



## 수정된 등가골조법을 이용한 플랫플레이트 시스템의 설계

박영미<sup>1)\*</sup> · 오승용<sup>1)</sup> · 한상환<sup>1)</sup>

<sup>1)</sup>한양대학교 건축공학부

### Design of Flat Plate Systems Using the Modified Equivalent Frame Method

Young-Mi Park<sup>1)\*</sup>, Seung-Yong Oh<sup>1)</sup>, and Sang-Whan Han<sup>1)</sup>

<sup>1)</sup>Dept of Architectural Engineering, Hanyang University, Seoul 133-791, Korea

**ABSTRACT** In general, flat plate systems have been used as a gravity load resisting system (GLRS) in building. Thus, this system should be constructed with lateral force resisting system (LFRS) such as shear walls and brace frames. GLRS should retain the ability to undergo the lateral drift associated with the LFRS without loss of gravity load carrying capacity. And flat plate system can be designed LFRS as ordinary moment frame with the special details. Thus, flat plate system designed as GLRS or LFRS should be considered internal forces (e.g., unbalanced moments) and lateral deformation generated in vicinity of slab joints render the system more susceptible to punching shear. ACI 318 (2005) allows the direct design method, equivalent frame method under gravity loads and allows the finite-element models, effective beam width models, and equivalent frame models under lateral loads. These analysis methods can produce widely different result, and each has advantage and disadvantages. Thus, it is sometimes difficult for a designer to select an appropriate analysis method and interpret the results for design purposes. This study is to help designer selecting analysis method for flat plate system and to verify practicality of the modified equivalent frame method under lateral loads. This study compared internal force and drift obtained from frame methods with those obtained from finite element method under gravity and lateral loads. For this purposes, 7 story building is considered. Also, the accuracy of these models is verified by comparing analysis results using frame methods with published experimental results of NRC slab.

**Keywords :** flat plate, equivalent frame method, structural analysis, lateral load, gravity load

#### 1. 서 론

플랫플레이트 시스템은 보가 없는 2방향 슬래브와 기둥을 가진 시스템으로, ACI 318 (2005)<sup>1)</sup>에서 휨으로 하중을 저항하는 모멘트 골조로 분류한다. 최근 건설되는 플랫플레이트 시스템은 중력저항 시스템으로 설계하고, 횡력저항 시스템인 전단벽이나 가새 골조를 같이 사용하는 것이 일반적이다. 그리고 특별한 상세조건을 만족하게 되면 횡력저항 시스템인 중간 모멘트 골조로도 설계할 수 있다 (ACI 318-05 sec 21.12.6).

지진하중과 같은 횡하중은 횡력저항 시스템의 변형을 일으키며 일체로 연결된 중력저항 시스템도 예상치 않았던 횡변위가 발생하여, 접합부에서 큰 불균형모멘트가 발행하게 된다. 플랫플레이트 슬래브-기둥 접합부는 뿔뿔 전단파괴에 매우 취약한 특성을 보이고, 특히 불균형 모멘트의 발생은 전단강도를 약화시키는 것으로 알려져 있다. 따라서 중력저항 시스템으로 설계된 플랫플레이트 시스템의 경우에도 횡하중에 의해 유발된 횡변위의 고려가

필요하다. 따라서 플랫플레이트 시스템을 중력저항 또는 횡력저항 시스템으로 설계하는 모든 경우에 중력하중과 횡하중하의 설계 내력 (모멘트와 전단력)과 변위 등의 합리적인 예측은 매우 중요하다.

ACI 318<sup>1)</sup>에서는 중력하중을 받는 플랫플레이트 해석법으로 직접설계법과 등가골조법을 제시하고 있으며, 횡하중에 대해서는 유한요소해석법, 유효보폭법, 그리고 등가골조법을 허용하고 있다. 이러한 해석법은 각각 장단점을 갖고 있으며, 매우 광범위한 해석 결과를 보인다. 따라서 구조 설계자들은 적절한 해석법의 선택과 해석 결과를 분석하는데 어려움을 갖는다.

유한요소해석법은 가장 정확한 해석 결과를 주지만, 해석 시간이 상대적으로 많이 소요되며, 유한요소해석에 대한 지식과 경험이 요구된다. 따라서 실제 설계에서는 실용적인 골조해석법들이 자주 사용된다. 그러나 플랫플레이트 시스템의 슬래브-기둥 접합부의 거동은 복잡하고, 일반적인 보-기둥 골조의 역학적 거동과는 다르다. 따라서 플랫플레이트 시스템을 위한 골조해석법은 슬래브-기둥 접합부의 역학적 거동을 명확하게 설명할 수 있어야 한다.

본 연구의 목적은 중력하중과 횡하중 하의 플랫플레이트 해석법의 장단점을 상호 비교하고 각 하중 상태에서

\*Corresponding author E-mail : cielmi@hitel.net

Received January 30, 2007, Accepted August 31, 2007

©2008 by Korea Concrete Institute

의 설계 내력과 변위 등의 결과를 분석하여, 구조설계자들이 적절한 해석법을 선택할 수 있도록 하였다. 또한 이를 통하여 횡하중을 받는 플랫플레이트 시스템의 해석 방법으로 선행 연구<sup>2)</sup>에서 제안한 수정된 등가골조법의 실용성을 검증하고자 하였다. 이를 위하여 7층의 플랫플레이트 구조물을 대상으로 탄성 유한요소해석을 수행하고, 각각의 골조해석법의 결과를 비교하였다. 또한 골조해석법의 정확성은 기존 플랫플레이트 구조물의 실험 결과와 비교하여 검증되었다.

## 2. 횡하중 하의 플랫플레이트 시스템의 거동

플랫플레이트 슬래브-기둥 접합부의 역학적 거동은

Table 1 (a)와 같이 중력하중과 횡하중이 작용하는 경우에 다르다. 이러한 역학적 거동을 근거로 하여 등가골조법에서 사용되는 비틀림 부재의 강성은 다르게 유도된다. 그리고 Table 1 (c)와 같이 중력하중이 작용할 경우는 비틀림 부재에서 기둥 주위의 강성이 크기 때문에 단위길이 당 비틀림모멘트는 삼각형 형태의 분포를 가정한다. 그러나 횡하중이 작용하는 경우는 비틀림 부재의 전 길이에 걸쳐 슬래브 강성이 일정하므로 단위길이 당 비틀림모멘트는 크기가 일정하다고 가정할 수 있다. 이러한 가정으로 유도된 비틀림 부재의 강성이 중력하중과 횡하중에 대하여 Table 1 (g)에서 식 (1)과 (2)로 각각 표현된다. 일반적인 플랫플레이트 시스템의 해석 방법은 크게 등가골조법과 유효보폭법으로 분류할 수 있다. 등가골조모델

**Table 1** Derivation of torsional stiffness ( $K_t$ )

	Under gravity loads <sup>3,4)</sup>	Under lateral loads <sup>2)</sup>
(a) Behavior of flat plate slab-column connection		
(b) Column and torsional element		
(c) Distribution of twisting moment per unit length		
(d) Twisting moment diagram		
(e) Unit rotation angle	$\phi_x = \frac{2}{CG L_2^2} x^2$ 	$\phi_x = \frac{1}{L_2 CG} x$ 
(f) Rotation angle	$\theta_x = \frac{2}{3CG L_2^2} x^3 - \frac{L_2(1 - c_2/L_2)^3}{12CG}$ $\theta_{max} = -\frac{L_2(1 - c_2/L_2)^3}{12CG}$ 	$\theta_x = \frac{1}{2L_2 CG} x^2$ $\theta_{max} = \frac{L_2(1 - c_2/L_2)^2}{8CG}$ 
(g) Torsional stiffness	$K_t = \Sigma \frac{9EC}{L_2(1 - c_2/L_2)^3} \quad (1)$	$K_t = \Sigma \frac{6EC}{L_2(1 - c_2/L_2)^2} \quad (2)$

은 슬래브 외단의 비틀림 변형을 고려할 수 있는 비틀림 부재의 개념을 도입하여 슬래브 모멘트가 기둥으로 전달된다고 가정한다. 따라서 기존 등가골조모델의 연구는 비틀림 부재를 어떠한 방법으로 해석 모델에 반영할 것인가에 대한 연구이다<sup>2,7)</sup>. 그리고 유효보폭법의 연구는 횡하중 하의 플랫폼레이트 슬래브의 유효강성을 결정짓는 유효보폭계수에 대한 연구가 주된 내용이다<sup>8-13)</sup>.

본 연구는 선행 연구에서 제안한 수정된 등가골조법<sup>2)</sup>의 해석 결과와 비교하기 위하여 기존 등가골조법으로 ACI 등가골조법<sup>1)</sup>, Vanderbilt<sup>5,6)</sup>의 등가골조법, Cano와 Klingner<sup>7)</sup>의 등가골조모델을 사용하였으며, 유효보폭모델은 Banchik<sup>10)</sup>이 제안한 유효보폭을 사용하였다.

기존의 등가골조법들은<sup>1-7)</sup> 횡하중 하의 플랫폼레이트 시스템의 해석에서 중력하중 하의 거동으로 제안된 식 (1)의 비틀림 강성을 그대로 사용하고 있다. 따라서 이들 모델은 횡하중하의 플랫폼레이트 시스템의 역학적 거동을 명쾌하게 반영하지 못하고 있다.

### 3. 7층 플랫폼레이트 건물에 대한 결과 비교

Fig. 1의 ‘7층 플랫폼레이트 예제’를 해석 대상으로 하여 각 골조해석법의 정확성과 편리함을 비교하였다. 대상 건물은 슬래브 두께는 200 mm, 기둥은 500 × 500 mm, 그리고 층고는 3.5 m의 7층의 플랫폼레이트 건물로 일반 주거 및 사무실 용도로 계획하였다. 고정하중은 건물의 자중과 마감 및 칸막이 하중을 포함하여 6.17 kPa, 적재하중은 2.94 kPa를 적용하였다. 횡하중은 중·약진 지역에서 IBC<sup>14)</sup>에서 분류한 지진 설계분류 (seismic design category : SDC) C 지역에 중요도 계수 1.25, 지반계수  $S_A \sim S_E$ , 반응수정계수 5를 이용하여 등가정적법으로 구하였다. 여기서 구한 횡하중을 각각의 해석법에 동일하게 적용시켰으며, 그 비교 결과에 대한 분석은 슬래브 모멘트와 횡변위를 대상으로 하였다.

유한요소해석 프로그램은 MIDAS-GENw<sup>15)</sup>를 사용하였으며, 포아송비 ( $\nu$ )와 탄성계수 ( $E$ )는 0과 25,300 MPa로 각각 가정하였다. 또한 전단 변형과 축 변형은 무시되었

다. 각 1층 기둥의 하부는 기초에 고정된 것으로 가정되었다. 유한요소해석의 경우 슬래브는 플레이트 (plate) 요소, 기둥은 보 (beam)요소를 사용하였다. 또한 기둥의 크기에 따라 플레이트 요소가 분할되도록 하고, 기둥 내부에 해당하는 플레이트 요소들이 기둥 중앙의 절점과 강체 거동을 하도록 하였다.

그리고 골조해석의 경우 슬래브와 기둥은 보 요소를 사용하였다. ACI 등가골조법, Vanderbilt의 등가골조법, Cano와 Klingner의 등가골조법, 그리고 수정된 등가골조법을 사용한 골조해석은 슬래브-기둥 접합부에 강체절점 (rigid joints)을 사용하였다.

본 연구에서는 해석법의 결과 비교를 위하여 ACI 318<sup>1)</sup>의 하중조합 중에서 적설하중과 풍하중을 제외한 식 (3)과 (4)를 사용하였다.

$$1.2D + 1.6L \tag{3}$$

$$1.2D + 1.0E + 0.5L \tag{4}$$

여기서  $D$ =고정하중,  $E$ =지진하중,  $L$ =사용하중이다.

Table 2는 하중 종류에 따라 사용 가능한 플랫폼레이트의 골조해석법을 나타내었다. ACI 등가골조법과 (ACI EFM)과 Vanderbilt의 등가골조법 (Vanderbilt EFM, 등가기둥), 그리고 Cano와 Klingner의 등가골조법 (Cano EFM)은 중력하중과 횡하중 하의 해석에 모두 사용이 가능하다. Vanderbilt의 등가골조법 (Vanderbilt EFM, 등가슬래브)과 유효보폭법 (EBWM), 그리고 수정된 등가골조법 (MEFM)은 횡하중 하의 해석에서만 가능하다.

#### 3.1 중력하중에 대한 골조해석법의 비교

중력하중 하의 플랫폼레이트에 대한 해석은 ACI 등가골조법과 Vanderbilt의 등가골조법 (등가기둥), 그리고 Cano의 등가골조법을 사용하였으며, 해석 결과는 유한요소해석 결과와 비교하였다.

대상 건물의 내부 골조에 대한 2층과 5층, 그리고 지붕층 바닥의 슬래브모멘트 결과를 Table 3에 나타내었다. 그 값은 기둥면에서 얻은 것이다. 그리고 각 해석법의 유한요소해석 결과에 대한 슬래브모멘트의 비를 나타내었다. Table 3에서 ACI 등가골조법, Vanderbilt와 Cano의

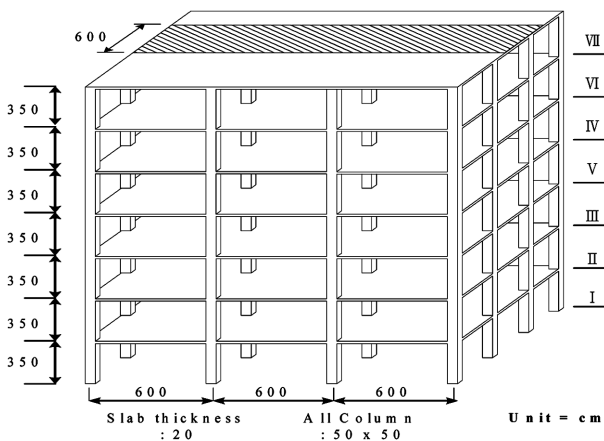


Fig. 1 7-story flat plate example

Table 2 Analysis method for flat plate system

Analysis method	Gravity-load analysis	Lateral-load analysis
ACI EFM <sup>1)</sup>	Used	Used
Vanderbilt EFM (equivalent column) <sup>5,6)</sup>	Used	Used
Vanderbilt EFM (equivalent slab) <sup>4,6)</sup>	Not used	Used
Cano EFM <sup>7)</sup>	Used	Used
EBWM <sup>10)</sup>	Not used	Used
MEFM <sup>2)</sup>	Not used	Used

**Table 3** Slab moments at column face for 1.2D+1.6L (unit: kN · m)

	ACI-EFM			Vanderbilt EFM (column)			Cano EFM		
	Exterior span		Interior span	Exterior span		Interior span	Exterior span		Interior span
	Exterior column	Interior column	Interior column	Exterior column	Interior column	Interior column	Exterior column	Interior column	Interior column
Roof floor	-98.4 (74%)	-186.5 (104%)	-187.1 (101%)	-88.2 (67%)	-191.6 (107%)	-188.3 (102%)	-89.4 (68%)	-191.3 (107%)	-188.0 (102%)
5th floor	-114.9 (76%)	-188.2 (106%)	-185.2 (101%)	-101.0 (67%)	-193.7 (110%)	-186.6 (102%)	-101.2 (67%)	-193.1 (109%)	-187.5 (102%)
2nd floor	-85.8 (65%)	-209.5 (106%)	-193.9 (102%)	-83.4 (63%)	-210.7 (106%)	-194.1 (102%)	-83.3 (63%)	-210.8 (107%)	-194.1 (102%)

( ): Denotes the ratio of the analysis results obtained from each method to those from finite element method

등가골조법은 각 층에서 매우 유사한 슬래브 모멘트 값을 보인다. 그러나 외단 경간의 외부 기둥면 슬래브모멘트의 경우는 유한요소해석 결과의 70% 내외의 결과를 나타낸다. Regan<sup>16)</sup>과 Murray<sup>17)</sup>는 식 (1)의 비틀림 강성의 유도과정이 주로 내부 기둥과 관계되어 이러한 결과를 나타낸다고 지적한 바 있다.

골조해석법들의 슬래브모멘트를 비교한 결과 ACI 등가골조법, Vanderbilt와 Cano의 등가골조법 모두 중력하중하의 플랫폼레이트 시스템에 대한 해석법으로 적절하다고 판단된다.

### 3.2 횡하중에 대한 골조해석법의 비교

횡하중하의 플랫폼레이트에 대한 해석은 ACI 등가골조법과 Vanderbilt와 Cano의 등가골조법, 유효보폭법, 그리고 수정된 등가골조법을 사용하였다. 해석에 사용된 횡하중은 중·약진 지역에 대한 지반조건  $S_A \sim S_E$ 의 지진하중이다. 지반 조건  $S_E$ 의 지진하중에 대하여 각 골조해석법으로 얻은 슬래브모멘트와 해석법의 유한요소해석 결과에 대한 슬래브모멘트의 비를 Table 4에 나타내었다. Vanderbilt의 등가슬래브 모델은 등가기둥 모델과 매우 유사한 결과를 보였고, 본 연구에서는 등가슬래브 모델의 결과는 나타내지 않았다.

Table 4에서 Vanderbilt와 Cano의 등가골조법은 지붕층

을 제외한 각 층에서 매우 유사한 슬래브모멘트 값을 보인다. 그러나 외단 스패의 외부 기둥면 슬래브모멘트의 경우는 유한요소해석 결과의 120%, 내단 스패의 내부 기둥면의 경우는 80% 내외의 결과를 나타냈다. 그리고 유효보폭법과 수정된 등가골조법은 유한요소해석 결과와 가장 유사한 값을 나타냈다. 그러나 ACI 등가골조법의 슬래브모멘트는 유한요소해석 결과와 가장 큰 차이를 보이며, 특히 외단 스패의 외부 기둥면의 경우는 최대 164% 정도 과대평가된 결과를 나타냈다. 이러한 결과를 나타내는 이유는 ACI 등가골조법이 등가기둥 강성을 사용하고 있기 때문이라 판단된다. 기둥과 식 (1)의 비틀림 부재의 강성을 조합하여 계산된 등가기둥 강성은 실제 기둥강성보다 작다. 등가기둥을 사용하고 있는 ACI 등가골조법의 결과는 실제 기둥을 사용하는 다른 해석법과 비교할 때 상대적으로 슬래브에 모멘트가 집중하게 되고, 이 현상은 기둥과 한 개의 슬래브가 만나는 외부접합부에서 더욱 크게 나타나게 된다.

Fig. 2는 대상 건물의 유한요소해석 결과와 비교한 각 골조해석법의 횡변위를 나타내었다. ACI 등가골조법, Vanderbilt와 Cano의 등가골조법은 유한요소해석 결과와 비교할 때 횡변위를 지나치게 과대평가하는 것으로 나타났다. 특히 등가기둥의 강성을 사용하는 ACI 등가골조법은 가장 큰 횡변위를 보인다. 반면에 유효보폭법과 수정된 등가골조법은 유한요소해석 결과와 10% 이내의 차

**Table 4** Slab moments at column face for 1E (unit: kN · m)

	ACI-EFM			Vanderbilt EFM			Cano EFM			EBWM			MEFM		
	Exterior span		Interior span	Exterior span		Interior span	Exterior span		Interior span	Exterior span		Interior span	Exterior span		Interior span
	Exterior column	Interior column	Interior column	Exterior column	Interior column	Interior column	Exterior column	Interior column	Interior column	Exterior column	Interior column	Interior column	Exterior column.	Interior column	Interior column
Roof floor	20.7 (83%)	-14.3 (66%)	18.6 (81%)	28.8 (116%)	-21.3 (98%)	23.6 (98%)	31.52 (126%)	-22.0 (101%)	24.0 (101%)	23.8 (95%)	-21.3 (98%)	22.8 (96%)	24.2 (97%)	-22.2 (103%)	-23.3 (98%)
5th floor	103.5 (122%)	-82.6 (103%)	69.8 (89%)	105.6 (124%)	-82.3 (103%)	67.4 (86%)	102.1 (120%)	-79.5 (99%)	65.4 (84%)	86.9 (102%)	-82.4 (103%)	81.7 (105%)	86.0 (101%)	-82.6 (103%)	81.6 (104%)
2nd floor	140.6 (164%)	-111 (139%)	83.6 (111%)	104.8 (122%)	-82.9 (103%)	62.4 (83%)	100.8 (117%)	-79.7 (99%)	59.9 (79%)	93.7 (109%)	-88.3 (109%)	84.7 (112%)	90.8 (106%)	-86.7 (108%)	83.2 (110%)

( ): Denotes the ratio of the analysis results obtained from each method to those from finite element method

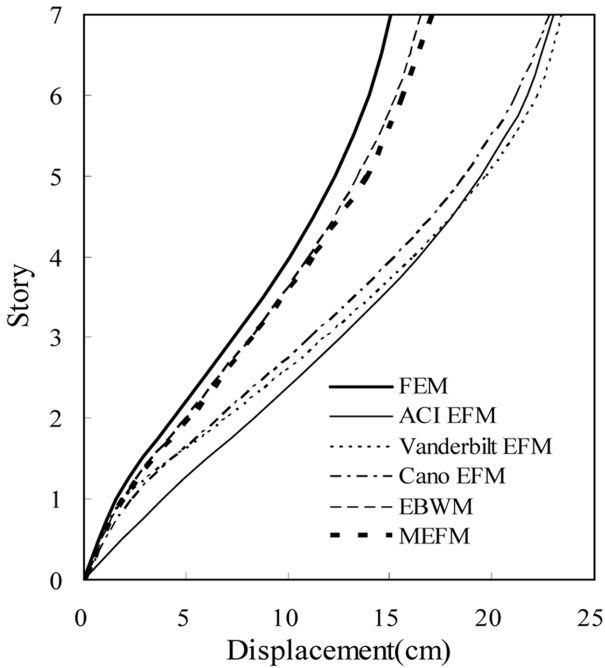


Fig. 2 Lateral displacement of analysis method

이를 보이며 가장 근사한 값을 나타낸다. 그러나 유효보폭법이 좋은 결과를 보이는 것은 본 연구에서 사용된 Banchik<sup>10)</sup>의 유효보폭계수가 유한요소해석에 기초하여 제안된 것이기 때문으로 판단된다. 또한 유효보폭법은 슬래브를 단순히 보로 치환하기 때문에 슬래브-기둥의 역학적 거동을 명확하게 설명하기 어렵다는 단점이 있다.

횡하중에서 사용가능한 ACI 등가골조법, Vanderbilt와 Cano의 등가골조법은 중력하중 하의 플랫폼레이트의 거동을 근거로 하여 유도된 식 (1)의 비틀림 부재의 강성을 사용한다. 따라서 이들 해석법 역시 횡하중 하의 플랫폼레이트 시스템의 역학적인 거동을 충분히 설명하지 못한다. 반면에 횡하중 하의 역학적 거동을 바탕으로 제안된 수정된 등가골조법은 다른 해석법과 비교할 때 플랫폼레이트 시스템의 부재력과 횡변위를 가장 정확히 예측하고 있다.

### 3.3 조합하중에 대한 골조해석법의 비교

본 연구에서는 ACI 등가골조법, Vanderbilt와 Cano의 등가골조법의 경우, 조합하중 하의 슬래브모멘트는 각각 단독 모델을 사용하여 얻었다. 반면에 유효보폭법과 수정된 등가골조법은 횡하중에 대한 해석만 가능하므로, 중력하중하의 슬래브모멘트는 ACI 등가골조법을 사용하여 얻었다. 조합하중 하의 해석 결과의 기준 값은 ACI 등가골조법에 의한 중력하중에 대한 슬래브모멘트와 유한요소해석에 의한 횡하중에 대한 슬래브모멘트를 조합한 값으로 하였다. 조합하중 하의 해석에 사용된 횡하중은 중·약진 지역에 대한 지반 조건  $S_A \sim S_E$ 의 지진하중이며, 지반 조건  $S_E$ 에 대하여 각 골조해석법으로 얻은 슬래브모멘트와 기준 값에 대한 슬래브모멘트의 비를 Table 5에 나타내었다. 지반 조건  $S_E$ 에서 ACI 등가골조법, Vanderbilt와 Cano의 등가골조법은 기준 값의 84~155% 슬래브모멘트를 보인다. 반면에 유효보폭법과 수정된 등가골조법은 기준 값과 10% 이내의 차이를 나타낸다.

Fig. 3은 지반 조건  $S_A \sim S_E$ 에 따라 각 해석법의 기준 값에 대한 최대 슬래브모멘트 비를 나타낸 것이다. 대상 건물의 2층 바닥에 대한 내단 스패의 내부 기둥면의 슬래브모멘트에 대한 값이다. ACI 등가골조법의 해석 결과는 기준 값의 140~155%로 매우 큰 차이를 나타낸다.

Vanderbilt와 Cano의 등가골조법은 기준 값에 대하여 110~120%, 유효보폭법은 110% 이내의 결과를 보인다. 반면에 수정된 등가골조법의 해석 결과는 지반 조건에 따른 기준 값과 가장 유사한 값을 보인다.

조합하중을 받는 플랫폼레이트 시스템의 구조 설계는 설계 내력뿐만 아니라 횡변위에 대한 예측도 매우 중요하다. 따라서 정확한 횡변위의 예측을 위하여, 횡하중에 대한 해석법은 ACI 등가골조법, Vanderbilt와 Cano의 등가골조법을 사용하기 보다는 횡하중하의 역학적 거동을 잘 나타내는 수정된 등가골조법을 사용하는 것이 옳은 것으로 판단된다.

위의 결과를 종합해 볼 때, 횡하중에 대한 해석은 수정된 등가골조법을 사용하는 것이 가장 정확한 설계 내력과 횡변위를 제공할 것으로 판단된다.

Table 5 Slab moments at column face for 1.2D + 0.5L + 1E (unit: kN · m)

	ACI-EFM		Vanderbilt EFM		Cano EFM		EBWM		MEFM						
	Exterior span		Interior span		Exterior span		Interior span		Exterior span		Interior span				
	Exterior column	Interior column	Interior column	Exterior column	Interior column	Interior column	Exterior column	Interior column	Interior column	Exterior column	Interior column	Interior column			
Roof floor	-193.7 (84%)	-218.1 (91%)	-153.2 (85%)	-208.8 (91%)	-223.4 (93%)	-166.4 (93%)	-235.5 (103%)	-241.8 (101%)	-202.1 (112%)	-228.9 (100%)	-236.1 (99%)	-175.1 (97%)	-233.2 (102%)	-238.2 (100%)	-177.2 (99%)
5th floor	-495.9 (103%)	-438.3 (93%)	-532.6 (118%)	-498.2 (104%)	-429.6 (91%)	-531.5 (118%)	-486.2 (101%)	-420.8 (90%)	-516.5 (115%)	-494.9 (103%)	-490.0 (104%)	-460.4 (102%)	-495.8 (103%)	-489.5 (104%)	-456.8 (101%)
2nd floor	-638.6 (128%)	-504.5 (109%)	-672.3 (155%)	-513.9 (103%)	-412.7 (89%)	-515.1 (119%)	-500.0 (100%)	-401.9 (87%)	-497.9 (115%)	-536.0 (108%)	-509.1 (110%)	-468.9 (108%)	-529.5 (106%)	-502.4 (107%)	-456.5 (105%)

( ): Denotes the ratio of the analysis results obtained from each method to those from finite element method

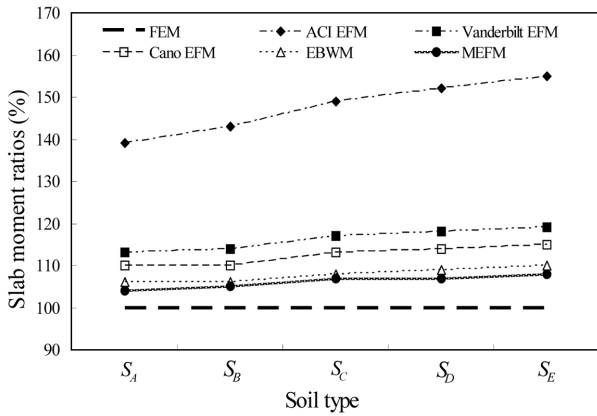


Fig. 3 Slab moment ratios according to soil type

#### 4. 실험 결과와 골조해석법의 비교

본 연구에서는 고층 플랫폼레이트 구조물의 횡변위 예측에 대한 평가는 Canadian National Research Council (NRC 모델)<sup>5)</sup>의 후원으로 진행된 실험체의 실험 결과를 대상으로 하였다. Fig. 4의 NRC 모델은 7층 높이의 플랫폼레이트 구조물의 축소 모델이다. 구조물의 장변과 단변 방향에 대한 횡변위는 444.8 N의 하중을 4, 6, 8층 바닥에 각각 가력하여 측정되었다.

본 연구에서는 8층 바닥에 하중을 가력하여 얻은 횡변위를 비교대상으로 하였다. 이 모델은 큰 균열이 발견되지 않았으므로 해석에 있어서 균열에 대한 영향은 무시되었고, 전단변형의 영향 또한 고려하지 않았다.

Fig. 5에는 NRC 모델의 가력 방향에 따라 측정된 횡변위와 골조해석법으로 얻은 횡변위를 나타내었다. 가력 방향의 슬래브 변장비  $L_1/L_2$ 가 1.57인 경우 ACI 등가골조법, Vanderbilt와 Cano의 등가골조법의 횡변위는 15% 정도 과대평가한다. 그러나 유효보폭법과 수정된 등가골조모델의 횡변위는 실험체에서 측정된 횡변위와 가장 근사한 결과를 나타냈다.

가력 방향의 슬래브 변장비  $L_1/L_2$ 가 0.64인 경우 ACI 등가골조법의 횡변위는 40%, Vanderbilt와 Cano의 등가

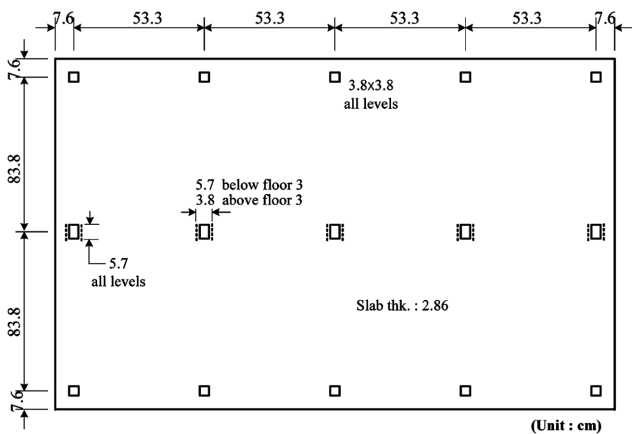


Fig. 4 Dimensions of NRC model

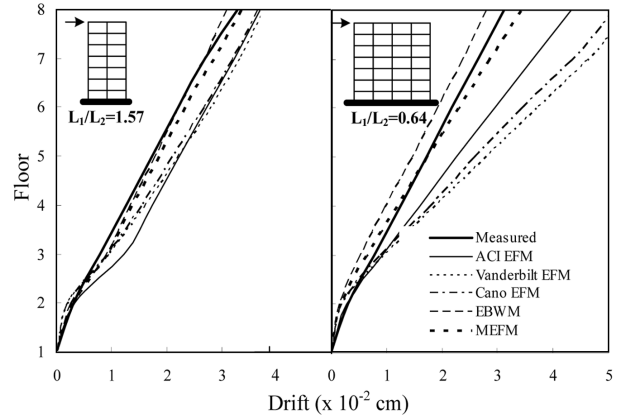


Fig. 5 Lateral deflections of NRC model

골조법은 70% 정도 과대평가한다. 그리고 유효보폭법과 수정된 등가골조모델의 횡변위는 10% 내외의 오차를 나타냈다. 유효보폭법과 수정된 등가골조법의 결과는 슬래브 변장비에 영향을 크게 받지 않는다. 그러나 수정된 등가골조법은 유효보폭법과 다르게 횡변위를 약간 과대평가하여 나타내는데, 이는 실제 설계에서 안전 측의 값을 제공하는 것이다.

위의 결과를 종합해 볼 때, 등가슬래브 개념을 사용한 수정된 등가골조법은 횡하중 하에서 플랫폼레이트의 역학적 거동을 가장 잘 반영하는 것으로 판단할 수 있다.

#### 5. 결 론

본 연구에서는 각 하중 상태에서의 플랫폼레이트를 위한 해석법에 대한 해석적 연구를 수행하였으며, 결론은 다음과 같다.

- 1) 중력하중하의 플랫폼레이트의 해석에서 ACI 등가골조법, Vanderbilt와 Cano의 등가골조법으로 얻은 슬래브모멘트는 서로 유사한 결과를 보인다.
- 2) 중·약진 지역에 대한 지반조건  $S_A \sim S_E$ 에 따른 각 횡하중에 대하여 유효보폭법과 수정된 등가골조법이 유한요소해석을 통해 얻은 결과와 가장 근접한 값을 보이는 것으로 나타났다. 반면에 ACI 등가골조법, Vanderbilt와 Cano의 등가골조법은 중력하중하의 플랫폼레이트의 거동을 근거로 하여 유도된 비틀림 부재의 강성을 사용하므로, 플랫폼레이트 시스템의 역학적인 거동을 충분히 반영하지 못하는 것으로 판단된다.
- 3) 지반 조건에 따른 조합하중하의 슬래브모멘트는 중력하중에 대한 ACI 등가골조법의 해석 결과와 횡하중에 대한 수정된 등가골조법의 해석 결과를 조합한 방법이 가장 정확한 결과를 보인다. 또한 조합하중하의 정확한 횡변위의 예측을 위해서도 횡하중하의 역학적 거동을 잘 나타내는 수정된 등가골조법을 사용하는 것이 옳을 것으로 판단된다.

- 4) NRC 모델의 횡변위 결과와 비교할 때, 유효보폭법과 수정된 등가골조법은 실험 결과와 매우 근접한 값을 나타내었다. 그러나 수정된 등가골조법은 유효보폭법과 다르게 횡변위를 약간 과대평가하여 나타내는데, 이는 실제 설계에서 안전측 값을 제공할 것이다.
- 5) 기존의 해석 모델과 비교할 경우, 수정된 등가골조 모델이 슬래브모멘트, 횡변위 결과에서 더 나은 결과를 주는 것은 횡하중하의 슬래브-기둥 접합부의 하중 전달 메커니즘을 반영한 모델이기 때문인 것으로 판단된다.

## 감사의 글

본 연구는 한국과학재단 특정기초연구 (R01-2006-000-10722-0) 지원과 과학기술부 우수연구센터육성사업인 한양대학교 친환경건축 연구센터 (R11-2005-056-04002-0)의 지원으로 수행되었음.

## 참고문헌

1. ACI, *ACI 318-05, Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentar*, ACI, 2005, pp.219~236.
2. 한상환, 박영미, “수평하중을 받는 플랫 플레이트 슬래브 해석을 위한 수정된 등가골조모델”, 콘크리트학회 논문집, 17권 3호, 2005, pp.419~426.
3. Corly, W. G. and Jirsa J. O., “Equivalent Frame Analysis for Slab Design”, *ACI Journal*, Nov. 1970. pp.875~884.
4. Corley, W. Gene and Jirsa, James O., “Equivalent Frame Analysis for Slab Design”, *ACI Journal, Proceedings*, Vol.67, No.11, 1970. pp.875~884.
5. Vanderbilt, M. D., “Equivalent Frame Analysis for Lateral

- Loads”, *Proceedings, ASCE, Journal of the Structural Division*, Vol.105, ST10, 1979, pp.1981~1998.
6. Vanderbilt, M. D. and Corley, W. G., “Frame Analysis for Concrete Buildings”, *Concrete International: Design & Construction*, Vol.5, No.12, 1983. pp.33~34.
7. Cano, M. T. and Klingner, R. E., “Comparison of Analysis Procedures for Two-Ways Slabs”, *ACI Journal*, Nov.-Dec. 1988. pp.597~608.
8. Pecknold, D. A., “Slab Effective Width for Equivalent Frame Analysis”, *ACI Journal*, Apr., 1975, pp.135~137.
9. Allen, F. H. and Dravell, P. LeP., “Lateral Load Equivalent Frame”, *ACI Journal*, Jul. 1977, pp.294~299.
10. Banchik, C. A., *Effective Beam Width Coefficients for Equivalent Frame Analysis of Flat-Plate Structures*, ME thesis, University of California at Berkeley, Cali., May 1987, 56pp.
11. Luo, Y. H. and Durrani, A. J., “Equivalent Beam Model for Flat-Slab Buildings - Part I: Interior Connection”, *ACI Structural Journal*, Jan.-Feb. 1995, pp.115~124.
12. Luo, Y. H. and Durrani, A. J., “Equivalent Beam Model for Flat-Slab Buildings - Part II: Exterior Connection”, *ACI Structural Journal*, Mar.-Apr. 1995, pp.250~257.
13. 최정욱, 송진규, “횡하중을 받는 RC 무량판 구조의 골조 해석 모델”, 대한건축학회 논문집, 18권 3호, 2002, pp.37~46.
14. IBC. *International Building Code*, International Code Council, Falls Church, Virginia, 2000, 323pp.
15. MIDAS IT, *MIDAS/GEN Version 6.3.2 User's Manual*, Computer Program, 54pp.
16. Regan, P. E., *Behavior of Reinforced Concrete Flat Plate Slabs*, CIRIA Report 89, Feb. 1981, 89pp.
17. Karl A. Murray, David J. Cleland, Stephen G. Gilbert, and Richard H. Scott, “Improved Equivalent Frame Analysis Method for Flat Pate Structures in Vicinity of Edge Columns”, *ACI Journal*, Jul.-Aug. 2003, pp.454~464.

**요약** 플랫플레이트 시스템은 주로 전단벽과 가새 골조와 같은 횡력저항 시스템과 함께 중력저항 시스템으로 사용된다. 따라서 지진과 같은 횡하중이 작용할 때, 중력저항 시스템은 중력하중에 대한 전달 능력을 유지하면서 일체로 연결된 횡력저항 시스템의 횡변위를 견딜 수 있어야 한다. 또한 플랫플레이트 시스템은 지진에 대한 특별 상세조건에 만족하면 중간 모멘트 골조로써 횡력저항 시스템으로도 사용할 수 있다. 그러나 횡하중이 작용하는 경우 플랫플레이트 시스템은 횡변위와 불균형모멘트로 인한 뒤틀림 전단의 위험성은 더욱 커지게 된다. 따라서 플랫플레이트 시스템을 중력 저항 또는 횡력 저항 시스템으로 설계하는 모든 경우에 중력하중뿐만 아니라 횡하중하의 설계 내력 (모멘트와 전단력)과 변위 등의 합리적인 예측은 매우 중요하다. ACI 318 (2005)에서는 중력하중에 대한 해석시 직접설계법과 등가골조법을 제시하고 있으며, 횡하중에 대한 해석으로 유한요소법, 유효보폭법, 등가골조법을 허용한다. 이러한 해석법은 각각 장단점을 갖고 있으며, 매우 광범위한 해석 결과를 보인다. 따라서 구조 설계자들은 적절한 해석법의 선택과 해석 결과를 분석하는데 어려움을 갖는다. 본 연구의 목적은 플랫플레이트 해석법에 대한 구조 설계자들이 적절한 해석법을 선택할 수 있도록 하고, 횡하중에 대한 해석 방법으로 수정된 등가골조법의 실용성을 검증하고자 하였다. 이를 위하여 중력하중과 횡하중을 받는 7층의 플랫플레이트 구조물에 대한 내부력과 횡변위를 대상으로 유한요소해석을 수행하고 각 골조 해석법의 결과를 비교하였다. 또한 각 골조해석법의 정확성은 기존 플랫플레이트 슬래브 구조물의 실험 결과와 비교하여 검증하였다.

**핵심어** : 플랫플레이트, 등가골조법, 구조물 해석, 횡하중, 중력하중