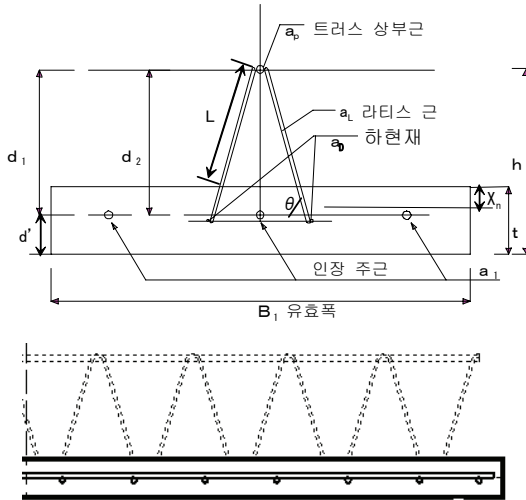
$$Z = I_g / (t - X_n) \quad (3)$$

Table 4 시험체의 종류

시험체	t (mm)	트러스 높이(mm)	B ₁ (mm)	d ₁ (mm)	d ₂ (mm)	h (mm)	a _p (mm ²)	a _L (mm ²)	a _D (mm ²)	L (mm)	θ ₁ (°)	θ ₂ (°)
H65-1,2	70	65	350	53	55	88	254	499	126.4	60	34.8	34.8
H165-1,2	75	165	350	153	155	193	254	356.5	126.4	125	62.8	79.6
H255-1,2	80	255	350	243	245	288	254	356.5	126.4	183	72.0	80.0

Table 5 하프PC슬래브 단면의 기하학 성질

시험체	X _n (mm)	I _g (mm ⁴)	Z(mm ³)
H65	33.3	12480360	339742
H165	32.2	35185372	821139
H255	31.9	73077593	1518781

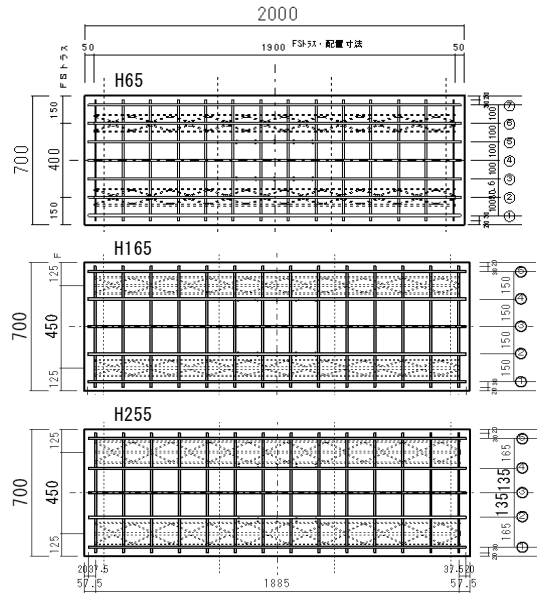


a_p: 트러스상부근 단면적, a_L: 라티스근 단면적
 a_D: 하현재 단면적, a₁: 인장주근 단면적
 d₁: 트러스 상부근에서 인장주근 중심까지의 거리
 d₂: 트러스 상부근에서 하현재 중심까지의 거리
 X_n: 중립축 거리, t: 슬래브 두께
 h: 슬래브 압축면에서 트러스 상부근 중심까지의 거리
 d': 슬래브 압축면에서 인장주근 중심까지의 거리

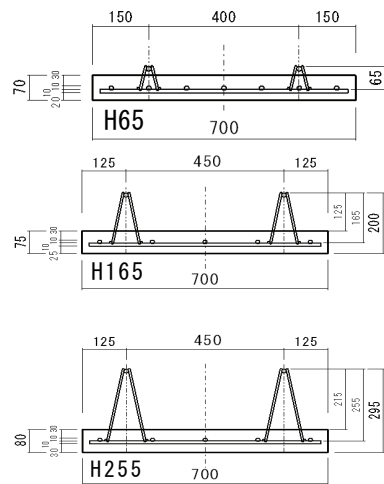
Fig. 1 하프PC슬래브의 단면

2.3 가력 및 측정

Fig. 3에 시험체의 하중상황을 나타낸다. H빔을 통해서 3등분점 재하하고, 균열 관찰의 편의를 위하여 인장축이 상면이 되도록 설치하였다. 시험체 2개 중에 한 개는 1방향 단조 재하, 나머지 1개는 철근의 항복 부근에서 1회 반복 재하를 실시하였다. 재하시의 콘크



(a) 평면도



(b) 단면도

Fig. 2 시험체 상세도

리트 재령은 15일에서 22일로 Table 6에 나타낸다. 슬래브 시험체 재하시의 콘크리트 압축강도는 Table 2의 압축강도 실험으로부터 얻어진 데이터로부터 근사식을 이용하여 예측하였다. 콘크리트의 인장 및 압축연과 트러스 상부근 및 인장 주근에 스트레인 게이지를 부착하여 변형률을 측정하였고, 중앙부에 다이얼게이지를 설치하여 슬래브의 처짐을 측정하였다. 균열폭은 콘택트 스트레인 게이지를 이용하였으며 인장 주근을 따라 콘크리트 표면에 100mm 간격으로 측정하였다. 콘택트 포인트와 철근에 부착된 스트레인 게이지의 위치를 Fig. 4에 나타낸다.

Table 6 재하시의 콘크리트 재령과 압축강도

시험체	H65		H165		H255	
	No.1	No.2	No.1	No.2	No.1	No.2
재령(일)	21	22	15	18	19	20
압축강도	51.2	51.1	47.0	48.9	49.5	50.0

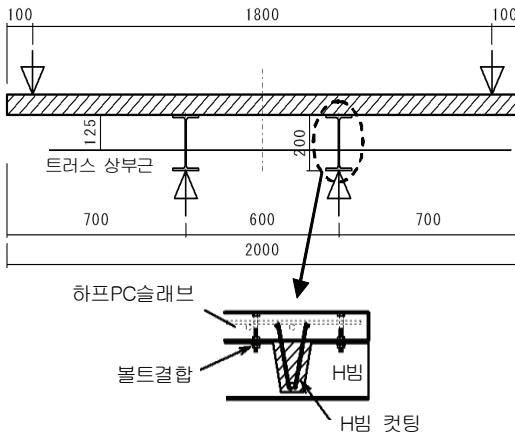


Fig. 3 시험체 재하 방법

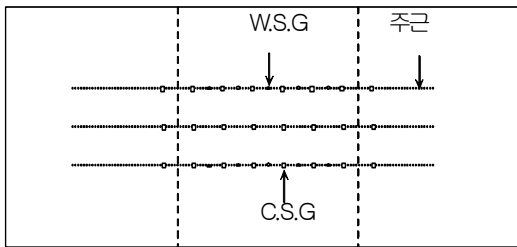
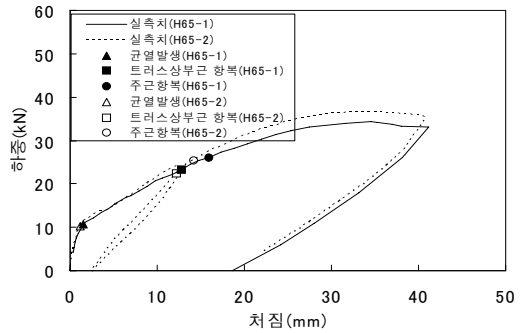


Fig. 4 스트레인 게이지와 콘택트 포인트의 위치

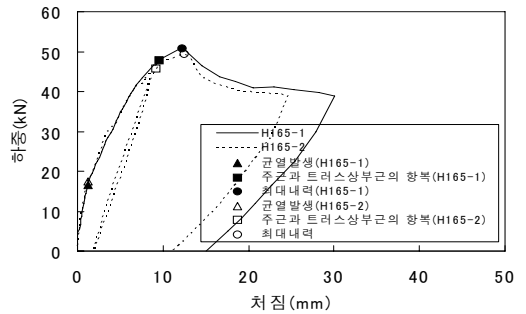
3. 실험 결과

3.1 하중-처짐 관계

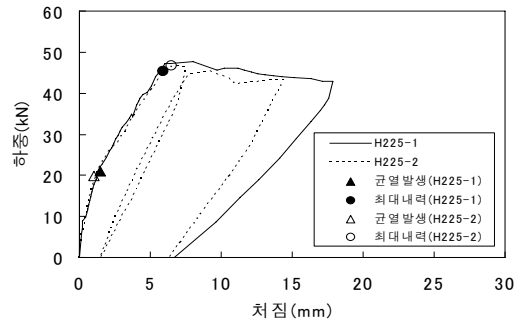
시험체의 하중과 중앙처짐의 관계를 Fig.5에 나타낸다. H65-1,2 시험체는 각각 10.6kN과 10.3kN에서 균열이 발생하였다. 철근의 항복은 트러스 상부근이 각각 23.2kN과 22.5kN에서 항복하였고, 다음으



(a) H65-1, 2



(b) H165-1, 2



(c) H255-1, 2

Fig. 5 하중-처짐 관계

로 25kN과 26kN에서 주근이 항복하였다. 철근이 항복한 후에도 하중은 35kN까지 증가하였다.

H165-1,2 시험체는 각각 17kN과 16.6kN에서 균열이 발생하였고, 철근은 45.7kN과 47.8kN에서 트러스 상부근과 주근이 동시에 항복하였다. H255-1, 2 시험체의 경우에는 21kN과 19.7kN에서 균열이 발생하였고, 45kN과 46kN에서 트러스 상부근과 주근이 항복하지 않았음에도 불구하고 내력이 저하하였다.

3.2 최종 파괴상태에서의 강재의 파괴상황

Fig. 6에 최종 파괴상태에서의 인장주근과 트러스 상부근의 변형률을 나타낸다. 변형률 값으로부터 H65와 H165시험체는 인장주근과 트러스 상부근이 항복하였음을 알 수 있으며, 또한 최종파괴 상태에서부터 트러스 상부근의 압축좌굴에 의한 파괴상황을 확인할 수 있었다. 하지만 라티스 근에는 좌굴이 일어나지 않았다. H255에서는 인장주근과 트러스 상부근이 항복하지 않았지만 라티스근에서 좌굴이 발생하여 H255시험체의 내력이 라티스근에 의해 결정되었음을 알 수 있었다. Photo 1에 일례로 H165-1와 H255-1의 최종 파괴상태에서의 트러스 상부근과 라티스근의 압축좌굴에 의한 파괴상황을 나타낸다.

3.3 균열 안정화 상태에서의 균열발생 상황

Fig. 7에 균열 안정화상태에서의 균열발생상황을 나타낸다. 모든 시험체의 첫 번째 균열은 지점부에서 발생하였고 하중의 증가와 함께 중심부로 이동하였다. H65-1, 2 시험체의 평균 균열간격(lav)의 평균값은 다른 시험체의 평균균열간격의 평균값(120mm, 180mm)보다 작았으며, 이는 응력이 다른 시험체 보다 슬래브 판에 골고루 전달되었음을 의미한다. 또한 모든 시험체의 중립축위치는 슬래브 판 내에 위치하고 있음을 알 수 있다.

Fig. 8에 균열 안정화상태에서의 평균 균열폭을 나타낸다. 모든 시험체에서 첫 번째 균열이 발생한 이후에 균열폭이 급격하게 진전하였다. 따라서 덧침콘크리트를 타설하기 전에 슬래브에 균열이 발생하지 않도록

주의를 해야 할 것으로 사료된다.

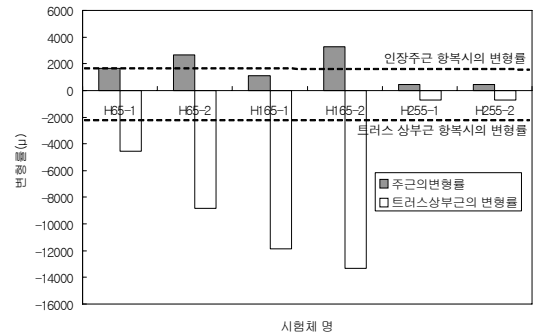
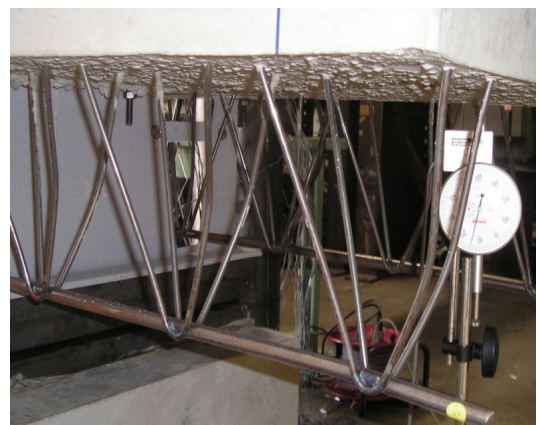


Fig. 6 최종 파괴상태에서의 인장주근과 트러스 상부근의 변형률

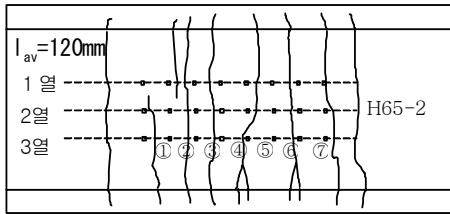
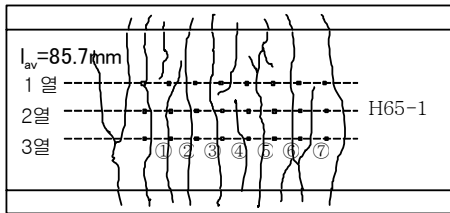


(a) H165-1

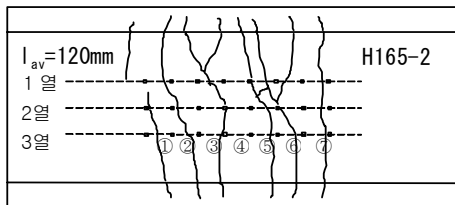
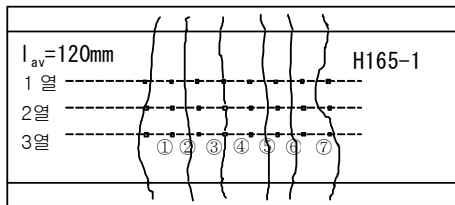


(b) H255-1

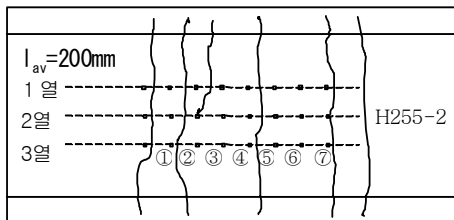
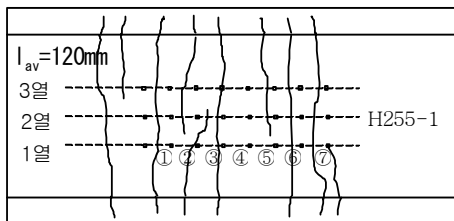
Photo 1 라티스근과 트러스상부근의 좌굴



(a) H65

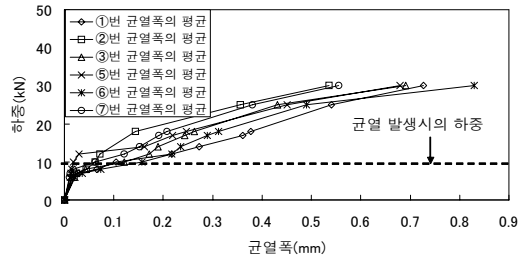


(b) H165

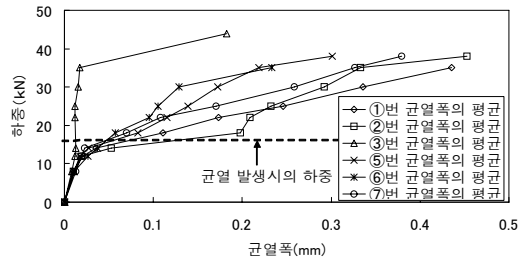


(c) H255

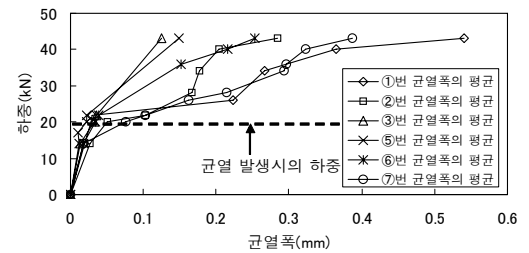
Fig. 7 균열 발생 상황



(a) H65-1



(b) H165-1



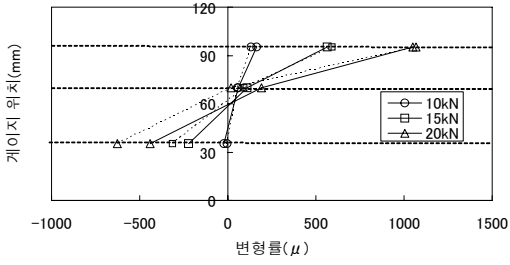
(c) H255-1

Fig. 8 균열폭의 거동

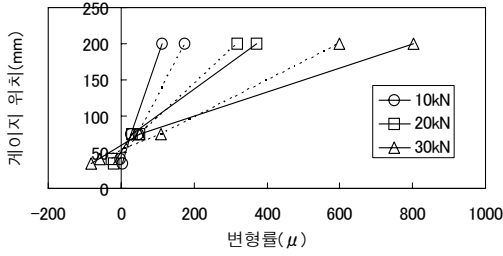
또한 지점부에서의 균열폭이 가장 크게 증가하였으며 그 이유는 지점부에서 최대휨 모멘트가 발생하였기 때문인 것으로 사료된다.

3.4 하프PC슬래브 단면의 변형률 분포

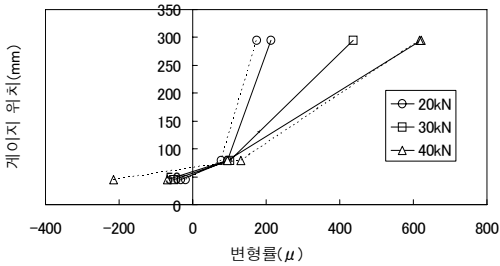
Fig. 9에 슬래브 단면의 변형률 분포를 나타낸다. 가장 아래의 변형률은 인장 주근의 변형률, 가운데의 변형률은 콘크리트의 압축측 변형률, 가장 위의 변형률은 트러스 상부근의 변형률을 나타낸다. 그림에서 점선은 No. 2 시험체를 의미한다. H65와 H165의 시험체는 평면 유지의 가정이 성립하고 있지만 H255의 시험체의 경우에는 평면 유지의 가정이 성립하지



(a) H65-1, 2



(b) H165-1, 2



(c) H255-1, 2

Fig. 9 슬래브 단면의 변형률 분포

않는 것을 알 수 있다. 그 이유는 라티스근의 강성 부족에 의해 트러스 상부근 까지 힘의 전달이 잘 이루어지지 않았기 때문인 것으로 사료된다.

3.5 라티스근의 좌굴하중을 고려한 전단 내력 검토

좌굴하중을 고려한 라티스근의 전단내력을 Table 4의 라티스근의 제원을 이용해서 식(4)⁽⁷⁾로 검토하였다. 그 결과를 Fig. 10에 나타낸다. H65, H165의 최대 전단력의 실측값은 식(4)에 의한 라티스근의 전단내력값 보다 매우 작아 부재의 항복이 주근 및 트러

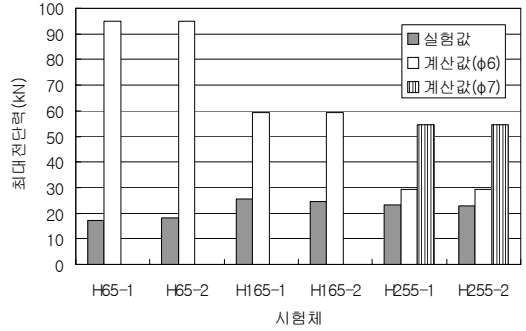


Fig. 10 라티스근의 좌굴하중을 고려한 전단내력

스 상부근에 의해 결정될 가능성이 높음을 계산으로부터 예측할 수 있으며 실험에서도 이러한 결과를 확인할 수 있었다. 하지만 시험체 H255의 최대 전단력은 라티스근의 전단내력과 거의 일치하고 있어 라티스근이 좌굴할 가능성이 있음을 예측할 수 있으며 실험에서도 라티스근만이 좌굴을 하는 결과를 보였다. 하지만 지름이 7mm인 라티스근을 사용할 경우 2배에 가까운 라티스근의 내력증가를 기대할 수 있을 것으로 사료된다(Fig. 10 참조).

$$Q = 2 \cdot N_L \cdot \sin \theta_1 \cdot \sin \theta_2 \quad (\text{kN}) \quad (4)$$

$$N_L = a_L \cdot \sigma_c \quad (5)$$

$$\sigma_c = \frac{\pi^2 \cdot E}{(k \cdot L / r)^2} \quad (6)$$

a_L : 라티스근의 단면적, E: 라티스근의 탄성계수

L: 라티스근의 길이, r: 단면2차반경

θ_1, θ_2 : 라티스근과 콘크리트 표면과의 각도

3.6 균열 모멘트와 종곡 휨 모멘트

3.6.1 균열 모멘트

Table 5에 나타낸 슬래브의 단면의 기하학 성질을 이용해서 일본 건축학회(AIJ)기준식(식(7)), 대한 건축학회(AIK) 기준식(식(8)), 미국 콘크리트 학회(ACI)기준식(식(9))으로 균열 모멘트를 검토하였다. 그 결과를 Table 7과 Fig. 10에 나타낸다.

Table 7 균열 모멘트

시험체	계산값(kNm) No.1(Exp./Cal.), No.2(Exp./Cal.)				실측값(kNm)	
	식(7)	식(8)	식(9)	식(10)	No.1	No.2
H65	1.36 (2.26) [2.19]	1.53 (2.01) [1.95]	4.86 (0.63) [0.62]	2.03 (1.52) [1.47]	3.08	2.99
	3.08 (1.66) [1.57]	3.47 (1.48) [1.39]	11.02 (0.46) [0.44]	4.66 (1.10) [1.04]		
H165	5.70 (1.06) [1.01]	6.42 (0.94) [0.90]	20.37 (0.30) [0.28]	8.67 (0.70) [0.66]	6.07	5.77
	3.08 (1.66) [1.57]	3.47 (1.48) [1.39]	11.02 (0.46) [0.44]	4.66 (1.10) [1.04]		

시험체 H65와 H165의 균열모멘트의 실측값의 AIJ 기준식과 AIK 기준식에 의한 계산값에 대한 비율은 대략 2.0에서 1.6의 범위로 균열검토에 적합하다고 판단된다. 하지만 ACI 기준식의 경우는 균열발생모멘트를 상당히 과대평가 하고 있으며 이 식을 사용할 경우 균열 발생 가능성이 커지므로 하프PC슬래브의 균열검토에는 적합하지 않은 것으로 판단된다. H255시험체의 경우에는 실측값의 계산값에 대한 비율이 0.9에서 1.06으로 다른 시험체에 비해서 균열 내력능력이 떨어지는 것으로 판단된다. 그 이유는 라티스근의 강성부족에 의해 처짐이 증대하여 균열이 빨리 발생하였기 때문이라고 사료된다. 또한 콘크리트의 건조수축에 의해 콘크리트와 함께 철근(주근)이 수축하면 철근은 압축력을 받고, 그 압축력에 균형을 이루는 인장력이 콘크리트에 발생하게 된다. 이 인장력을 부(-)의 프레스트레스라고 말할 수 있다. 이러한 건조수축에 의해 콘크리트에 발생한 인장응력은 균열모멘트를 저하시킬 수 있다. 여기서 건조수축에 의해 슬래브 인장부에 발생하는 인장응력을 식(11)⁽⁸⁾로 검토하였다. 재하 전의 건조수축에 의한 슬래브의 수축변형률을 Table 8에 나타낸다. 그 결과 H65, H165 및 H255의 슬래브 판에 발생한 인장응력은 각각 0.52, 0.32, 0.29 MPa로 콘크리트 인장강도의 10%내외로 건조수축에 의한 영향을 무시할 수 없다고 판단된다. 특히 건조수축이 클 경우에는 균열 발생모멘트의 저하가 더 커지므로 주의가 필요할 것으로 사료된다. 또한 건조수축의 영향을 고려한 균열발생모멘트를 식(10)⁽⁹⁾으로 검토하였다. 여기서 콘크리트의

Table 8 건조수축에 의한 슬래브의 수축 변형률과 슬래브에 발생한 인장응력

시험체	수축변형률 (No.1)	수축변형률 (No.2)	변형률의 평균 (인장응력)
H65	229μ	190μ	209μ(0.52MPa)
H165	193μ	237μ	215μ(0.32MPa)
H255	255μ	212μ	233μ(0.29MPa)

인장강도는 $5/3ft^{(10)(11)}$ 를 이용하였고 여기서 ft 는 재료시험에서 얻어진 활렬강도값을 의미한다. 식(10)에 의한 계산값은 실측값의 70%에서 90%의 범위로 실측값과 양호한 상관성을 보이고 있다.

$$M_{cr} = 0.56\sqrt{f_{ck}} \cdot Z \quad (\text{kNm}) \quad (7)$$

$$M_{cr} = 0.63\sqrt{f_{ck}} \cdot Z \quad (\text{kNm}) \quad (8)$$

$$M_{cr} = 2.0\sqrt{f_{ck}} \cdot Z \quad (\text{kNm}) \quad (9)$$

$$M_{cr} = (5/3\sigma_t - \sigma_{sh}) \cdot Z \quad (\text{kNm}) \quad (10)$$

$$\sigma_{sh} = \frac{\epsilon_{sh} E_s a_1}{A_e} + \frac{\epsilon_{sh} E_s a_1 \cdot e}{I_g} (t - X_n) \quad (11)$$

- f_{ck} : 콘크리트 압축강도, Z : 단면계수
- ϵ_{sh} : 건조수축에 의한 슬래브의 수축변형률
- E_s : 철근 탄성계수
- a_1 : 인장주근의 단면적
- X_n : 중립축 거리,
- e : 중립축에서 인장주근까지의 거리
- A_e : 콘크리트 단면적

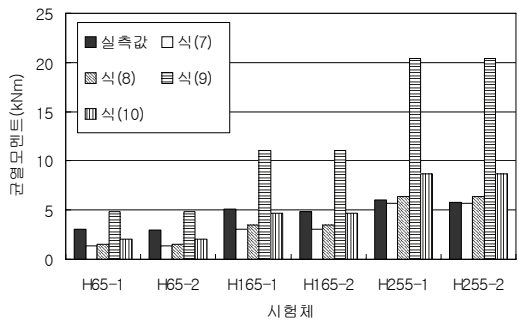


Fig. 11 균열 모멘트

3.6.2 중국 휨 모멘트

하프PC슬래브의 단면 및 응력분포를 Fig. 12에 나타낸다. 평면유지의 가정과 콘크리트의 압축축이 받는 응력분포를 선형으로 간주하면 다음의 식(14)가 얻어진다. 이 식을 이용해서 슬래브의 휨 내력을 실측치의 최대 내력과 비교 검토 하였다. 그 결과를 Table 9와 Fig. 13에 나타낸다. H65와 H165 시험체의 휨 내력의 실측값은 식(14)에 의한 중국 모멘트의 계산값보다 약간 큼을 알 수 있다. 하지만 H255 시험체의 내력은 전술과 같이 슬래브의 내력이 라티스근의 좌굴로 결정되어 대략 계산치의 70%로 실측값이 계산값보다 작았다.

$$M_{n1} = a_p f_y' d_1 \quad (12)$$

$$M_{n2} = (a_1 - a_p) f_y (2t/3 - d' + X_n/3) \quad (13)$$

$$M_n = a_p f_y' d_1 + (a_1 - a_p) f_y (2t/3 - d' + X_n/3) \quad (14)$$

$$X_n = \frac{-n(a_p + a_1) + \sqrt{n^2(a_p + a_1)^2 + 2B_n n \{a_1(h-t) + a_1(t-d')\}}}{B_1} \quad (15)$$

Table 9 중국 모멘트

시험체	계산값(kNm)	실측값(kNm)	
	No.1(Exp./Cal.), No.2(Exp./Cal.)	No.1	No.2
H65	7.57, (1.65), [1.74]	12.49	13.19
H165	15.9, (1.16), [1.12]	18.48	17.78
H255	23.3, (0.72), [0.70]	16.77	16.42

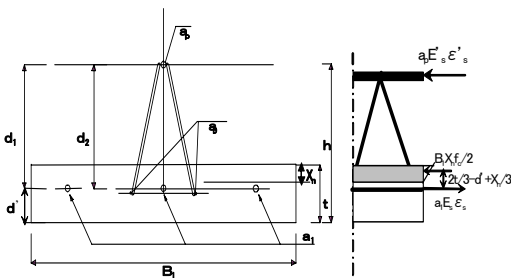


Fig. 12 슬래브 단면의 응력분포

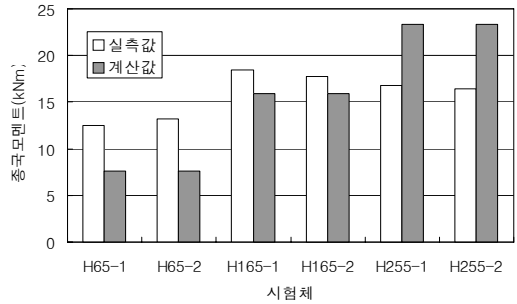


Fig. 13 중국 모멘트

4. 결론

트러스 높이가 65, 165, 255mm인 하프PC슬래브 휨 재하 실험결과를 정리하면 다음과 같다.

- 1) H65와 H165의 시험체는 평면 유지의 가정이 성립하였지만, H255의 시험체의 경우에는 라티스근의 강성 부족으로 인하여 평면 유지의 가정이 성립하지 않았다.
- 2) H65와 H165의 균열모멘트의 실측값의 AIJ와 AIK 기준식에 의한 계산 값에 대한 비율은 대략 2.0에서 1.6의 범위로 균열 검토에 적합 하다고 판단되었다.
- 3) 건조수축에 의해 H65, H165 및 H255의 콘크리트 판에 발생한 인장응력은 각각 0.52, 0.32, 0.29MPa로 콘크리트 인장강도의 10%내외로 건조수축이 균열발생에 미치는 영향이 큰 것으로 사료된다.
- 4) H255시험체의 균열 내력과 중국 내력이 다른 시험체보다 떨어지는 것으로 확인되었고 라티스근의 내력증대를 고려해야 할 것으로 사료 된다.

감사의 글

이 논문은 2008년도 정부(교육과학기술부)의 재원으로 한국과학재단(R01-2008-000-11381-0) 및 국토해양부가 주관하고 한국건설교통기술평가원이 시행하는 2006년도 첨단도시개발사업(07도시재생B03)의 지원사업과 2007년 정부(교육인적자원부)의 지원을

받아 수행된 연구로(지방연구중심대학육성사업/바이오
하우징연구사업단)이에 감사를 드립니다.

참고문헌

1. 김윤일, "[특집]부분 PC슬래브 구조", 대한건축학회
Vol. 39, No. 8, 1995. 8, pp. 39-42.
2. 정란 외, "와이어 메쉬를 이용한 부분 프리캐스트 콘
크리트 바닥판 공법의 구조성능에 관한 실험적 연구",
대한건축학회 논문집, Vol. 14, No. 12, 1998. 12,
pp. 19-25
3. 狩野直樹ほか,"トラス鉄筋を有するハーフPCa合成床板
の構造性能に関する研究(その1)",日本建築學會學術
講演梗概集, 2004年 8月, pp. 151-152.
4. 鈴木裕士ほか,"トラス鉄筋を有するハーフPCa合成床
板の構造性能に関する研究(その2)",日本建築學會學
術講演梗概集, 2004年 8月, pp. 153-154.
5. 前田よしかずほか,"トラス鉄筋を有するハーフPCa合
成床板の構造性能に関する研究(その3)",日本建築學
會學術講演梗概集, 2006年 9月, pp. 193-194.
6. 石倉敦ほか,"一方向PCa合成スラブの構造性能",日本
建築學會學術講演梗概集, 2006年 9月, pp. 233-234.
7. フジモリ産業, 段着付FSボイドスラブ・FSボイドスラ
ブおよびFSスラブ設計・製造・施工要領.
8. 岩田樹美ほか,"仮想引張応力度によるP R C部材のひ
び割れ制御." コンクリート工學年次論文報告集, Vol.
18, No. 2, 1996, pp. 1163-1168.
9. 岩田樹美ほか,"鉄筋コンクリートスラブのひび割れを
考慮したクリープ変形計算法"日本建築學會學術講演
梗概集, 2006年 9月, pp. 207-208.
10. 劉鍵ほか,"鉄筋コンクリート梁の曲げひび割れ幅に及
ぼす各種要因の影響, コンクリート工學年次論文報告
集, Vol. 17, No. 2, 1995," pp. 1019-1024.
11. 日本建築學會,プレストレストコンクリート設計施工基準.
(접수일자 : 2008년 4월 1일)
(심사완료일자 : 2008년 7월 11일)