



슬래브의 시공하중에 대한 동바리 강성 및 슬래브 균열의 영향 I: 이론

황현종¹⁾ · 박흥근¹⁾ · 홍건호²⁾ · 임주혁³⁾ · 김재요^{4)*}

¹⁾서울대학교 건축학과 ²⁾호서대학교 건축공학과 ³⁾삼성물산 건설부문 주택ENG팀 ⁴⁾광운대학교 건축공학과

Effects of Shore Stiffness and Concrete Cracking on Slab Construction Load I: Theory

Hyeon-Jong Hwang,¹⁾ Hong-Gun Park,¹⁾ Geon-Ho Hong,²⁾ Ju-Hyeuk Im,³⁾ and Jae-Yo Kim^{4)*}

¹⁾Dept. of Architecture, Seoul National University, Seoul 151-744, Korea

²⁾Dept. of Architectural Engineering, Hoseo University, Asan 336-795, Korea

³⁾Housing Eng. Team, Samsung Engineering and Construction, Seoul 137-956, Korea

⁴⁾Dept. of Architectural Engineering, Kwangwoon University, Seoul 139-701, Korea

ABSTRACT Long-term floor deflection caused by excessive construction load became a critical issue for the design of concrete slabs, as a flat plate is becoming popular for tall buildings. To estimate the concrete cracking and deflection of an early age slab, the construction load should be accurately evaluated. The magnitude of construction load acting on a slab is affected by various design parameters. Most of existing methods for estimating construction load addressed only the effects of the construction period per story, material properties of early age concrete, and the number of shored floors. In the present study, in addition to these parameter, the effects of shore stiffness and concrete cracking on construction load were numerically studied. Based on the result, a simplified method for estimating construction load was developed. In the proposed method, the calculation of construction load is divided to two steps: 1)Onset of concrete placement at a top slab. 2)Removal of shoring. At each step, the construction load increment is distributed to the floor slabs according to the ratio of slab stiffness to shore stiffness. The proposed method was compared with existing methods. In a companion paper, the proposed method will be verified by the comparison with the measurements of actual construction loads.

Keywords : flat plate, construction load, crack, shore

1. 서 론

최근 국내 건축물에서 층고 감소 및 시공성 향상, 공기 단축 등의 장점으로 인하여 플랫 플레이트 시스템의 사용이 크게 증가하였다. 그러나 장스팬의 플랫 플레이트에서는 슬래브의 낮은 강성으로 인하여 큰 처짐이나 균열이 발생하기 쉽다. 특히 시공 중에는 과도한 시공하중과 조기재령 콘크리트의 낮은 강성/강도로 인하여, 처짐과 균열이 심화될 수 있으며, 이러한 조기재령 슬래브의 균열 손상은 크리프로 인한 큰 장기처짐을 유발할 수 있다.¹⁻³⁾

일반적으로 슬래브에 재하되는 시공하중에 영향을 미치는 주요 변수는 동바리에 의하여 지지되는 슬래브의 층 수, 층당 시공기간, 조기재령콘크리트의 재료특성 등이다. Grundy and Kabaila⁴⁾는 이러한 변수의 영향을 고

려할 수 있는 시공하중 산정방법을 제시하였다. 이 Grundy's method에서는 상부 슬래브 타설 혹은 하부 동바리 제거로 인하여 추가로 재하되는 하중을 동바리로 연결된 슬래브들의 재료강성비에 따라서 분배하며, 슬래브 콘크리트의 재령에 따른 강성의 변화를 고려하였다. Grundy's method는 시공하중 산정과정의 단순하여 간단한 계산으로 시공하중 산정이 가능하므로, ACI-347⁵⁾에서는 이 방법을 기반으로 슬래브의 시공 중 동바리 설치(shoring)/재설치(reshoring)에 대한 가이드라인을 제시하고 있다. 이와 대조적으로 Mosallam and Chen⁶⁾은 콘크리트 타설과 동바리 제거에 의하여 변화하는 시공하중 뿐만 아니라, 모든 시점의 시공하중을 슬래브의 강성비에 따라서 분배하는 시공하중 산정방법을 제시하였다.

이러한 방법들에서는 계산의 단순화를 위하여 슬래브의 탄성거동과 동바리의 무한강성을 가정하였으나, 동바리의 강성과 슬래브 균열도 시공하중의 분배에 영향을 미칠 수 있는 주요 영향인자이다. 즉 시공하중에 의한 동바리의 수축은 하부층 슬래브로 전달되는 시공하중의

*Corresponding author E-mail : kimjyo@kw.ac.kr
 Received July 10, 2009, Revised September 18, 2009,
 Accepted October 16, 2009

©2010 by Korea Concrete Institute

비율을 감소시키며, 시공하중의 크기가 증가하면서 발생하는 슬래브의 균열은 슬래브의 강성을 감소시켜서 시공하중의 분배를 변화시킨다.

이러한 슬래브의 균열과 동바리 강성 등의 다양한 변수의 영향을 고려하기 위해서는 보다 정밀한 해석방법이 요구된다. Liu's method⁷⁾와 이를 개선한 El-Shahhat's method⁸⁾는 동바리로 연결된 다층 슬래브의 유한요소해석을 이용하여 동바리 강성의 영향을 반영한 시공하중 산정 방법을 제시하였으며, 양주경 등⁹⁾은 플랫폼레이트 구조의 시공하중 산정을 위한 3차원 유한요소해석 기법을 제안하였다. 이러한 연구들은 기존의 단순화된 방법보다 다양한 변수들을 고려할 수 있으나,¹⁰⁾ 정밀한 해석을 수행해야 하는 단점을 가지고 있다.

이 연구에서는 동바리로 지지되는 슬래브의 수, 층당 시공기간, 조기재령 콘크리트의 재료특성 뿐만 아니라 동바리 강성과 슬래브 균열의 영향을 고려할 수 있는 시공하중 산정방법을 개발하였다. 특히 이러한 다양한 변수들을 고려하면서도 엔지니어들이 실무에서 쉽게 적용할 수 있도록 단순화된 방법의 개발에 초점을 맞추었다. 논문 I에서는 이론적 방법을 개발하고 기존의 방법과 비교를 하였으며, 논문 II¹¹⁾에서는 실제 계측 결과와 비교를 통하여 개발된 시공하중 예측 방법을 검증하였다.

2. 영향 요소 분석

2.1 동바리 강성의 영향

슬래브 처짐에 대한 동바리 강성의 영향을 나타내기 위하여, 먼저 슬래브와 동바리 강성의 상호 관계를 분석한다. 이를 위하여, 단순화된 모델로서 동일 간격의 스프링으로 지지되는 단순지지 보를 고려한다(Fig. 1). 여기서 단순보와 스프링은 각각 슬래브와 동바리를 나타내며, 슬래브와 동바리의 강성비에 따라 하중을 분담한다. q 는 등분포 하중이며, k_s 는 스프링 계수로서, 보의 처짐을 산정하기 위하여 다음과 같은 지배방정식을 적용할 수 있다.

$$EI \frac{d^4 v}{dx^4} = q - k_s v \quad (1)$$

동바리 1개의 강성을 나타내는 스프링 계수 k_s 는 동바리의 단면적(A_s), 동바리의 탄성계수(E_s), 동바리 간격(S_1), 층고(H)에 의하여 식 (2)와 같이 정의된다.

$$k_s = \frac{A_s E_s}{S_1 H} \quad (2)$$

식 (1)에서 $\beta = \sqrt[4]{\frac{k_s}{4EI}}$ 로 정의하고, 경계조건을 이용하여 다음과 같이 보의 처짐을 산정할 수 있다.

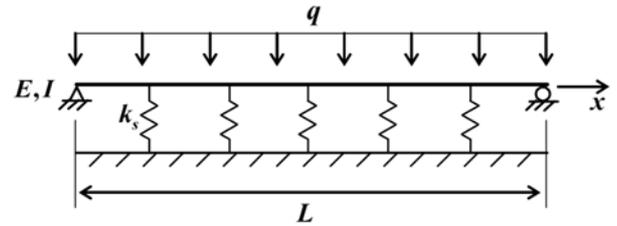


Fig. 1 Beam model supported by spring

$$v = \frac{q}{k_s} \left[1 - \frac{2 \sin \frac{\beta L}{2} \cdot \sinh \frac{\beta L}{2}}{\cos \beta L + \cosh \beta L} \sin \beta x \cdot \sinh \beta x - \frac{2 \cos \frac{\beta L}{2} \cdot \cosh \frac{\beta L}{2}}{\cos \beta L + \cosh \beta L} \cos \beta x \cdot \cosh \beta x \right] \quad (3)$$

식 (3)의 v 에 의해 각 스프링 위치에서의 처짐값을 산정할 수 있으며, 각 스프링이 받는 하중은 ($S_1 k_s v$)로 나타낼 수 있다. 유효 스패 내의 스프링 개수를 n_s 로 정의하면, Fig. 1에서 모든 스프링이 지지하는 총 하중(L_{sp})은 식 (4)로 표현할 수 있다.

$$L_{sp} = S_1 k_s \sum_{i=1}^{n_s} v_i \quad (4)$$

전체 작용하중에서 스프링이 지지하는 총 하중을 제외한 하중이 단순지지보가 지지하는 하중이다.

$$L_{sl} = qL - L_{sp} \quad (5)$$

Fig. 1에서 등분포 하중 q 는 k_s , β , L 의 조건에 따라 단순지지보와 스프링으로 하중이 분배되어 전달된다. 다양한 조건에 따라 단순지지보와 스프링이 분담하는 하중의 비율은 L_{sl}/L_{sp} 이며, 이 하중비율은 슬래브와 동바리의 등가강성비율을 나타낸다. 따라서 슬래브와 동바리의 등가강성비 K 를 식 (6)으로 정의한다.

$$K = \frac{L_{sl}}{L_{sp}} \quad (6)$$

등가강성비 K 는 슬래브와 동바리의 강성에 따른 하중의 분배를 나타내는 계수이다.

단순 스프링 해석모델을 이용하여 실제 동바리로 지지된 슬래브 시스템을 모델링하기 위해서 Fig. 2와 같이 동바리와 슬래브 모델을 표현한다. S_2 는 스패 길이의 직각 방향에 대한 동바리 간격이며, h 는 슬래브 두께이다. 따라서 β 에서 사용한 I 는 동바리에 의해 구획된 유효 슬래브 띠 단면의 단면 2차 모멘트값으로 표현할 수 있다 ($= S_2 h^3 / 12$).

Fig. 3은 3개층 슬래브가 동바리에 의하여 하나의 하

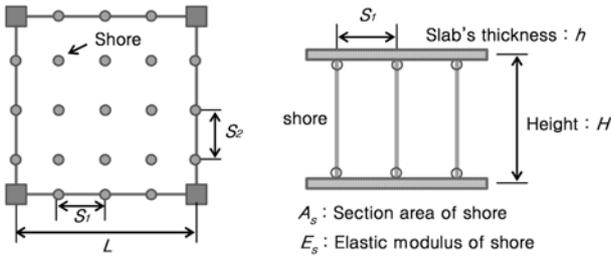


Fig. 2 Shoring system for flat plate under construction

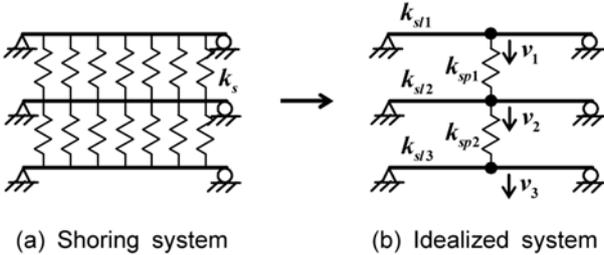


Fig. 3 Idealized 1-DOF model

중지지 시스템을 구성한 경우에 대하여, 각 층의 슬래브와 동바리의 자유도를 단자유도로 치환한 모델을 나타낸다. k_{sl} 은 슬래브의 등가강성이며, k_{sp} 은 동바리 스프링의 등가강성이다. 식 (1)의 k_s 가 각 동바리 강성인 반면에, k_{sp} 는 한개층을 지지하는 동바리 전체의 강성을 대표한다. Fig. 3(b)의 모델에서 강성 행렬 K_{ff} 를 식 (7)과 같이 구성할 수 있다.

$$[K_{ff}] = \begin{pmatrix} k_{sl1} + k_{sp1} & -k_{sp1} & 0 \\ -k_{sp1} & k_{sl2} + k_{sp1} + k_{sp2} & -k_{sp2} \\ 0 & -k_{sp2} & k_{sl3} + k_{sp2} \end{pmatrix} \quad (7)$$

식 (7)에서 식 (6)의 등가강성비 K 를 이용하면, $k_{sp} = k_{sl}/K$ 이므로 K_{ff} 는 식 (8)로 표현된다.

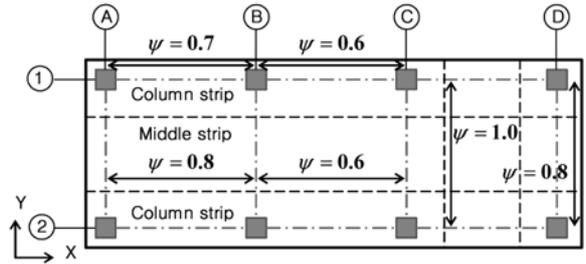
$$[K_{ff}] = \begin{pmatrix} k_{sl1} + \frac{k_{sl1}}{K_1} & -\frac{k_{sl1}}{K_1} & 0 \\ -\frac{k_{sl1}}{K_1} & k_{sl2} + \frac{k_{sl1}}{K_1} + \frac{k_{sl2}}{K_2} & -\frac{k_{sl2}}{K_2} \\ 0 & -\frac{k_{sl2}}{K_2} & k_{sl3} + \frac{k_{sl2}}{K_2} \end{pmatrix} \quad (8)$$

Fig. 4 (a)는 단부의 경계조건을 반영하기 위한 유효 스패너 ψ 를 나타낸다. 등가강성비 K 를 계산하는데 필요한 슬래브의 스패너 길이 L 대신에 ψ 를 곱한 유효 스패너 길이 ψL 을 사용하여 슬래브의 단부 조건을 적용할 수 있다.

Fig. 4 (b)는 3bay \times 1bay 플랫 플레이트 슬래브에서 유효 스패너 길이 계수를 결정하는 방법을 보여준다. 슬래브의 휨을 고려하는 방법과 슬래브의 위치에 따라서 유효 스패너 길이계수는 다르게 적용된다. X방향 슬래브 휨에 대

Boundary condition	Effective length factor ψ
Continuous on both ends	$\psi = 0.6$ $0.67M_0$ $0.33M_0$
Continuous on one end, Pinned on the other end	$\psi = 0.8$ $0.75M_0$ $0.63M_0$
Pinned on both ends	$\psi = 1.0$ M_0

(a) Effective length factor



(b) Effective lengths in a flat plate

Fig. 4 Effective length factor ψ for slabs with different boundary restraints

하여 고려하는 경우 AB스팬의 중간대에서는 $\psi=0.8$, BC스팬의 중간대에서는 $\psi=0.6$ 이다. AB스팬 주열대에서는 $\psi=0.6\sim 0.8$ 의 범위이며, 기둥의 휨을 고려하여 $\psi=0.7$ 을 사용한다. BC스팬의 주열대는 $\psi=0.6$ 이다. Y방향 슬래브 휨을 고려하는 경우에는 중간대에서는 $\psi=1.0$ 이고 주열대에서는 $\psi=0.6\sim 1.0$ 의 범위이며, 중간값으로 $\psi=0.8$ 을 사용한다.

2.2 슬래브 균열의 영향

휨부재의 유효 단면 강성 저하를 고려하기 위하여, KBC 2005¹²⁾와 ACI 318¹³⁾에서는 Branson 식에 의하여 유효 단면 2차 모멘트(I_e)를 적용하고 있다. 그러나 주철근비가 작은 경우, Bischoff 식¹⁴⁾을 사용하는 것이 보다 적합한 것으로 보고되고 있다.^{14,15)} 특히, 슬래브와 같이 철근비 1% 미만의 경우, Branson 식은 유효 단면 2차 모멘트 값이 실제보다 크게 산정되는 경향이 있으나, Bischoff 식은 유효 단면 2차 모멘트에 대한 실험값과 매우 유사한 결과를 보이고 있다. 따라서 슬래브를 연구대상으로 하는 이 연구에서는 Bischoff 식을 적용하여, 유효 단면 강성 감소 효과를 고려하고자 한다.

$$I_e = \frac{I_{cr}}{1 - \left(\frac{M_{cr}}{M_a}\right)^2 \left(1 - \frac{I_{cr}}{I_g}\right)} \leq I_g \quad (9)$$

여기서 I_g 는 철근을 무시한 콘크리트 전체 단면의 중심축에 대한 단면 2차 모멘트이고, I_{cr} 은 완전 균열 단면의 단면 2차 모멘트이다. M_{cr} 은 균열 모멘트로서 $f_c(t)$ (재령 t 에서의 콘크리트 강도), S_2 , h 에 의해 정의된다. M_a 는 슬래브에 발생하는 최대모멘트로서 슬래브에 작용하는 시공하중으로 표현 가능하다. 식 (9)의 M_{cr}/M_a 는 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\frac{M_{cr}}{M_a} = \frac{0.63 \sqrt{f_c} \cdot S_2 \cdot h^2 / 6}{w \cdot (\psi L)^2 / 8} = \frac{0.63 \sqrt{f_c} \cdot S_2 \cdot h^2 / 6}{23.5 S_2 \cdot h \cdot (LR) \cdot (\psi L)^2 / 8 / 10^6} = 0.357 \times 10^5 \frac{\sqrt{f_c} \cdot h}{(LR) \cdot (\psi L)^2} \quad (10)$$

여기서 슬래브의 단위 중량은 23.5 kN/m^3 을 적용하였으며, LR 은 슬래브 시공하중을 나타내기 위하여 슬래브 1개층 자중에 대한 비율로 시공하중을 표현한 계수(load ratio)로서, 자중만을 고려할 경우 $LR=1$ 이 된다.

균열 단면의 단면 2차 모멘트값 I_{cr} 은 재료 및 단면 조건과 철근비에 의해 결정되므로, 각 슬래브마다 설계조건에 따라 다양한 값을 갖게 된다.

플랫플레이트의 경우 철근비는 0.5~1.0%의 값을 갖는다. 일반적인 플랫플레이트의 설계범위인 콘크리트 탄성계수 15,000~35,000 MPa, 피복두께 20~30 mm, 슬래브 두께 160~300 mm, 인장철근 대비 압축철근비 0~100% 범위 내에서 계산하면, I_{cr} 은 I_g 의 12~35%의 값을 갖는다. 따라서 I_{cr} 의 단순화를 위하여 I_g 의 25%로 가정한다.

식 (9)에 식 (10)과 $I_{cr}=0.25I_g$ 를 대입하여 정리하면 다음과 같다.

$$\frac{I_e}{I_g} = \frac{1}{4 - C \left(\frac{\sqrt{\beta_{cc}}}{LR} \right)^2} \quad (11)$$

여기서 $C = 3.82 \times 10^9 \left(\frac{f_{cu} \cdot h^2}{(\psi L)^4} \right)$ 이며, f_{cu} 는 콘크리트의

28일 압축강도이고, β_{cc} 는 재령별 압축강도를 나타내기 위한 시간에 따른 강도발현속도 함수 β_{cc} 이다($f_c = \beta_{cc} f_{cu}$).¹²⁾ 따라서 식 (11)을 이용하여, 시공하중에 대한 슬래브의 유효강성은 $(LR/\sqrt{\beta_{cc}})$ 을 변수로 하여 계산할 수 있다.

Fig. 5는 $(LR/\sqrt{\beta_{cc}})$ 에 따른 유효강성의 변화를 보여주고 있다. $(LR/\sqrt{\beta_{cc}})_{cr}$ 은 균열이 발생하기 위한 임계하중을 의미하며 $(LR/\sqrt{\beta_{cc}})_{cr} = \sqrt{C}/\sqrt{3}$ 로서 정의된다. $(LR/\sqrt{\beta_{cc}})$ 가 이 값보다 커지게 되면 균열이 발생하고 I_e 값이 급격히 감소하여 I_{cr} 에 수렴함을 보인다. C 에 영향을 미치는 변수에 따라 C 값이 증가하면, Fig. 5의 유효강성곡선은 우측으로 이동한다.

단부지지 조건에 따라서 슬래브의 평균 유효 강성값은 달라질 수 있다. 그러나 이 연구에서 Fig. 4 (a)의 유효

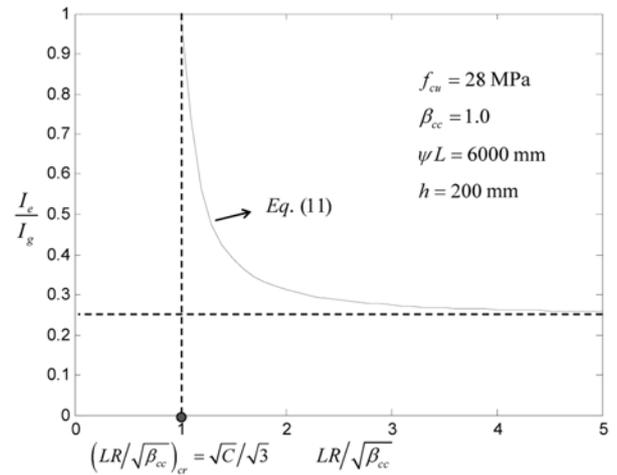


Fig. 5 Relation between load and effective moment of inertia

길이계수 ψL 을 고려하여 단순지지보로 전환하여 평가하는 슬래브에서는 식 (11)의 유효 강성식을 슬래브 단면에 적용한다. 유효 길이계수 ψL 을 고려할 때, 유효스팬이 긴 방향으로 처짐 형상이 우세하기 때문에 X방향과 Y방향 중에서 유효스팬이 긴 방향에 대해서 유효강성식을 적용한다.

3. 시공하중 산정법

일반적으로 슬래브-동바리 지지 시공과정은 2단계로 구분할 수 있다. 1단계는 최상층 슬래브가 타설되는 시점으로, 거푸집 및 동바리 하중, 작업자의 활하중, 타설시 발생하는 충격하중, 슬래브의 자중이 작용한다. 슬래브 자중을 제외한 시공하중은 일반적으로 자중의 50%로 가정되므로,⁵⁾ 최상층 슬래브에 1.5D의 하중이 작용한다고 가정한다. 여기서, D는 슬래브 1개층 자중을 의미하며, D 앞의 계수값(1.5)는 “2.2 슬래브 균열의 영향”에서 정의한 LR 을 의미한다. 2단계는 최하층 슬래브를 지지하고 있는 동바리를 제거하는 시점이다. 위의 두 단계로 시공 과정을 분리하여 시공 하중의 분배를 고려한다.

3.1 슬래브 타설 시

Fig. 6은 3개층 동바리 지지 시스템으로서, 새로운 슬

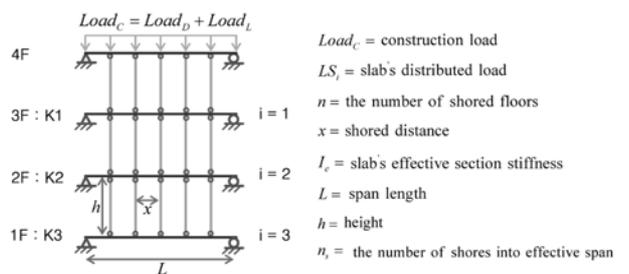


Fig. 6 Slab-support model for construction load distributed at onset of concrete placement at a top slab

래브 타설에 의해 상부층에 추가적인 하중이 작용했을 때 각 슬래브의 하중 분배율을 구하기 위해 필요한 변수들을 나타내고 있다. i 값은 하중을 분담하는 슬래브의 최상층으로부터의 순서로서, 동바리로 지지된 최상부 층 슬래브의 $i=1$ 이며, 최하부 층의 i 값은 n 이다. Fig. 6에서, 최상층인 4층(4F)의 경우 슬래브 타설 시점에서 콘크리트 재령이 0일이므로 시공하중을 분담하지 못하고 3층부터 시공하중이 분배되므로 3층이 $i=1$ 이고, 동바리로 연결된 슬래브 수(n)는 3이다. 슬래브 콘크리트를 타설할 경우, 동바리 지지 시스템에 부가되는 슬래브 시공하중 ($Load_C$)은 슬래브 자중(D)과 시공 활하중($0.5D$)의 합으로 정의된다.

식 (8)로부터 $n=3$ 일 때 동바리로 연결된 슬래브의 강성행렬은 다음과 같다.

$$[K_{ff}] = \begin{pmatrix} k_{s11} + \frac{k_{s11}}{K_1} & -\frac{k_{s11}}{K_1} & \dots & 0 \\ -\frac{k_{s11}}{K_1} & k_{s12} + \frac{k_{s11}}{K_1} + \frac{k_{s12}}{K_2} & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \frac{k_{sln-1}}{K_{n-1}} \\ 0 & 0 & -\frac{k_{sln-1}}{K_{n-1}} & k_{sln} + \frac{k_{sln-1}}{K_{n-1}} \end{pmatrix} \quad (12)$$

k_{sli} 와 등가강성비 K_i 계산시에는 각 슬래브의 E_c , I_e 를 사용한다. 여기서 E_c 는 재령에 따른 슬래브 탄성계수이고, I_e 는 슬래브의 유효 단면 2차 모멘트이다. ACI committee 435¹⁶⁾에 의하면, 균열이 발생하는 부재의 처짐은 부재 중앙부의 유효강성이 지배적인 영향을 미치기 때문에 단부가 단순지지인 부재뿐만 아니라 연속으로 연결된 부재에서도 부재의 평균 유효 강성은 부재 중앙부의 강성으로 근사화 할 수 있다. 따라서 식 (11)의 유효 단면 2차 모멘트를 부재의 단부조건과 관계없이 슬래브의 평균 유효 단면 2차 모멘트로 사용 가능하다.

식 (12)로 일반화 된 강성 행렬을 구성한 후 식 (13)과 같이 각 층의 처짐과 시공하중의 관계를 정의할 수 있다.

$$[K_{ff}] \begin{pmatrix} v_1 \\ v_2 \\ \vdots \\ v_n \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} Load_C \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \end{pmatrix} \quad (13)$$

여기서 v_i 는 시공하중 추가($Load_C$)에 따른 처짐 증가분으로 실제 슬래브의 처짐이 아니고 Fig. 3에 나타난 바와 같은 단자유도 슬래브에서의 등가처짐이다. 식 (13)에서 구한 등가처짐을 이용하여 식 (14)와 같이 각 층에 분배되는 하중을 구할 수 있다.

$$\begin{pmatrix} LS_1 \\ LS_2 \\ \vdots \\ LS_n \end{pmatrix} = [K_{fsl}] \begin{pmatrix} v_1 \\ v_2 \\ \vdots \\ v_n \end{pmatrix} = [K_{fsl}][K_{ff}]^{-1} \begin{pmatrix} Load_C \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \end{pmatrix} \quad (14)$$

$$\text{여기서 } [K_{fsl}] = \begin{pmatrix} k_{s11} & 0 & \dots & 0 \\ 0 & k_{s12} & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & 0 \\ 0 & 0 & 0 & k_{sln} \end{pmatrix} \quad (15)$$

Grundy's method⁴⁾의 가정과 같이 동바리 축강성을 무한대라고 하면, 동바리 축방향 변형이 “0(zero)”가 되어, 각 층의 처짐은 동일한 값을 갖게 되며, 따라서 각 슬래브 하중은 식 (15)에 의해 정의된 각 층 슬래브의 강성에 비례하여 분배된다.

슬래브의 유효강성 I_e 를 고려할 때, 시공하중의 변화는 I_e 변화에 따라 달라지므로 반복계산이 필요하다. 이 연구에서는 이를 단순화하기 위하여 이전 단계의 시공하중에 의해 결정된 각 슬래브의 I_e 값을 사용하여 현재 단계에서의 하중 분배에 사용한다. I_e 적용시 이전 단계에서 한번 감소한 I_e 는 다음 단계에서 증가 할 수 없다. 다만, 슬래브 탄성계수 E_c 의 경우에는 반복계산이 필요하지 않으므로 현재 단계의 E_c 를 사용한다.

3.2 동바리 제거 시

최하부 동바리를 제거하는 경우에는 최하층 슬래브로 전달되었던 하중이 상부 슬래브들로 재분배 되며, “3.1 슬래브 타설 시”와 동일한 하중 분배 과정을 적용한다.

Fig. 7은 최하부 동바리가 제거되는 시공 상황이다. 타설 후 일정시간이 지난 경우이므로 최상층 슬래브도 강성을 발휘하므로 하중 분배 과정에 최상층 슬래브도 포함한다. 동바리가 제거되기 전 최하층 동바리가 전달하고 있던 하중을 $Load_{sh}$ 라 하면, 동바리 제거로 인한 상부 슬래브의 하중 분배는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

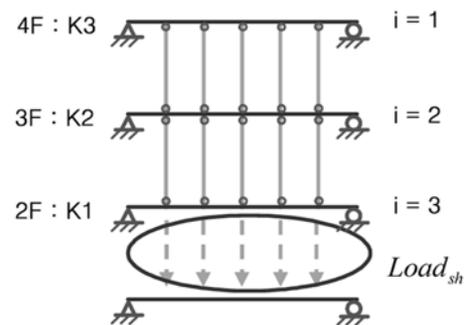


Fig. 7 Slab-support model for construction load distribution at removal of shoring

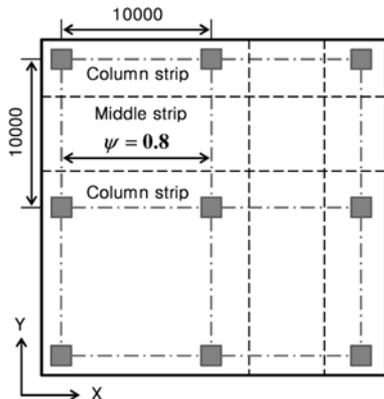
$$\begin{pmatrix} LS_1 \\ LS_2 \\ \vdots \\ LS_n \end{pmatrix} = [K_{fsl}] \begin{pmatrix} v_1 \\ v_2 \\ \vdots \\ v_n \end{pmatrix} = [K_{fsl}][K_{ff}]^{-1} \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ \vdots \\ Load_{sh} \end{pmatrix} \quad (16)$$

여기서 v_i 는 동바리 제거로 인한 추가 시공하중 $Load_{sh}$ 에 의한 각층의 등가치짐 증가분을 나타낸다. 여기서 4층의 $i=1$ 로 정의된다.

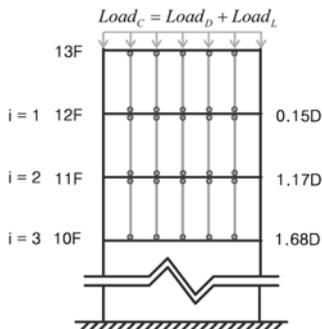
4. 제안된 방법의 적용

4.1 최상층 슬래브 타설시 시공하중 분배

시공하중이 분배되는 과정을 기술하기 위하여, 제안된 방법을 간단한 예제에 적용하였다. 층당 시공주기는 6일로서 최상층 타설 3일 후에 최하부 동바리를 제거한다. 예제의 평면은 Fig. 8 (a)와 같이 X방향과 Y방향의 스패는 10,000 mm로 동일하며, X방향 중간대 슬래브에 적용하였다. 이때, 슬래브의 유효 길이계수 $\psi=0.8$ 이다. 재료



(a) Floor plan of example model



(b) Slab construction load before casting of level 13

Fig. 8 Example model for application of proposed method

Table 1 Geometry and material conditions for example slab model (Fig. 8)

Slab				Shore			
28-day strength (MPa)	Net span length (mm)	Thickness (mm)	Number of shored slabs	Elastic modulus (MPa)	Section area (mm ²)	Spacing (mm)	Height (mm)
36	8,000	300	3	200,000	576	1,000	3,000

및 적용조건은 Table 1과 같다. 슬래브 유효강성 저하 효과를 고려하기 위해서는 시공 작업에 따른 부가하중 뿐만 아니라, 각 슬래브에 작용하고 총 시공하중이 필요하므로, 최상층 슬래브 타설 전 단계의 각 층 시공하중 분포를 Fig. 8(b)와 같이 가정하였다. 각 층 시공하중 분포 시점은 최하부 동바리를 제거하여 하중 분포가 완료된 시점이며, 예제에서는 다음 단계인 최하부 동바리 제거 3일 후에 최상층 슬래브를 타설하는 경우 슬래브 중앙부에서 제안된 방법을 적용하였다.

4.1.1 10층, 11층, 12층의 LR_{cr}

10층, 11층, 12층의 슬래브 콘크리트 재령을 각각 15일, 9일, 3일이라고 할 때 ($t=15, 9, 3$), 2.2절의 $LR_{cr} = \sqrt{C \cdot \beta_{cc} / 3}$ 에 따라 균열 발생 여부를 판정할 수 있다. 재령에 따른 콘크리트의 강도의 경우 $f_c = \beta_{cc} f_{cu}$ 에서 1종 시멘트로 하여 $\beta_{cc} = \exp\left\{0.25\left(1 - \sqrt{\frac{28}{t}}\right)\right\}$ 로 적용하였다.

$$\begin{aligned} LR_{cr,12} &= 3.6 \times 10^4 \times \frac{\sqrt{f_{c,3}} \cdot h}{(\psi L)^2} \\ &= 3.6 \times 10^4 \times \frac{\sqrt{21.5 \text{ MPa}} \cdot 300 \text{ mm}}{(8000 \text{ mm})^2} = 0.78D \\ LR_{cr,11} &= 3.6 \times 10^4 \times \frac{\sqrt{f_{c,9}} \cdot h}{(\psi L)^2} = 0.91D \\ LR_{cr,10} &= 3.6 \times 10^4 \times \frac{\sqrt{f_{c,15}} \cdot h}{(\psi L)^2} = 0.96D \end{aligned} \quad (17)$$

Fig. 8 (b)의 슬래브 하중과 비교하면, 12층 슬래브에는 LR_{cr} 보다 작은 하중이 작용하므로 균열이 발생하지 않고, 11층, 10층 슬래브의 경우에만 균열이 발생한다.

4.1.2 동바리의 스프링 계수 계산

$$k_s = \frac{A_s E_s}{S_1 H} = \frac{576 \text{ mm}^2 \times 200000 \text{ MPa}}{1000 \text{ mm} \times 3000 \text{ mm}} = 38.4 \text{ N/mm}^2 \quad (18)$$

4.1.3 동바리 강성과 하중 계산

10층의 동바리 강성과 하중은 다음과 같이 계산한다. ($E_c = 31,949 \text{ MPa}$, $t = 18$)

I_e 는 식 (11)을 이용하여 다음과 같이 계산한다.

$$\frac{I_e}{I_g} = \frac{1}{4 - \left(0.38 \times 10^{10} \times \frac{f_{c,15} \cdot 300^2}{8000^4} \right) / 1.68^2} = 0.33 \quad (19)$$

균열은 하중이 가해지는 시점에 발생하므로 식 (11)의 적용 시 콘크리트 재령은 균열이 발생하는 시점을 기준으로 한다. 즉 10층의 경우 15일째 하중에 의하여 LR_{cr} 을 넘어섰으므로 콘크리트 15일째 강도를 사용한다.

β_3 의 계산 시, 균열이 발생하지 않은 12층 슬래브에 대해서는 전단면 2차 모멘트인 $I_e = I_g$ 를 적용하고, 11층, 10층 슬래브에 대해서는 균열을 고려한 유효 단면 2차 모멘트 I_e 를 적용한다.

$$\beta_3 = \sqrt[4]{\frac{k_s}{4E_c I_e}} = 0.00079 \text{ N/mm} \quad (20)$$

식 (3)을 이용하여 v 를 계산할 때 $L = 8,000 \text{ mm}$ 이며, 동바리 위치 $x = -3000, -2000, -1000, 0, 1000, 2000, 3000 \text{ mm}$ 로 $n_s = 7$ 이다. 식 (4)에 따라 동바리가 분담하는 하중은 다음과 같다.

$$L_{sp,3} = S_1 k_s \sum_{i=1}^{n_s} v_i = 6.614 S_1 q \quad (21)$$

11층의 동바리 강성과 하중은 다음과 같이 계산한다. ($E_c = 30,849 \text{ MPa}$, $t = 12$)

$$\frac{I_e}{I_g} = \frac{1}{4 - \left(0.38 \times 10^{10} \times \frac{f_{c,9} \cdot 300^2}{8000^4} \right) / 1.17^2} = 0.46 \quad (22)$$

$$\beta_2 = 0.00072 \text{ N/mm} \quad (23)$$

$$L_{sp,2} = S_1 k_s \sum_{i=1}^{n_s} v_i = 6.534 S_1 q \quad (24)$$

12층의 동바리 강성과 하중은 다음과 같이 계산한다. ($E_c = 28,503 \text{ MPa}$, $t = 6$)

$$\beta_1 = 0.00064 \text{ N/mm} \quad (25)$$

$$L_{sp,1} = S_1 k_s \sum_{i=1}^{n_s} v_i = 6.314 S_1 q \quad (26)$$

4.1.4 각 층의 등가강성비 계산

식 (6)을 이용하여 각 층의 등가강성비 K_i 를 계산한다.

$$K_1 = \frac{L_{sl,1}}{L_{sp,1}} = \frac{8S_1 q - 6.314S_1 q}{6.314S_1 q} = 0.267 \quad (27)$$

$$K_2 = \frac{L_{sl,2}}{L_{sp,2}} = \frac{8S_1 q - 6.534S_1 q}{6.534S_1 q} = 0.224 \quad (28)$$

4.1.5 강성 행렬 구성

식 (12)~(15)를 이용하여 강성 행렬을 구성한다.

$$k_{sl1} = 28503 I_g \quad (29)$$

$$k_{sl2} = 30849 (0.46 I_g)$$

$$k_{sl3} = 31949 (0.33 I_g)$$

$$[K_{ff}] = I_g \begin{pmatrix} 135210 & -106710 & 0 \\ -106710 & 184040 & -63160 \\ 0 & -63160 & 73720 \end{pmatrix} \quad (30)$$

$$[K_{fsl}] = I_g \begin{pmatrix} 28503 & 0 & 0 \\ 0 & 14170 & 0 \\ 0 & 0 & 10560 \end{pmatrix} \quad (31)$$

4.1.6 슬래브의 하중분배

식 (14)를 이용하여 각 층의 하중분배를 계산한다.

$$\begin{pmatrix} LS_1 \\ LS_2 \\ LS_3 \end{pmatrix} = [K_{fsl}] [K_{ff}]^{-1} \begin{pmatrix} Load_c \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \quad (32)$$

$$= \begin{pmatrix} 0.5992 & 0.4921 & 0.4216 \\ 0.2446 & 0.3100 & 0.2656 \\ 0.1562 & 0.1979 & 0.3128 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} 1.5D \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0.90D \\ 0.37D \\ 0.23D \end{pmatrix}$$

분배된 하중은 기존의 시공하중에 합쳐져 각 층 슬래브에 재하된다. 최하층 동바리의 제거시에도 같은 방법으로 시공하중을 분배할 수 있다.

4.2 기존 시공하중 산정법과의 비교

Table 2와 같이 기존의 시공하중 산정방법들(Grundy's

Table 2 Proposed and existing methods for evaluation of construction load

Model to determine construction loads	Parameters considered		
	Concrete's age	Slab crack	Shore stiffness
Grundy's model	Yes	No	No
Mosallam's model	Yes	No	No
Proposed model (PM-I)	Yes	Yes	No
Proposed model (PM-K)	Yes	No	Yes
Proposed model (PM-IK)	Yes	Yes	Yes

method와 Mosallam's method)과 이 논문에서 제안한 시공하중 산정법을 비교하였다. 제안된 방법에서 슬래브 콘크리트의 균열효과만을 적용한 PM-I, 동바리 강성 효과를 적용한 PM-K, 슬래브 균열과 동바리 강성 효과를 모두 적용한 PM-IK로 나타내어 슬래브 균열 효과와 동바리 강성 효과를 구분하여 비교하였다.

Fig. 9의 예제모델에 기존 시공하중 산정법과 제안방법을 적용하였다. 슬래브의 유효 스패길이와 두께는 각각 6 m, 200 mm와 10 m, 300 mm 두 가지를 사용하였다. 동바리 지지 층 수는 3층 지지($n=3$)와 4층 지지($n=4$)를 사용하였으며, 시공주기는 3일 또는 6일을 적용하였다. 그 외 변수는 Table 1의 값과 동일하다.

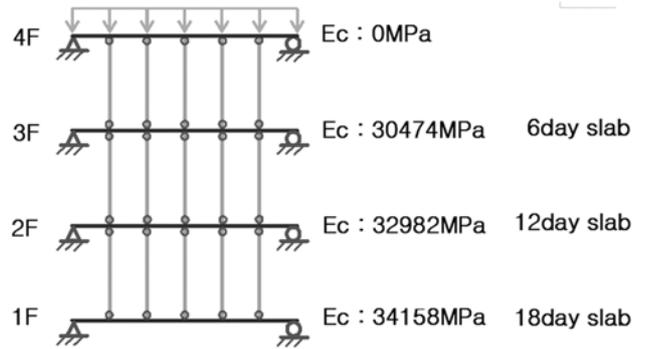
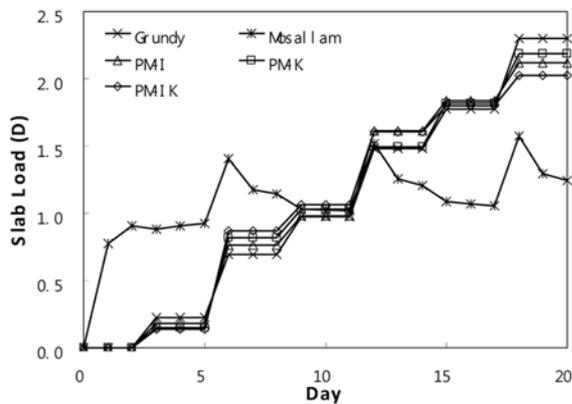
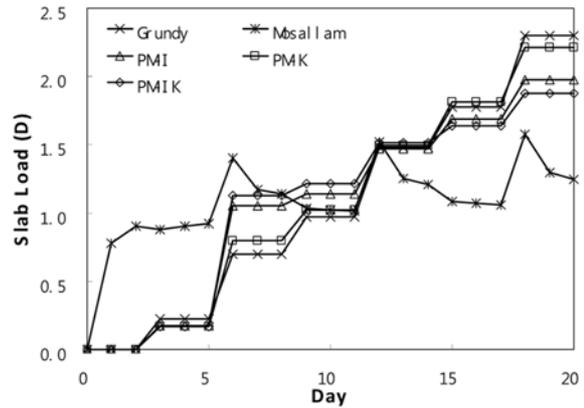


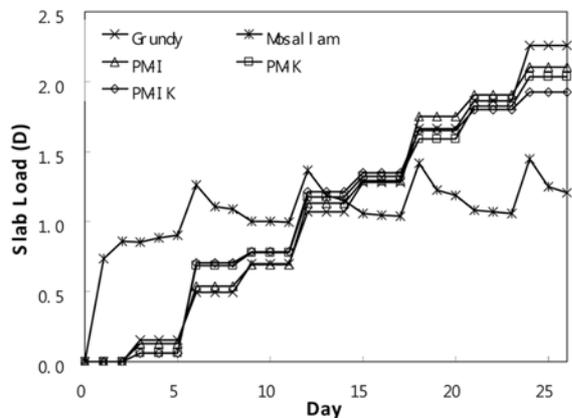
Fig. 9 Example slab model for computing of existed and proposed methods



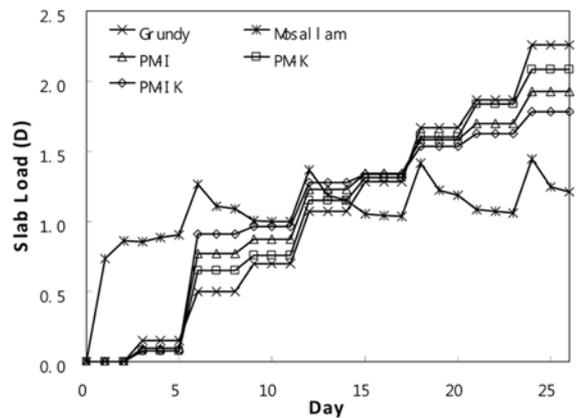
(a) Span: 6 m, depth: 200 mm, cycle: 6 days, $n=3$



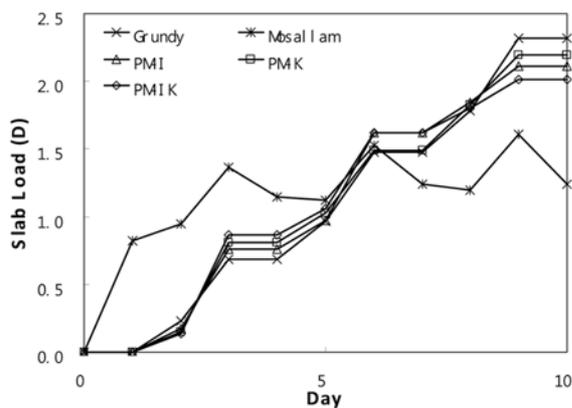
(b) Span: 10 m, depth: 300 mm, cycle: 6 days, $n=3$



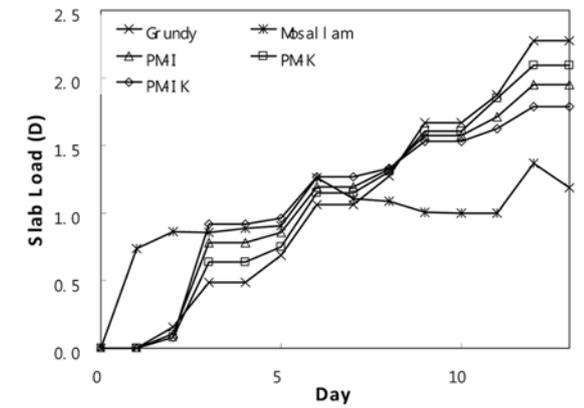
(c) Span: 6 m, depth: 200 mm, cycle: 6 days, $n=4$



(d) Span: 10 m, depth: 300 mm, cycle: 6 days, $n=4$



(e) Span: 6 m, depth: 200 mm, cycle: 3 days, $n=3$



(f) Span: 10 m, depth: 300 mm, cycle: 3 days, $n=4$

Fig. 10 Comparison between existing method and proposed method for slab load

Table 3 Comparison between Grundy's method and proposed methods for Fig. 10(a)

Day		3	6	9	12	15	18
Grundy's force (kN)		0.23	0.70	0.98	1.48	1.78	2.30
PM-I	Force (kN)	0.18	0.76	0.98	1.61	1.84	2.12
	Ratio	0.79	1.10	1.00	1.09	1.03	0.92
PM-K	Force (kN)	0.15	0.82	1.03	1.50	1.82	2.19
	Ratio	0.66	1.18	1.06	1.01	1.02	0.95
PM-IK	Force (kN)	0.14	0.87	1.06	1.61	1.80	2.02
	Ratio	0.60	1.25	1.09	1.09	1.01	0.88

Table 4 Comparison between Grundy's method and proposed methods for Fig. 10(b)

Day		3	6	9	12	15	18
Grundy's force (kN)		0.23	0.70	0.98	1.48	1.78	2.30
PM-I	Force (kN)	0.17	1.05	1.14	1.47	1.69	1.98
	Ratio	0.76	1.51	1.17	0.99	0.95	0.86
PM-K	Force (kN)	0.17	0.80	1.02	1.49	1.81	2.21
	Ratio	0.74	1.15	1.05	1.01	1.02	0.96
PM-IK	Force (kN)	0.17	1.13	1.21	1.52	1.64	1.88
	Ratio	0.75	1.62	1.24	1.02	0.92	0.82

Fig. 10은 각 설계변수의 변화에 따른 각 시공하중 산정 모델의 결과를 나타내고 있다. 그림에서 Mosallam's method를 제외한 나머지 방법들은 대체적으로 유사한 경향을 보인다. 또한, 기존 방법들인 Grundy's method와 Mosallam's method는 슬래브의 스펠과 두께에 관계없이 동일한 시공하중을 나타내는 반면, 제안한 방법은 설계변수의 영향을 고려하고 있다.

전반적으로 Grundy's method에 비하여 제안된 방법은 조기재령에 큰 하중을 받으며 재령이 증가하면서 하중이 작아진다. 이는 슬래브 균열을 반영함에 따라서 큰 하중을 받는 하층 슬래브의 강성이 감소하고 동바리의 수축으로 인하여 조기재령 상부 슬래브에 시공하중의 부담이 증가하기 때문이다.

장스팬 슬래브에 대한 Fig. 10(b)의 결과를 보면, Fig. 10(a)와 비교할 때, 슬래브 균열 효과를 고려한 PM-I, PM-IK의 결과가 Grundy's method의 결과와 더 큰 차이를 보인다. Tables 3, 4에서는 Fig. 10(a), (b)의 각 시공하중을 비교하였으며, ratio는 (각 제안법에 의한 예측값)/(Grundy's method에 의한 예측값)으로서, 이 비율이 1.0에 가까울수록 Grundy's method와 유사함을 의미한다. Fig. 10(c)의 경우에는 동바리 지지 층 수가 변경됨으로써 동바리 강성 효과(PM-K)가 슬래브 균열 효과(PM-I)보다 더 큰 효과를 보인다. Fig. 10(e)의 경우에는 시공주기를 3일로 줄였음에도 하중 크기 면에서는 Fig. 10(a)의 6일 주기와 큰 차이를 보이지 않았다. 이는 탄성계수가 3일 이내에 급격히 증가한 후 완만하게 증가함으로

써 3일과 6일 주기에서 탄성계수의 변화폭의 차이가 크지 않기 때문이다. 일반적으로 장스팬 일수록 슬래브 균열 효과가 우세한 경향을 보이고, 동바리 층수가 증가하면 동바리 강성 효과가 우세한 경향을 보인다.

위의 결과는 슬래브 균열 및 동바리 강성 효과를 고려하지 않는 경우 상부 슬래브의 시공하중을 과소평가하고, 하부 슬래브의 시공하중을 과대평가할 우려가 있음을 보여주고 있다.

5. 결 론

이 연구에서는 플랫 플레이트의 시공하중을 산정하는 방법을 제안하였다. 동바리 강성 효과 및 균열에 따른 슬래브 유효단면강성 저하 효과는 시공 중 슬래브 시공하중 분포에 큰 영향을 줄 수 있으며, 이러한 영향 요소들을 고려하여 시공하중 산정법을 개발하였다. 이 연구의 주요 결과는 다음과 같이 요약할 수 있다.

- 1) 슬래브-동바리 등가강성비를 적용하여, 각 슬래브에 분배되는 시공하중을 정의하였다. 동바리 강성 및 동바리 변형 효과를 고려할 경우, 슬래브에서 동바리로 전달되는 하중이 감소하므로, 상부지지층 슬래브가 지지하는 시공하중이 증가하게 된다.
- 2) 슬래브 유효강성 저하 효과는 시공하중과 슬래브 콘크리트 재령에 따른 강도발현을 고려하여 정의된다. 슬래브 균열 효과를 고려할 경우, 시공하중이 큰 하부지지층 슬래브의 유효단면강성이 작아지므로, 상부지지층 슬래브가 지지하는 시공하중이 증가하게 된다.
- 3) 이 결과 제안된 시공하중 산정법의 결과는 Grundy's method 결과의 경향과 유사하나, 최대 시공하중은 보다 작게 평가하며 초기 재령 시공하중을 크게 평가한다.

감사의 글

이 연구는 2009년도 삼성물산 주택ENG팀의 “장스팬 슬래브의 처짐 저감 방안 개발”에 관한 일련의 연구로 수행되었으며, 이에 감사드립니다.

참고문헌

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. 강성훈, 최경규, 박홍근, “시공 하중의 영향을 받는 플랫 플레이트의 최소 두께,” 콘크리트학회 논문집, 15권, 5호, 2003, pp. 650~661.
3. 김재요, “플랫 플레이트 시스템의 처짐에 대한 시공 중 과하중의 영향 평가를 위한 실용해석 기법의 적용,” 한국전산구조공학회 논문집, 22권, 1호, 2009, pp. 25~34.
4. Grundy, P. and Kabaila, A., “Construction Loads on Slab

- with Shored Formwork in Multistory Buildings,” *ACI Journal*, Vol. 60, No. 12, 1963, pp. 1729~1738.
5. ACI 347.2R-05, “Guide for Shoring/Reshoring of Concrete Multistory Buildings,” *ACI Committee 347*, American Concrete Institute, 2005, 18 pp.
 6. Mosallam, K. H. and Chen, W. F., “Determining Shoring Loads for Reinforced Concrete Construction,” *ACI Structural Journal*, Vol. 88, No. 3, 1991, pp. 340~350.
 7. Liu, X., Chen, W. F., and Bowman, M. D., “Construction Load Analysis for Concrete Structures,” *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 111, No. 5, 1985, pp. 1019~1036.
 8. El-Shahhat, A. M. and Chen, W. F., “Improved Analysis of Shore-Slab Interaction,” *ACI Structural Journal*, Vol. 89, No. 5, 1992, pp. 528~537.
 9. 양주경, 설현철, 김진근, “시공 단계 및 비탄성거동을 고려한 초고층 건축물의 3차원 해석 기법 개발,” 콘크리트학회 논문집, 20권, 2호, 2008, pp. 249~256.
 10. Puente, I., Azkune, M., and Insausti, A., “Shore-slab Interaction in Multistory Reinforced Concrete Buildings during Construction: An Experimental Approach,” *Engineering Structures*, Vol. 29, No. 5, 2007, pp. 731~741.
 11. 황현중, 홍건호, 박홍근, 김용남, 김재요, “슬래브의 시공 하중에 대한 동바리 강성 및 슬래브균열의 영향 : 계측 및 비교,” 콘크리트학회 논문집, 22권, 1호, 2010, pp. 51~58.
 12. 대한건축학회, 건축구조설계기준, 기문당, 2005, 179 pp.
 13. ACI 318-05, “Building Code Requirements for Structural Concrete,” *ACI Committee 318*, American Concrete Institute, 2005, 436 pp.
 14. Bischoff, P. H. and Scanlon, A., “Effective Moment of Inertia for Calculating Deflections of Concrete Members Containing Steel Reinforcement and Fiber-reinforced Polymer Reinforcement,” *ACI Structural Journal*, Vol. 104, No. 8, 2007, pp. 68~75.
 15. Lee, J. I., Scanlon, A., and Scanlon, M. A., “Effect of Early Age Loading on Time-dependent Deflection and Shrinkage Restraint Cracking of Slabs with Low Reinforcement Ratios,” *ACI Special Publication*, SP-246, 2007, pp. 149~166.
 16. ACI Committee 435, “Proposed Revisions By Committee 435 to ACI Building Code and Commentary Provisions on Deflections,” *ACI*, 1978, pp. 229~238.

요 약 고층건물에 플랫 플레이트의 사용이 증가하면서, 과도한 시공 하중의 작용과 그에 따른 슬래브의 장기 처짐은 콘크리트 슬래브 설계에 큰 영향을 미칠 수 있다. 콘크리트의 균열과 조기재령 슬래브의 처짐을 예측하기 위해서는 시공하중을 정확히 산출할 필요가 있다. 이러한 플랫 플레이트의 시공하중은 다양한 설계 요소에 영향을 받음에도 불구하고, 대부분의 기존 시공하중 산정법의 영향 요소는 시공주기와 콘크리트의 재료적 성질, 동바리 지지층수로 국한되어왔다. 이 연구에서는 이러한 영향을 포함하여, 동바리 강성과 콘크리트 균열의 영향을 이론적으로 연구하였다. 연구 결과를 바탕으로 시공하중 산정을 위한 간단한 방법을 개발하였다. 제안법에서 시공하중 산정은 최상층 슬래브 타설과 하부 동바리 제거 두 단계로 나누어진다. 각 단계에서 시공하중 증가분만큼 동바리와 슬래브의 강성비에 따라 하부 슬래브로 하중이 전달된다. 제안방법은 기존 시공하중 산정법과 비교되었다. 실제 시공하중 계측결과와 제안법의 비교는 연계된 논문에서 기술된다.

핵심용어 : 플랫 플레이트, 시공 하중, 균열, 동바리