



## 시공하중에 의한 플랫 플레이트의 장기처짐 계측 및 해석

황현종<sup>1)</sup> · 박홍근<sup>1)\*</sup> · 홍건호<sup>2)</sup> · 김재요<sup>3)</sup> · 김용남<sup>4)</sup>

<sup>1)</sup>서울대학교 건축학과 <sup>2)</sup>호서대학교 건축공학과 <sup>3)</sup>광운대학교 건축공학과 <sup>4)</sup>삼성물산 건설부문 주택ENG팀

### Measurement and Prediction of Long-term Deflection of Flat Plate Affected by Construction Load

Hyeon-Jong Hwang,<sup>1)</sup> Hong-Gun Park,<sup>1)\*</sup> Geon-Ho Hong,<sup>2)</sup> Jae-Yo Kim,<sup>3)</sup> and Yong-Nam Kim<sup>4)</sup>

<sup>1)</sup>Dept. of Architecture, Seoul National University, Seoul, 151-744, Korea

<sup>2)</sup>Dept. of Architectural Engineering, Hoseo University, Chung-Nam Do, 336-795, Korea

<sup>3)</sup>Dept. of Architectural Engineering, Kwangwoon University, Seoul, 139-701, Korea

<sup>4)</sup>Housing Eng. Team, Samsung Engineering and Construction, Seoul, 137-956, Korea

**ABSTRACT** Excessive long-term slab deflection caused by construction load is a critical issue for the design of concrete slabs, as long span flat plates become popular for tall buildings. In the present study, the effect of construction load causing early slab cracking on the long-term deflection was theoretically studied. On the basis of the result, a numerical analysis method was developed to predict the long-term deflection of flat plates. In the proposed method, immediate deflection due to slab cracking and long-term effect of creep and shrinkage were considered. To verify the construction load effect, long-term slab deflections were measured in actual flat plate buildings under construction. The results showed that the immediate deflection due to the construction load increased significantly the long-term deflection. The proposed method was used to predict the deflections of the buildings. The results were compared with the measurement results. The predictions agree well with the long-term deflections of flat plate affected by construction load.

**Keywords** : flat plate, construction load, cracking, long-term deflection

### 1. 서 론

플랫 플레이트 시스템은 층고 감소 및 시공성 향상, 공기 단축 등의 장점으로 고층 건물에서 흔히 사용된다. 최근에는 가변형 평면을 위하여 장스팬 플랫 플레이트의 사용이 증가하였다. 그러나, 장스팬의 플랫 플레이트에서는 바닥구조의 휨강성이 작기 때문에 큰 처짐이나 균열이 발생하기 쉽다. 특히 시공 중에는 과도한 시공하중과 조기재령 콘크리트의 낮은 강성/강도로 인하여, 처짐과 균열이 심화될 수 있으며, 이러한 조기재령 슬래브의 균열손상은 크리프로 인한 큰 장기처짐을 유발할 수 있다.<sup>1,3)</sup>

구조설계 과정에서 슬래브를 설계할 때 중력하중인 고정하중과 활하중만을 대상으로 구조해석 및 부재설계를 수행하며, 일반적으로 시공과정에서 작용하는 하중은 설

계시 검토되지 않는다. 고층건물에서 슬래브 시공하중은 하부층의 슬래브에 전달되며, 하부층 슬래브의 콘크리트는 충분히 굳지 않은 상태이기 때문에 균열이 발생하고 휨강성이 크게 감소할 수 있다. 따라서, 플랫 플레이트의 장기처짐을 예측하기 위해서는 1) 슬래브에 재하되는 시공하중, 2) 시공중 균열이 발생하는 조기재령 슬래브의 유효강성, 3) 크리프 및 건조수축을 고려해야 한다.

플랫 플레이트의 처짐을 정확히 예측하기 위해서는 시공하중을 먼저 고려해야 한다. 일반적으로 슬래브에 재하되는 시공하중은 주로 동바리에 의하여 지지되는 슬래브의 층 수, 층당 시공기간, 조기재령 콘크리트의 재료특성 등에 영향을 받는다.<sup>4)</sup> Grundy and Kabaila<sup>5)</sup>와 Mosallam and Chen<sup>6)</sup>은 슬래브의 강성비에 따라 시공하중을 간단히 산정할 수 있는 방법을 제시하였다. Liu et al.<sup>7)</sup>과 El-Shahhat and Chen<sup>8)</sup>은 동바리로 연결된 다층 슬래브의 유효요소해석을 이용하여 동바리 강성의 영향을 반영한 시공하중 산정 방법을 제시하였다. 이는 정교한 수치해석을 위해 필요하지만, 다소 정밀한 방법을 요구한다. Park et al.<sup>9)</sup>은 동바리로 지지되는 슬래브의 수, 층당 시공기간, 조기재

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

Received April 23, 2014, Revised July 16, 2014,

Accepted Aug 1, 2014

©2014 by Korea Concrete Institute

령 콘크리트의 재료특성 뿐만 아니라 동바리 강성과 슬래브 균열의 영향을 고려할 수 있는 시공하중 산정방법을 개발하였다. 공기가 짧은 실제 장스팬 플랫 플레이트의 동바리 축하중을 계측하여 제안모델을 검증하였다. 본 연구에서는 플랫 플레이트의 시공하중을 비교적 정확히 예측하는 Park et al.<sup>9)</sup>의 제안모델을 처짐 예측모델에 적용하였으며, 실제 시공하중 계측결과와 비교하였다.

조기재령 슬래브에 발생하는 균열에 의한 유효강성 및 장기처짐 고려 방법에 따라 실제 슬래브의 처짐과 설계 단계에서 예측한 처짐은 큰 차이가 발생할 수 있다. Lee and Scanlon<sup>10)</sup>에 의하면, 단순지지 조기재령(3일 또는 7일 재령) 콘크리트 슬래브에서 ACI 318<sup>11)</sup>에 의한 처짐 예측은 조기재령 슬래브의 유효강성을 과대평가하여 슬래브의 즉시 처짐 및 장기처짐을 과소평가하는 것으로 나타났다. Vollum et al.<sup>12)</sup>은 6층 규모의 플랫 플레이트 구조물에 다양한 하중 조건 및 설계 조건에 따른 장기처짐을 계측하였다. 이를 바탕으로 Hossain and Vollum<sup>13)</sup>은 MC90<sup>14)</sup>을 적용하여 슬래브의 유효강성을 고려한 유한요소 해석법을 제안하였으며, 6층 규모의 플랫 플레이트 구조물의 장기처짐과 비교하였다. 비교 결과, 조기 재령 슬래브에 가해지는 시공하중이 짧은 기간에만 가해졌다가 제거되더라도 슬래브의 유효강성 감소로 인하여 장기처짐에 큰 영향을 미치며, 이를 고려하지 않는 경우 장기처짐을 매우 작게 평가하는 것으로 나타났다. Hossain et al.<sup>15)</sup>은 ACI 318<sup>11)</sup>을 적용하여 Vollum et al.<sup>12)</sup>의 계측결과와 비교하였으며, Hossain and Vollum<sup>13)</sup>의 방법보다는 단순하지만, ACI 318<sup>11)</sup>의 장기처짐 계수의 과소평가로 인하여 슬래브의 장기처짐을 다소 작게 평가하는 것으로 나타났다.

위의 기존연구에서는 조기재령 슬래브의 유효강성과 장기처짐 계수가 슬래브의 장기처짐에 큰 영향을 미치는 것으로 나타났다. 이와 관련하여 Mehta and Monteiro<sup>16)</sup>와 Carino and Lew<sup>17)</sup>는 저온 양생된 조기재령 슬래브는 콘크리트 강도와 강성이 매우 작기 때문에 슬래브에 작용하는 하중은 균열과 처짐을 크게 증가시킨다고 보고하였다. Park et al.<sup>18)</sup>은 저온 양생된 조기재령 콘크리트의 1방향 및 2방향 단순지지 슬래브에 다양한 하중 조건 및 설계 조건에 따른 즉시 처짐 및 장기처짐을 계측하였다. 실험 결과, 재료 실험으로 계측한 콘크리트 압축강도와 탄성계수로부터 슬래브의 유효강성을 정의하고 ACI 209R-92<sup>19)</sup>의 크리프와 건조수축 모델을 사용하면, 조기재령 슬래브의 장기처짐을 잘 예측하는 것으로 나타났다.

기존 실험 및 해석 연구는 슬래브의 장기처짐에 대한 시공하중, 조기재령 슬래브 강성, 균열 등 각 변수의 영향을 밝히는데 큰 성과를 거두었다. 그러나 모든 변수의 영향을 함께 고려할 때 슬래브의 장기처짐을 정확히 예측할 수 있는지 검증이 필요하며, 기존 연구에서는 단순 지지조건의 일방향 슬래브 및 하중조건이 실제 시공하중과 차이가 있는 플랫 플레이트의 장기처짐을 계측 및 예측하였다. 실제 플랫 플레이트 건물은 비대칭 평면을 갖고

기둥 및 벽, 연속슬래브 등 다양한 단부구속 조건을 갖고, 시공하중이 단계별로 변하기 때문에 실제 시공중인 플랫 플레이트의 장기처짐 계측하고 예측결과와의 비교 검증이 필요하다.

또한, 기존 장기처짐 예측모델은 복잡함에도 불구하고 설계단계에서 장기처짐을 정확히 예측하지 못하는 한계가 있다. 이는 시공하중의 불확실성과 균열이 발생한 조기 재령 슬래브의 유효강성 오차, 슬래브 강성 변화에 따른 모멘트 재분배 문제로 인하여 시공하중에 의한 슬래브의 즉시 처짐을 정확히 고려하지 못하기 때문이다. 또한, 시공단계별로 처짐 증가를 고려하지 않고 최대하중을 기준으로 처짐을 평가하며, 크리프 및 건조수축 계수가 설계기준마다 다르게 정의되기 때문에 장기처짐 예측에 오차가 발생할 수 밖에 없다. 따라서, 플랫 플레이트에서 시공단계별로 시공하중 산정 및 이에 따른 장기처짐을 일괄적으로 예측할 수 있는 방법을 개발할 필요가 있다.

본 연구에서는 기존 시공하중 산정법 및 장기처짐 계수를 적용하여 시공하중을 고려한 조기재령 플랫 플레이트의 장기처짐 예측방법을 제안하였다. 장기처짐을 정확히 예측하기 위해서 모든 가능한 변수의 영향을 고려하였다. 즉, 시공단계별 시공하중, 슬래브 균열에 의한 유효강성 감소, 모멘트 재분배 효과, 크리프 및 건조수축을 고려하였다. 또한, 예측방법의 검증을 위해 실제 시공중인 장스팬 플랫 플레이트 건물에서 시공하중 및 장기처짐을 계측하였으며, 제안모델로 예측한 장기처짐과 비교하여 장기처짐 해석방법을 검증하였다.

## 2. 처짐 해석 모델

### 2.1 현행 설계기준

Table 1은 ACI 318-11<sup>11)</sup> 및 Eurocode 2<sup>20)</sup> 설계 기준에서 제시하는 플랫 플레이트의 최소 두께를 나타낸다. ACI 318-11<sup>11)</sup>은 슬래브 두께를 철근 항복강도에 따라 스패 길이에 비례하는 것으로 제시하며, Eurocode 2<sup>20)</sup>는 콘크리트 강도 및 철근비를 추가로 고려하고 있다. 설계기준에서는 Table 1의 플랫 플레이트 최소 두께를 만족하면 설계시 별도의 처짐계산을 수행하지 않으며, 최소 두께보다 작은 두께의 슬래브를 사용하는 경우에는 장기처짐 제한값을 초과하지 않는다는 것을 계산에 의해 확인하도록 정하고 있다. 일반적으로 슬래브의 선형탄성거동을 가정하여 사용하중에 대한 즉시처짐을 산정하고 장기처짐계수를 적용하는 단순한 방법을 적용하고 있다. 그러나 이러한 방법은 사용하중보다 큰 시공하중 및 콘크리트 균열 효과를 반영하지 않기 때문에 슬래브 처짐을 과소평가할 수 있다. 또한, 장스팬 플랫 플레이트의 사용이 증가하고 시공 주기가 짧아짐에 따라 슬래브 처짐 효과가 증가함으로써, 최소두께 기준을 만족하더라도 시공

**Table 1** Minimum thickness of flat plates

	Yield strength of re-bars	Exterior panels		Interior panels
		Without edge beams	With edge beams	
ACI 318-11	SD300	$L_n/33$	$L_n/36$	$L_n/36$
	SD400	$L_n/30$	$L_n/33$	$L_n/33$
	SD500	$L_n/28$	$L_n/31$	$L_n/31$
Eurocode2*	Re-bar ratio	Slab without beams		
	$\rho \leq \rho_0$	$\frac{L}{1.2 \left[ 11 + 1.5 \sqrt{f_{ck}} \frac{\rho_0}{\rho} + 3.2 \sqrt{f_{ck}} \left( \frac{\rho_0}{\rho} - 1 \right)^{1.5} \right]}$		
	$\rho > \rho_0$	$\frac{L}{1.2 \left[ 11 + 1.5 \sqrt{f_{ck}} \frac{\rho_0}{\rho - \rho'} + \frac{1}{12} \sqrt{f_{ck}} \sqrt{\frac{\rho'}{\rho_0}} \right]}$		

$L$ = span;  $L_n$ = clear span;  $\rho_0 = 10^{-3} \sqrt{f_{ck}}$ ;  $\rho$ = tension bar ratio;  $\rho'$ = compression bar ratio;  $f_{ck}$ = concrete strength  
 \* $L/8.5$  should be multiplied to slab thickness if span is greater than 8.5m.

단계를 고려하여 장기처짐을 검토할 필요가 있다.

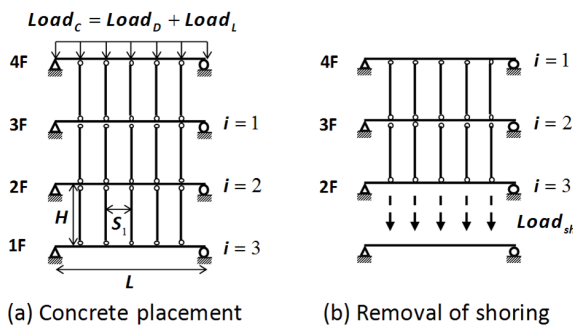
**2.2 시공하중 모델**

Fig. 1은 Park et al.<sup>9)</sup>이 제안한 시공하중 산정모델의 시공단계를 나타낸다. Fig. 1(a)는 최상층 슬래브가 타설되는 단계이며, Fig. 1(b)는 최하층 동바리가 제거되는 단계로 각 단계에서 분배된 시공하중을 누적하면, 각 층의 시공하중을 산정할 수 있다.

최상층 슬래브에 작용하는 시공하중  $Load_C$  (Fig. 1(a))에 대해 각 층 슬래브에 분배되는 시공하중  $LS_i$ 를 다음과 같이 정의할 수 있다.

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

여기서,  $n$ = 동바리 지지 슬래브 수,  $[K_{fsl}]$ = 슬래브의 유효강성 행렬,  $v_i$ = 슬래브와 동바리의 자유도를 단자유도로 이상화한 모델에서 각 층 슬래브의 등가처짐,  $[K_{ff}]$ = 동바리 강성을 추가한 슬래브의 유효강성 행렬이다. 슬래브의 유효강성 정의시에는 층당 시공기간에 따른 슬래



**Fig. 1** Slab-support model for construction load distribution

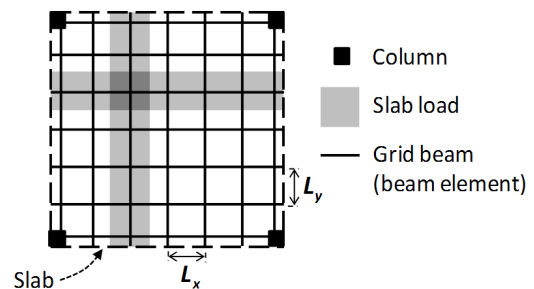
브 콘크리트 재료 물성, 슬래브 균열에 의한 유효강성 저감을 고려하며, 동바리 강성의 경우 동바리 재료 물성, 동바리 지지 간격을 고려한다.

동바리 제거단계(Fig. 1(b))에서는 최하층 동바리가 제거되기 전 동바리가 전달하는 하중  $Load_{sh}$ 를 상부 슬래브로 분배하며, 다음과 같이 정의할 수 있다.

$$\begin{pmatrix} LS_1 \\ LS_2 \\ \vdots \\ LS_n \end{pmatrix} = [K_{fsl}] \begin{pmatrix} v_1 \\ v_2 \\ \vdots \\ v_n \end{pmatrix} = [K_{fsl}] [K_{ff}]^{-1} \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ \vdots \\ Load_{sh} \end{pmatrix} \quad (2)$$

**2.3 격자보 모델**

일반적으로 슬래브와 같은 판형 부재는 유한요소해석을 수행하지만, 본 연구에서는 시공하중이 작용하는 조기 재령 슬래브에서 균열 발생에 의한 유효강성 감소 및 이에 따른 모멘트 재분배를 쉽게 고려할 수 있도록 2방향 슬래브에 대해 격자보 모델을 적용하였다(Fig. 2 참조). 격자보는 x방향과 y방향에 대하여 각각 2차원 휨부재로 구성된다. 슬래브에 작용하는 수직하중은 각 보 요소에 등분포 하중으로 재하하며, 슬래브 하중의 1/2을 x방향과 y방향 격자보에 각각 분배하여 하중이 중복되지 않도록 하였다. 하중이 재하되는 시점  $t_0$ 의 콘크리트 재료 물성



**Fig. 2** Grid beam model for slab

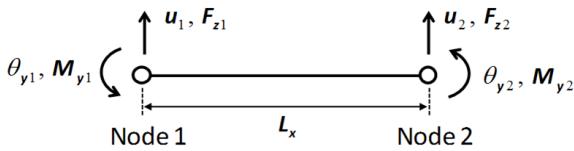


Fig. 3 Beam element for grid beam model

치를 적용하여 2차원 휨부재의 강성을 정의한다.

Fig. 3은 수직력 및 휨모멘트가 작용하는 2차원 휨부재를 나타내며, 강성 관계식은 식 (3)과 같이 정의할 수 있다.

$$\begin{pmatrix} F_{z1} \\ M_{y1} \\ F_{z2} \\ M_{y2} \end{pmatrix} = \frac{E_c(t_0)I_y(t_0)}{L_x} \begin{bmatrix} 12/L_x^2 & 6/L_x & -12/L_x^2 & 6/L_x \\ 6/L_x & 4 & -6/L_x & 2 \\ -12/L_x^2 & -6/L_x & 12/L_x^2 & -6/L_x \\ 6/L_x & 2 & -6/L_x & 4 \end{bmatrix} \begin{pmatrix} u_1 \\ \theta_{y1} \\ u_2 \\ \theta_{y2} \end{pmatrix} \quad (3)$$

여기서,  $F_{z1}$ 과  $F_{z2}$ 는 각 절점에서의 수직력,  $M_{y1}$ 과  $M_{y2}$ 는 휨모멘트,  $E_c(t_0)$ 는 시공하중이 작용하는 재령  $t_0$ 에서의 콘크리트 탄성계수,  $I_y(t_0)$ 는 재령  $t_0$ 에서의 휨부재의 단면 2차 모멘트,  $L_x$ 는 격자보의 길이,  $u_1$ 과  $u_2$ 는 수직변위,  $\theta_{y1}$ 과  $\theta_{y2}$ 는 회전각이다. 이때, 휨부재의 비틀림 강성은 고려하지 않는다.

## 2.4 슬래브 균열의 영향

완전히 양생되지 않은 조기재령 콘크리트의 경우 슬래브에 큰 시공하중이 작용하면, 슬래브 중앙부 및 단부에서 국부적으로 균열이 발생하고 슬래브의 유효강성이 크게 감소한다. 따라서 슬래브의 처짐을 정확히 평가하기 위해서는 슬래브에 작용하는 하중 및 설계 조건에 따라 유효강성을 정의해야 한다.

휨부재의 유효 단면 2차 모멘트( $I_e$ )를 고려하기 위해서 Bischoff and Scanlon의 제안식<sup>21)</sup>을 적용하였다 (식 (4) 참조). 슬래브와 같이 철근비 1% 미만의 경우, Bischoff and Scanlon의 제안식<sup>21)</sup>은 유효 단면 2차 모멘트를 잘 예측하는 것으로 보고되었다.<sup>10,18,21)</sup>

$$I_e = \frac{I_{cr}}{1 - \left(\frac{M_{cr}}{M_u}\right)^2 \left(1 - \frac{I_{cr}}{I_g}\right)} \leq I_g \quad (4)$$

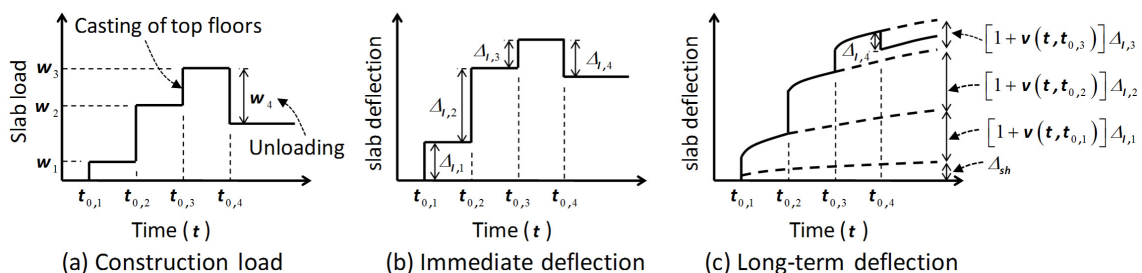


Fig. 4 Variances of slab load and deflections according to construction load and time

여기서,  $I_y$ 는 철근을 무시한 콘크리트 전체 단면의 중심축에 대한 단면 2차 모멘트이고,  $I_{cr}$ 은 완전 균열 단면의 단면 2차 모멘트이다.  $M_u$ 은 슬래브에 발생하는 휨모멘트이다.  $M_{cr}$ 은 균열 모멘트로 다음과 같다.

$$M_{cr} = 0.63 \sqrt{f_{ck}} I_y \left(\frac{2}{h}\right) \quad (5)$$

여기서,  $f_{ck}$ 는 콘크리트 강도로 시공하중이 작용하는 재령에서의 콘크리트 강도를 적용한다.  $h$ 는 슬래브 두께이다.

Fikry and Thomas<sup>22)</sup>에 따르면, 균열 단면의 단면 2차 모멘트값  $I_{cr}$ 은 재료 및 단면 조건과 철근비에 의해 결정되며, 슬래브의 설계조건에 따라 다음과 같이 정의할 수 있다.

$$I_{cr} = [4k^3 + 0.12n\rho(1-k)^2] \left(\frac{d}{h}\right)^3 w_b I_y \quad (6a)$$

$$w_b = \left[6 \times 10^{-2} + 5\left(\frac{d'}{d}\right)\left(1 - \frac{2d'}{d}\right)^2\right] n\rho' \left(\frac{d'}{d}\right) + 1 \quad (6b)$$

여기서,  $k = \sqrt{2\rho n + (\rho n)^2} - \rho n$ ,  $\rho$  = 슬래브 인장철근비(=  $A_s/bd$ ),  $\rho'$  = 슬래브 압축철근비(=  $A'_s/bd$ ),  $n$  = 철근과 콘크리트 탄성계수비,  $d$  = 슬래브 상부에서 인장철근 중심까지 길이,  $d'$  = 슬래브 상부에서 압축철근 중심까지 길이이다.

처짐 해석시 슬래브의 유효강성은 하중의 함수이므로 다음과 같은 반복 계산이 필요하다. 첫 번째 단계에서는 슬래브의 균열을 고려하지 않고 슬래브의 탄성해석을 수행한다. 이때 식 (3)에서 즉시처짐을 산정하는 시점의 콘크리트 물성치를 적용하며, 슬래브의 단면 2차 모멘트는  $I_y$ 를 적용하여 슬래브의 모멘트 분배를 산정한다. 두 번째 단계에서는 모멘트 분포로부터 식 (4)를 사용하여 격자보의 유효 단면 2차 모멘트를 각각 정의한다. 슬래브의 유효 단면 2차 모멘트가 감소하는 경우 식 (3)의 격자보 강성행렬을 새로 정의하여 구조해석을 다시 수행한다. 이는 슬래브의 유효 휨강성 감소에 따른 모멘트 재분배를 시키며, 슬래브의 처짐이 수렴할때까지 반복계산을 수행한다.

Fig. 4(a)는 상부층의 콘크리트 타설 및 하부층의 동바리 제거시마다 변하는 시공하중을 나타내고 있다. 이 경우, 시공하중이 변경되는 시점에 따라 콘크리트의 재령

에 따른 강도 및 탄성계수가 달라지며, 하중 조건에 따라 유효강성도 변화하기 때문에 시공하중이 변경되는 시점마다 각각 처짐 해석을 수행하여야 한다. 슬래브에 발생한 균열은 회복되지 않기 때문에 한번 감소된 슬래브의 유효 단면 2차 모멘트는 회복되지 않는다. 따라서 시공하중이 증가하여 균열이 발생하는 경우 유효 단면 2차 모멘트  $I_e$ 는 이전 단계보다 더 작은 값을 갖게 된다. 반면에 시공하중이 제거되는 경우(Fig. 4(a)의  $w_4$  참조), 하중이 반대방향으로 작용하는 것으로 고려할 수 있다. 이때, 식 (3)의  $I_y(t_0)$ 는 유효 단면 2차 모멘트  $I_e$  대신에 균열이 발생하지 않은 슬래브의 유효 단면 2차 모멘트  $I_y$ 를 적용하여 탄성처짐 회복으로 고려한다.<sup>18,23)</sup> 각 시공단계별로 슬래브의 콘크리트 재령 및 시공하중, 유효강성을 고려하여 즉시처짐을 계산한다.

## 2.5 장기처짐 계수

ACI 318-11<sup>11)</sup>에서는 구조해석으로 구한 즉시처짐에 크리프와 건조수축을 함께 고려한 장기처짐 계수  $\lambda$ 를 곱하여 장기처짐을 평가한다.

$$\lambda = \zeta / (1 + 50\rho') \quad (7)$$

여기서,  $\zeta$ 는 시간에 따른 증폭계수이며,  $\rho'$ 는 압축철근비이다.

Park et al.<sup>18)</sup>에 의하면, 조기재령 슬래브의 장기처짐의 경우 식 (7)의 ACI 318-11<sup>11)</sup> 방법은 장기처짐을 과소평가하는 것으로 나타났으며, MC90<sup>14)</sup>의 방법을 적용하여 구한 장기처짐 보다는 ACI 209R-92<sup>19)</sup>의 크리프 계수와 건조수축 변형률을 적용하여 구한 장기처짐이 실험결과를 잘 예측하는 것으로 나타났다. 이에 따라 본 연구에서는 ACI 209R-92<sup>19)</sup>의 장기처짐 모델을 적용하였다.

Fig. 4(b)와 (c)는 시공하중에 따른 슬래브의 즉시처짐과 장기처짐의 관계를 나타낸다. Fig. 4(c)에서 보듯이 슬래브의 장기처짐  $\Delta_T$ 는 시공하중으로부터 구한 즉시처짐  $\Delta_I$ 에 크리프 계수  $v(t, t_0)$ 를 곱하여 크리프에 의한 장기처짐을 계산하며, 건조수축에 의한 처짐  $\Delta_{sh}$ 는 즉시처짐 시 균열이 발생한 슬래브의 곡률과 연계하여 계산한다. 시공하중과 같이 하중이 점차 증가하는 경우에는 즉시처짐 증가분을 하중이 재하되는 시점에서 구한 크리프 계수와 곱하여 장기처짐에 누적한다. 시공하중이 제거되는 경우에는 탄성회복량을 장기처짐에서 제거하며, 회복되는 처짐에 대해서는 크리프 계수를 곱하지 않는다. 크리프 및 건조수축에 의한 장기처짐 증가는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\Delta_T = \sum [1 + v(t, t_{0,i})] \Delta_{I,i} + \Delta_{sh} \quad (8)$$

여기서,  $t$ 는 하중 지속 시간,  $t_{0,i}$ 는  $i$ 번째 하중이 가해질

때 콘크리트 재령이다.

식 (8)에서 ACI 209R-92<sup>19)</sup>의 크리프 계수  $v(t, t_{0,i})$ 는 다음과 같다.

$$v(t, t_{0,i}) = \frac{(t - t_{0,i})^{0.6}}{10 + (t - t_{0,i})^{0.6}} \times 2.35 \gamma_{c1} \gamma_{c2} \gamma_{c3} \gamma_{c4} \gamma_{c5} \gamma_{c6} \quad (9)$$

여기서,  $\gamma_{c1}$ 은 하중 재하 시간 관련 계수,  $\gamma_{c2}$ 는 상대 습도 관련 계수,  $\gamma_{c3}$ 은 슬래브 두께 관련 계수,  $\gamma_{c4}$ 는 콘크리트 슬럼프 관련 계수,  $\gamma_{c5}$ 는 잔골재 무게비율 관련 계수,  $\gamma_{c6}$ 은 공기 함유량 관련 계수이다.

ACI 209R-92<sup>19)</sup>에서 건조수축은 변형률  $\epsilon_{cs}$ 로 정의하고 있으며, 다음과 같다.

$$\epsilon_{cs}(t) = 780 \times 10^{-6} \gamma_{cs1} \gamma_{cs2} \gamma_{cs3} \gamma_{cs4} \gamma_{cs5} \gamma_{cs6} \gamma_{cs7} \frac{(t - t_{0,1})}{(35 + t - t_{0,1})} \quad (10)$$

여기서,  $\gamma_{cs1}$ 은 초기 양생 관련 계수,  $\gamma_{cs2}$ 는 상대 습도 관련 계수,  $\gamma_{cs3}$ 은 슬래브 두께 관련 계수,  $\gamma_{cs4}$ 는 슬럼프 관련 계수,  $\gamma_{cs5}$ 는 잔골재 무게비율 관련 계수,  $\gamma_{cs6}$ 은 공기 함유량 관련 계수,  $\gamma_{cs7}$ 은 시멘트 함유량 관련 계수이다.

본 연구에서 슬래브 처짐 해석을 위한 격자보 모델에서는 식 (3)의 강성행렬을 이용하여 하중-변위 관계를 정의하기 때문에 건조수축에 의한 곡률  $1/r_{sh}$ 로부터 처짐을 산정할 수 있다. 건조수축에 의한 처짐산정의 단순화를 위하여 건조수축에 의한 곡률과 격자보 모델의 구조해석으로 구한 슬래브 중앙부의 곡률  $M/EI$ 이 일치할 때의 슬래브 처짐을 건조수축에 의한 처짐으로 간주하였다. 건조수축 변형률에 의한 슬래브의 곡률은 ACI 209R-92<sup>19)</sup>의 Branson 제안법에 의하여 다음과 같이 정의한다.

$$\frac{1}{r_{sh}(t)} = \begin{cases} 0.7 \frac{\epsilon_{cs}(t)}{h} \sqrt[3]{100(\rho - \rho')} \sqrt{\frac{\rho - \rho'}{\rho}}, & \rho - \rho' \leq 0.03 \\ \epsilon_{cs}(t)/h, & \rho - \rho' > 0.03 \end{cases} \quad (11)$$

## 2.6 장기처짐 해석 과정

Fig. 5는 시공하중, 조기재령 슬래브 강성, 균열 등 각 변수의 영향을 고려하여 슬래브의 장기처짐을 예측하는 과정을 나타낸다. 각 시공단계별로 슬래브의 균열 발생에 따른 유효강성을 고려하여 구조해석을 수행하며, 슬래브의 처짐이 수렴할때까지 반복계산을 수행한다. 최종적으로 각 시공단계에서 구한 슬래브 즉시처짐에 장기처짐계수를 고려한 값을 누적하여 장기처짐을 계산한다.

## 3. 플랫 플레이트의 장기처짐 계측

플랫 플레이트의 시공하중에 의한 장기처짐을 평가하

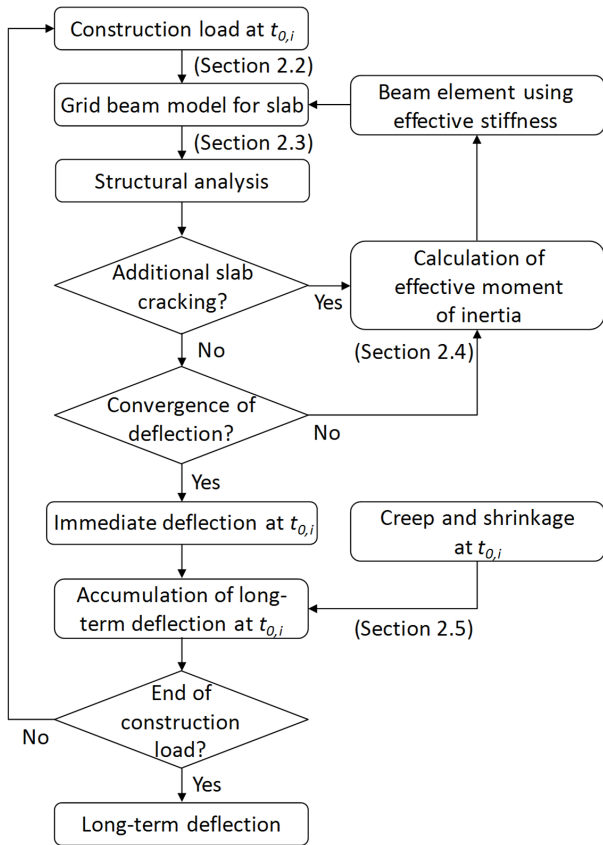


Fig. 5 Flow chart of proposed method

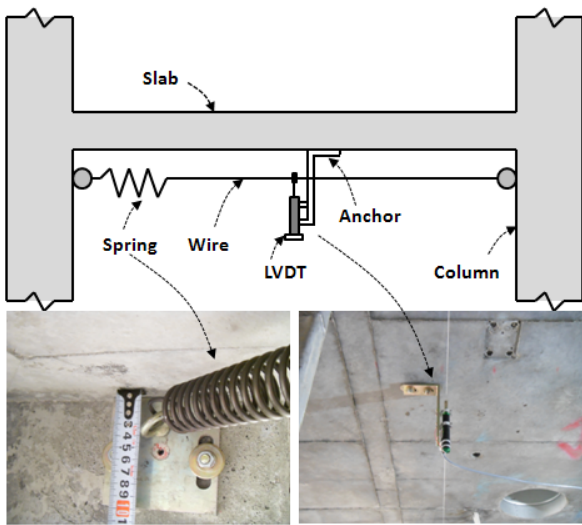
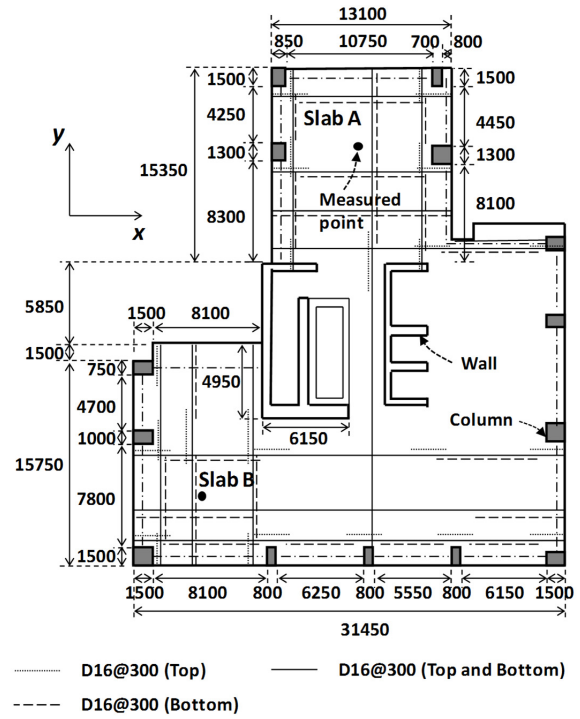


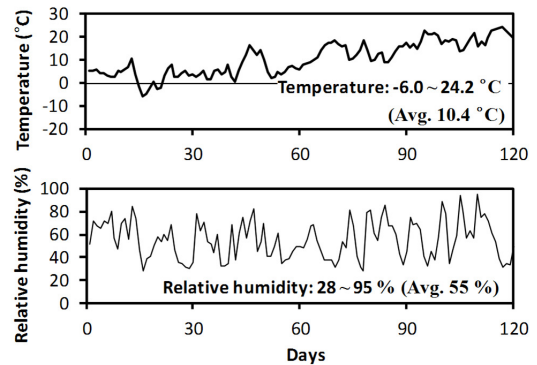
Fig. 6 Set-up for measurement

기 위하여 실제 시공중인 장스팬 플랫 플레이트 건물에서 슬래브 콘크리트 타설 직후부터 건물이 완공될 때까지 슬래브 처짐을 계측하였다. 슬래브의 처짐은 거푸집 탈형 직후 슬래브 하부에 LVDT를 설치하여 계측하였다. 처짐 계측 위치는 구조해석 결과에서 나타난 최대 처짐 부분을 선정하였으며, 장스팬 슬래브의 중앙지점에서 수직부재와의 상대적인 처짐을 계측하였다.

Fig. 6은 슬래브 처짐계측장치 셋팅을 나타낸다. 슬래브 중앙부의 상대 처짐량을 계측하기 위하여 가이드 와



(a) Floor plan (mm)



(b) Temperature and relative humidity

Fig. 7 Measurement conditions in N-building

이어를 수직부재인 양쪽 기둥에 고정하여 설치하고 슬래브 하부에 지지점을 설치한 LVDT를 통하여 가이드 와이어와 슬래브 하부의 상대적인 처짐을 계측하였다. 와이어의 단부에는 온도변화시에도 와이어의 장력을 유지할 수 있도록 스프링을 설치하고 턴버클을 사용하여 초기 장력을 가력하였다.

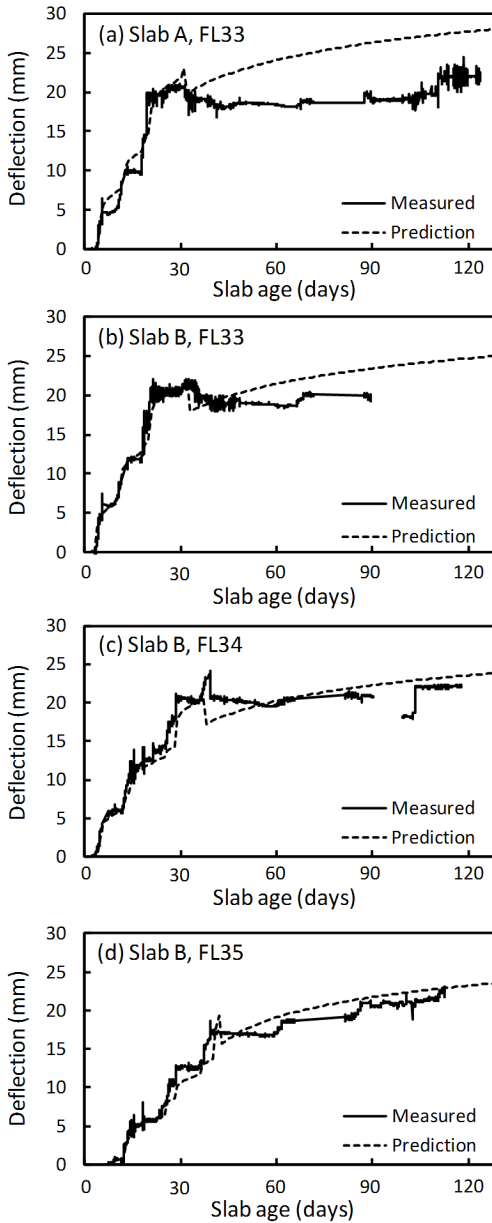
### 3.1 N 건물의 슬래브 처짐

Fig. 7은 38층 주거용 건물의 평면 및 처짐 계측 위치를 나타낸다. 33층 슬래브 A 및 33층, 34층, 35층 슬래브 B에서 슬래브 콘크리트 타설 후 약 120일간 장기처짐을 계측하였다. 시공하중의 경우 33층 슬래브 B에서 로드셀로 동바리 축하중을 계측하였으며, Park et al.<sup>9)</sup>이 제안한 시공하중 산정모델의 예측결과와 비교하였다.

슬래브의 설계 및 시공 조건은 Table 2에 나타내었다.

**Table 2** Geometry and material conditions of flat plate slabs in N-building

Slab					Shore			
Concrete strength (MPa)	Thickness (mm)	Re-bars (mm <sup>2</sup> /m)	Construction cycle (days)	Number of shored slabs	Elastic modulus (MPa)	Section area (mm <sup>2</sup> )	Spacing (mm)	Height (mm)
35.3 (Slab A) 34.6 (Slab B)	300	1327 (Tension) 663 (Compression)	6 - 7 (Slab A) 6 - 12 (Slab B)	4	70000	864	1300	2750



**Fig. 8** Slab deflections in N-building

건물 층고는 2750 mm이며, 슬래브 두께는 300 mm이다. 재료 실험으로부터 구한 콘크리트 강도는 슬래브 A의 경우 35.3 MPa, 슬래브 B의 경우 34.6 MPa이다. 처짐 계측 위치 주변 슬래브에는 SD400 철근이 가로, 세로 방향으로 슬래브 인장 및 압축부에 각각 1327 mm<sup>2</sup>/m, 663 mm<sup>2</sup>/m가 배근되었다. 시공시 동바리는 1300 mm 간격으로 배치되었으며, 동바리 단면적은 864 mm<sup>2</sup>, 탄성계수는 70000 MPa이다. 동바리 지지층수는 4층 지지이며, 슬래브 A의 층당

시공주기는 6~7일, 슬래브 B의 층당 시공주기는 6~12일, 하부층 동바리는 최상층 타설 후 1~3일 뒤에 제거되었다. 계측기간동안 평균 온도는 10.4°C, 평균 상대습도는 55%였다(Fig. 7(b) 참조).

Fig. 8은 슬래브 처짐 계측 결과를 나타낸다. 약 30일까지 시공하중이 작용하면서 처짐이 급격히 증가하였으며, 시공하중이 제거될 때 시공하중에 의해 증가된 처짐이 완전히 회복하지 않았다. 이후 슬래브 콘크리트의 크리프 및 건조수축에 의하여 처짐이 지속적으로 증가하는 경향을 나타내었다. 슬래브 B의 처짐을 보여주는 Fig. 8(b)~(d)에서 슬래브의 설계조건이 동일함에도 불구하고 각 층의 슬래브 처짐에 다소 차이가 발생하였다. 이는 층당 시공주기 차이에 의한 것으로 동일 평면에서도 시공조건에 따른 시공하중이 슬래브의 시공중 즉시처짐 및 장기 처짐에 영향을 미치는 것으로 나타났다.

### 3.2 Y 건물의 슬래브 처짐

Fig. 9는 40층 주거용 건물의 평면 및 처짐 계측 위치를 나타낸다. 27층, 28층 슬래브에서 슬래브 콘크리트 타설 후 약 300일간 장기처짐을 계측하였다. 슬래브의 설계 및 시공 조건은 Table 3에 나타내었다. 건물 층고는 3700 mm이며, 슬래브 두께는 300 mm이다. 재료 실험으로부터 구한 콘크리트 강도는 36.0 MPa이다. 처짐 계측위치 주변 슬래브에는 SD400 철근이 가로, 세로 방향으로 슬래브 인장 및 압축부에 각각 1327 mm<sup>2</sup>/m, 663 mm<sup>2</sup>/m가 배근되었다. 시공시 동바리는 1300 mm 간격으로 배치되었으며, 동바리 단면적은 500 mm<sup>2</sup>, 탄성계수는 200000 MPa이다. 동바리 지지층수는 4층 지지이며, 층당 시공주기는 6일, 하부층 동바리는 최상층 타설 후 1일 뒤에 제거되었다. 계측 기간동안 평균 온도는 11.9°C, 평균 상대습도는 61%였다(Fig. 9(b) 참조).

Fig. 10은 슬래브 처짐 계측 결과를 나타낸다. Fig. 10(a)는 시공하중이 작용할때의 슬래브 처짐으로 상부 슬래브에 콘크리트가 타설될 때마다 27층 슬래브에 작용하는 시공하중이 증가하면서 처짐이 급격히 증가하였다. 슬래브 재령 20일에는 27층의 동바리가 제거되어 시공하중이 감소하였음에도 불구하고(27층 슬래브 자중만 작용) 슬래브의 처짐회복이 크지 않은 것으로 나타났다. 이는 시공하중에 의해 조기재령 슬래브에 균열이 발생하여서 처짐은 비탄성 거동으로 발생하나 처짐회복의 경우 시공하중에 의한 균열이 닫히면서 탄성회복을 하기 때문이다. 이

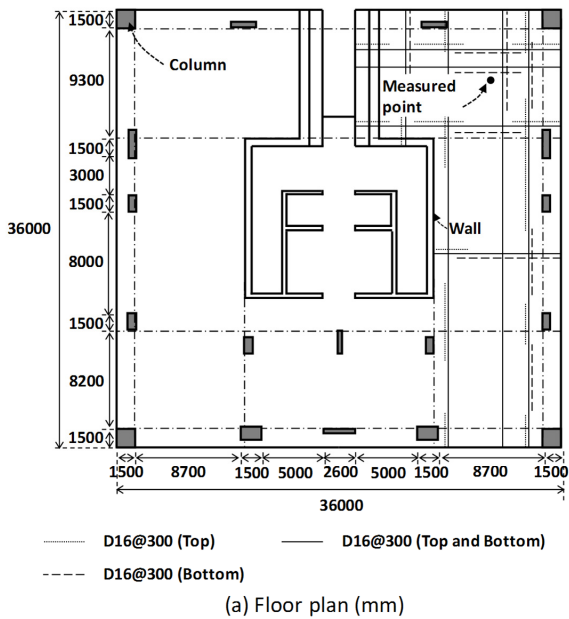
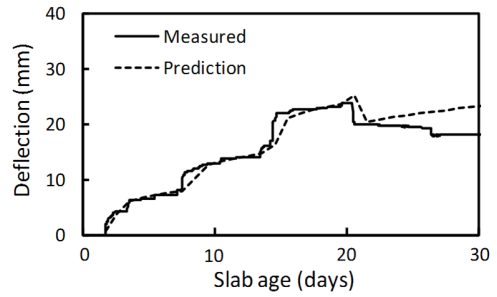


Fig. 9 Measurement conditions in Y-building (mm)

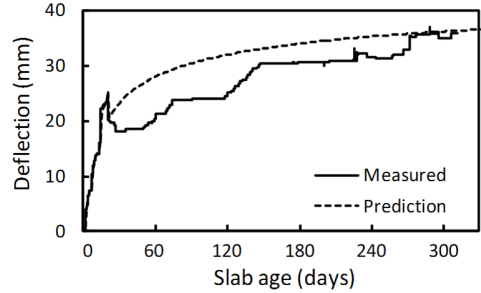
러한 경향은 Park et al.<sup>18)</sup>의 조기재령 슬래브 실험 결과에도 잘 나타나있다. 시공하중이 제거된 이후에는 상부층 공사재료 및 마감재 등을 건물내에 야적하는 경우가 있다. 야적 위치에 따라 슬래브의 처짐은 증가하거나 감소할 수 있으며, 이로 인하여 슬래브의 처짐 증가가 균일하지 못하고 급격한 변동이 발생하기도 하였다. 그러나 27층, 28층 슬래브 모두 전반적인 장기처짐 증가 경향이 비슷하였다.

#### 4. 장기처짐 예측결과와 예측결과 비교

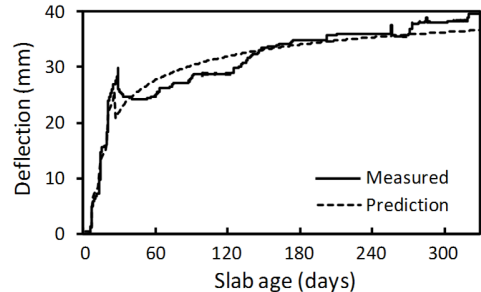
플랫 플레이트의 처짐은 슬래브에 작용하는 시공하중에 가장 큰 영향을 받는다. 본 연구에서는 Park et al.<sup>9)</sup>이 제안한 플랫 플레이트의 시공하중 예측법을 적용하여 N 건물과 Y 건물의 시공하중을 산정하였다. Fig. 11은 N 건물과 Y 건물 각층의 시공하중을 나타낸다. Fig. 11(a)는 N 건물의 33층 슬래브 B에서 계측한 시공하중을 시공하중 산정모델로 구한 예측결과와 비교하였으며, 시공주기에 따른 시공하중을 합리적으로 예측하는 것으로 나타났다. 동일한 방법을 적용하여 각 층의 시공조건에 따른 시공하중을 Fig. 11(b), (c)에 나타내었다.



(a) Construction load deflection in Floor 27



(b) Long-term deflection in Floor 27



(c) Long-term deflection in Floor 28

Fig. 10 Slab deflections in Y-building

기존 시공하중 예측법과 비교를 위하여 ACI 347.2R-05<sup>4)</sup>의 기반이 되는 Grundy and Kabaila<sup>5)</sup>의 방법으로 예측한 시공하중을 Park et al.<sup>9)</sup>의 시공하중 예측결과와 비교하였다(Fig. 11(a), (c) 참조). 비교 결과, Grundy and Kabaila<sup>5)</sup>의 예측결과는 초기 재령 시공하중을 상대적으로 작게 평가하고, 최대 시공하중을 크게 평가하였다. 그러나 슬래브 스팬이 상대적으로 짧고 시공주기가 긴 Fig. 11(a)에서는 슬래브 균열에 의한 유효강성 저감 효과가 작아서 Park et al.<sup>9)</sup>과 Grundy and Kabaila<sup>5)</sup>의 예측결과 차이가 크지 않은 것으로 나타났다.

2장에서 제안한 슬래브 처짐 해석 모델로 각 층의 슬래브 장기처짐을 예측하였으며, 이를 슬래브 처짐 계측결과와 비교하였다(Fig. 8, Fig. 10 참조). 조기재령 콘크리트에서 탄성계수의 경우 설계기준이 과대평가하는 경향이 있기 때문에 콘크리트 강도 및 탄성계수는 실제 재료 물성치를 적용하였다.<sup>18)</sup> 크리프 및 건조수축 계수 계산시 상대습도는 N 건물과 Y 건물에서 각각 평균값인 55%, 61%를 적용하였다.

Fig. 8에서 시공하중에 의한 슬래브 처짐은 예측결과와 거의 유사한 거동을 보여주었으며, 슬래브의 균열에 의한 유효강성은 슬래브 A에서 비균열 단면 강성의 56%,



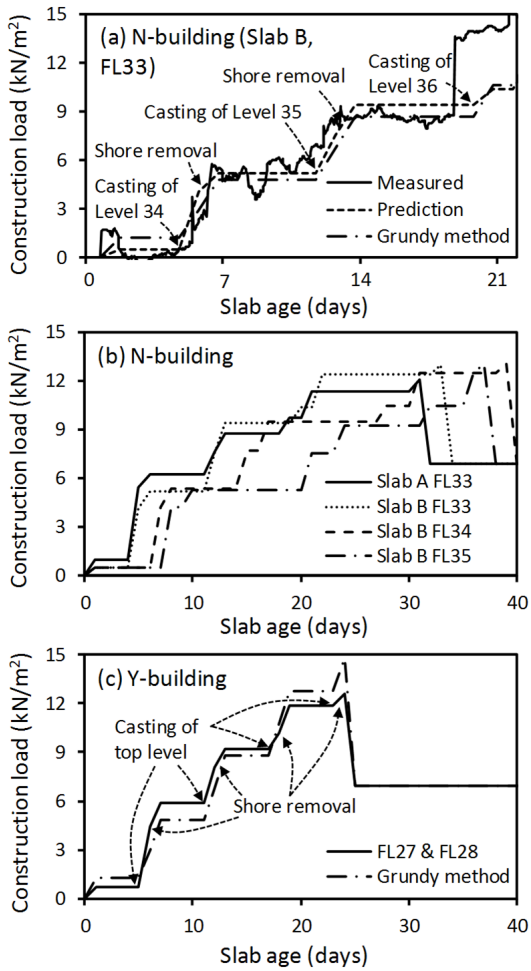


Fig. 11 Predictions of construction load<sup>5,9)</sup>

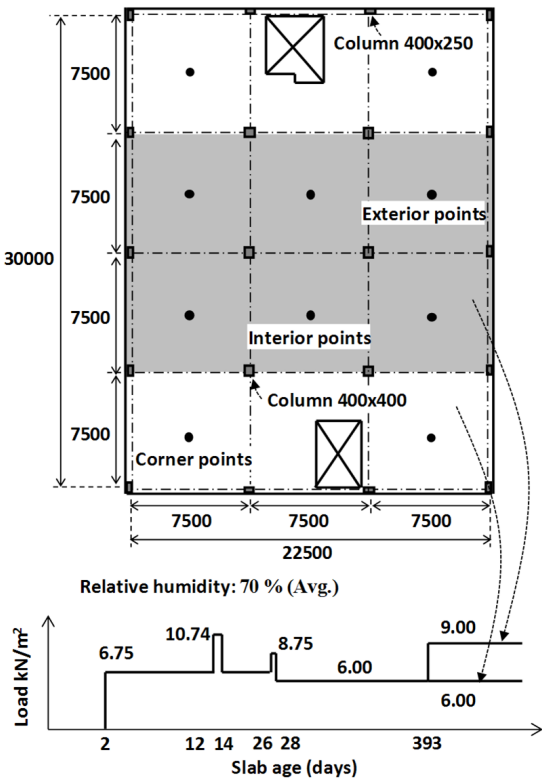


Fig. 12 Floor plan of Cardington slab S3 (mm)

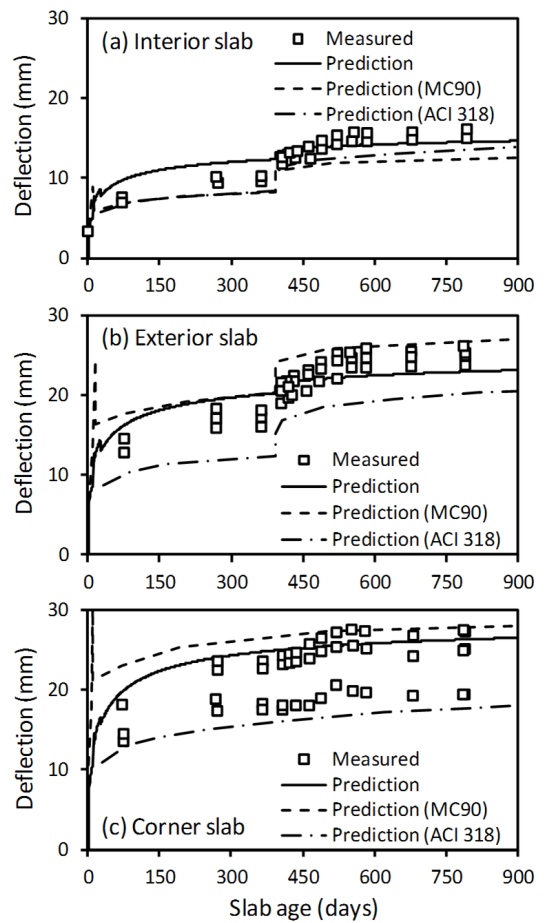


Fig. 13 Comparison of Cardington slab deflections

슬래브 B에서 평균 68%로 감소하는 것으로 나타났다. 시공하중 이후 장기처짐은 Fig 8(a)와 같이 다소 차이가 있는 경우도 있고 Fig. 8(d)와 같이 동일한 거동을 보여주는 경우도 있었다. 이러한 차이는 시공하중 제거 이후 처짐을 계측한 슬래브에서 다양한 시공 작업이 발생하거나 온도 및 습도의 변화로 크리프와 건조수축 계수가 달라질 수 있기 때문이다. 이러한 다양한 조건에 따른 결과를 설계시 처짐해석에서 정확히 고려하기는 어렵다. 그러나 120일 근처로 갈수록 장기처짐의 계측결과와 해석결과의 거동이 거의 유사하여 제안모델은 시공단계 및 장기처짐의 거동을 비교적 잘 예측하는 것으로 나타났다.

Fig. 10(a) 및 (b)에서 슬래브 시공 종료 시점인 24일까지의 처짐은 해석결과와 계측결과가 매우 유사하였으며, 시공중 슬래브의 균열에 의한 유효강성은 비균열 단면강성의 67%로 감소하는 것으로 나타났다. 슬래브 시공 후 150일까지는 해석 결과가 과대평가하는 경향이 있었다. 150일 이후 해석결과와 계측결과는 비슷한 경향을 나타내었다. 30일에서 150일 사이의 처짐 변화는 실제 시공현장의 다양한 조건에 따른 결과로 설계단계에서 이를 정확하게 예측하기에는 어려우나 시공단계 및 전반적인 장기처짐은 잘 예측하는 것으로 나타났다. Fig. 10(c)의 28층 슬래브의 시공조건은 27층 슬래브와 동일하였으며, 계측결과와 유사한 거동을 보여주었다.

제안한 처짐 해석 모델을 기존 장기 처짐 해석모델과 비교하기 위하여 Vollum et al.<sup>12)</sup>이 실험한 플랫 플레이트의 장기처짐 예측결과 및 기존 해석모델<sup>13,15)</sup>의 해석결과를 제안모델로 구한 장기처짐 예측값과 비교하였다. Fig. 12는 슬래브 S3의 평면 및 처짐 예측 위치, 시공하중을 나타낸다. 슬래브 처짐은 약 900일간 슬래브 내부, 외부, 코너에서 모두 예측되었다. 슬래브 두께는 250 mm이며, 재료 실험으로부터 구한 콘크리트 강도는 최대 하중이 가력된 재령 12일에서 45.3 MPa이다. SD400 철근이 가로 방향으로 슬래브 인장 및 압축부에 각각 800~1350 mm<sup>2</sup>/m, 325~800 mm<sup>2</sup>/m가 배근되었으며, 세로 방향으로 슬래브 인장 및 압축부에 각각 575~1350 mm<sup>2</sup>/m, 350 mm<sup>2</sup>/m가 배근되었다. 예측기간동안 상대습도는 평균 70%였다. 하중조건의 경우 콘크리트 재령 2일에 조기재령 하중이 가력되었으며, 최종적으로 슬래브 중앙부에는 9 kN/m<sup>2</sup>, 외부에는 6 kN/m<sup>2</sup> 하중이 지속적으로 작용하였다.

Fig. 13에서는 슬래브 내부, 외부, 코너에서 예측한 장기처짐과 제안모델에 의한 예측결과, MC90<sup>14)</sup>을 바탕으로 Hossain and Vollum<sup>13)</sup>이 제안한 유한요소 해석결과, ACI 318-11<sup>11)</sup>을 바탕으로 Hossain et al.<sup>15)</sup>이 제안한 유한요소 해석결과를 비교하였다. ACI 318-11<sup>11)</sup>을 적용한 예측결과와는 전반적으로 슬래브의 장기처짐을 과소평가하는 것으로 나타났다. MC90<sup>14)</sup>을 적용한 예측결과는 슬래브 내부의 장기처짐은 과소평가하나 슬래브 외부 및 코너의 장기처짐은 크게 평가하는 것으로 나타났다. 반면에 제안모델의 예측결과는 슬래브 각 지점의 장기처짐 거동을 비교적 잘 예측하는 것으로 나타났다. 이는 제안방법이 시공 단계별로 하중 변화 및 유효강성을 고려하고 ACI 209R-92<sup>19)</sup>의 크리프 및 건조수축 모델이 장기처짐을 잘 예측하기 때문이다.

## 5. 결 론

본 연구에서는 플랫 플레이트의 시공하중을 고려한 장기처짐을 산정하는 방법을 제안하였다. 조기재령 슬래브에 작용하는 시공하중은 슬래브의 균열을 유발하며, 이는 시공단계에서의 즉시 처짐뿐만 아니라 장기처짐에 큰 영향을 미치기 때문에 시공하중, 시공 단계별 슬래브 유효 강성 및 즉시 처짐, 크리프 및 건조수축을 고려하여 슬래브 장기처짐 산정법을 개발하였다. 본 연구의 주요 결과는 다음과 같이 요약할 수 있다.

- 1) 제안 모델에서는 슬래브에 재하되는 시공하중, 시공중 발생하는 균열에 의한 슬래브의 모멘트 재분배, 장기처짐과 관련된 크리프 및 건조수축을 시공 단계별로 고려하여 플랫 플레이트의 장기처짐을 예측하였다.
- 2) 시공하중이 변하는 단계마다 슬래브 재령에 따른 각각의 콘크리트 강도 및 탄성계수를 적용하여 슬래브의 유효강성을 정의하였다. 조기재령 슬래브에

서는 균열강도 이상의 시공하중이 작용함에 따라 유효강성이 급격히 감소하였으며, 슬래브 단부의 유효강성 저감에 의해 모멘트 재분배를 고려하였다. 이로 인하여 슬래브의 시공하중에 의한 즉시 처짐이 크게 증가하였다.

- 3) 제안 모델에서 장기처짐 고려시 기존 조기재령 슬래브의 장기처짐 실험결과에서 슬래브의 장기처짐을 합리적으로 예측하는 것으로 나타난 ACI 209R-02의 크리프 및 건조수축 모델을 적용하였다. 장기처짐은 최대하중에 의한 처짐과 크리프를 고려하는 대신에 시공하중 변화에 따른 각 재령별 즉시처짐 증가량과 크리프를 시공단계별로 각각 고려하였다.
- 4) 실제 시공중인 건물에서 콘크리트 타설 직후부터 장스팬 플랫 플레이트의 장기처짐을 예측하였다. 슬래브의 처짐은 시공하중에 의해 급격히 증가하였으며, 시공하중이 제거될 때는 탄성회복을 하였다. 이후 크리프 및 건조수축에 의하여 장기처짐은 지속적으로 증가하였다.
- 5) 슬래브의 장기처짐 해석 예측결과는 실제 건물에서 예측한 결과와 유사한 경향을 보였으며, 시공하중에 의한 급격한 처짐 증가가 장기처짐에 큰 영향을 미치는 것으로 나타났다.
- 6) 기존 장기처짐 예측모델은 장기처짐 계수에 따라 장기처짐이 큰 차이를 보였으며, 시공단계별로 시공하중 변화를 고려하지 못하였다. 반면에 제안모델은 슬래브 장기처짐을 잘 예측하는 것으로 나타났다.

## 감사의 글

본 연구는 삼성물산 주택ENG팀의 “장스팬 슬래브의 처짐 저감 방안 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. Kang, S. H., Choi, K. K., and Park, H. G., “Minimum Thickness Requirements of Flat Plate Affected by Construction Load,” *Journal of the Korean Concrete Institute*, Vol. 15, No. 5, 2003, pp. 650-661.
3. Kim, J. Y., “Applications of Practical Analysis Scheme for Evaluating Effects of Over-Loads during Construction on Deflections of Flat Plate System,” *Journal of the CSEIK*, Vol. 22, No. 1, 2009, pp. 25-34.
4. ACI Committee 347, “Guide for Shoring/Reshoring of Concrete Multistory Buildings (ACI 347.2R-05),” American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 2005, pp. 18.
5. 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.
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, 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. Park, H.G., Hwang, H.J., Hong, G.H., Kim, Y.N., and Kim, J.Y., “Slab Construction Load Affected by Shore Stiffness and Concrete Cracking,” *ACI Structural Journal*, Vol. 108, No. 6, 2011, pp. 679-688.
  10. Lee, J.I. 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.
  11. ACI Committee 318, “Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary (ACI 318-11),” American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 2011, pp. 473.
  12. Vollum, R.L., Moss, R.M., and Hossain, T.R., “Slab Deflections in the Cardington in-situ Concrete Frame Building,” *Magazine of Concrete Research*, Vol. 54, No. 1, 2002, pp. 23-34.
  13. Hossain, T.R. and Vollum, R.L., “Prediction of Slab Deflections and Validation Against Cardington Data,” *Proceedings of the Institution of Civil Engineers, Structures and Buildings*, Vol. 152, No. 3, 2002, pp. 235-248.
  14. CEB-FIP, “CEB-FIP Model Code 1990, Design Code,” Comite Euro-International, Thomas Telford, London, UK, 1993, pp. 437.
  15. Hossain, T.R., Vollum, R., and Ahmed, S.U., “Deflection Estimation of Reinforced Concrete Flat Plates Using ACI Method,” *ACI Structural Journal*, Vol. 108, No. 4, 2011, pp. 405-413.
  16. Mehta, P.K. and Monteiro, P.J.M., “Concrete: Microstructure, Properties, and Materials, third edition,” McGraw-Hill, New York, 2006, pp. 63-65.
  17. Carino, N.J. and Lew, H.S., “Temperature Effects on Strength-Maturity Relations of Mortar,” *ACI Journal*, Proceedings, Vol. 80, No. 3, 1983, pp. 177-182.
  18. 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.
  19. ACI Committee 209, “Prediction of Creep, Shrinkage, and Temperature Effects in Concrete Structures (ACI 209R-92),” American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 1992, pp. 47.
  20. BS EN, “Eurocode 2: Design of Concrete Structures,” British Standards, UK, 2004, pp. 225.
  21. 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.
  22. Fikry, A.M. and Thomas, C., “Development of a Model for the Effective Moment of Inertia of One-Way Reinforcement Concrete Elements,” *ACI Structural Journal*, Vol. 95, No. 4, 1998, pp. 444-455.
  23. Neville, A.M., “Recovery of Creep and Observations on the Mechanism of Creep of Concrete,” *Applied Scientific Research*, Vol. 9, No. 1, 1960, pp. 71-84.

**요 약** 고층 건물에서 많이 사용되는 장스팬 플랫 플레이트에서 과도한 시공 하중의 작용과 그에 따른 슬래브의 장기 처짐은 콘크리트 슬래브 디자인에 큰 영향을 미칠 수 있다. 본 연구에서는 플랫 플레이트의 장기 처짐에서 슬래브의 조기 균열을 유발하는 시공하중의 영향을 이론적으로 연구하였다. 연구 결과를 바탕으로 플랫 플레이트의 장기 처짐 산정법을 개발하였다. 제안한 방법에서는 슬래브 균열에 의한 즉시 처짐 증가와 크리프 및 건조수축 효과에 의한 장기 처짐 증가를 고려한다. 시공하중의 영향을 평가하기 위하여 실제 시공 중인 플랫 플레이트 건물에서 시공 단계부터 슬래브의 장기 처짐을 계측하였다. 계측 결과, 시공하중에 의한 조기 처짐 슬래브의 즉시 처짐은 플랫 플레이트의 장기 처짐을 크게 증가시켰다. 슬래브 장기 처짐 제안법은 계측된 슬래브의 장기 처짐과 비교하여 검증하였으며, 제안 모델은 시공하중에 의한 플랫 플레이트의 장기 처짐을 비교적 잘 예측하는 것으로 나타났다.

**핵심용어** : 플랫 플레이트, 시공 하중, 균열, 장기 처짐