



수평하중을 받는 테두리보가 있는 플랫플레이트 시스템의 유효보폭계수

한상환^{1)*} · 조자옥¹⁾ · 박영미¹⁾

¹⁾한양대학교 건축공학과

Effective Beam Width for Flat-Plate Systems Having Edge Beams under Lateral Loads

Sang-Whan Han^{1)*}, Ja-Ock Cho¹⁾, and Young-Mi Park¹⁾

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

ABSTRACT The purpose of this study is to propose frame analysis method for flat plate slabs having edge beam under lateral loads. Flat plate system is defined as the system only with slab of uniform thickness and column. However, the slab system generally incorporate edge beams at exterior connection in actual design. ACI 318 (2005) allows three methods for conducting flat plate system analysis subjected to lateral loads. There are the finite element method (FEM), the equivalent frame method (EFM), and the effective beam width method (EBWM). Among methods, the EBWM enables us to analyze practically by substituting the actual slab to beam element. In this model, the beam element has a thickness equal to that of the slab, and effective beam width equal to some fraction of the slab transverse width. However, the established EBWM was generally proposed for variables of geometry or stiffness reduction factor and seldom proposed for the effect of edge beams. This study verifies that, in the case of flat plate system having edge beams at exterior connections, the lateral stiffness is considerably larger than without edge beams. Therefore it need to analysis method for considered the effect of edge beams. In this study, an analysis model is proposed for the flat plate system having edge beams under lateral loads by considering the effect of edge beams. To verify the accuracy of proposed model, this study compared results of the proposed EBWM with results of FEM of flat plate systems having edge beams under lateral loads. Also, the proposed approach is compared with experimental results of former research.

Keywords : effective beam width, flat-plate system, edge beam, lateral load

1. 서 론

최근 층고 절감과 자유로운 공간 구성 등으로 사용 추세가 높아지고 있는 플랫플레이트 시스템은 보가 없는 슬래브와 기둥으로 구성되지만 일반적으로 설계에서는 슬래브에 테두리보를 설치하여 사용하고 있다. 테두리보는 수평하중이 작용할 때 전체 구조물의 횡 강성에 변화를 줄 수 있으나, 이를 고려한 실험적 연구와 해석적 연구는 매우 부족하다.

ACI 318¹⁾에서는 수평하중을 고려한 플랫플레이트 시스템 해석법으로 유한요소해석법, 등가골조법, 유효보폭법을 허용하고 있다. 유한요소해석법을 이용하면 가장 정확한 해석 결과를 얻을 수 있으나 많은 요소가 필요하고 해석 시간이 상대적으로 많이 소요되기 때문에 실용적인 해석 방법이 요구된다.

등가골조법은 슬래브-기둥 접합부를 슬래브-보, 기둥,

그리고 비틀림 요소로 이루어져 있다고 가정한다. 이때 비틀림 요소의 강성은 등가 기둥 또는 등가 슬래브로 치환됨으로써, 3차원의 모델은 등가 강성을 갖는 2차원 모델로 표현된다. 등가골조법은 비틀림 요소를 사용하기 때문에 테두리보의 영향을 반영할 수는 있다. 그러나 비틀림 부재의 강성은 중력 방향 하중이 지배적인 경우의 역학적 거동을 근거로 유도되었다. 중력 방향 하중이 지배적인 경우와 수평하중이 지배적인 경우 골조의 역학적 거동은 다르기 때문에, 중력하중에 대하여 유도된 비틀림 부재의 강성은 수평하중이 지배적인 경우의 플랫플레이트 시스템의 해석 결과에 차이를 줄 수 있다²⁾.

유효보폭법은 슬래브-기둥 접합부를 슬래브-보, 기둥요소로 치환함으로써 실용적인 해석이 가능하도록 하는 방법이다. 이때 슬래브-보는 실제 슬래브와 같은 두께를 갖고, 길이는 슬래브에 유효보폭계수를 적용함으로써 슬래브의 휨 강성과 동일한 강성을 갖도록 한다.

유효보폭에 의한 해석은 등가골조법보다 해석의 과정이 단순하고, 또한 수평하중에 대한 역학적 거동을 바탕으로 제안되었으므로 수평하중을 받는 플랫플레이트 시

*Corresponding author E-mail: swhan82@hotmail.com
Received October 8, 2007, Accepted December 1, 2007
©2008 by Korea Concrete Institute

스택의 평가에 적절한 방법이다. 그러나 유효보폭에 관한 연구는 보통 기하학적 영향을 고려한 탄성유효보폭에 관한 연구³⁻¹⁰⁾와 균열에 의해 슬래브의 강성이 감소하는 현상을 적용하기 위한 강성감소계수에 관한 연구^{10,11-14)}가 대부분이고 테두리보의 영향에 관한 연구는 미미한 실정이다.

본 연구에서는 플랫플레이트 시스템의 횡강성에 대한 테두리보의 영향을 알아보고, 기존 연구를 바탕으로 하여 수평하중을 받는 테두리보가 있는 플랫플레이트 시스템의 유효보폭계수를 제안하고자 한다.

2. 횡 강성에 대한 테두리보의 영향

플랫플레이트 슬래브가 수평하중을 받을 때, 기둥 근처의 슬래브는 기둥과 함께 회전한다. 그러나 Fig. 1(a)와 같이 기둥에서 떨어져 있는 위치에 따라 슬래브는 기둥의 회전과 각기 다른 회전을 겪는다. 유효보폭모델은 이러한 슬래브의 복잡한 3차원 거동을 단순화하여, 슬래브를 Fig. 1(b)와 같이 αl_2 의 유효폭과 실제 슬래브 두께를 갖는 보로 치환한다. 그러나 서론에서도 언급했듯이 이러한 거동을 근거로 한 유효보폭모델은 테두리 보를 갖지 않는 순수한 플랫플레이트 슬래브 시스템에 대한 연구이다.

본 연구에서는 테두리 보를 갖는 플랫플레이트 시스템에 대한 유효보폭모델은 Banchik⁹⁾이 제안한 유효보폭 식

(1)과 (2)를 이용하여 제안하고자 하였다.

$$b_e = \left(5c_1 + \frac{1}{4}l_1\right) \frac{1}{1-\nu^2} \quad (\text{내부골조}) \quad (1)$$

$$b_e = \left(3c_1 + \frac{1}{8}l_1\right) \frac{1}{1-\nu^2} \quad (\text{외부골조}) \quad (2)$$

여기서 c_1 과 l_1 은 하중 방향과 평행한 방향의 기둥 폭과 슬래브 길이, ν 는 포아송비이다. 또한 식 (1)과 (2)는 c_2/c_1 가 0.5에서 2.0사이의 값과 l_2/l_1 가 0.67과 1.5사이의 값일 때 사용할 수 있다.

Banchik의 유효보폭 식 (1)과 (2)는 Hwang과 Moehle^{12,13)}에 의해 플랫플레이트 실험 결과를 통하여 검증된바 있으나, 테두리보의 영향을 고려하고 있지는 않다. 따라서 테두리보의 횡 강성의 증가를 고려할 수 있는 유효보폭 보정계수를 찾아서 식 (1)과 (2)에 적용하여 새로운 유효보폭모델을 제안할 수 있을 것이다. 이를 위하여 먼저 플랫플레이트 시스템의 횡 강성에 대한 테두리보의 영향을 알아보았다.

일반적으로 유한요소모델로 플랫플레이트 시스템을 해석하기 위해서 기둥은 보 요소, 슬래브는 판 요소를 사용하여 모델링한다. 그러나 테두리보가 있는 플랫플레이트 시스템의 경우 테두리보를 모델링 할 수 있는 명확한 모델방법이 제시되어 있지 않은 상황이다.

입체요소 (solid)는 임의의 3차원 공간상에 4개, 6개 또는 8개의 절점으로 정의되는 것으로 절점당 3방향의 이동변위자유도를 갖는 특징이 있으며, 3차원 구조물의 모델링이 가능하다는 장점이 있다. 따라서 입체요소는 기둥, 슬래브뿐만 아니라 테두리보의 모델링도 가능하다^{15,16)}.

본 연구에서는 횡하중에 대한 테두리보를 갖는 플랫플레이트 시스템의 해석에서 슬래브의 자중과 중력하중에 의한 영향은 고려하지 않았으며, 기본 포아송비는 0으로 하였다. 사용된 해석프로그램은 범용해석 프로그램인 MIDAS-Gen¹⁷⁾을 이용하였다.

플랫플레이트 시스템의 내부골조 및 외부골조에 테두리보가 없는 경우와 테두리보가 있는 경우의 횡 강성의 차이를 비교하기 위하여, 0.25 m × 0.25 m × 0.2 m의 크기를 갖는 입체요소 (solid)를 이용한 유한요소해석을 수행하였다. 입체요소로 모델링 된 대상건물의 횡 강성 평가는 요소의 특징에 따라 횡방향 변위를 이용하여 평가하였다.

대상 건물은 Fig. 2 (a)와 같이 외부 접합부만을 갖는 6 m × 6 m의 슬래브 경간, 3.5 m의 층고를 갖는 플랫플레이트 시스템으로, 기둥의 단면은 0.5 m × 0.5 m, 슬래브의 두께는 0.2 m를 갖는다고 가정하였다.

해석 모델은 Fig. 2 (b)와 같이 테두리보가 없는 플랫플레이트 접합부와 그림 Fig. 2 (c)와 같이 테두리보가 있는 플랫플레이트 접합부로 모델링하였으며, 테두리보의 폭과 깊이를 각각 0.3 m~0.5 m와 0.5 m~0.8 m로 변화시켜, 보 크기에 따른 횡 강성의 변화를 비교하였다.

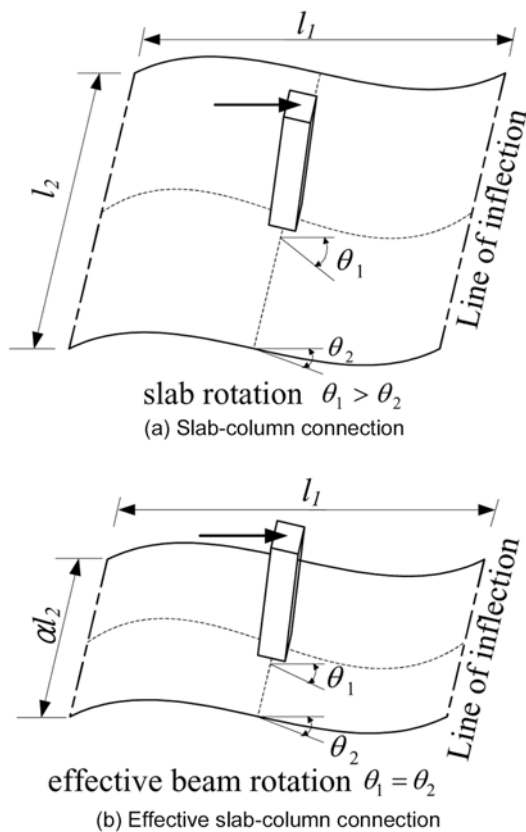
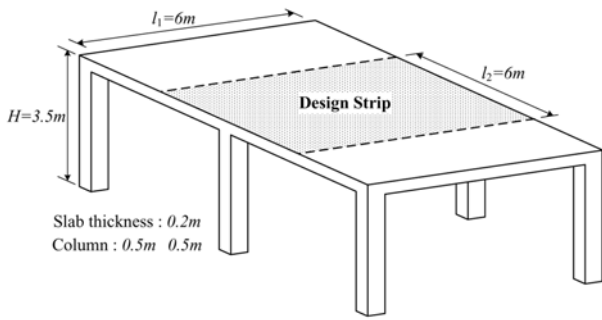
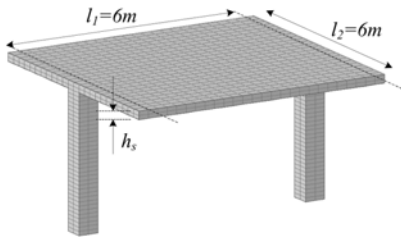


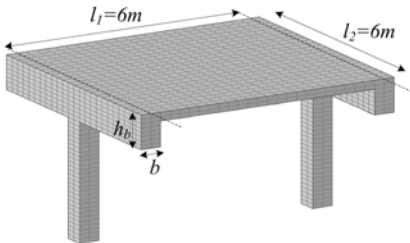
Fig. 1 Concept of effective beam width model^{7,10)}



(a) Prototype building



(b) FEM model (without edge beam)



(c) FEM model (with edge beam)

Fig. 2 Analysis model of flat plate system

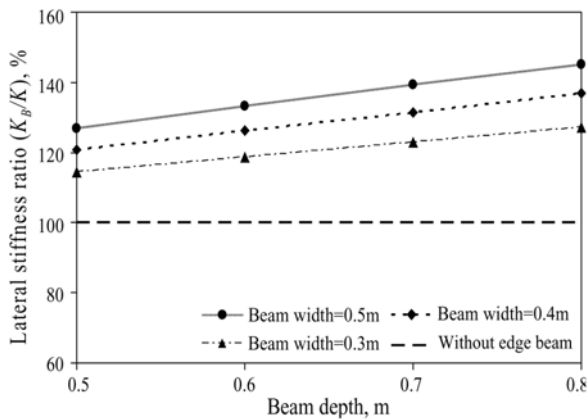


Fig. 3 Lateral stiffness ratio with respect to the edge beams

Fig. 3은 유한요소모델의 해석 결과를 테두리보가 없는 외부 접합부의 횡 강성 (K)에 대한 테두리보가 있는 외부 접합부의 횡 강성 (K_B)의 비율로 나타낸 것이다. 테두리보의 크기가 커질수록 횡 강성이 증가하며, $0.5\text{ m} \times 0.8\text{ m}$ 의 테두리보를 갖는 경우 최고 45% 강성이 증가되었다.

따라서 수평하중을 받는 플랫플레이트 시스템에 테두리 보를 사용한다면 더 나은 횡 강성을 보유할 수 있으

며, 증가된 횡 강성을 고려할 수 있도록 테두리보를 갖는 플랫플레이트 시스템의 해석 방법 또한 제시되어야 할 필요가 있다고 판단된다.

3. 테두리보가 있는 플랫플레이트의 유효보폭계수 제안

3.1 테두리보의 영향에 따른 유효보폭보정계수 제안

플랫플레이트 시스템은 테두리보가 추가됨에 따라 비틀림 강성이 증가하게 되고 따라서 횡 강성이 증가되는 것으로 판단된다. 이때 비틀림 강성에 관계되는 변수로 단면 극 2차모멘트 (J)와 면적 (A)이 있다. 따라서 유한요소 해석을 수행하여 테두리보에 의한 횡 강성의 증가 추세를 단면 극 2차모멘트와 면적과의 관계에서 찾아보았다.

Fig. 4는 본 연구에서 정의한 단면 극 2차모멘트 (J)와 단면적 (A)을 나타낸 것이다. 테두리보가 없는 플랫플레이트 시스템의 경우, 단면 극 2차모멘트와 면적은 기둥의 폭 (c_1)과 슬래브의 두께 (h_s)에 대하여 계산하였다.

Figs. 5와 6은 테두리보가 없는 외부 접합부에 대한 테두리보가 있는 외부 접합부의 횡 강성의 비를 테두리보의 단면 극 2차모멘트 비율 (Fig. 4의 J_B/J_A)과 단면적 비율 (Fig. 4의 A_B/A_A)에 따라 나타낸 것이다. 단면 극 2차모멘트와 단면적에 대한 표준편차는 각각 1.851과 0.592, 그리고 상관계수는 각각 0.952와 0.995이다.

따라서 본 연구는 표준편차와 상관계수에 따라 면적비

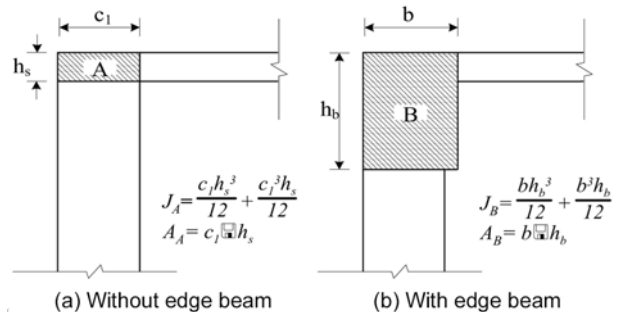


Fig. 4 Polar moment of inertia (J) and area (A)

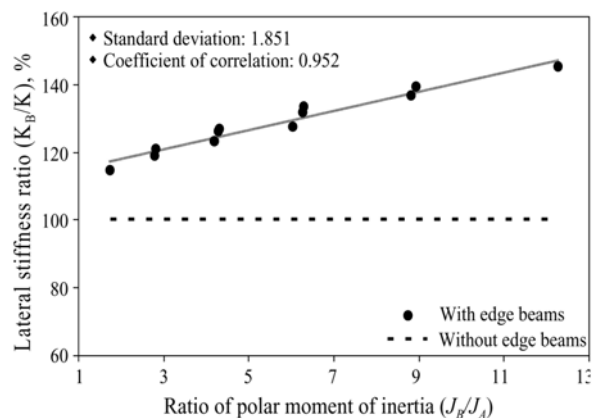


Fig. 5 Lateral stiffness ratio with respect to the polar moment of inertia (J)

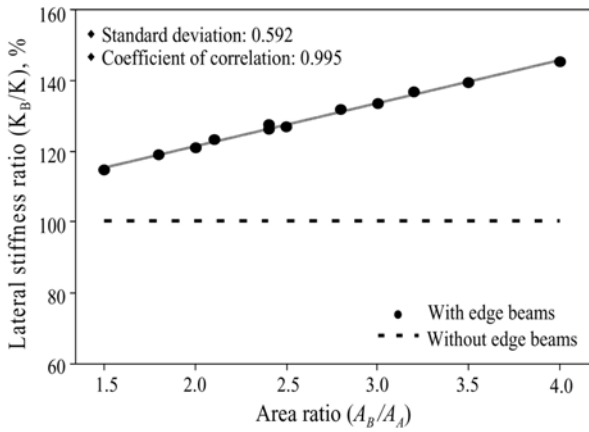


Fig. 6 Lateral stiffness ratio with respect to the area (A)

$(b \times h_b) / (c_1 \times h_s)$ 가 테두리보의 크기에 따른 횡 강성 증가를 더 적절하게 평가할 것으로 판단하였으며, Fig. 7과 같이 유효보폭 보정계수 γ 는 면적비를 변수로 하여 MATLAB의 서브프로그램인 fmins.m을 이용하여 회귀분석을 수행하여 식 (3)을 얻었다. 여기서 보정계수는 테두리 보를 갖는 플랫플레이트 시스템의 유효요소해석으로 얻은 횡 강성에 수렴하는 유효보폭을 테두리 보가 없는 플랫플레이트의 유효보폭으로 나누어 계산되었다.

$$\gamma = 0.6 \frac{bh_b}{c_1 h_s} + 0.4 \quad (3)$$

여기서 b 는 테두리보의 폭, h_b 는 테두리보의 깊이, c_1 은 기둥 폭, h_s 는 슬래브의 두께이다.

3.2 슬래브변장비와 기둥변장비의 영향에 따른 유효보폭 보정계수 제안

유효보폭 보정계수 식 (3)은 슬래브의 변장비가 1.0에 대하여 제안된 식이므로 슬래브의 변장비가 1.0이 아닌 경우에 대한 강성 평가가 이루어지는지 살펴보았다. 슬래브 변장비에 대한 영향을 판단하기 위하여 기둥의 크기는 $0.5 \text{ m} \times 0.5 \text{ m}$, 보의 크기는 $0.5 \text{ m} \times 0.8 \text{ m}$ 로 일정하게 하고 슬래브 변장비의 범위를 Banchik이 제안한 식에

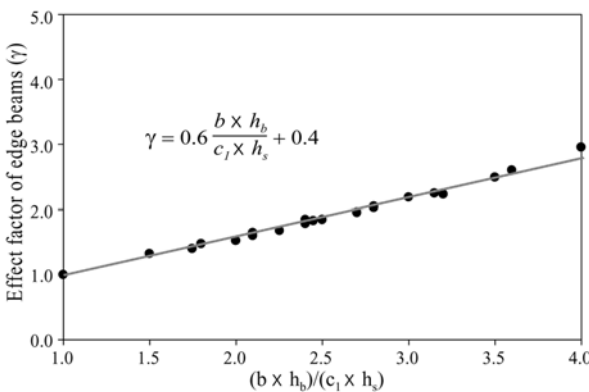


Fig. 7 Regression of coefficient with respect to the area of edge beams

근거하여 0.67과 1.5 범위의 모델에 대하여 유효요소해석을 수행하였다.

Fig. 8은 유효요소해석으로부터 얻은 횡 강성 (K_{FEM})에 대한 제안식 (3)을 사용한 유효보폭모델로부터 얻은 횡 강성 (K_{EBWM})의 비를 슬래브 변장비 (l_1/l_2)에 따라 나타내었다. 식 (3)을 사용한 유효보폭모델의 결과는 유효요소해석의 결과보다 내부 골조에서는 최고 11%, 외부 골조에서는 최고 14%의 오차를 보였다. 따라서 본 연구는 슬래브 변장비를 반영해야 할 것으로 판단하였다.

제안된 식 (3)을 갖는 유효보폭모델은 테두리보가 있는 플랫플레이트 시스템의 횡 강성을 l_1/l_2 의 값이 1.0 이하인 경우 과소평가 하고, l_1/l_2 이 1.0 이상인 경우는 과대평가하고 있다. 따라서 테두리보의 영향을 고려하여 제안된 식 (3)에 슬래브 변장비의 영향을 고려하기 위하여 l_1/l_2 의 역수를 취하여 식 (3)을 다음의 식 (4)과 같이 수정하였다.

$$\gamma = \left(0.6 \frac{bh_b}{c_1 h_s} + 0.4 \right) \left(\frac{l_2}{l_1} \right) \quad (4)$$

또한 기둥 변장비에 따른 영향을 분석하기 위하여 먼저 기둥 변장비가 1.0인 경우의 모델인 식 (3)을 이용하여 유효요소해석을 수행하였다. 보의 크기는 $0.5 \text{ m} \times 0.8 \text{ m}$, 슬래브의 크기는 각각 $6 \text{ m} \times 6 \text{ m}$ 로 일정하게 하고 기둥 변장비의 범위는 Banchik이 제안한 식에 근거하여 0.5와 2.0으로 설정하였다.

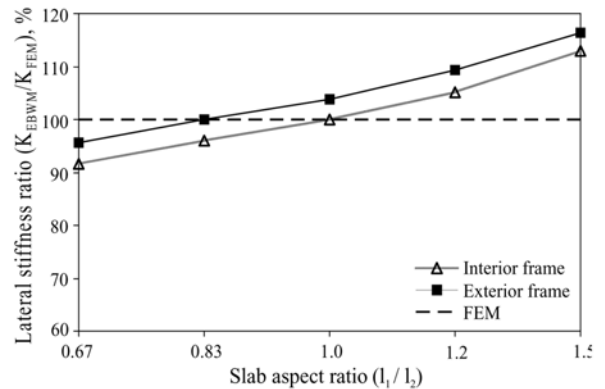


Fig. 8 Stiffness ratios with respect to column aspect ratio (l_1 / l_2)

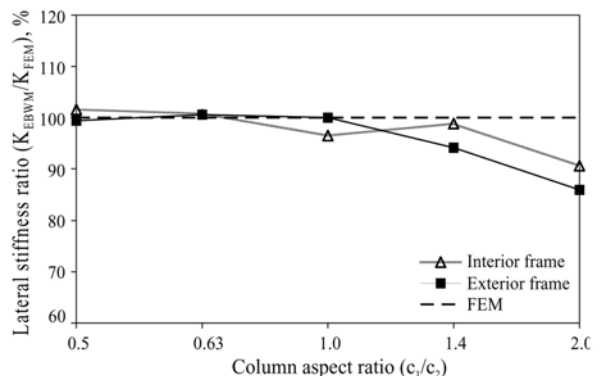


Fig. 9 Stiffness ratios with respect to column aspect ratio (c_1 / c_2)

Fig. 9는 유한요소해석에 대한 제안식 (3)을 적용한 유효보폭모델로부터 얻은 횡 강성의 비를 기둥 변장비에 따라 나타낸 것이다. 기둥 변장비에 따른 영향은 슬래브 변장비와는 다르게 일정하게 증가하지 않는다. 기둥 변장비가 2.0일 때를 제외하고 유한요소해석의 결과에 비하여 약 7% 이내의 오차를 보임으로써 기둥 변장비는 테두리보가 있는 플랫폼레이트의 횡 강성에 큰 영향을 미치지 않은 것으로 판단되었다. 따라서 기둥 변장비에 대한 영향은 본 연구에서 제외하였다.

최종적으로 테두리보의 영향을 고려할 수 있는 유효보폭은 다음 식 (5)와 (6)으로 결정된다. 식 (5)와 (6)은 Banchik의 유효보폭 식 (1)과 (2)에 테두리보의 횡 강성 증가를 고려한 보정계수 식 (4)를 곱하여 얻어진다.

$$\gamma b_e = \left(0.6 \frac{bh_b}{c_1 h_s} + 0.4\right) \left(\frac{l_2}{l_1}\right) \left(5c_1 + \frac{l_1}{4}\right) \frac{1}{1-\nu^2} \quad (\text{내부골조}) \quad (5)$$

$$\gamma b_e = \left(0.6 \frac{bh_b}{c_1 h_s} + 0.4\right) \left(\frac{l_2}{l_1}\right) \left(3c_1 + \frac{l_1}{8}\right) \frac{1}{1-\nu^2} \quad (\text{외부골조}) \quad (6)$$

4. 검증

4.1 유한요소해석 결과와 제안된 해석 모델의 비교

제안된 유효보폭 식 (5)와 (6)을 검증하기 위하여, 유효보의 깊이는 슬래브의 두께를 그대로 사용하고, 유효보폭은 내부골조의 외부 접합부에서 식 (5)를 사용하고, 외부골조의 외부 접합부에서 식 (6)을 사용하였다.

Fig. 10은 입체요소를 이용한 유한요소모델에 대한 γb_e

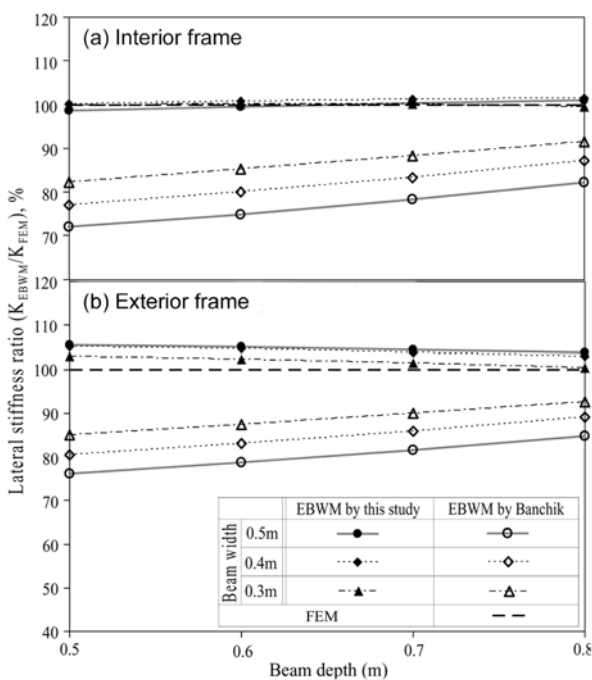


Fig. 10 Lateral stiffness ratio with respect to edge beams in interior frame and in exterior frame

로 치환한 유효보폭모델의 횡 강성비를 보의 크기에 따라 내부골조와 외부골조에 대하여 나타낸 것이다. 이때, Banchik의 제안식을 사용한 유효보폭모델과 유한요소모델의 횡 강성 결과를 함께 나타냄으로써 테두리보가 있는 플랫폼레이트의 횡 강성 평가에 있어서 기존 제안된 식을 사용한 유효보폭모델을 평가하였다.

Fig. 10(a)에서 보이는 바와 같이 Banchik이 제안한 식 (1)에 의한 유효보폭모델은 유한요소모델에 의한 결과값보다 테두리보가 있는 내부골조의 외부 접합부를 최고 28% 저평가하고 있다. 그러나 제안된 식 (5)로 γb_e 로 치환하여 해석한 테두리보가 있는 내부골조의 외부 접합부의 강성은 유한요소모델의 해석 결과와 약 1% 이내의 오차만이 발생하였다.

또한 Fig. 10 (b)에서 보이는 바와 같이 Banchik이 제안한 식 (2)에 의한 유효보폭모델은 유한요소모델에 의한 결과보다 테두리보가 있는 외부골조의 외부 접합부를 최고 24% 저평가하는 것을 알 수 있다. 그러나 제안된 식 (6)을 사용하여 γb_e 로 치환한 외부골조의 경우에는 유한요소모델의 결과와 5% 이내의 오차를 보였다.

따라서 테두리보가 있는 플랫폼레이트에 대해 제안된 유효보폭 γb_e 는 기존에 제안된 모델보다 테두리보에 의해 증가된 횡 강성을 적절히 고려하고 있다고 판단된다.

4.2 실험 결과와 해석 모델과의 비교

제안된 식을 이용한 유효보폭 모델의 횡변위 예측에 대한 평가를 위하여 Diebold와 Moehle¹⁸⁾에 의해 수행된 진동대 동적 실험 결과를 대상으로 결과를 비교하였다.

진동대 실험의 실험체는 Fig. 11과 같이 3경간의 2층 구조물로 테두리보가 있는 플랫폼레이트 시스템이다. 이 구조물의 실험 결과에 대하여 유효보폭모델을 이용한 해석결과를 비교하였다.

실험결과와 해석모델 횡 강성의 비교를 위하여 테두리보를 갖는 내부골조의 외부 접합부는 식 (5)를 사용하여 유효보폭을 산정하였으며, 내부골조의 내부접합부는 Banchik이 제안한 식 (1)로 계산된 유효보폭을 사용하였다.

유효보폭모델의 경우, 슬래브와 기둥은 보 요소를 사용하였고 사용된 단면 및 재료 특성은 실험체와 동일한 조건으로 하였다. 기초하부의 transducer는 $1.38 \times 10^7 \text{ mm}^4$ 의 단면 2차모멘트와 325 mm^2 의 전단면적을 갖는 보 요소

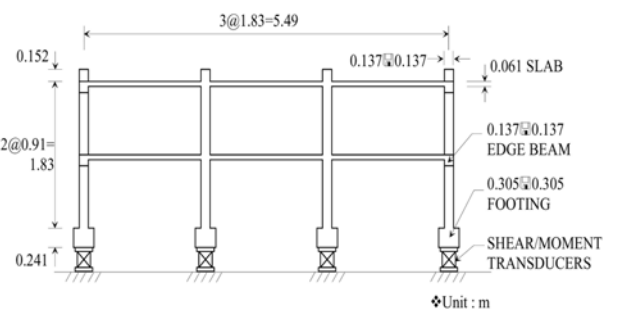


Fig. 11 Experimental specimen by Diebold and Moehle

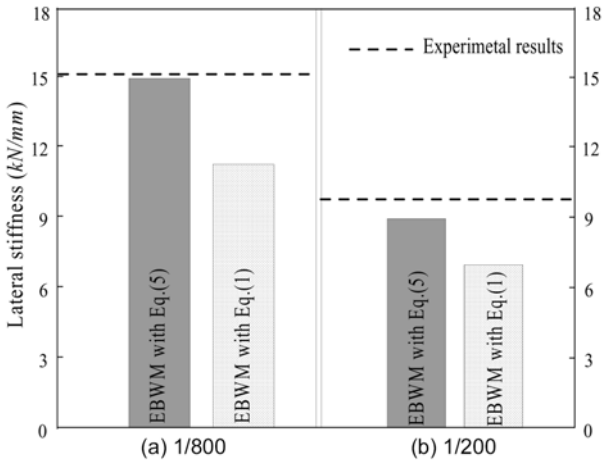


Fig. 12 Lateral stiffness ratio at drifts of 1/800, 1/200

로 모델링 하였다¹⁸⁾.

Fig. 12는 Diebold와 Mochle의 진동대 동적 실험으로부터 얻은 횡 강성, 제안된 식을 이용한 유효보폭모델의 해석 결과, 그리고 테두리보의 고려가 없는 유효보폭모델의 해석 결과를 나타내었다. 여기서 실험으로부터 측정된 횡 강성은 건물의 전단력을 지붕층 횡 변위로 나누어 계산되었다.

탄성 범위는 수평 변위비 1/800, 슬래브의 균열을 고려한 비탄성 범위는 수평 변위비 1/200에서 측정된 실험 결과와 해석 모델의 결과를 비교하였다. 해석 모델에 슬래브의 균열을 고려하기 위하여 Hwang과 Moehle¹¹⁻¹³⁾가 제안한 다음 식 (7)을 사용하였다. 진동대 실험체는 식 (7)을 사용할 수 있는 조건을 만족한다.

$$\beta = 5\frac{c}{l} - 0.1\left(\frac{LL}{40} - 1\right) \geq \frac{1}{3} \quad (7)$$

여기서 c/l 는 기둥 단면크기와 슬래브 경간에 대한 비율이고, LL 은 사용 활하중 (lb/ft^2)이다. 식 (7)은 $f_{ck} = 27.6 \text{ MPa}$, $f_y = 414 \text{ MPa}$ 일 때 사용된다.

Fig. 12 (a)와 같이 탄성해석범위에서 본 연구의 제안식 (5)을 사용하여 얻은 유효보폭의 횡 강성은 실험 결과의 97%를 나타냈다. 그러나 Banchik이 제안한 식 (1)을 사용한 유효보폭모델은 테두리보의 영향을 고려할 수 없기 때문에 실험 횡 강성을 25% 저평가한다.

또한 수평 변위비 1/200의 범위에서 제안식 (5)를 사용하여 얻은 유효보폭의 횡 강성은 실험 횡 강성의 91%를 나타냈으며, Banchik이 제안한 식 (1)을 사용한 유효보폭 모델은 28% 저평가 하는 것으로 나타났다.

5. 결 론

수평하중하의 테두리보를 갖는 플랫플레이트 시스템의 유효보폭에 관한 연구를 진행하였으며 그 결과는 다음과 같다.

- 1) 테두리보가 있는 플랫플레이트 시스템의 횡 강성은 테두리보가 없는 플랫플레이트 시스템보다 큰 강성을 보유한다. 따라서 증가된 횡 강성을 고려할 수 있도록 테두리보를 갖는 플랫플레이트 시스템의 해석 방법 또한 제시되어야 할 필요가 있다고 판단된다.
- 2) 플랫플레이트에서 테두리보의 추가로 인한 횡 강성의 증가는 주로 테두리보의 단면적과 슬래브 변장비에 영향을 받는다. 그러므로 테두리보를 고려한 유효보폭모델에서 유효보폭은 다음과 같이 제안하였다.

$$\gamma b_e = \left(0.6 \frac{bh_b}{c_1 h_s} + 0.4\right) \left(\frac{l_2}{l_1}\right) \left(5c_1 + \frac{l_1}{4}\right) \frac{1}{1-\nu^2} \quad (\text{내부골조})$$

$$\gamma b_e = \left(0.6 \frac{bh_b}{c_1 h_s} + 0.4\right) \left(\frac{l_2}{l_1}\right) \left(3c_1 + \frac{l_1}{8}\right) \frac{1}{1-\nu^2} \quad (\text{외부골조})$$

- 3) 제안된 식을 이용하여 테두리보가 있는 플랫플레이트 접합부를 유효보폭모델로 치환한 후 유한요소모델의 결과와 비교할 때, 내부골조에서 1%, 외부골조에서 5%의 오차를 갖는 것으로 나타났다.
- 4) 제안된 유효보폭모델과 진동대 동적 실험의 결과를 비교할 때, 탄성 해석 범위에서 진동대 동적 실험의 초기 강성을 적절히 나타내었으며, 강성 감소를 적용한 경우에도 적절히 평가하고 있다.
- 5) 테두리보를 고려하여 제안된 유효보폭모델은 테두리보가 있는 플랫플레이트의 강성 및 변위를 예측하는데 효과적일 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 Committee 318, *Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary*, American Concrete Institute, Detroit, 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. Aalami, B., “Moment-Rotation Relation Between Column and Slabs”, *ACI Journal*, May, 1972, pp.263~269.
4. Mehrai, M. and Aalami, B., “Rotational Stiffness of Concrete Slabs”, *ACI Journal*, Sep., 1974, pp.429~435.
5. Pecknold, D. A., “Slab Effective Width for Equivalent Frame Analysis”, *ACI Journal*, *Proceeding*, Vol.72, No.4, 1975, pp.135~137.
6. Fraser, D. J., “Elastic Analysis of Laterally Loaded Frames”,

- Journal of the Structural Engineering*, Vol.109, No.6, 1983, pp.1479~1489.
7. Darvall, P. and Allen, F. H., "Lateral Load Effective Width of Flat Plates with Drop Panels", *ACI Journal, Proceeding*, Vol.81, No.6, 1984, pp.613~617.
 8. Fariborz, B., Rainer, E., and Mehrdad, F., "Moment Transfer and Slab Effective width in Laterally loaded Edge Connections", *ACI Journal*, Sep.-Oct. 1991, pp.615~623.
 9. 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.
 10. 최정욱, 송진규 "횡하중을 받는 RC 무랑판 구조의 골조해석 모델", 대한건축학회 논문집, 18권, 3호, 2002, pp.37~46.
 11. Hwang, S. J. and Moehle, J. P., *An Experimental Study of Flat-Plate Structures under Vertical and Lateral Loads*, No. UCB/EERC-93/03, Earthquake Engineering Research Center, University of California at Berkeley, CA, Feb., 1993. 270pp.
 12. Hwang, S. J. and Moehle, J. P., "Models for Laterally Loaded Slab-Column Frames", *ACI Structural Journal*, Vol.97, No.2, 2000, pp.345~352.
 13. Hwang, S. J. and Moehle, J. P., "Vertical and Lateral Load Tests of a Nine-Panel Flat-Plate Frame", *ACI Structural Journal*, Vol.97, No.1, 2000, pp.193~203.
 14. Vanderbilt, M. D. and Corley, W. G., "Frame Analysis for Concrete Buildings", *Concrete International: Design & Construction*, Vol.5, No.12, 1983, pp.33~43.
 15. Barzegar F., Echle R., and Foroozesh M., "Moment Transfer and Slab Effective Widths in laterally Loaded Edge Connections", *ACI Structural Journal*, Vol.88 No. 5, 1991, pp.615~623.
 16. 이영욱, 김정웅 "단순등가보 모델에 의한 플랫 플레이트 구조물의 해석", 콘크리트학회 논문집, 19권, 11호, 2003, pp.57~64.
 17. MIDAS IT, *Midas GENw User's Manual*, Korea, 55pp.
 18. Moehle, J. P. and Diebold, J. W., "Lateral Load Response of Flat Plate Frame", *ASCE*, Vol.111, No.10, 1985, pp.2149~2165.

요 약 본 연구의 목적은 수평하중 하의 테두리보가 있는 플랫플레이트 시스템의 해석 방법을 제안 하는 것이다. 플랫플레이트 시스템은 보 없이 기둥이 직접 지지하는 구조로 정의되지만 일반적으로 설계에서는 테두리보를 설치하여 사용하고 있다. 수평하중 하의 플랫플레이트를 해석 할 수 있는 방법으로는 ACI 318 (2005)에서 유한요소법, 유효보폭법, 등가골조법을 제시하고 있다. 그 중 유효보폭법은 슬래브를 보요소로 치환함으로써 실용적인 해석이 가능하도록 하는 해석 방법이다. 유효보폭법에서의 보 요소는 슬래브와 같은 두께와 실제 슬래브에 대하여 어떠한 비율로 정의되는 유효보폭으로 정의된다. 그러나 유효보폭법에 관한 연구는 기하학적 변수에 대한 연구나 강성 감소 계수에 관한 연구가 일반적이고 테두리보를 고려해 줄 수 있는 유효보폭모델에 관한 연구는 아직 미미한 실정이다. 본 연구에서는 테두리보가 없는 플랫 플레이트 시스템의 횡 강성보다 테두리보가 있는 플랫플레이트 시스템의 횡 강성이 더 큰 강성을 확보하는 것을 검증하였다. 따라서 테두리보의 영향을 고려할 수 있는 플랫플레이트 시스템의 해석 방법이 제시되어야 할 필요가 있다고 판단된다. 본 연구에서는 수평하중에 대한 테두리보가 있는 플랫플레이트의 유효보폭모델을 제안하였다. 제안된 모델의 검증을 위하여 제안된 유효보폭모델의 결과값을 유한요소해석의 결과값과 비교하였다. 또한 제안된 유효보폭모델의 결과값과 기존에 수행된 실험의 결과와 비교하였다.

핵심용어 : 유효보폭, 플랫플레이트, 테두리보, 수평하중