



## 횡하중하의 포스트 텐션 플랫 플레이트 해석을 위한 강성감소계수

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

<sup>1)</sup>한양대학교 건축공학과

### Stiffness Reduction Factor for Post-Tensioned Flat Plate Slabs under Lateral Loads

Young-Mi Park,<sup>1)\*</sup> Jin-Ah Park,<sup>1)</sup> and Sang-Whan Han<sup>1)</sup>

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

**ABSTRACT** Effective beam width model(EBWM) has been used for analysis of post-tensioned(PT) flat plate slab frames under lateral loads. The accuracy of this model in predicting lateral drifts and unbalanced moments strongly depends on the estimated effective stiffness of PT flat plate slabs. As moments on the slab due to lateral loads increases, cracks occur which leads to stiffness reduction in slabs. For analyzing PT flat plate slab structure under lateral loads with good precision, reduction in slab stiffness has to be accurately estimated for EBWM. For this purpose, this study collected test results of PT flat plate system conducted by former researches. And this study reduced the width of slab so that the stiffness of the EBWM converged into the lateral stiffness of each test specimens by trial and error. By conducting nonlinear regression analysis using the stiffness ratio of the reduced width of slab to the effective width of EBWM with respect to the level of slab moments, an equation for calculating stiffness reduction factor for slab is proposed. For verifying the accuracy of the proposed equation, this study compared with the test result of the PT flat plate frame. It is shown that the EBWM with the proposed equation predicts the actual stiffness of the PT specimen which varied according to the level of applied moment.

**Keywords :** post-tensioned flat plate slab, stiffness reduction factor, effective beam width model, experiment

#### 1. 서 론

최근 공간의 가변성, 층고 절감, 그리고 장스팬의 확보를 위하여 포스트 텐션 플랫 플레이트 구조가 많이 사용되고 있다. 그리고 횡하중을 받는 포스트 텐션 플랫 플레이트 골조의 해석은 일반적으로 유효보폭모형을 많이 사용한다. 유효보폭모형은 실제의 기둥과 플랫 플레이트 슬래브를 유효보폭로 치환하여 해석하는 2차원 모델이다.

슬래브 강성은 횡하중에 의한 작용모멘트의 증가와 함께 감소하기 때문에, 슬래브의 강성 감소현상은 플랫 플레이트 골조의 해석에 반영되어야 한다. 따라서 ACI 318-08<sup>1)</sup>에서는 횡하중하의 슬래브의 강성을 계산할 때 균열의 영향을 고려할 것을 요구한다. 기존 연구자들은 횡하중에 따른 플랫 플레이트 슬래브의 강성감소계수를 비균열 슬래브단면에 대한 균열단면의 강성비로 제안하였다.

철근콘크리트(RC) 플랫 플레이트 슬래브의 강성감소계

수에 대한 초기 연구에서 Vanderbilt와 Corley,<sup>2)</sup> Moehle et al.<sup>3,4)</sup>는 강성감소계수 1/3을 제안하였다. 후기 연구에서는 Hwang과 Moehle,<sup>5)</sup> Grossman<sup>6)</sup> 그리고 Luo와 Durrani<sup>7,8)</sup>는 함수형태의 강성감소계수 식을 제안한 바 있다. 그러나 이러한 계수는 소수의 실험 결과를 이용하여 얻은 것으로, 다양한 조건(중력하중의 크기, 기하학 조건 등)을 갖는 플랫 플레이트 골조에 적용할 경우 실제 거동과 다를 수 있다. 이러한 단점을 보완하기 위하여, 한상환 등<sup>9)</sup>과 박영미<sup>10)</sup>는 기존 RC 플랫 플레이트 슬래브의 유사정적 반복 실험체들을 수집하였으며, 강성감소계수를 균열 모멘트에 대한 작용모멘트의 비를 변수로 제안하였다.

Qaisrani<sup>11)</sup>는 포스트 텐션(PT) 플랫 플레이트 접합부 실험 결과에 대하여 강성감소계수를 0.38로 평가하였고, Kang과 Wallace<sup>12)</sup>는 PT 플랫 플레이트 골조의 진동대 동적실험 결과를 바탕으로 2/3을 제안한 바 있다. 이들 값은 RC 플랫 플레이트 슬래브의 강성감소계수보다 크다. 그러나 PT 플랫 플레이트 슬래브에 대한 강성감소계수의 체계적인 연구는 부족하다.

이 연구에서는 기존 PT 플랫 플레이트 내부 및 외부 접합부의 실험체를 수집한 후, 유효보폭모형을 사용하여 접합부 실험 결과의 횡강성에 근접할 때까지 슬래브 강

\*Corresponding author E-mail: cielmi@hanyang.ac.kr

Received April 20, 2009, Revised July 3, 2009

Accepted July 6, 2009

©2009 by Korea Concrete Institute

성을 감소시켰다. 그리고 감소된 슬래브에 대한 본래의 슬래브의 비(강성감소계수)를 각 실험체에 대하여 기록하여, 이들 데이터를 비선형 회귀 분석하여 강성감소계수를 제안하였다. 또한 제안식의 검증은 위하여, 기존 PT 플랫 플레이트 골조의 실험 결과와 제안된 강성감소계수를 사용한 유효보폭모델의 해석 결과를 비교하였다.

## 2. PT 플랫 플레이트 슬래브의 강성감소계수

### 2.1 강성감소의 변수

콘크리트 부재는 작용모멘트가 증가할수록 균열로 인하여 휨강성은 감소된다. 따라서 ACI 318-08<sup>1)</sup>에서 보의 처짐 계산을 위한 식 (1)의 유효단면2차모멘트( $I_e$ )에는 작용모멘트가 포함되어 있으며, 이 연구에서는  $I_e$ 을 기초로 하여 강성감소에 영향을 미치는 변수를 분석하였다.

$$I_e = \left(\frac{M_{cr}}{M_a}\right)^3 I_g + \left[1 - \left(\frac{M_{cr}}{M_a}\right)^3\right] I_{cr} \quad (1)$$

여기서  $I_g$ 는 유효보폭에 대한 전체단면2차모멘트,  $I_{cr}$ 는 균열단면2차모멘트,  $M_{cr}$ 은 균열모멘트,  $M_a$ 는 작용모멘트이다.

식 (1)에서  $I_{cr}$ 을 계산하기 위해서는 철근양을 알아야 한다. 그러나 Fig. 1과 같이 슬래브 철근이 항복하기 이전까지는 슬래브의 철근양은 RC 플랫 플레이트 슬래브의 강성감소에 큰 영향을 주지 않는다고 밝힌 바 있다.<sup>9)</sup> Morrison과 Sozen<sup>13)</sup>의 실험체 S1, S2, S3의 철근양은 각각 0.65, 0.98, 1.31이다. 그리고 설계 초기 단계에서 철근양은 알 수 없으므로, 이 연구에서는 슬래브의 철근양은 강성감소의 변수에서 제외하였다.

Qaisrani<sup>11)</sup>와 Kang과 Wallace<sup>12)</sup>는 실험을 통하여 PT 플랫 플레이트 슬래브의 강성감소계수를 각각 0.38과 2/3로 평가하였으며, 이 계수가 RC 플랫 플레이트 슬래브에 대한 1/3의 강성감소계수보다 큰 값으로 나타난 것은 슬래브에 도입된 포스트 텐션에 의한 콘크리트내의 평균 압축응력( $f_{pc}$ )에 따른 것으로 보고하고 있다. Gayed와 Ghali<sup>14)</sup>

역시 프리스트레스 슬래브가 일반 RC 슬래브보다 강성 감소가 작게 일어난다고 하였다.

PT 플랫 플레이트 골조에서 중력하중이 재하되기 이전에 슬래브 내에 도입된 압축응력( $f_{pc}$ )은 외력에 의해 발생하는 인장력에 저항하게 되며, 인장균열의 발생을 지연시킨다. 따라서 콘크리트 평균 압축응력( $f_{pc}$ )은 다음 식 (2)과 같이 균열모멘트( $M_{cr}$ )의 계산에 포함된다.

$$M_{cr} = P_e e + \frac{P_e I_g}{A_c y_t} + \frac{f_r I_g}{y_t} \quad (2)$$

여기서  $I_g$ 는 단면2차모멘트,  $y_t$ 는 단면 중심으로부터 인장측 연단까지의 거리,  $P_e$ 는 유효 프리스트레스 힘,  $A_c$ 는 콘크리트 단면적,  $e$ 는 단면 중심으로부터 긴장재의 편심 거리,  $c_b$ 는 중립축으로부터 하부 연단까지의 거리,  $r$ 는 단면 2차 반경, 그리고  $f_r$ 은 콘크리트의 파괴계수이다.

그리고 이 연구는 강성감소에 대한 슬래브 텐던 배치의 영향을 조사하였다. 슬래브 텐던은 일반적으로 두 가지 다른 배치가 사용된다(Table 1). 한 가지 형태는 횡하중 방향으로 집중 배치 그리고 다른 방향으로 분산 배치된 형태(B-D)이고, 또 다른 형태는 횡하중 방향으로 분산 배치 그리고 다른 방향으로 집중 배치된 형태(D-B)이다.

Fig. 2는 슬래브 강성감소에 대한 슬래브 텐던 배치의 영향을 보여준다. 그러나 텐던 배치 형태와 슬래브의 강성감소는 뚜렷한 관계를 보이지 않는다. 따라서 이 연구는 PT 슬래브 강성감소에 대한 변수에서 텐던배치는 제외하였다.

이 연구는 PT 플랫 플레이트 슬래브에 대한 강성감소계수를 제안하기 위하여 균열모멘트에 대한 작용모멘트( $M_a/M_{cr}$ )를 주변수로 하였으며, 슬래브 내에 도입된 평균 압축응력은 균열모멘트 계산에 포함하였다.

### 2.2 슬래브의 강성감소계수

횡하중을 받는 PT 플랫 플레이트 골조의 해석은 일반적으로 유효보폭모델이 자주 사용된다. 따라서 이 연구에서는 PT 플랫 플레이트 슬래브의 강성감소 영향을 유효보폭모델에 적용하고자 하였다. 유효보폭모델에서 슬래브의 강성은 슬래브의 유효보폭( $\alpha l_2$ )과 슬래브 두께로 결정되고, 균열에 대한 영향을 고려하여 강성감소계수( $\beta$ )에 의하여 감소된다. 균열의 영향을 고려하기 전의 슬래브 강성은 Banchick<sup>15)</sup>이 제안한 유효보폭계수 식 (3)과 (4)를 사용하여 계산되었다.

$$\alpha_i = \left(5\frac{c_1}{l_2} + \frac{1}{4}\frac{l_1}{l_2}\right) \frac{1}{1 - \nu^2} \quad (\text{내부 골조}) \quad (3)$$

$$\alpha_e = \left(3\frac{c_1}{l_2} + \frac{1}{8}\frac{l_1}{l_2}\right) \frac{1}{1 - \nu^2} \quad (\text{외부 골조}) \quad (4)$$

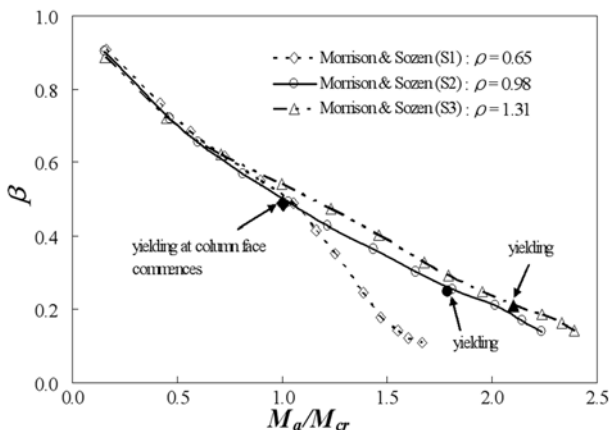


Fig. 1 Effect of reinforcement yielding on stiffness reduction

**Table 1** Dimensions, properties, and gravity shear ratio of PT interior slab-column connections

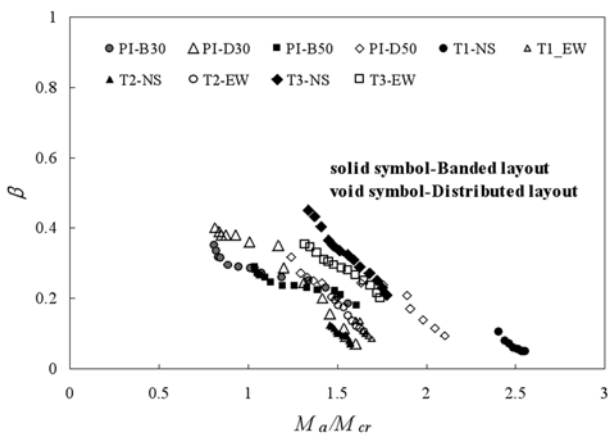
Researchers	Label	Dimensions (mm)							$f_{ck}$ (MPa)	$f_{pc}$ (MPa)	Tendon layout	$V_g$ (kN)	$V_g / V_c$
		Slab				Column							
		$l_1$	$l_2$	$h$	$d_{ave}$	$c_1$	$c_2$	$H$					
Qaisrani <sup>(1)</sup>	T1-EW	3734	3734	89	71.1	200	200	1334	28.1	1.41	D-B	113.5	0.72
	T1-NS	3734	3734	89	71.1	200	200	1334	28.1	1.41	B-D	113.5	0.72
	T2-EW	3734	3734	89	71.1	200	200	1334	28.1	1.41	D-B	104.6	0.66
	T2-NS	3734	3734	89	71.1	200	200	1334	28.1	1.41	B-D	104.6	0.66
	T3-EW	3734	3734	89	71.1	200	200	1334	27.7	1.41	D-B	86.8	0.55
	T3-NS	3734	3734	89	71.1	200	200	1334	27.7	1.41	B-D	86.8	0.55
Han et al <sup>(7)</sup>	PI-B30	4800	3600	132	104.2	300	300	2100	32.3	1.21	B-D	81.0	0.24
	PI-B50	4800	3600	132	104.2	300	300	2100	32.3	1.21	B-D	132.2	0.39
	PI-D30	4800	3600	132	104.2	300	300	2100	32.3	1.21	D-B	81.0	0.24
	PI-D50	4800	3600	132	104.2	300	300	2100	32.3	1.21	D-B	132.2	0.39
Pimanmas et al <sup>(8)</sup>	test	4800	5700	120	71.1	500	250	1800	40.4	1.41	B-D	133.1	0.49
Kwon et al <sup>(9)</sup>	PT-Control	4000	3600	110	92.4	300	300	1800	30.0	1.68	B-D	209.7	0.47
	PT-BR3	4000	3600	110	92.4	300	300	1800	30.0	1.68	B-D	203.8	0.46
	PT-BR3s	4000	3600	110	92.4	300	300	1800	30.0	1.15	B-D	184.6	0.46
	PT-BR5	4000	3600	110	92.4	300	300	1800	30.0	1.68	B-D	206.8	0.46
	PT-BR5s	4000	3600	110	92.4	300	300	1800	30.0	1.15	B-D	185.5	0.47
Kim et al <sup>(20)</sup>	PT-SR5	4000	3600	110	92.4	300	300	1800	30.0	1.68	B-D	207.8	0.46
	PT-SR7	4000	3600	110	92.4	300	300	1800	30.0	1.15	B-D	185.6	0.46
	PT-SP5	4000	3600	110	92.4	300	300	1800	30.0	1.68	B-D	207.3	0.46
	PT-SP7	4000	3600	110	92.4	300	300	1800	30.0	1.15	B-D	184.9	0.46

D = Distributed layout, B = Banded layout,

$V_g$  = gravity force to be transferred from a slab to a column,

$$V_c = (\beta_p \sqrt{f'_c} + 0.3f_{pc})b_o d + V_p,$$

where,  $\beta = \min[0.29, 0.083(\alpha_s d / b_o + 1.5)]$ ,  $\alpha_s = 40$ (for interior columns),  $30$ (for exterior columns),  $20$ (for corner columns),  $V_p$  = vertical component of effective post-tensioning force at section (0)



**Fig. 2** Effect of slab tendon arrangements on stiffness reduction

여기서  $c_1$ 과  $l_1$ 는 하중이 작용하는 방향의 기둥 폭과 슬래브 길이,  $l_2$ 는  $l_1$ 에 수직인 슬래브 폭,  $\nu$ 는 푸아송비이다.

이 연구는 슬래브의 강성감소계수를 제안하기 이전에 슬래브 강성감소계수( $\beta$ )와 플랫 플레이트 골조 시스템의 횡강성 감소계수의 관계를 조사하였다. 기존 연구에서 제안된 모든 슬래브의 강성감소계수는 플랫 플레이트 접합부 혹은 골조 실험에서 얻어진 횡강성 감소계수이다. 시스템의 횡강성 감소계수는 슬래브의 강성감소를 고려하

지 않은 슬래브-기둥 접합부의 횡강성( $K_{k_s}$ )에 대한 슬래브에 강성감소계수가 적용된 슬래브-기둥 접합부의 횡강성( $K_{\beta k_s}$ )의 비라 할 수 있다.

슬래브 강성감소계수( $\beta$ )와 플랫 플레이트 골조 시스템의 횡강성 감소계수의 관계를 조사하기 위하여 Fig. 3(a)과 같은 플랫 플레이트 슬래브-기둥 접합부가 고려되었다. 슬래브 변장비( $l_2 / l_1$ ), 기둥 형상비( $c_2 / c_1$ ), 그리고 기둥에 대한 경간비( $l$ )가 변수로 사용되었다. 접합부의 슬래브 강성은 0%에서 100%까지 감소되었고, 그때 접합부의 횡강성은 유효보폭모델<sup>15)</sup>을 사용하여 측정되었다.

Fig. 3과 같이 슬래브 강성감소계수( $\beta$ )는 시스템의 횡강성 감소계수( $K_{\beta k_s} / K_{k_s}$ )와 항상 일치하지는 않는다. 특히, 기둥 형상비( $c_2 / c_1$ )가 증가하고 기둥과 스패비( $c_1 / l_1$ )가 감소할수록 시스템의 횡강성 감소계수는 슬래브 강성감소계수와 뚜렷한 차이를 보인다. 시스템의 횡강성 감소계수( $K_{\beta k_s} / K_{k_s}$ )는 기둥 형상비( $c_2 / c_1$ )가 2.0이고 기둥과 스패비( $c_1 / l_1$ )가 0.05일 때 슬래브 강성감소계수( $\beta = 0.2$ )의 2배 값을 보였다. 따라서 이 연구는 시스템의 횡강성 감소계수를 슬래브 강성감소계수로 사용할 수 없다고 판단하였다.

이 연구에서 PT 플랫 플레이트 슬래브의 강성감소계수는 다음과 같은 방법으로 결정되었다.

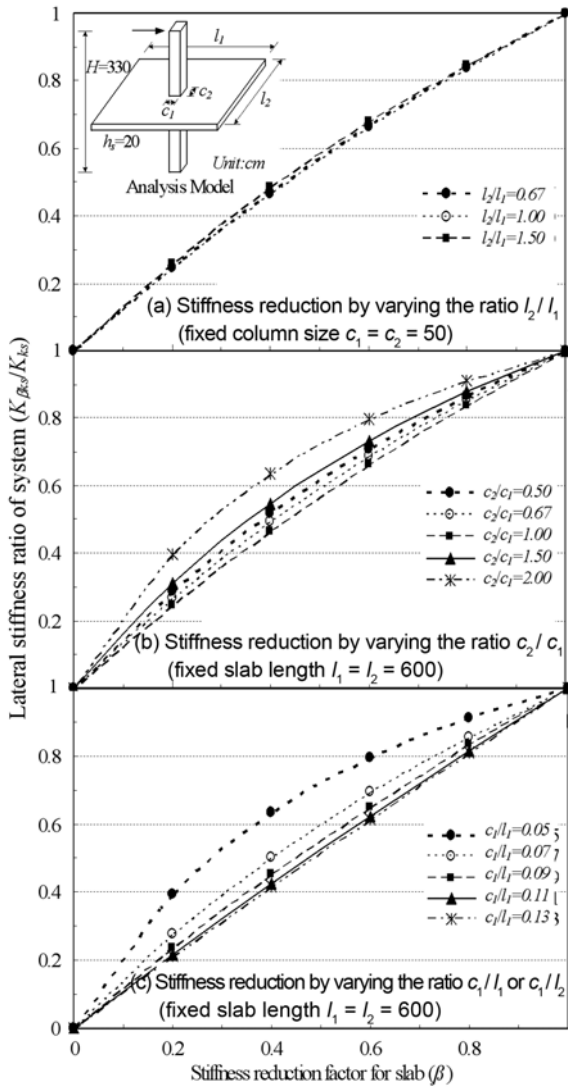


Fig. 3 Relationship between slab stiffness reduction factor and lateral stiffness reduction factor

첫째, 유사정적 반복 횡하중하에 수행된 PT 플랫 플레이트 접합부 실험 결과를 수집하여, 각 실험체의 횡강성을 찾는다. 이 때 각 하중 단계의 마지막 사이클의 두 정점(peak-to-peak)을 잇는 변위에 대한 횡강성을 사용한다.

둘째, 유효보폭모형을 사용하여 각 실험체의 횡강성에 근접할 때까지 슬래브 강성을 감소시킨다. 각 실험체의 횡강성과 감소된 슬래브를 갖는 유효보폭 모델의 횡강성이 2%이내의 오차를 갖도록 반복한다.

셋째, 감소된 슬래브에 대한 본래의 슬래브의 비, 즉 강성감소계수를 각 실험체에 대하여 기록하여,  $M_a/M_{cr}$ 에 대한 비선형 회귀분석을 수행한다. 이 때 슬래브 내에 도입된 평균압축응력( $f_{pc}$ )은 균열모멘트 계산에 포함한다.

### 2.3 PT 플랫 플레이트 내부 접합부의 강성감소계수

이 연구는 횡하중을 받는 PT 플랫 플레이트 슬래브의 강성감소계수를 제안하기 위하여 유사정적 반복 횡하중하에서 실험한 20개의 내부 접합부 실험체를 수집하였

다. Table 1는 내부 접합부 실험체의 치수, 물성치, 중력전단비 등이 나타나 있다. 앞 절에서 언급한 것과 같이 작용모멘트와 균열모멘트의 비( $M_a/M_{cr}$ )를 변수로 하여 실험체의 강성감소 경향을 찾았다. 여기서  $M_a$ 는 기둥면의 중력하중과 횡하중에 대한 모멘트의 합이다. 중력하중에 의한 모멘트는 발표된 결과를 인용하거나, 동일한 실험 조건의 탄성유한요소해석(Midas/GENw)<sup>16)</sup>으로부터 얻었다. 유한요소해석에서 슬래브는 평판(plate) 요소, 기둥은 보(beam) 요소를 사용하였으며, 기둥 내부에 해당하는 평판 요소들이 기둥 중앙의 절점과 강체거동을 하도록 하였다.

이 연구에서 각 실험체들의 횡강성은 하중 변위 곡선에서 같은 변위의 두 정점을 잇는 기울기로 정의하였다.<sup>4)</sup>

Figs. 4-6은 실험 결과로부터 얻은 슬래브의 강성감소계수( $\beta$ )이다. Fig. 4의 슬래브 강성감소계수는 슬래브내의 평균압축강도( $f_{pc}$ )를 고려하지 않은 균열모멘트( $M_{cr}$ )를 사용하여 얻은 것이다. 회귀 분석하여 얻어진 강성감소계수( $\beta$ )를 평균값으로 정하고, 실험 데이터를 분석한 결과 표준편차( $\sigma$ )는 0.07, 변동계수(COV)는 0.36, 상관계수( $\rho$ )는 0.63으로 나타났다.

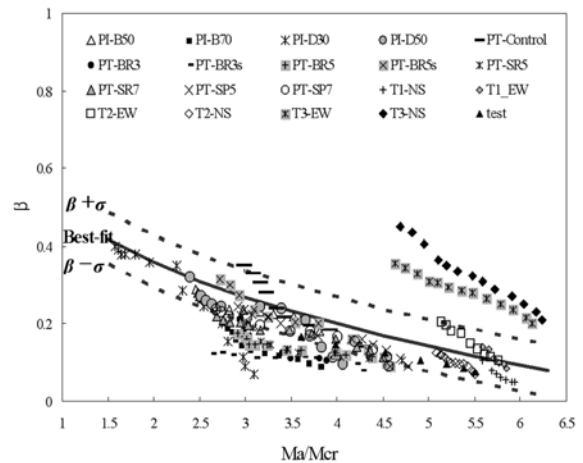


Fig. 4 Stiffness reduction factor of PT interior slab-column connections ignored  $f_{pc}$  for the slabs

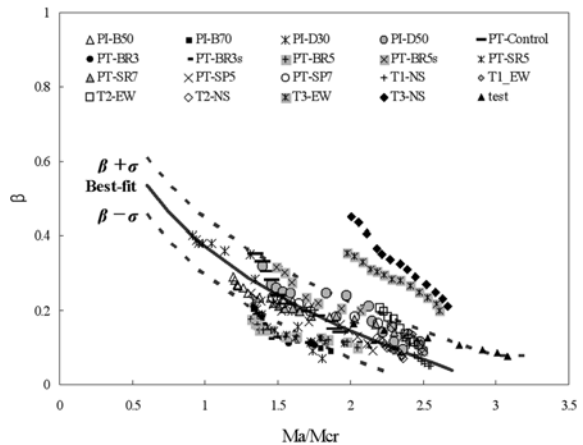


Fig. 5 Stiffness reduction factor of PT interior slab-column connections considered  $f_{pc}$  for the effective slab width ( $cd_2$ )

Fig. 5의 슬래브 강성감소계수는 슬래브 유효보폭내의 평균압축강도( $f_{pc}$ )만을 균열모멘트( $M_{cr}$ ) 계산에 포함하여 얻은 것이다. 표준편차( $\sigma$ )는 0.08, 변동계수( $COV$ )는 0.41, 상관계수( $\rho$ )는 0.48로 나타났다.

Fig. 6의 슬래브 강성감소계수는 전체 슬래브 폭에 대한 평균압축강도( $f_{pc}$ )를 고려한 균열모멘트( $M_{cr}$ )를 사용하여 얻은 것이다. 표준편차( $\sigma$ )는 0.05, 변동계수( $COV$ )는 0.29, 상관계수( $\rho$ )는 0.89로 나타났다. Fig. 6의 슬래브 강성감소계수 데이터는 Figs. 4와 5의 경우보다 표준편차가 작고, 상관관계가 크다.

이 연구에서는 전체 슬래브 폭에 대한 평균압축강도( $f_{pc}$ )를 균열모멘트( $M_{cr}$ )의 계산에 포함하여 슬래브의 강성감소계수를 제안하였다. 이 데이터를 회귀 분석하여 얻어진 PT 플랫 플레이트 내부 슬래브의 강성감소계수( $\beta$ )는 다음 식 (5)과 같다.

$$\beta = 0.34 + 0.32 \left[ \left( \frac{M_a}{M_{cr}} \right)^{-0.5} - \left( \frac{M_a}{M_{cr}} \right)^{0.5} \right] \quad (5)$$

여기서  $M_a$ 는 작용모멘트(중력하중 + 횡하중에 대한 모멘트),  $M_{cr}$ 은 유효보폭에 대한 균열모멘트이다.  $M_a$ 는 접합부의 기둥전후면의 모멘트 절댓값에 대한 최대값으로 결정된다.

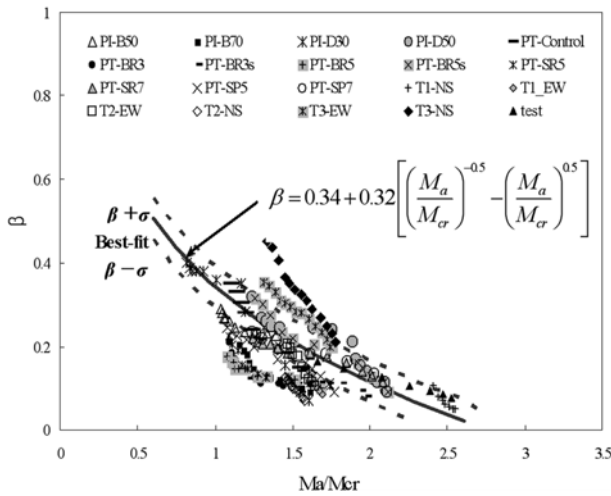


Fig. 6 Stiffness reduction factor of PT interior slab-column connections considered  $f_{pc}$  for the full slab width ( $l_2$ )

## 2.4 PT 플랫 플레이트 외부 접합부의 강성감소계수

횡하중을 받는 PT 플랫 플레이트 슬래브 골조의 외부 접합부 실험체의 강성감소계수를 제안하기 위하여 내부 접합부와 동일한 방법으로 진행하였으며, 실험체의 분석은 유사정적 반복 횡가력하에서 실험한 외부 접합부를 대상으로 하였다. 이 연구의 조건에 맞는 실험체는 많지 않다. Table 2에는 PT 플랫 플레이트 외부접합부의 치수, 물성치, 그리고 중력전단비가 나타나 있다. 여기서 Martinez<sup>21)</sup>의 실험체 C1과 C2는 코너 접합부 실험체이므로 PT 플랫 플레이트 외부 골조의 외부 접합부 실험체이므로 유효보폭계수는 식 (4)를 적용하였다.

외부 접합부 실험체들을 대상으로  $M_a/M_{cr}$ 을 변수로 하여 내부 접합부와 동일한 방법으로 진행한 결과, 유사한 강성감소 경향을 나타내었다.

Fig. 7의 슬래브 강성감소계수는 전체 슬래브 폭에 대한 평균압축강도( $f_{pc}$ )를 균열모멘트( $M_{cr}$ )의 계산에 포함하여 얻은 것이다. 회귀 분석하여 얻어진 강성감소계수( $\beta$ )를 평균값으로 정하고, 실험 데이터를 분석한 결과 표준편차( $\sigma$ )는 0.10, 변동계수( $COV$ )는 0.34, 상관계수( $\rho$ )는 0.61을 나타내었다.

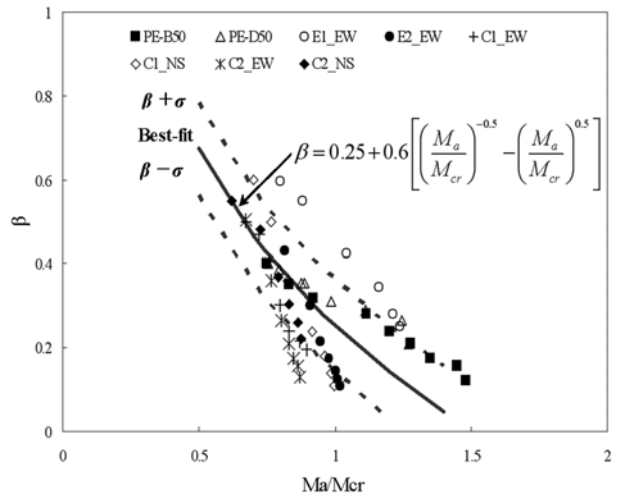


Fig. 7 Stiffness reduction factor of PT exterior slab-column connections considered  $f_{pc}$  for the full slab width ( $l_2$ )

Table 2 Dimensions, properties, and gravity shear ratio of PT exterior slab-column connections

Researchers	Label	Dimensions (mm)							$f_{ck}$ (MPa)	$f_{pc}$ (MPa)	Tendon layout	$V_g$ (kN)	$V_g/V_c$
		Slab				Column							
		$l_1/2$	$l_2$	$h$	$d_{ave}$	$c_1$	$c_2$	$H$					
Martinez <sup>21)</sup>	E1-EW	1827	3658	102	73.7	195	195	1591	33.1	1.37	D-B	113.0	0.35
	E2-EW	1827	3658	102	73.7	195	195	1591	31.8	1.42	B-D	112.1	0.34
	C1-EW	1827	3658	102	73.7	195	195	1591	40.6	1.54	B-D	80.5	0.4
	C1-NS	1827	3658	102	73.7	195	195	1591	40.6	1.54	D-B	80.5	0.4
	C2-EW	1827	3658	102	73.7	195	195	1591	42.3	1.45	B-D	81.0	0.27
	C2-NS	1827	3658	102	73.7	195	195	1591	42.3	1.45	D-B	81.0	0.27
Han et al <sup>22)</sup>	PI-B50	2400	3600	132	104.2	300	300	2100	32.3	1.21	B-D	84.1	0.34
	PI-D50	2400	3600	132	104.2	300	300	2100	32.3	1.21	D-B	80.1	0.32

$$\beta = 0.25 + 0.6 \left[ \left( \frac{M_a}{M_{cr}} \right)^{-0.5} - \left( \frac{M_a}{M_{cr}} \right)^{0.5} \right] \quad (6)$$

### 3. 제안된 강성감소계수의 검증

2장에서 PT 플랫 플레이트 내부 및 외부 접합부에 대한 강성감소계수로 각각 식 (5)와 (6)을 제안하였다. 이 연구에서 제안한 PT 플랫 플레이트 접합부의 강성감소계수를 적용한 유효보폭모델을 이용하여 Kang과 Wallace<sup>12)</sup>의 PT 플랫 플레이트 골조의 실험 결과를 예측하였다.

골조 실험체는 Fig. 8과 같이 양방향 슬래브 경간을 가진 2층 골조이다. Kang과 Wallace의 연구에서는 2층 골조에 대하여 1999년 발생한 Chi-Chi 지진(PGA = 0.136 g)에 대한 진동대 동적실험을 수행하였다. Fig. 9는 진동대

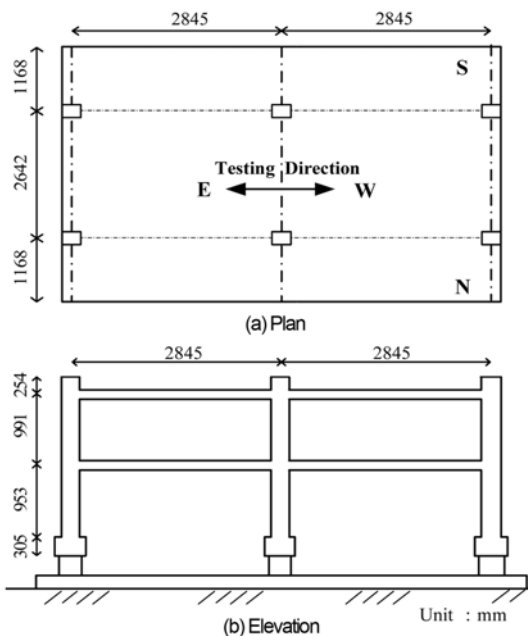


Fig. 8 2story PT flat plate frame test specimen<sup>12)</sup>

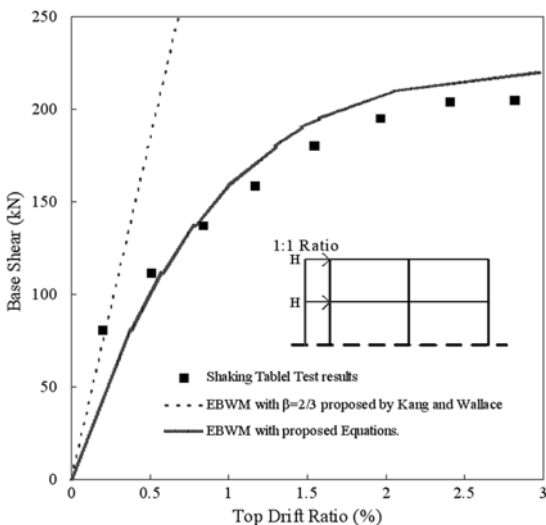


Fig. 9 Verification of the proposed slab stiffness reduction factor

실험 결과에서 얻은 밀면 전단력과 지붕층 변위각에 대한 포락곡선과 1:1(1층의 횡하중 : 2층의 횡하중)의 비에 대하여 강성감소계수 식 (5)와 (6)을 동시에 적용한 유효보폭모델<sup>15)</sup>의 해석 결과를 나타내었다. Kang et al.<sup>23)</sup>과 Mochle과 Diebold<sup>24)</sup>의 연구 결과에서 1:1 비의 횡하중은 골조에 대한 전체 거동의 평균 응답을 예측하기 위한 합리적인 비율이라고 보고하고 있다. 내부와 외부 접합부의 작용모멘트( $M_a$ )는 중력과 횡하중에 대한 부모멘트합의 최대값으로 하였다. 또한 Fig. 9에는 Kang과 Wallace가 제안한 슬래브의 강성감소계수 2/3의 결과를 나타내었다.

Fig. 9에서 제안된 PT 플랫 플레이트 슬래브의 강성감소계수를 적용한 유효보폭모델의 해석 결과는 밀면 전단력과 지붕층 변위비의 실험 결과를 초기 0~0.5% 이내에서는 다소 저평가하였으며, 0.5%~1%에서는 잘 예측하고 있다.

Fig. 9에서 Kang과 Wallace<sup>12)</sup>이 진동대 동적실험을 통하여 제안한 강성감소계수 2/3을 적용한 유효보폭모델은 초기강성을 잘 나타내고 있으나, PT 플랫 플레이트 골조의 해석에서 많은 슬래브 부재는 다른 설계모멘트를 갖게 된다. 따라서 모든 슬래브에 일괄적으로 2/3와 같은 단순한 강성감소계수를 사용하는 것은 PT 플랫 플레이트 골조의 횡강성을 정확하게 예측하기 힘들다.

PT 플랫 플레이트 골조에 대한 강성감소계수는 2/3 등 단순한 계수를 사용하기보다는 이 연구에서 제안한 바와 같이 작용모멘트와 균열모멘트의 비( $M_a/M_{cr}$ )의 크기에 따라 강성감소 값을 다르게 적용한다면, 다양한 조건의 PT 플랫 플레이트 골조의 횡강성을 정확하게 예측할 수 있을 것으로 판단된다.

### 5. 결 론

PT 플랫 플레이트 슬래브 접합부 실험체를 분석하여 강성감소 연구를 진행하였다. 이 연구를 통한 결론은 다음과 같다.

- 1) 슬래브의 횡강성은 작용모멘트( $M_a$ )의 증가에 따라 발생한 균열로 인하여 감소된다. 그리고 슬래브에 도입된 포스트 텐션에 의한 평균압축응력 ( $f_{pc}$ )은 슬래브의 인장균열의 발생을 지연시키고, 균열모멘트 ( $M_{cr}$ )의 계산에 포함된다. 따라서 강성감소의 주된 변수는 작용모멘트와 균열모멘트라 할 수 있다
- 2) 슬래브 강성감소계수( $\beta$ )는 시스템의 횡강성 감소계수와 항상 일치하지는 않는다. 특히, 기둥 형상비( $c_2/c_1$ )가 증가하고 기둥과 스패니( $c_1/l_1$ )가 감소할수록 시스템의 횡강성 감소계수는 슬래브 강성감소계수와 뚜렷이 차이를 보였다. 따라서 시스템의 횡강성 감소계수는 슬래브 강성감소계수로 직접 사용될 수 없다.
- 3) 유효보폭모델을 사용하여 기존 PT 플랫 플레이트 접합부 실험 결과의 횡강성에 근접할 때까지 슬래

브 강성을 감소시키고, 감소된 슬래브에 대한 본래의 슬래브의 비(강성감소계수)를 각 실험체에 대하여 기록하여,  $M_a/M_{cr}$ 에 대한 비선형 회귀분석을 수행한 후 PT 슬래브의 강성감소식을 제안하였다.

- 4) 1:1의 비로 하중을 가했을 때, 제안된 강성감소계수를 적용한 유효보폭모델의 해석 결과는 PT 플랫 플레이트 골조의 진동대 동적실험의 횡강성에 대하여 지붕층 변위비 0~0.5%까지는 다소 저평가하였으며, 0.5%~1%에서는 정확하게 예측하였다.

이 연구의 결과는 횡하중을 받는 PT플랫 플레이트 시스템에 대한 설계과정에서 부재력과 횡변위를 얻기 위한 목적으로 제안된 것이다. 특히 여기서 제안한 강성감소계수는  $c_1/l_1=0.05\sim 0.17$ ,  $l_2/l_1=0.54\sim 1.0$ ,  $f_{ck}=25\sim 45$  MPa,  $f_{pc}=1.15\sim 1.68$  MPa 범위 내의 실험 결과를 인용하여 얻었으므로, 이 범위 내에서 해석될 경우 가장 좋은 결과를 줄 것으로 판단된다. 또한 제안된 강성감소계수는 설계 변위로써 탄성영역(횡변위비 0.5%이내)으로 사용이 제한되어야 할 것으로 판단된다.

### 감사의 글

이 연구는 교육과학기술부(MEST) 우수연구센터육성사업인 한양대 친환경건축센터(R11-2005-056-040020-0)의 지원과 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구(KRF-2008-313-D01140)로 수행되었습니다.

### 참고문헌

1. ACI Committe 318, *Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary*, American Concrete Institute, Detroit, 2008, 473 pp.
2. Vanderbilt, M. D. and Corley, W. G., "Frame Analysis for Concrete Buildings," *Concrete International : Design & Construction*, Vol. 5, No. 12, 1983, pp. 33~43.
3. Moehle, J. P. and Diebold, J. W., "Lateral Load Response of Flat Plate Frame," *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol. 111, No. 10, 1985, pp. 2149~2165.
4. Pan, A. P. and Moehle, J. P., "Reinforced Concrete Flat Plates under Lateral Loading: An Experimental Study Including Biaxial Effects," *Report No. UCB/EERC88/16*, College of Engineering, University of California at Berkeley, 1988, 262 pp.
5. Hwang, S. J. and Moehle, J. P., "An Experimental study of Flat-Palate Structures under Vertical and Lateral Loads," *Report No. UCB/EERC-93/03*, University of California, Berkely, 1993, 270 pp.
6. Grossman, J. S., "Verification of Proposed Design Methodologies for Effective Width of Slabs in Slab-Column Frames," *ACI Structural Journal*, Vol. 94, No. 2, 1997, pp. 181~196
7. Luo, Y. H. and Durrani, A. J., "Equivalent Beam Model for Flat-Slab Buildings-Part: Interior Connection," *ACI Structural Journal*, Vol. 92, No. 1, 1995, pp. 115~124.

8. Luo, Y. H. and Durrani, A. J., "Equivalent Beam Model for Flat-Slab Buildings-Part: Exterior Connection," *ACI Structural Journal*, Vol. 92, No. 2, 1995, pp. 250~257.
9. Han, S. W., Park, Y. M., and Kee, S. H., "Stiffness Reduction Factor for Flat Slab Structures under Lateral Loads," *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol. 135, No. 6, 2009, pp. 743~750.
10. Park, Y. M., "A Modified Equivalent Frame Method for Flat Plate Systems under Lateral Laods," Ph.D thesis, Department of Architectural Engineering, Hanyang University, Seoul, Korea, 2009, 164 pp.
11. Qaisrani, A. N., "Interior Post-Tensioned Flat- Plate Connections Subjected to Vertical and Biaxial Lateral Loading," Ph.D thesis, Department of Civil Engineering, University of California, Berkeley, CA, 1993, 303 pp.
12. Kang, T. H.-K. and Wallace, J. W., "Dynamic Responses of Flat Plate Systems with Shear Reinforcement," *ACI Structural Journal*, Vol. 102, No. 5, 2005, pp. 763~773.
13. Morrison, D. G. and Hirasawa, I., and Sozen, M. A., "Lateral-Load Test of RIC Slab-Column Connection," *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol. 109, No. 11, 1983, pp. 2698~2714.
14. Gayed, R. B. and Ghali, A., "Seismic-Resistant Joints of Interior Columns with Prestressed Slabs," *ACI Structural Journal*, Vol. 103, No. 5, 2006, pp. 710~719.
15. Banchik, C. A., "Effective Beam Width Coefficients for Equivalent Frame Analysis of Flat-Plate Structures," ME thesis, University of California at Berkeley, Cali., 1987, 56 pp.
16. Midas IT, *Midas/GENw User's Manual* (Version 6.3.2), Seoul, Korea, 2004, 112 pp.
17. Han, S. W., Kee, S. H., Kang, T. H.-K., Ha, S. S., Wallace, J. W., and Lee, L. H., "Cyclic Behaviour of Interior Post-Tensioned Flat Plate Connections," *Magazine of Concrete Research*, Vol. 58, No. 10, 2006, pp. 699~711.
18. Pimanmas, A., Warnitchai, P., and Pongpornsup, S., "Seismic Performance of 3/5 Scaled Post-tensioned Interior Flat Slab-Column Connections," *Proceedings of the Asia Conference on Earthquake Engineering*, Manila, Philippines, 2004, 9 pp.
19. 권남하, 이승일, 조영상, "횡하중 작용시 중력저항 시스템으로 설계된 포스트 텐션 플랫 플레이트 슬래브 내부 기둥 접합부의 이력거동," 대한건축학회논문집 구조계, 23권, 7호, 2007, pp. 61~68.
20. 김국제, 김현우, 조영상, "횡하중을 받는 PT 플랫 플레이트 내부접합부의 구조성능에 관한 실험적 연구," 대한건축학회논문집 구조계, 24권, 5호, 2008, pp. 11~18.
21. Martinez-Cruzado, J. A., "Experimental Study of Post-Tensioned Flat Plate Exterior Slab-Column Connections Subjected to Gravity and Biaxial Loading," PhD thesis, Department of Civil Engineering, University of California, Berkeley, CA, 1993, 378 pp.
22. Han, S. W., Kee, S. H., Park, Y. M., Lee, L. H., and Kang, T. H.-K., "Hysteretic Behavior of Exterior Post-Tensioned Flat Plate Connections," *Engineering Structures*, Vol. 28, No. 14, 2006, pp. 1983~1996.
23. Kang, T. H.-K., Wallace, J. W., and Elwood, K. J., "Non-linear Modeling of Flat-Plate Systems," *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol. 135, No. 2, 2009, pp. 147~158.

24. Moehle, J. P. and Diebold, J. W., "Experimental Study of the Seismic Response of a Two-story Flat-Plate Structure," Report No. UCB/EERC-84/08, Earthquake Engineering

Research Center, University of California Berkeley, 1984, 244 pp.

---

**요 약** 횡하중을 받는 포스트 텐션(PT) 플랫 플레이트 슬래브 골조의 해석은 일반적으로 유효보폭모델을 많이 사용한다. 횡 변위비와 불균형 모멘트를 예측하기 위한 유효보폭모델의 정확성은 PT 플랫 플레이트 슬래브의 유효강성을 어떻게 평가하느냐에 달려 있다. 슬래브 강성은 횡하중에 의한 작용모멘트의 증가와 함께 감소되기 때문에, 슬래브의 강성 감소현상은 플랫 플레이트 골조의 해석에 반영되어야 하며 균열의 영향 또한 고려되어야 한다. 횡하중을 받는 PT 플랫 플레이트 슬래브 구조의 정확한 해석을 위해 슬래브 강성감소는 유효보폭모델이 정확하게 되어야 한다. 이 목적을 위해 이 연구는 기존 연구자들에 의해 실시된 PT 플랫 플레이트 내부 및 외부 접합부의 실험 결과를 수집하였다. 그리고 이 연구는 시행착오를 통해 각 실험체의 횡강성에 유효보폭모델의 강성이 수렴하도록 슬래브의 폭을 감소시켰다. 슬래브의 모멘트 크기에 따라 비선형 회귀 분석을 수행함으로써 슬래브에 대한 강성감소계수 계산식을 제안하였다. 이 연구에서는 제안된 식의 정확성을 검증하기 위해서 PT 플랫 플레이트 골조의 실험 결과와 비교하였다. 제안된 식을 적용한 유효보폭모델은 작용하중의 크기에 따라 변화하여 PT 실험체의 실제 강성을 잘 예측하는 것으로 나타났다.

**핵심용어** : 포스트 텐션 플랫 플레이트 슬래브, 강성감소계수, 유효보폭모델, 실험