

수평하중을 받는 플랫 플레이트 슬래브 해석을 위한 수정된 등가골조모델

한상환^{1)*} · 박영미¹⁾

¹⁾ 한양대학교 건축공학부

(2004년 12월 15일 원고접수, 2005년 4월 15일 심사완료)

A Modified Equivalent Frame Model for Flat Plate Slabs Under Lateral Loads

Sang-Whan Han^{1)*} and Young-Mi Park¹⁾

¹⁾ Dept of Architectural Engineering, Hanyang University, Seoul, 133-791, Korea

(Received December 15, 2004, Accepted April 15, 2005)

ABSTRACT

This study is to propose a modified equivalent frame model for flat plate slabs under lateral loads. ACI 318 (2002) allows equivalent frame methods to conduct two-way slab system analysis subjected to gravity loads as well as lateral loads. Since the equivalent frame method in the ACI 318 (2002) has been developed base on the behavior of two-way system for gravity loads, and may not predict the behavior of flat plate slabs under lateral loads with good precision. This study develops a modified equivalent frame model which can give more precise answer for flat plate slabs under lateral loads. This model reflects the actual force transfer mechanism among the components of flat plate slab system, which are slabs, columns and torsional members, more accurately under lateral loads than existing equivalent frame models. The accuracy of this model is verified by comparing the analysis results using the proposed model with the results of finite element analysis. The analysis results of other existing models are included in the comparison. For this purpose, 2 story building having 3 spans in both directions is considered. Analytical results show that the modified equivalent frame model produces comparable drift and slab internal moments with those obtained from finite element analysis.

Keywords : flat plate, equivalent frame model, torsional member, lateral load, analysis

1. 서 론

플랫 플레이트 시스템은 층고 절감과 공간의 유연성으로 인하여 널리 사용되고 있다. 그러나 이 시스템은 전단 파괴와 같은 취성 파괴의 성격을 가지는 단점이 있다. 플랫 플레이트 슬래브의 설계에서는 불균형 모멘트에 의한 전단 파괴 방지가 매우 중요하다. 특히 수평하중이 작용하는 경우는 불균형 모멘트의 영향이 커지므로, 그 예측이 매우 중요하다. 그러나 수평하중에 관한 해석방법은 아직 명확하게 정립되어 있지 않다.

ACI 318 (2002)¹⁾에서는 수평하중을 고려한 플랫 플레이트 슬래브 해석법으로 유효요소해석법, 유효보폭법, 그리고 등가골조법을 허용하고 있다.

유효요소해석법을 이용하면 가장 정확한 해석결과를 얻을 수 있다. 하지만 좋은 결과를 얻기 위해 많은 요소가 필요하기 때문에 해석시간이 상대적으로 많이 소요되고

비용도 많이 든다. 또한 유효요소해석에 대한 지식과 경험이 요구된다. 따라서 이러한 어려움을 줄이기 위하여 보다 간단하고 실용적인 골조해석 모델이 요구된다.

유효보폭법은 플랫 플레이트 슬래브 골조를 유효폭을 갖는 슬래브와 기둥 요소로 가정하여 해석하는 방법이다. 유효보폭을 결정하는 유효보폭계수는 수치 해석과 실험 연구를 바탕으로 제안된 것이다²⁻⁶⁾. 이 방법을 통한 수평하중을 받는 플랫 플레이트 슬래브에 대한 해석 결과는 기존 등가골조법 (ACI 318, 2002)보다 정확하다. 그러나 이 방법은 슬래브를 단순한 보로 치환하기 때문에 슬래브의 폭이 기둥 폭에 비하여 매우 큰 플랫 플레이트 시스템에서는 슬래브-기둥 접합부의 역학적 거동을 명확하게 설명하기 어렵다는 단점이 있다.

등가골조법에서도 슬래브를 하나의 보로 가정하지만, 이 방법에서는 비틀림의 영향을 보다 명확하게 고려할 수 있는 비틀림 요소를 가지고 있다⁷⁻¹⁰⁾. 등가골조법에서는 기둥과 슬래브 접합부에 비틀림 부재를 두어 모멘트를 전달하도록 하고 있다. 등가골조법 (ACI 318, 2002)은 이 비틀림 부재 강성을 기둥 강성에 포함한 등가기둥을 사용한다.

* Corresponding author

E-mail : swhan@hanyang.ac.kr

©2005 by Korea Concrete Institute

Corly와 Jirsa⁷⁾는 비틀림 부재의 강성을 중력방향 하중이 지배적인 경우의 역학적 거동을 근거로 하여 유도하였다. 그러나 중력방향 하중이 지배적인 경우와 수평하중이 지배적인 경우 골조의 역학적 거동은 다르기 때문에, 수평하중이 지배적인 경우 비틀림 부재 강성은 해석 결과에 차이를 줄 수 있다.

본 연구에서는 수평하중이 지배적인 경우 힘의 전달 경로를 파악하고, 특히 비틀림 부재의 역학적 거동을 고찰하여 비틀림 부재 강성을 유도하였다. 또한 본 연구에서는 제안한 비틀림 강성을 슬래브 강성에 포함하는 등가슬래브 개념을 사용하여 수정된 등가골조모델을 제안하였다. 그리고 수정된 등가골조모델의 타당성을 검증하기 위하여, 탄성해석을 바탕으로 기존의 해석모델 및 유한요소해석의 결과와 함께 비교하였다.

2. 기존의 등가골조모델

ACI에서 채택한 등가골조모델은 Corly와 Jirsa⁷⁾의 연구를 바탕으로 슬래브와 기둥사이의 모멘트는 비틀림 부재가 전달한다고 가정한 것이다. Jirsa는 비틀림 부재에 삼각형 형태의 단위 비틀림모멘트 하중이 분배되는 것으로 가정하여 비틀림 부재의 강성을 다음과 같이 유도하였다.

$$K_t = \Sigma \frac{9E_c}{L_2(1 - c_2/L_2)^3} \quad (1)$$

$$C = \Sigma [(1 - 0.63 \frac{x}{y}) \frac{x^3 y}{3}] \quad (2)$$

여기서, K_t = 비틀림 부재의 강성, E_c = 콘크리트 탄성계수, C = 비틀림 상수, L_2 = 모멘트가 고려되는 방향에 수직인 슬래브 폭, c_2 = 기둥 폭, x = 비틀림 부재의 단변 길이, y = 비틀림 부재의 장변길이이다.

ACI 등가골조모델은 등가기둥과 슬래브요소로 구성되며, 등가기둥의 강성은 기둥과 비틀림 부재의 강성을 이용하여 다음과 같이 정의한다.

$$\frac{1}{K_{ec}} = \frac{1}{\Sigma K_c} + \frac{1}{K_t} \quad (3)$$

여기서, K_{ec} = 기둥의 등가강성, K_c = 기둥의 강성,

K_t = 비틀림 부재의 강성

그러나 ACI 등가골조모델은 중력하중을 고려하여 발전된 개념이며, 건물 1개 층에 대한 독립적인 해석만이 가능하므로 수평하중에 대한 모델로는 부적절하다.

Vanderbilt^{8,9)}는 수평하중에 대한 ACI 등가골조모델을 이용한 해석의 단점을 보완하기 위하여 등가골조모델을 수정하였다. Fig. 1과 같이 식 (1)의 비틀림 부재를 하나의 스프링으로 모델링하고 기둥 또는 슬래브-보 요소 단부에

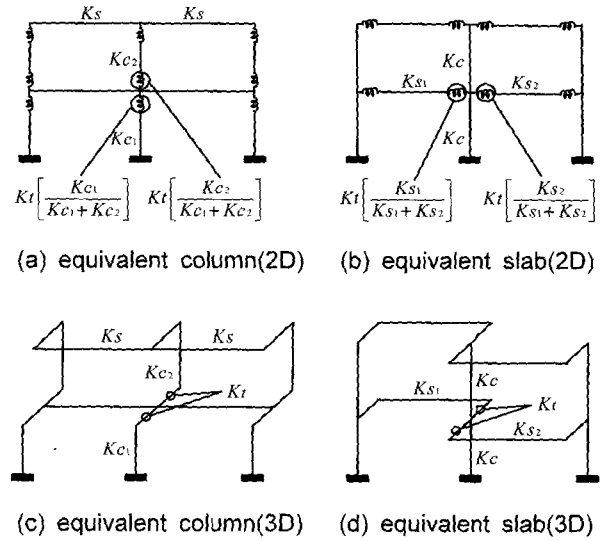


Fig. 1 Vanderbilt's equivalent frame model

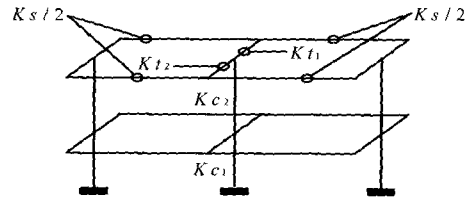


Fig. 2 Cano's equivalent frame model(3D)

연결하였다. 비틀림 강성을 갖는 스프링의 위치에 따라 Fig. 1 (a), (c)와 같은 등가기둥 모델과 Fig. 1 (b), (d)의 등가슬래브 모델로 구분하였다. 이 모델은 건물 전 층에 대한 모델링이 가능하므로 수평하중에 대한 적용이 가능하다. Vanderbilt의 등가기둥 모델은 중력과 수평하중을 모두 고려한 해석에 사용될 수 있으나 등가슬래브 모델은 수평하중을 고려한 해석에만 사용하도록 하고 있다.

Cano¹⁰⁾는 Vanderbilt의 등가기둥 모델과 등가슬래브 모델을 비교하고 이를 수정하여 Fig. 2와 같은 등가골조모델을 제안하였다. Cano의 모델은 중력과 수평하중의 조합하의 슬래브 시스템의 해석에 사용할 수 있다. 기둥은 슬래브-보의 1/2의 강성을 가진 2개의 슬래브-보 요소가 비틀림 부재에 의해 간접적으로 연결되어 있는 3차원 골조이다. 비틀림 강성 J 는 다음과 같이 계산된다.

$$J = K_t L / G \quad (4)$$

여기서, K_t = 식 (1)의 비틀림 부재 강성, L = 임의의 비틀림 부재 길이, G = 전단 탄성계수이다.

이러한 연구자들에 의하여 수평하중 해석을 위하여 개발된 등가골조모델에서는 중력방향 하중이 지배적인 슬래브-기둥 접합부의 역학적 거동을 근거로 하여 유도된 식 (1)의 비틀림 부재 강성을 그대로 적용하고 있다. 그러나

Figs. 3과 4에서와 같이 중력방향 하중이 지배적인 경우와 수평하중이 지배적인 경우의 집합부의 역학적 거동은 다르다. 따라서 기존의 등가골조모델은 Fig. 4와 같은 역학적 거동을 충분히 반영하지 못하는 단점을 갖는다. 이를 반영하기 위하여 수평하중이 지배적인 경우의 비틀림 부재 강성과 등가골조모델을 수정할 필요가 있다.

3. 비틀림 부재의 강성 및 수정된 등가골조 모델의 제안

3.1 비틀림 부재 강성의 산정

중력하중이 지배하는 경우에는 플랫 플레이트의 회전변형은 Fig. 3과 같이 기둥에서 멀어질수록 점점 커져 슬래브의 중심에서 가장 큰 값을 보인다. 그러나 수평하중이 작용하는 플랫 플레이트의 회전변형은 Fig. 4와 같이 중력하중이 작용하는 경우와는 반대로 기둥근처에서 가장 크고 기둥에서 멀어질수록 점점 작아진다. 따라서 수평력이 지배적인 경우에는 비틀림 부재 강성을 Fig. 4와 같은 플랫 플레이트의 거동을 바탕으로 유도하여야 한다.

이를 위하여, Fig. 5 (a)와 같이 수평하중을 받은 기둥은 비틀림 부재에 단위 비틀림모멘트($T=1$)가 작용한다고 가정한다. 중력하중이 작용할 경우 비틀림 부재의 단위 길이 당 비틀림모멘트는 기둥 주위의 강성이 크기 때문에 삼각형 형태의 분포를 이루게 된다⁷⁾. 그러나 수평하중이 작용할 경우에는 기둥이 하중 전달 역할을 하고, 비틀림 부재는 기둥에 의한 비틀림모멘트에 대하여 저항한다.

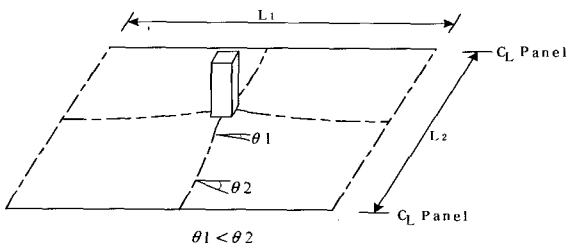


Fig. 3 Behavior of slab-column connection (governed by gravity loads)

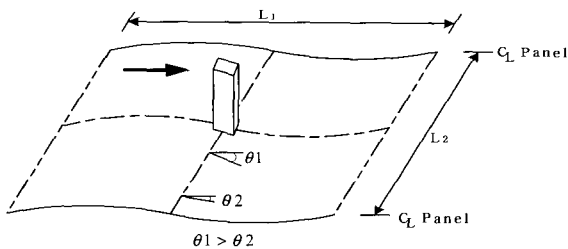


Fig. 4 Behavior of slab-column connection (governed by lateral loads)

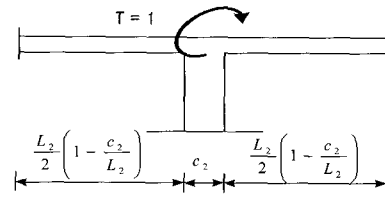
비틀림 부재의 전 길이에 걸쳐 슬래브 강성이 일정하므로 비틀림 부재의 단위길이 당 비틀림모멘트는 중력하중 경우와 다르게 크기가 일정하다고 가정할 수 있다. 따라서 Fig. 5 (b)에서와 같이 비틀림 부재에 단위 비틀림모멘트 T 를 양변 등분포 되게 작용시킬 수 있다. 이 때 단위길이 당 비틀림모멘트는(Fig. 5 (b)) 전체 면적이 1이 되어야하므로 크기가 $1/L_2$ 이 된다.

가정된 비틀림모멘트의 분포가 대칭이기 때문에 구조체의 중앙에서 좌측만 고려하면, 왼쪽 스패 단부로부터 x 지점까지 비틀림모멘트의 합은 다음과 같이 표현된다.

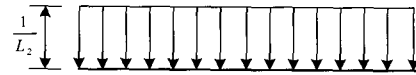
$$T = \int_0^x \frac{1}{L_2} dx = \frac{1}{L_2} x \quad (5)$$

단위길이당 회전각은 $\phi = T/CG$ 이고, 임의의 지점 x 에서 회전각은 다음과 같이 구할 수 있다.

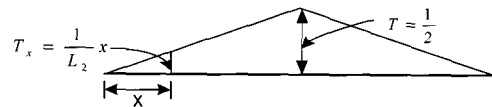
$$\theta_x = \int \frac{1}{L_2 CG} x dx = \frac{1}{2CGL_2} x^2 + A \quad (6)$$



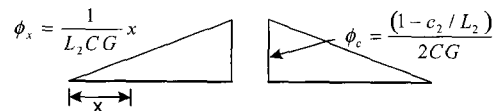
(a) Column and attached torsional member



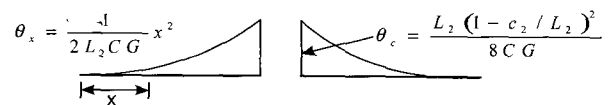
(b) Distribution of torque per unit length



(c) Torque diagram



(d) Angle change per unit length



(e) Rotation angle

Fig. 5 Derivation of K_t (governed by lateral load)

그 결과 기둥면에서 회전변형각의 최대값을 식 (7)과 같이 구할 수 있다.

$$\theta_{\max} = \frac{L_2(1-c_2/L_2)^2}{8CG} + A \quad (7)$$

슬래브 중심의 회전변형각은 기둥면의 회전변형각에 비하여 매우 작으므로 적분상수 A=0이라고 가정할 수 있다. 그리고 평균 회전변형각은 Fig. 5-(e)와 같은 포물선 형태이므로 기둥면 회전변형각의 1/3으로 가정한다.

$$\theta_{t,avg} = \frac{1}{3} \frac{L_2(1-c_2/L_2)^2}{8CG} \quad (8)$$

전단탄성계수 $G = E/2(1+\nu)$ 에서 푸아송비를 무시하면 $G = E/2$ 이 된다.

비틀림의 강성은 $K_t = T/\theta_t$ 인데, 식 (8)은 비틀림 부재의 반쪽에 대응하는 값이다. 즉 단위모멘트 $T=1/2$ 이므로 비틀림 부재 강성은 $K_t = 1/2\theta_{t,avg}$ 로 주어진다. 따라서 비틀림 부재의 반쪽에 해당하는 강성은 식 (9)와 같다.

$$K_t = \frac{6EC}{L_2(1-c_2/L_2)^2} \quad (9)$$

그리고 단위모멘트 T=1에 대하여 비틀림 부재의 강성은 다음과 같이 계산된다.

$$K_t = \sum \frac{6EC}{L_2(1-c_2/L_2)^2} \quad (10)$$

따라서 수평하중이 지배적인 경우에는 비틀림 부재 강성은 식 (1) 대신 식 (10)을 사용할 수 있다.

3.2 수정된 등가골조모델의 제안

3.2.1 중력하중이 지배 (ACI 등가골조모델)

중력하중이 지배적인 경우에는 하중이 슬래브로 전달되어 슬래브의 회전변형이 발생하고, 그 결과 비틀림 부재의 비틀림 변형이 발생하게 된다. 또한 이는 휨 강성을 가진 상하기둥으로 전달된다. 이러한 하중 전달 메커니즘 때문에 등가기둥 개념이 사용된다.

중력하중에 의한 슬래브의 휨 변형은 상하기둥의 휨 강성과 비틀림 부재의 비틀림 강성으로 제어되며, 슬래브의 평균 회전변형각은 기둥의 회전변형각과 비틀림 부재의 회전변형각의 합으로 표현할 수 있다. 그리고 기둥의 유효 회전변형각은 슬래브의 평균 회전변형각과 같다. 따라서 기둥의 유효 회전변형각은 아래 식과 같이 표현된다.

$$\theta_{ec} = \theta_c + \theta_{t,avg} \quad (11)$$

여기서, θ_{ec} = 기둥의 유효 회전변형각, θ_c = 기둥의 회전변형각, $\theta_{t,avg}$ = 비틀림 부재의 회전변형각이다.

또한 부재의 휨 강성과 회전각의 관계식 $K = M/\theta$ 로부터 기둥의 유효 회전각 θ_{ec} 에 대한 휨 강성은 K_{ec} 로 표현할 수 있다. 따라서 식 (11)은 단위모멘트에 대하여 식 (3)으로 표현된다.

3.2.2 수평하중이 지배 (수정된 등가골조모델)

지진과 같은 수평하중이 작용하는 경우에는 하중이 처음 기둥으로 전달되어 기둥의 휨 변형이 발생하고, 그 이후에 비틀림 부재로 전달되어 비틀림 변형을 발생시킨다. 이는 슬래브로 다시 전달된다. 이러한 하중 전달 메커니즘은 기존의 등가골조에서 사용한 등가 기둥보다는 비틀림 강성을 슬래브 강성에 포함하는 등가슬래브 개념을 도입하는 것이 더 타당할 것으로 판단된다.

수평하중에 의한 기둥의 휨 변형은 슬래브의 휨 강성과 비틀림 부재의 강성으로 제어되며, 기둥의 회전변형각은 슬래브의 회전변형각과 비틀림 부재의 회전변형각의 합으로 표현할 수 있다. 그리고 슬래브의 유효 회전변형각은 기둥의 회전변형각과 같다. 따라서 슬래브의 유효 회전변형각은 아래 식과 같이 표현된다.

$$\theta_{es} = \theta_s + \theta_{t,avg} \quad (12)$$

여기서, θ_{es} = 슬래브의 유효 회전변형각, θ_s = 슬래브의 회전변형각, $\theta_{t,avg}$ = 비틀림 부재의 회전변형각이다. 또한 부재의 휨 강성과 회전 변형의 관계식 $K = M/\theta$ 로부터 슬래브의 유효 회전각 θ_{es} 에 대한 휨 강성은 K_{es} 가 된다.

단위모멘트에 대하여 식 (12)는 다음 식으로 표현된다.

$$\frac{1}{K_{es}} = \frac{1}{K_s} + \frac{1}{K_t} \quad (13)$$

여기서, K_{es} = 슬래브의 유효 강성, K_s = 슬래브의 강성, K_t = 식 (10)의 비틀림 부재 강성이다.

따라서 수평하중을 고려하여 해석하는 경우에는 식 (13)에 의한 슬래브의 유효강성과 실제 기둥의 강성을 사용하여 Fig. 6과 같은 수정된 등가 골조모델을 사용할 수 있다.

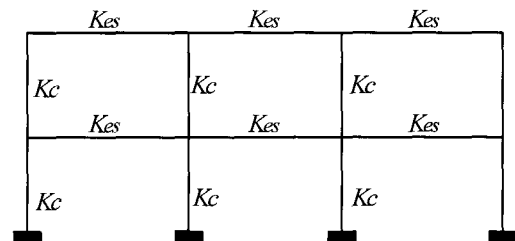


Fig. 6 Modified equivalent frame model (2D)

4. 수정된 등가골조모델의 검증

본 연구에서 제안한 수정된 등가 골조모델의 검증은 플랫 플레이트 건물의 슬래브모멘트와 수평변위를 대상으로 하였다. 대상골조는 Cano¹⁰⁾의 연구에서 사용한 2층 플랫 플레이트 골조이다. 수정된 등가골조 (Modified EFM)을 이용한 해석결과는 기존 모델과 유한요소해석 결과와 비교하였다. 그리고 플랫 플레이트 슬래브의 해석 결과에 영향을 주는 슬래브와 기둥의 기하학적 형상에 따른 해석 결과를 비교하여 검증하였다.

4.1 2층 플랫 플레이트 건물에 대한 결과 비교

Cano는 Fig. 7의 “이상화된 2층 플랫 플레이트 예제”를 대상으로 슬래브 해석 모델의 정확성과 편리함을 비교하였다. 본 연구에서도 Fig. 7의 예제를 해석 대상으로 하였다. Cano는 컴퓨터 프로그램 ETABS¹²⁾을 사용한 반면 본 연구에서는 SAP2000¹³⁾을 사용하였다. Cano가 가정한 하중조건하에서 SAP2000을 사용한 기존 모델의 슬래브모멘트 결과는 Cano가 ETABS를 사용하여 발표한 결과와 비교할 때 6% 이내의 오차를 보였다.

본 연구에서 제안한 수정된 등가 골조모델(Modified EFM)의 정확성을 검증하기 위해 Fig. 7의 예제에서 균열이 없는 슬래브로 가정하고, 수평하중 (957.6Pa)을 작용시켰다. 슬래브모멘트 결과는 Table 1에 나타나 있으며, 그 값은 기둥면에서 얻은 것이다. 그리고 해석 모델의 유한요소해석 결과에 대한 슬래브모멘트와 수평변위 비를 비교하였으며, 그 결과는 Table 2에 나타나 있다.

여기서 유효보폭모델(EBWM)은 유한요소해석에 기초한 Banchik⁴⁾의 유효보폭계수 식 (14)와 (15)를 적용하였다.

$$\alpha_i = \left(5 \frac{c_1}{L_2} + \frac{1}{4} \frac{L_1}{L_2}\right) \frac{1}{1-\nu^2} \quad (\text{내부골조}) \quad (14)$$

$$\alpha_e = \left(3 \frac{c_1}{L_2} + \frac{1}{8} \frac{L_1}{L_2}\right) \frac{1}{1-\nu^2} \quad (\text{외부골조}) \quad (15)$$

여기서, ν = 푸아송비이다.

Hwang과 Moehle¹¹⁾는 플랫 플레이트 실험결과를 통하여 식 (14), (15)를 검증하였다.

Table 1에서 유한요소해석 결과와 비교한 Vanderbilt⁸⁾와 Cano¹⁰⁾모델의 슬래브모멘트는 외단 기둥면에서 110%, 내단 기둥면에서는 80%내외의 결과를 나타냈다. 유효보폭 모델은 외단과 내단 기둥면에서 125%정도 과대평가된 결과를 나타냈다. 그리고 본 연구에서 제안한 수정된 등가골조모델은 외단과 내단 기둥면에서 110% 내외의 결과를 보여 유한요소해석 결과와 가장 근사한 값을 나타냈다.

유한요소해석 결과와 비교한 Vanderbilt와 Cano 모델의

수평변위 비는 130%정도 과대평가되어 나타났으며, 유효보폭모델은 102%, 수정된 등가골조모델은 113%의 결과를 나타냈다.

위의 결과로부터 본 연구에서 제안된 수정된 등가골조 모델은 슬래브모멘트와 수평변위에서 수평하중을 받는 플랫 플레이트 건물의 거동을 잘 설명하고 있는 것으로 판단할 수 있다.

그리고 플랫 플레이트 슬래브의 해석 결과는 슬래브와 기둥의 기하학적 형상비의 영향을 받는다. Fig. 7의 예제는 슬래브 변장비와 기둥 형상비가 모두 1.0인 플랫 플레이트 건물이므로 다른 유형에 대한 범위를 확장하여 검증할 필요가 있다.

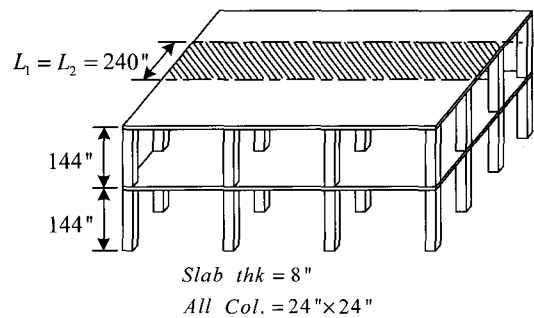


Fig. 7 Cano's idealized 2-story flat plate example¹⁰⁾

Table 1 Slab moments at column faces in 2nd floor (unit : N.m)

Analysis model	exterior interior interior exterior					
	column	column	column	column		
Finite element method	7159	-6867	6470	-6466	6815	-7051
EBWM	8896	-8539	8161	-8161	8639	-8896
Vanderbilt EFM (column)	7631	-6281	4780	-4779	6257	-7589
Vanderbilt EFM (slab)	7819	-6105	5539	-5532	6084	-7769
Cano EFM	7954	-6548	4990	-4988	6518	-7902
Modified EFM (this study)	7794	-7570	7334	-7334	7570	-7794

Table 2 Ratios of result from each analysis method to those of finite element analysis

Analysis model	Slab moment (%)				Lateral drift
	exterior column	interior column	interior column	exterior column	
EBWM	124	124	126	126	102
Vanderbilt EFM (column)	107	91	74	74	139
Vanderbilt EFM (slab)	109	89	86	86	127
Cano EFM	111	95	77	77	127
Modified EFM (this study)	109	110	113	113	113

4.2 슬래브 변장비 및 기둥 형상비에 따른 결과 비교

슬래브 변장비와 기둥 형상비에 따른 해석 모델은 3×3 경간의 슬래브 두께 200mm, 층고 3.5m인 플랫폼 플레이트 건물을 대상으로 하였다.

Fig. 8은 SAP2000을 사용한 유한요소해석 모델이다. 슬래브 상하 기둥에서 층고의 중간지점을 힌지(pin)로 모델 하였고, 슬래브는 판요소, 기둥은 보요소를 사용하였다. 기둥의 크기에 따라 판요소가 분할되도록 하고, 기둥 내부에 해당하는 판요소들이 기둥 중앙의 절점과 강체 거동(Rigid body motion)을 하도록 하였다.

Fig. 9는 등가골조해석 모델이다. 슬래브 상하 기둥에서 층고의 중간지점을 힌지로 모델 하였고, 기둥과 보 접합부에서 유한요소해석 모델과 동일한 효과를 얻기 위해 강체 보를 포함시켰다¹⁴⁾.

슬래브의 변장비에 따른 해석은 0.5m×0.5m의 기둥에서 네 종류의 슬래브(4m×8m, 4m×6m, 6m×6m, 6m×4m)를 선정하였고, 기둥의 형상비에 따른 해석은 6m×6m의 슬래브에서 네 종류의 기둥(0.4m×0.8m, 0.4m×0.6m, 0.5m×0.5m, 0.6m×0.4m)을 선정하여 그 해석결과를 비교 하였다. 슬래브 변장비와 기둥 형상비에 따른 각각의 해석 모델에 작용하는 수평하중은 유한요소해석 모델에서 수평 변위 0.5%를 나타내는 하중을 기준으로 하였다. 이 수평 하중을 각각의 해석모델에 동일하게 적용시켜 결과를 비교하였으며, 그 비교 결과에 대한 분석은 그림 8의 내부 골조의 슬래브모멘트와 수평변위를 대상으로 하였다. 슬래브모멘트는 외부 스패의 외단 기둥면과 내부 스패의 내단 기둥면의 값이다.

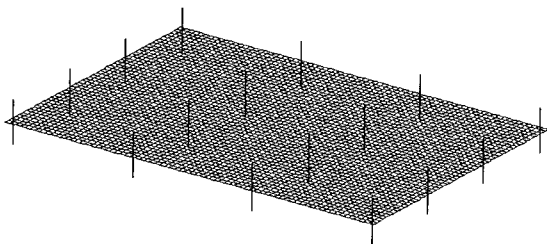


Fig. 8 Finite element analysis model

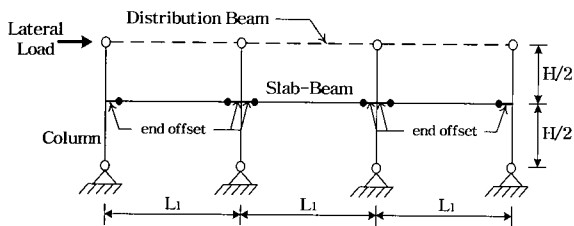


Fig. 9 Equivalent frame analysis model¹⁴⁾

그리고 두 개의 Vanderbilt⁸⁾의 모델 중에서 등가기둥 모델은 Cano¹⁰⁾의 모델과 거의 동일한 결과를 보였으므로 Vanderbilt의 모델 중에서 등가슬래브 모델의 결과만 도시 하였다.

Figs. 10과 11에는 슬래브 변장비와 기둥 형상비에 따른 해석모델의 유한요소해석 결과와 비교한 슬래브모멘트 비가 나타나있으며, 그 값은 기둥면에서 얻은 것이다.

유한요소해석 결과와 비교할 때 슬래브 변장비와 기둥 형상비가 0.5일 경우 모든 모델의 슬래브모멘트 비가 가장 크게 나타났다. 모든 슬래브 변장비와 기둥 형상비에 대해 Vanderbilt와 Cano의 모델은 다른 모델과 비교하면 가장 큰 슬래브모멘트 비를 보였다.

슬래브 변장비가 0.5일 경우 Vanderbilt와 Cano의 모델은 외단 기둥면에서 130%, 내단 기둥면에서 70%정도의 결과를 보였고, 본 연구의 수정된 등가골조모델(Modified EFM)은 외단 기둥면에서는 103%, 내단 기둥면에서는 110%의 결과를 보였다 (Fig. 10).

기둥 형상비가 0.5일 경우 Vanderbilt와 Cano의 모델은 외단 기둥면에서 120%, 내단 기둥면에서 90%내외의 결과를 보였다. 수정된 등가골조모델은 외단 기둥면에서 101%, 내단 기둥면에서는 112%의 결과를 보였다 (Fig. 11).

Figs. 10과 11은 유효보폭모델(EBWM)과 수정된 등가골조모델의 결과가 유한요소해석 결과에 가장 근접하게 나타나고 있음을 보여준다. 모든 슬래브 변장비와 기둥 형상비에서 두 모델 값의 차이는 3% 이내로 매우 유사한 것으로 나타났다.

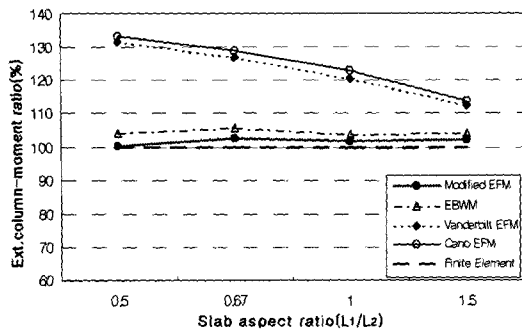
Figs. 12와 13에는 슬래브 변장비와 기둥 형상비에 따른 해석 모델의 유한요소해석 결과와 비교한 수평변위 비가 나타나 있다.

Vanderbilt와 Cano의 모델은 유한요소해석 결과와 비교할 때 모든 슬래브 변장비와 기둥 형상비에 따른 수평 변위를 지나치게 과대평가한 것으로 나타났다.

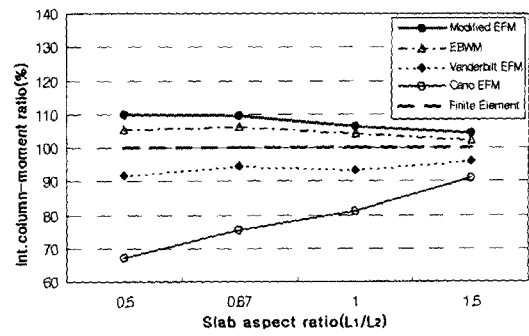
슬래브 변장비가 0.5인 경우 Vanderbilt와 Cano의 모델은 190%, 유효보폭 모델은 80%의 결과를 보였고, 수정된 등가골조모델은 120%의 결과를 보였다 (Fig. 12).

기둥 형상비가 0.5인 경우 Vanderbilt와 Cano의 모델은 160%내외, 유효보폭 모델은 90%정도의 결과를 보였고, 수정된 등가골조 모델은 120%의 결과를 보였다. 기둥형상비가 1.5인 경우 유효보폭 모델은 70%정도의 결과를 보인 반면 수정된 등가골조 모델은 유한요소해석 결과에 가장 근접하였다 (Fig. 13).

Figs. 12와 13에서 유효보폭 모델과 수정된 등가골조 모델은 유한요소해석 결과와 가장 근접한 결과를 나타내고 있음을 알 수 있다. 수정된 등가골조 모델은 유효보폭 모델과 다르게 수평 변위를 약간 과대평가하여 나타나는데, 이는 실제 설계에서 안전측의 값을 제공하는 것이다.

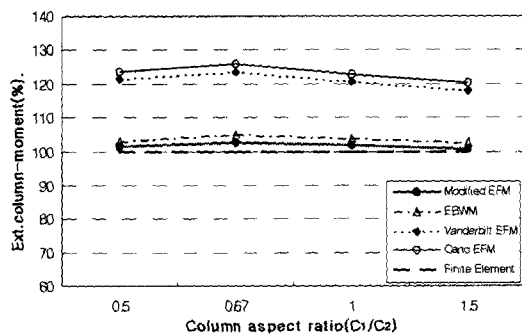


(a)

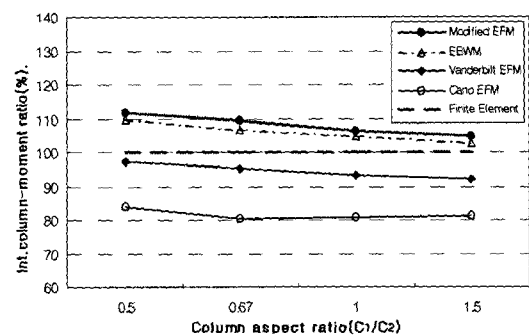


(b)

Fig. 10 Slab moment ratio-slab aspect ratio (L1/L2)



(a)



(b)

Fig. 11 Slab moment ratio-column aspect ratio (C1/C2)

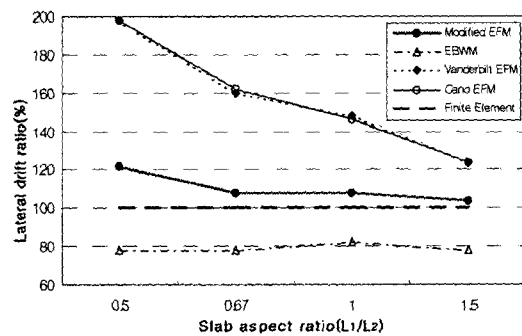


Fig. 12 Lateral drift ratio-slab aspect ratio (L1/L2)

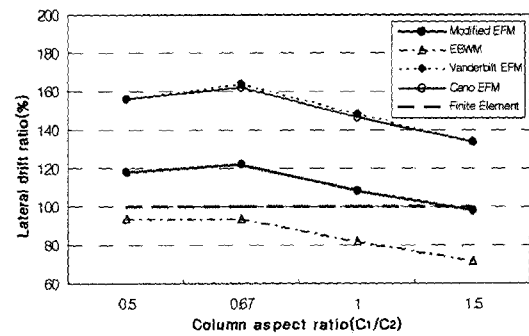


Fig. 13 Lateral drift ratio-column aspect ratio (C1/C2)

5. 결론

본 연구에서는 수평하중이 지배하는 경우 플랫 플레이트의 등가골조해석 모델에 대한 해석적 연구를 수행하였다. 본 연구에서 얻은 결론을 요약하면 다음과 같다.

- 1) 수평하중이 지배적인 경우의 비틀림 부재의 강성은 중력하중 지배하에서의 슬래브-기둥 접합부의 거동과는 다르므로 새로운 비틀림 부재의 강성이 유도하였다.
- 2) 수평하중이 작용할 경우의 하중 전달 메커니즘은 기존의 등가골조에서 사용한 등가기둥보다는 비틀림 강성을

을 슬래브 강성에 포함하는 등가슬래브 개념을 도입하는 것이 더 타당할 것으로 판단하여, 본 연구에서는 기둥과 등가슬래브를 갖는 수정된 등가골조모델을 제안하였다.

- 3) 수평하중이 지배적인 경우에 슬래브모멘트 및 수평 변위 결과는 기존 등가골조 모델보다는 수정된 등가골조 모델과 유효보폭 모델이 유효요소해석 결과와 가장 근접한 값을 보이는 것으로 나타났다. 특히 두 모델의 슬래브모멘트 차이는 3%이내로 매우 유사한 결과를 나타냈다.

- 4) 유한요소해석 결과와 비교할 때 슬래브 변장비 및 기둥 형상비가 0.5일 경우 모든 모델의 슬래브모멘트와 수평변위 비가 가장 크게 나타났다. 이 때 수정된 등가골조 모델은 외부 기둥면에서는 103%, 내부 기둥면에서는 110%의 결과를 보였다. 수평 변위의 경우는 120%정도의 결과를 보였다. 다른 모델과 그 결과 값을 비교하면 가장 양호한 결과를 나타냈다.
- 5) 기존의 해석 모델들과 비교할 경우, 수정된 등가골조 모델이 유한요소해석을 통하여 얻은 모멘트와 수평변위 결과에 가장 근접한 결과를 주는 것으로 나타났다. 이는 기둥과 개발한 비틀림 강성을 슬래브 강성에 포함하는 등가슬래브를 갖는 모델로서, 수평하중 하에서 보다 근접한 하중 전달 메커니즘을 반영한 식이기 때문인 것으로 판단할 수 있다.

감사의 글

본 연구는 건설교통부 2003년 건설 기술 연구개발 사업으로 연구되었으며, 이에 감사드립니다.

참고문헌

1. ACI, *ACI 318-02 Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary*, ACI, USA, 2002.
2. Pecknold, D. A., "Slab Effective Width for Equivalent Frame Analysis", *ACI Journal*, April 1975, pp.135~137.
3. Allen, F. H. and Dravell, P. LeP. "Lateral Load Equivalent Frame", *ACI Journal*, Jul. 1977, pp.294~299.
4. 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.
5. 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.
6. 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.
7. Corly, W. G. and Jirsa, J. O., "Equivalent Frame Analysis for Slab Design", *ACI Journal*, Nov. 1970, pp.875~884.
8. Vanderbilt, M. D., "Equivalent Frame Analysis for Lateral Loads", *Proceedings, ASCE, Journal of the Structural Division*, Vol.105, ST10, Oct. 1979, pp. 1981~1998.
9. Vanderbilt, M. D. and Corley, W. G., "Frame Analysis for Concrete Buildings", *Concrete International : Design & Construction*, Vol.5, No.12, Dec. 1983. pp.33~43.
10. Cano, M. T. and Klingner, R. E., "Comparison of Analysis Procedures for Two-Way Slabs", *ACI Journal*, Nov.-Dec. 1988, pp.597~608.
11. Hwang, S. J. and Moehle, J. P., "Models for Laterally Loaded Slab-Column Frames," *ACI Journal*, Mar. 2000, pp.345~351.
12. Wilson, E. L. Holling, J. P., and Dovey, H. H., "ETABS Three-Dimensional Analysis of Building systems (Extended Version)", *computer program, National Information Service in Earthquake Engineering*, Berkeley, 1977.
13. Computers and Structures, Inc. "SAP2000 Integrated Finite Element Analysis and Design of Structures", Berkeley, California, USA, 1996.
14. Ian. N. Robertson, "Analysis of Flat Slab Structures Subjected to Combined Lateral and Gravity Loads", *ACI Journal*, Nov. 1997, pp.723~729.

요 약

본 연구는 수평하중을 받는 플랫 플레이트 슬래브 해석을 위한 수정된 등가골조 모델을 제안한 것이다. ACI 318 (2000)은 중력하중 뿐만 아니라 수평하중을 받는 2 방향 슬래브 해석을 위해 등가골조 모델을 허용하고 있다. ACI 318 (2000)에서 채택하고 있는 등가골조 모델은 중력하중을 고려하여 발전되었기 때문에, 수평하중하의 플랫 플레이트 슬래브의 거동을 정확하게 예측하지 못할지 모른다. 따라서 본 연구는 수평하중 하의 플랫 플레이트 슬래브에 대한 더 정확한 해답을 줄 수 있는 수정된 등가골조 모델을 발전시켰다. 수평하중이 지배적인 경우, 이 모델은 기존 등가골조 모델보다 플랫 플레이트 슬래브 시스템의 구성요소 슬래브, 기둥, 비틀림 부재에 대한 더 정확한 힘의 전달 메커니즘을 반영한다. 이 모델의 타당성은 유한요소해석 결과와 제안한 모델의 해석 결과를 비교하여 검증하였으며, 기존 등가골조 모델의 해석 결과가 비교에 포함되었다. 양방향으로 3스팬을 갖는 2층 건물을 비교 대상으로 삼았으며, 수정된 등가골조 모델의 수평변위 및 슬래브모멘트 결과는 유한요소해석 결과와 가장 근사한 결과를 나타냈다.

핵심용어 : 플랫 플레이트, 등가골조 모델, 비틀림 부재, 수평하중, 해석