

## 설계변수에 따른 플랫플레이트-기둥 접합부의 강도산정모형

이도범<sup>1)\*</sup> · 박홍근<sup>2)</sup> · 이리형<sup>3)</sup>

<sup>1)</sup>대림산업 기술연구소, <sup>2)</sup>서울대학교 건축학과, <sup>3)</sup>한양대학교 건축공학부

## Strength Prediction Model of Interior Flat-Plate Column Connections according to Design Parameters

Do-Bum Lee<sup>1)\*</sup>, Hong-Gun Park<sup>2)</sup>, and Li-Hyung Lee<sup>3)</sup>

<sup>1)</sup>Technology Research Institute, Daelim Industrial Co., Jongno-Gu, Seoul 110-732, Korea

<sup>2)</sup>Dept. of Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul 151-742, Korea

<sup>3)</sup>Dept. of Architectural Engineering, Hanyang University, Seoul 133-791, Korea

**ABSTRACT** In the present study, a numerical analysis was performed for interior connections of continuous flat plate to analyze the effect of design parameters such as column section shape, gravity load and slab span on the behavioral characteristics of the connections. For the purpose, a computer program for nonlinear FE analysis was developed, and the validity was verified. Through the parametric study, the variations of shear stress distribution around the connection were investigated. According to the result of numerical analysis, as the length of the cross section of column in the direction of lateral load increases and gravity load increases, the effective area and the maximum shear strength providing the torsional resistance decrease considerably. And as the slab span loaded with relatively large gravity load increases, the negative moment around the connection increases and therefore the strength of connection against unbalanced moment decreases. By considering the effect of design parameters on the strength of the connections, the effective shear strength to calculate the torsional moment capacity of connection was proposed and the effectiveness of the proposed shear strength was verified.

**Keywords** flat-plate column connection, strength prediction, FEM analysis, design parameter

### 1. 서 론

플랫플레이트 구조형식은 공기단축, 낮은 층고, 자유로운 평면계획, 중간소음저감 등의 장점을 가진다. 이러한 많은 장점들로 인하여 플랫플레이트 구조형식이 최근 고층주거건물에 많이 사용되고 있다. 그런데 플랫플레이트 구조형식은 이전의 벽식구조에 비하여 시공적, 계획적인 측면에서는 많은 장점을 가지나 구조안전성 측면에서는 안전율이 크지 않기 때문에 정밀한 시공과 구조검토를 필요로 한다. 구조적 측면에서 볼 때, 플랫플레이트 구조형식은 면요소인 슬래브와 선요소인 기둥으로 이루어진 구조로서(Fig. 1 참조) 접합부의 거동이 매우 복잡하며, 합리적인 구조계획이 이루어지지 않는 경우 접합부에서 편침에 의한 취성파괴가 발생할 수 있다. 이러한 취성파괴를 방지하려면 플랫플레이트 접합부가 충분한 강도를 가지고도록 설계되어야 한다. 또한 플랫플레이트 시스템을 횡력저항요소로 사용하는 경우, 플랫플레이트-기

등 접합부에 발생하는 불균형모멘트에 저항할 수 있도록 접합부설계가 이루어져야 한다.

콘크리트구조 설계기준(KCI)<sup>1)</sup>, ACI 기준<sup>2)</sup> 그리고 CEB-FIP Model Code<sup>3)</sup>에서는 플랫플레이트 구조의 슬래브-기둥 접합부에 대한 강도산정모형을 제안하고 있으며 각 강도산정모형에 대한 자세한 내용은 이전연구<sup>4)</sup>에서 기술한 바와 같다. 그러나 Luo<sup>5)</sup>, 박홍근, 최경규<sup>6)</sup>, 이도범<sup>4,7)</sup> 등의 연구에 의하면 기존의 설계식들은 불합리한 응력분포가정과 위험단면산정으로 인하여 기존 실험연구에서의 플랫플레이트 접합부 강도를 정확히 예측하지 못하

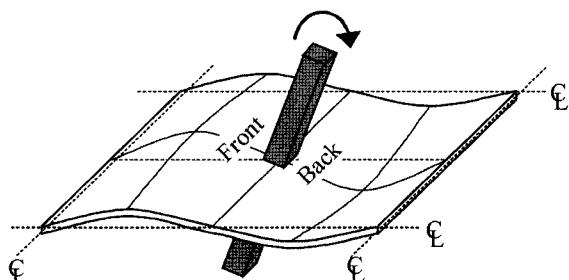
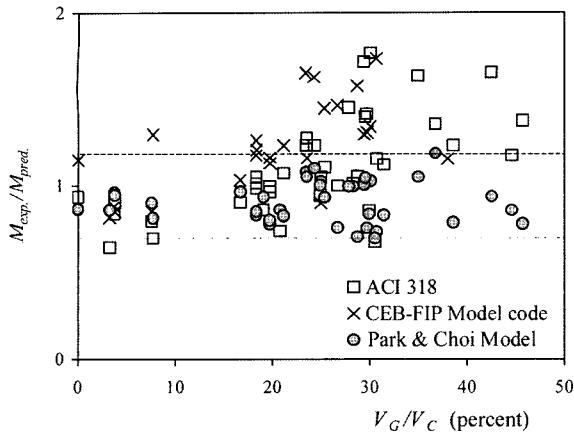


Fig. 1 Deformed shape of slab-column subassemblage

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

Received December 7, 2005, Accepted March 15, 2006

©2006 by Korea Concrete Institute



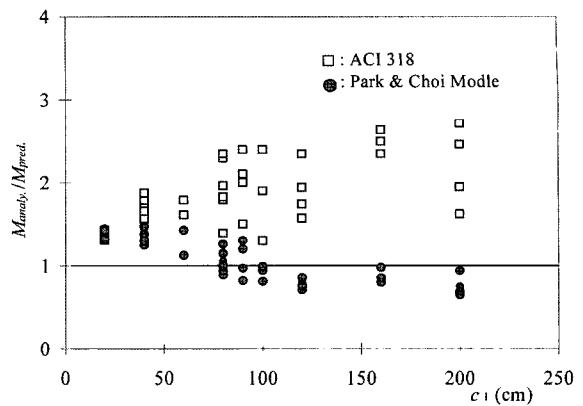
$M_{exp}/M_{pred}$  = ratio of real strength by experiment to strength prediction  
 $V_G/V_C$  = ratio of direct shear to nominal shear strength

Fig. 2 Strength prediction for experiment

고 있다. Fig. 2는 플랫플레이트-기둥 접합부 강도실험결과<sup>5,8,9,10-15)</sup>와 각 강도산정모형에 의해 예측된 강도를 비교한 그림이다. Fig. 2의 실험대상인 플랫플레이트 접합부는 플랫플레이트 구조 내부접합부에 중력을 재하한 후, 횡력을 가력하여 모멘트 저항성능과 변형능력을 평가하기 위한 시험체들로서 자세한 상세는 이전연구<sup>4)</sup>에 나타나 있다. Fig. 2에서 알 수 있듯이 ACI와 CEB-FIP 기준은 강도실험결과에 대한 접합부 강도 예측에 있어서 정확성이 떨어지며 예측편차가 큰 것을 알 수 있다. 따라서 ACI와 CEB-FIP에 의한 접합부 설계방법은 접합부의 복잡한 거동을 적절히 반영하고 있지 못하다고 할 수 있다.

박홍근, 최경규<sup>6)</sup>는 기존 실험연구 분석과 비선형유한요소해석을 통하여 플랫플레이트 접합부 위험단면에서의 응력분포상태를 새롭게 정의하고 접합부의 위험단면을 현실적으로 고려한 플랫플레이트 접합부 강도산정모형을 제안하고 있으며, 이 강도산정모형은 비교적 실험결과를 정확히 예측하고 있다. Fig. 2에서 볼 수 있듯이 기존 무량판 접합부 실험에 대한 강도예측에 있어서 박홍근, 최경규 모형은 기존의 ACI, CEB-FIP 설계기준보다 정확한 강도예측이 가능하다.

하지만 Fig. 2에서 볼 수 있듯이 박홍근, 최경규 모형은 일부 경우에 있어서 실험결과를 과대평가하고 있으며, 이전연구<sup>4,7)</sup>에 의하면 이러한 결과를 보이는 시험체는 대부분 횡하중 가력방향의 기둥폭  $c_1$ 이 긴 경우이다. 이전 연구<sup>4,7)</sup>에서 수행된 수치해석에서 횡하중 가력방향의 기둥폭  $c_1$ 이 긴 경우, ACI 기준은 접합부 강도를 지나치게 과소평가하며 박홍근, 최경규 모형의 경우 접합부 강도를 과대평가함을 알 수 있다<sup>4)</sup>(Fig. 3 참조). 이는 박홍근, 최경규의 연구에서 비선형유한요소해석의 변수로 사용된 기둥 치수나 슬래브 치수가 실제 건설되고 있는 플랫플레이트 시스템의 기둥, 슬래브 치수보다 작아서 기둥단면 형태에 따른 접합부의 응력변화를 합리적으로 반영하지 못했기 때문이다. 특히 최근 국내에서 건설되고 있는



$M_{analy.}/M_{pred}$  = ratio of strength by numerical analysis to strength prediction  
 $c_1$  = length of the cross section of column in the direction of lateral load

Fig. 3 Strength prediction by ACI 318 and Park's model according to  $c_1$ <sup>4)</sup>

플랫플레이트 구조시스템은 횡력에 대한 저항성을 크게 하기 위하여 기둥의 단면이 매우 큰 직사각형 형태인 경우가 많으므로 접합부 강도산정모형에서는 이러한 기둥의 형태적 요소를 적절히 반영해야 한다.

본 연구에서는 기존의 강도산정모형에서 고려가 부족했던 기둥단면형태를 비롯하여, 경간, 철근비, 중력하중 등의 설계변수에 따른 접합부의 거동변화를 비선형유한요소해석을 통하여 분석하고, 이를 기존 강도산정모형과 비교하고자 한다. 또한 이를 토대로 하여 실제 사용되고 있는 플랫플레이트-기둥 접합부 설계변수의 영향을 합리적으로 반영할 수 있는 플랫플레이트-기둥 접합부 강도산정모형을 제안하고자 한다.

## 2. 플랫플레이트-기둥 접합부의 비선형유한요소해석

### 2.1 해석모델

플랫플레이트-기둥 접합부 강도를 분석하기 위하여 기존연구<sup>4,6,7,16,17)</sup>를 통하여 검증된 비선형유한요소해석 프로그램<sup>4,6,7,16)</sup>을 이용하였다. 이전연구<sup>4,7)</sup>에서는 Ghali<sup>18)</sup>, Farhey<sup>19)</sup>, Moehle<sup>14)</sup>, 이현호<sup>20)</sup>의 실험연구와 해석프로그램에 의한 해석결과를 비교하여 해석프로그램의 유효성을 검증하였으며, 검증결과 다양한 설계변수에 의한 플랫플레이트 접합부의 거동을 분석하기 위해 기존연구에서 사용하였던 해석프로그램을 이용하는 데에는 무리가 없는 것으로 판단된다. 다만, 본 연구에 사용된 유한요소 해석프로그램은 수치해석의 특성상 콘크리트 균열 후 취성파괴가 일어나는 접합부에 대해서 연성도를 크게 평가할 수 있으나 전체적인 강성이거나 강도의 예측에는 이전 연구<sup>4)</sup>에서 밝혀진 바와 같이 상당한 정확성을 지니고 있다.

기둥단면형태, 중력하중, 슬래브 경간, 철근비, 슬래브 두께에 따른 플랫플레이트-기둥 접합부의 극한거동을 분

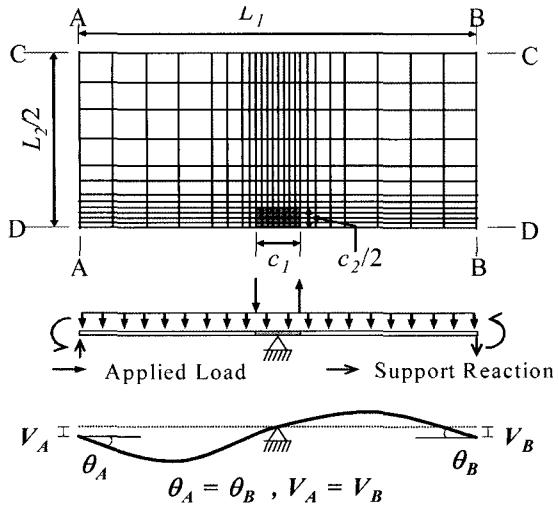


Fig. 4 Finite element model of flat plate-column connection

Table 1 Column section shape for numerical analysis

$c_2$ (mm)	$c_1$ (mm)				
200	200	400	600	800	1600
300	200	300	600	900	1800
400	200	400	800	1200	2000
600	200	300	600	900	1200
800	200	400	800	1600	-
1000	200	500	1000	2000	-
2000	200	500	1000	-	-

$c_1, c_2$  = length of cross section of column parallel and normal to the direction of lateral load.

석하기 위하여 Fig. 4와 같은 해석모델을 사용하였다. 해석모델에서는 기존연구<sup>6,16)</sup>를 참고하여 실제 연속슬래브의 경계조건을 충실히 반영하였다. 해석모델은 경간길이가 일정한 연속슬래브의 대칭성을 고려하기 위하여 슬래브의 A와 B면에서는 서로 대응되는 모든 변위가 일치하도록 하였으며 C면과 D면에서는 C-C축과 D-D축에 대한 회전변위를 구속하였다.

기둥 단면적에 해당하는 슬래브부분은 무한 휨강성을 가지는 요소로 이상화하였으며, 중력하중을 실현하기 위하여 슬래브에 수직하중을 균등재하하였고 기둥에 작용하는 불균형 모멘트는 두 개의 짹힘으로 재하하였다. 플랫플레이트-기둥 접합부 강도모델을 개선하기 위하여 기둥단면형상, 중력하중, 경간, 슬래브 두께, 철근비를 변수로 하여 수치해석을 수행하였다. Table 1에 정리된 바와 같이 다양한 가로와 세로 비율을 선택하여 기둥단면형상에 따른 접합부의 거동변화를 분석하였다. 단면형태뿐만 아니라 중력하중( $V_g/V_c = 0, 0.25, 0.50, 0.75$ ), 스팬길이(4, 5, 6, 7, 8 m), 슬래브 두께(200, 225, 250, 275, 300 mm), 슬래브 철근비(0.36, 0.6, 0.9 1.2%)를 해석변수로 하여 실제 사용이 가능한 범위내에서의 다양한 플랫플레이트 접합부에 대한 수치해석을 수행하였다.

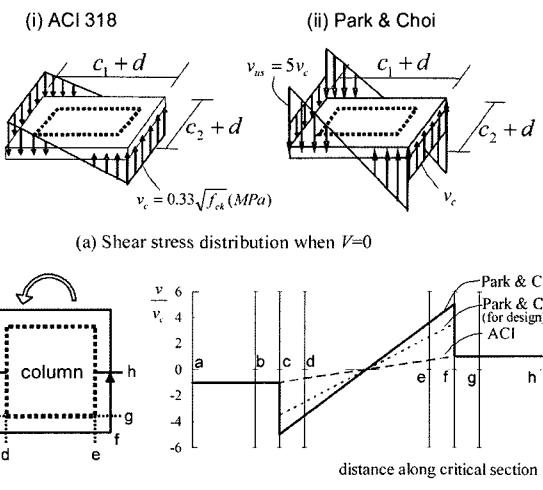


Fig. 5 Comparison of shear stress distribution between ACI 318 and Park & Choi model when  $V=0$

## 2.2 해석 결과

### 2.2.1 기둥폭( $c_1, c_2$ )의 영향

기준의 ACI(KCI) 기준과 박홍근, 최경규 강도모형에서 플랫플레이트 접합부의 강도산정을 위하여 가정된 위험단면에서의 전단응력분포는 Fig. 5와 같다. Fig. 5(b)의 전단응력분포는 접합부가 최대강도를 발휘할 때, 하중가력 축과 위험단면이 만나는 a점부터 시작하여 화살표 방향으로의 전단응력을 나타내고 있다. Fig. 5(b)에서는 ACI 기준에서 가정한 전단응력 분포, 박홍근 모형에서 가정하는 전단응력 분포를 함께 보여주고 있다. 기준 ACI(KCI) 설계기준에서는 전후면과 측면의 최대편심전단응력을  $v_c = 0.33(f_{ck})^{0.5}$  (MPa)로 일정하게 정의하고 있다. 반면 박홍근이 제안한 설계방법에서는 비선형해석결과에 근거하여 전후면과 측면의 최대 편심전단응력을 각기 별도로 산정하였으며, 그 크기는 전후면에서는 대략  $v_c = 0.33(f_{ck})^{0.5}$  (MPa)이고 측면에서는 안전측으로  $v_{us} = 3.5 \times 0.33(f_{ck})^{0.5}$  (MPa)로 정의하였다. 플랫플레이트-기둥 접합부가 불균형모멘트를 받을 때, 위험단면의 전후면과 측면은 서로 다른 응력상태를 가지게 되므로 최대편심전단응력을 전후면과 측면에서 다르게 산정하는 것은 합리적이라고 판단된다.

우선, 횡하중 가력직각방향 기둥폭( $c_2$ )가 접합부 강도에 미치는 영향은 Fig. 6(1), (2)에 나타난 바와 같다. Fig. 6(1), (2)는 양방향의 슬래브 경간길이 = 4m, 슬래브 두께 = 0.2m, 상부철근비 = 0.8%, 하부철근비 = 0.4%, 중력하중 = 0이고 기둥치수가  $0.3 \times 0.3, 0.3 \times 0.6(c_1 \times c_2, \text{ m})$ 인 플랫플레이트 접합부의 수치해석 결과를 보여주고 있다. Fig. 6(b)는 접합부 전체의 휨모멘트-회전각 관계를 보여주고 있으며, Fig. 6(d)는 전체 불균형모멘트에 대한 저항성분 중에서 위험단면의 전후면에서의 휨모멘트-회전각 관계와 측면전단모멘트-회전각 관계를 나타내고 있다. 또한 Fig. 6(c)는 접합부 강도가 최대인 시점에서 위험단

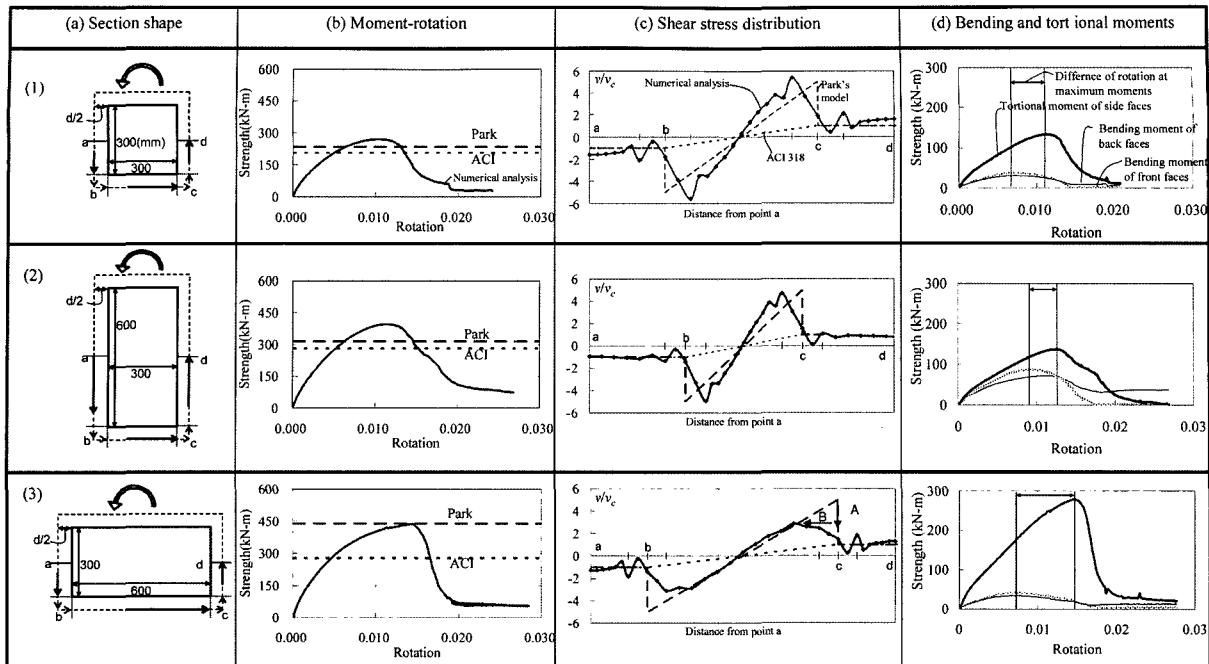


Fig. 6 Strength and behavior variations of flat plate-column connection according to lengths of the cross section of column

면에서의 전단응력분포를 나타내고 있다. Fig. 6(1-b), (2-b)에서 볼 수 있듯이 ACI 318은 접합부강도를 과소평가하고 있으나 박홍근 모형의 경우 ACI 318보다 비교적 합리적으로 강도를 평가하고 있다. Fig. 6(1-c), (2-c)에서 보이듯이 위험단면에서의 전단응력분포 역시 박홍근 모형이 해석결과를 잘 예측하는 것을 볼 수 있다. 반면 ACI 기준의 경우, 휨에 대한 위험단면을 크게 산정하였기 때문에 전단응력분포가 실제보다 작게 산정되는 것을 알 수 있다. 따라서 횡하중 가력직각방향 기둥폭이 접합부 거동에 미치는 영향은 박홍근 모형을 사용하여 결과를 예측하는 데에 큰 무리가 없는 것으로 판단된다. 다만 Fig. 6(1-b), (2-b)에 나타나 있듯이 횡하중 가력직각방향 기둥폭  $c_2$ 가 커질수록 최대강도 이후 강도감소가 점진적으로 일어나는 것을 알 수 있다. 이는 Fig. 6(1-d), (2-d)에 보여진 바와 같이,  $c_2$ 가 커질수록 전체 불균형모멘트 저항성분 중에서 전후면 휨에 의한 비중이 커져서 휨에 의한 안정적인 거동이 가능해지고 전후면 휨모멘트가 최대일 때의 회전과 측면전단모멘트가 최대일 때의 회전의 차가 줄어들어서 측면전단모멘트가 전후면의 휨모멘트 감소에 관계없이 안정적으로 거동할 수 있기 때문이다.

수치해석 결과, 여러 해석변수 중 접합부 거동에 가장 큰 영향을 미치는 것은 중력하중의 크기와 횡하중 가력방향의 기둥폭( $c_1$ )이다. 특히  $c_1$ 이 접합부 거동에 미치는 영향은 기존연구<sup>8,16)</sup>나 기준<sup>1,3)</sup>에서 고려된 바가 없었으나 이전연구<sup>4,7)</sup>를 통하여 횡하중 가력방향의 기둥폭( $c_1$ )이 접합부 거동에 미치는 영향을 밝혀내었다. 이전연구에 따르면 하중가력방향과 평행한 기둥폭( $c_1$ )이 긴 경우에는 비틀림 전단을 받는 유효영역이 줄어드는 것을 볼 수 있으며(Fig. 6(c-3)의 B), 또한 최대전단응력이 박홍근 모형

에서 제시한 수치보다 작아지는 현상도 발견할 수 있다 (Fig. 6(c-3)의 A). 이와 같은 현상이 일어나는 이유는 하중가력방향과 평행한 기둥폭( $c_1$ )이 길어질수록 위험단면에서의 회전이 크지 않은 시점에서 위험단면 전후면에서 휨에 의한 극한 응력을 받게 되고, 이로 인해 회전이 진행될수록 전후면의 휨에 의한 저항성분이 감소하고 전후면에 인접한 측면까지 휨에 대해서 영향을 받아 비틀림 전단응력과 비틀림 전단을 받는 영역이 작아지기 때문이다. 하중가력방향과 평행한 기둥폭( $c_1$ )이 긴 경우, 전후면 모멘트가 최대일 때의 회전과 측면전단모멘트가 최대일 때의 회전의 차가 커진다 (Fig. 6 (3-d) 참조). 이는 하중가력방향과 평행한 기둥폭( $c_1$ )이 긴 경우, 위험단면의 전후면에서 휨에 의한 극한 상태에 빨리 도달하고 이 부분의 휨강도가 떨어지면서 위험단면 측면까지 영향을 미치게 된다는 것을 의미한다. 따라서  $c_1$ 이 긴 경우, 설계 개념상 각 저항성분의 최대강도를 단순히 합해서 접합부의 강도를 산정하는 기준의 강도산정방식에 문제가 있다고 할 수 있다.

기둥단면형태를 변수로 한 플랫플레이트 접합부 수치해석결과를 정리하면 하중가력방향과 직각인 기둥폭  $c_2$ 가 접합부에 미치는 영향은 기존 박홍근이 제안한 강도모형으로 적절한 예측이 가능한 반면, 하중가력방향과 평행한 기둥폭  $c_1$ 이 접합부에 미치는 영향을 합리적으로 예측하기 위해서는 기존 박홍근 강도모형의 개선이 필요하다고 할 수 있다.

## 2.2.2 중력하중의 영향

중력하중은 플랫플레이트-기둥 접합부의 강도와 연성도에 큰 영향을 미치는 변수로 알려져 왔다.<sup>6,11)</sup> 수치해석을 통해 살펴본 중력하중에 의한 접합부의 거동변화는

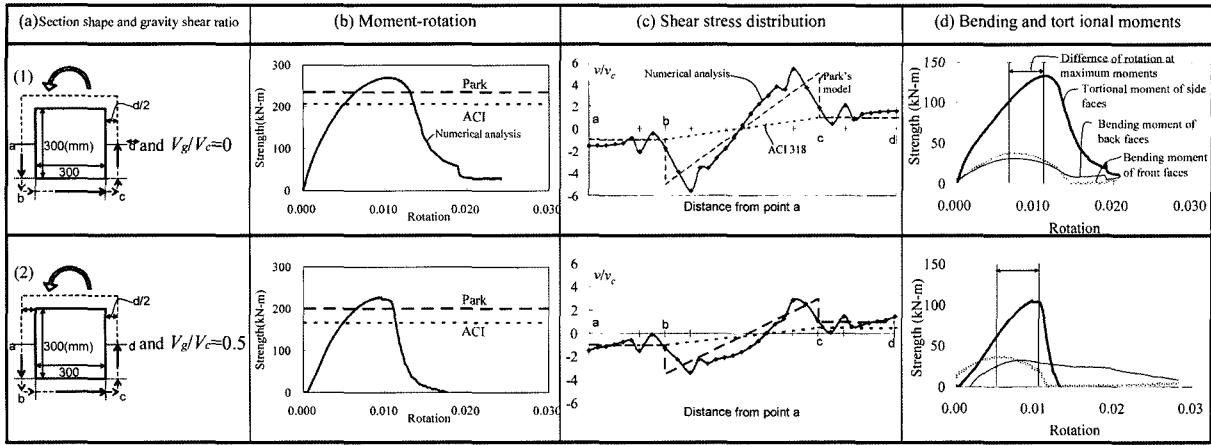


Fig. 7 Strength and behavior variations of flat plate-column connection according to gravity shear ratio

Fig. 7에 나타난 바와 같다. Fig. 7은 양방향의 슬래브 경간길이 = 4m, 슬래브 두께 = 0.2m, 상부철근비 = 0.8%, 하부철근비 = 0.4%, 기둥치수가  $0.3 \times 0.3(m)$ 이고 중력하중이 재하되지 않은 경우와 전단강도에 50%에 해당하는 전단력을 접합부에 전달하도록 중력하중을 재하하는 경우에 대해 플랫플레이트-기둥 접합부의 수치해석 결과를 보여주고 있다. 수치해석결과, 전단강도에 50%에 해당하는 전단력을 접합부에 전달하도록 중력하중을 재하하는 경우의 접합부는 중력하중이 재하되지 않은 경우의 접합부에 비해 강도는 16% 정도 감소하고 연성도는 23%정도 감소하였다. 일반적인 경향과 마찬가지로 Fig. 7(b)에서 볼 수 있듯이 ACI 318은 접합부강도를 과소평가하고 있으나, 박홍근 모형의 경우 ACI 318보다 비교적 합리적으로 강도를 평가하고 있다. 박홍근 모형은 위험단면에서 중력하중에 의한 최대압축응력( $\sigma_e$ )에 따라 측면의 최대전단응력( $v_{us}$ )을 다음과 같이 정의하였다.

$$\frac{v_{us}}{v_c} = 5.0 - 2.5 \left( \frac{\sigma_e}{f_{ck}} \right) \quad (1)$$

따라서 박홍근 모형에 의하면 중력하중에 의해 측면에서의 최대전단응력과 응력분포가 Fig. 7(c)와 같이 정의되고, 이는 해석결과와 유사한 분포를 보이므로 실제 거동을 잘 예측한다고 할 수 있다. 반면 ACI 318은 중력하중의 영향을 합리적으로 반영하고 있지 못하여 응력분포를 제대로 예측하지 못함을 Fig. 7(c)를 통해서 알 수 있다.

Fig. 7(b), (d)를 통해 볼 때, 중력하중이 증가함에 따라 접합부의 회전변형능력이 줄어드는 것을 볼 수 있다. 이는 중력하중에 의해서 측면의 최대전단응력이 줄어들기 때문이다. 또한 Fig. 7(d)에서와 같이, 중력하중에 의한 부모멘트의 영향으로 전면(front face)에서의 휨모멘트가 상대적으로 빨리 극한강도에 도달하여 강도연화현상을 나타내며, 이는 측면전단모멘트가 최대일 때의 시점과 상당한 차이를 가져오고 이로 인해 측면전단응력에도 영향을 미쳐 변형능력을 감소시키는 역할을 한다. 이처럼 중

력하중은 플랫플레이트-기둥 접합부의 강도와 연성도에 큰 영향을 미치며 박홍근의 접합부 강도평가 모형은 이러한 중력하중의 영향을 비교적 잘 예측하는 것으로 나타났다.

### 2.2.3 경간길이의 영향

수치해석결과를 살펴볼 때, 플랫플레이트-기둥 접합부의 강도는 접합부 자체의 크기, 기둥단면형태, 재료강도 뿐만 아니라 위험단면에서의 응력상태에 의해서도 큰 영향을 받는다. 하지만 현재 플랫플레이트-기둥 접합부의 강도를 산정하는 기준<sup>1,2)</sup>이나 제안식<sup>6)</sup>은 이러한 접합부 응력상태에 대한 고려가 부족하다고 할 수 있다. 기존 기준은 접합부 강도를 산정하는 데에 있어서, 위험단면에서의 응력상태를 고려하는 요소로 중력하중에 의해서 전달되는 전단하중만을 고려할 뿐이다. 하지만 위험단면에서의 응력상태는 전단하중 뿐만 아니라 플랫플레이트 슬래브의 경간길이에 의해서도 영향을 받는다. Fig. 8은 슬래브 두께 = 0.2m, 상부철근비 = 0.8%, 하부철근비 = 0.4%, 기둥치수가  $0.9 \times 0.3(m)$ 이고 중력하중이 없는 경우와 전단강도의 50%에 해당하는 전단력을 접합부에 전달하도록 중력하중을 가력하는 경우, 양방향의 슬래브 경간길이가 4m 또는 6m인 플랫플레이트-기둥 접합부의 수치해석 결과를 보여주고 있다.

Fig. 8(1)은 중력하중이 없을 때, 양방향 경간 길이가 4m, 6m인 경우의 플랫플레이트-기둥 접합부 거동을 비교하고 있다. Fig. 8(1)에 나타난 바와 같이 경간 길이에 따라서 거동양상이 달라지는 것을 알 수 있다. 경간길이가 6m인 경우, 접합부의 강도와 연성도가 경간길이가 4m인 경우보다 큰 것을 Fig. 8(1-b)를 통해서 알 수 있다. 하지만 ACI 기준이나 박홍근의 강도산정 모형은 접합부 강도를 산정함에 있어서 경간길이의 영향을 고려하지 않으므로 경간길이와 관계없이 일정한 강도를 예측하고 있음을 Fig. 8(1-b)에서 볼 수 있다. 또한 앞서 언급한 바와 같이  $c_1$ 이 긴 경우에 박홍근 모형은 접합부 강도를 과대평가하는 반면 ACI 기준은 접합부 강도를 과

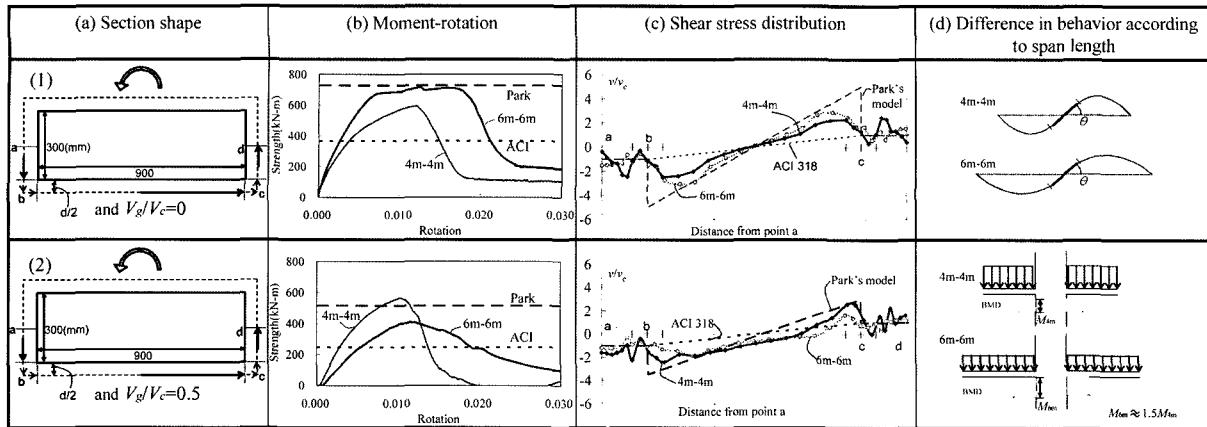


Fig. 8 Strength and behavior variations of flat plate-column connection according to span length

소평가하고 있다.

경간길이에 따른 접합부의 강도차이는 Fig. 8(1-d)에 나타나 있듯이 경간길이에 따른 접합부 거동양상의 차이에 기인한다. 접합부에 불균형모멘트가 재하될 때, 경간길이가 짧은 경우는 경간길이가 긴 경우보다 위험단면에 동일한 회전에서 더 큰 곡률이 발생하게 된다. 따라서 경간의 길이가 짧을수록 접합부의 작은 회전에서 전후면 휨성능이 극한에 도달하게 되고 위험단면의 전후면에 인접한 측면까지 휨에 의해서 영향을 받아 비틀림 전단응력이 작아지게 되어 접합부의 전체강도가 떨어진다. 이는 Fig. 8(1-c)의 전단응력분포를 통해 파악할 수 있다. 결국 경간길이와 횡하중 가력방향의 기둥폭( $c_1$ )의 상대적 비율이 접합부 주변의 응력상태에 미치는 영향이 크므로 이러한 영향을 접합부 강도설계에 반영해야 한다.

Fig. 8(2)는 접합부에 재하되는 전단력이 전단강도의 50%가 되도록 중력하중을 가력한 경우( $V_g/V_c = 0.5$ ), 양방향 경간 길이가 4m, 6m인 플랫플레이트-기둥 접합부 거동을 비교하고 있다. 이 경우, 중력하중이 가해지지 않은 경우와는 반대로 경간길이가 4m인 접합부의 강도가 경간길이가 6m인 접합부의 강도보다 큰 것을 Fig. 8(2-b)를 통해서 볼 수 있다. 특히, 경간길이가 6m인 경우, 박홍근 모형은 접합부 강도를 18% 정도 과대평가하고 있다. 이는 중력하중에 의한 위험단면에서 전단력의 크기가 동일하다 할지라도 Fig. 8(2-d)에서 보듯이 경간의 길이가 6m인 경우, 접합부 주위에서 부모멘트 크기가 경간의 길이가 4m인 경우 보다 1.5배 가량 크기 때문이다. 따라서 경간길이가 긴 경우, 동일한 크기의 전단력이 위험단면에 재하된다 하더라도 접합부 주변의 부모멘트로 인한 영향을 더 크게 받기 때문에 불균형모멘트에 대한 저항력이 떨어지게 된다. 이러한 현상은 Fig. 8(2-c)에 나타난 전단응력분포를 통해서도 확인할 수 있다. 따라서 접합부강도를 산정할 때, 경간길이와 중력하중의 복합적인 영향을 합리적으로 고려해야 한다. 하지만 ACI나 CEB-FIP 기준에서는 플랫플레이트 접합부에 재하되는 전단력 크기의 영향만을 접합부 강도산정에 반영하고 있다. 이 경우, 경간길이가 긴 장경간의 플랫플레이트 구

조에서 접합부에 재하되는 부모멘트에 대한 고려가 부족하여 접합부의 강도발현에 문제가 발생할 수 있다.

기둥의 단면형태( $c_1, c_2$ ), 중력하중, 경간길이 뿐만 아니라 철근비와 슬래브 두께에 대한 수치해석을 실시하였다. 수치해석 결과, 일반적으로 슬래브설계에 쓰이는 철근비 범위에서 철근비는 접합부 거동변화에 큰 영향을 미치지 못하는 것으로 나타났다. 철근비가 커질수록 휨모멘트가 철근비에 따라 증가하고 측면전단 모멘트가 다소 증가하는 양상을 보이기는 하지만 그 정도가 미미하다였다. 또한 슬래브 두께를 증가시키면 접합부의 강도를 증가시키고 연성도를 감소시키는 영향을 미치지만 이러한 영향은 기존연구<sup>6,16)</sup>에서 밝혀진 바에서 크게 벗어나지 않는다고 할 수 있다.

### 3. 설계변수의 영향을 고려한 플랫플레이트-기둥 접합부 강도산정모형 제안

서론에서 언급하였듯이 플랫플레이트-기둥 접합부의 휨성능을 평가하기 위한 강도산정모형으로 대표적인 것으로 ACI(KCI)<sup>1)</sup>에서 제안한 모형, CEB-FIP<sup>2)</sup>에서 제안한 모형이 있다. 이 두 모형은 응력분포 가정이 비현실적이고 휨저항성분과 전단저항성분의 위험단면이 달라 평형 관계를 위반한다는 단점이 있다. 따라서 두 모형은 이론적인 약점을 지닐 뿐만 아니라 플랫플레이트 접합부 강도예측에 있어서도 정확도가 높지 않다. 반면 박홍근이 제안한 강도산정모형은 비선형유한요소해석을 통해 기존 강도평가모형을 개선하여 휨저항성분과 전단저항성분의 위험단면을 일치시키고 응력분포를 현실적으로 수정하였다(Fig. 9 참조). 하지만 비선형유한요소해석에서의 변수 범위가 제한적이어서 실제 건설되고 있는 플랫플레이트 접합부의 성능을 평가하는 데에는 한계를 가지는 것으로 나타났다. 특히 본 연구에서 수행된 수치해석결과, 기둥의 단면형태나 경간길이와 같은 설계변수가 접합부의 거동에 미치는 영향에 대한 고려가 부족하다고 판단되며 이에 대한 보완이 필요하다. Fig. 10은 플랫플레이트-기둥 접합부 위험단면에서의 비선형유한요소해석

Moment capacity	$M_n = M_f + M_s + M_t$
Flexural moment	$M_f$
Moment transferred by eccentric shear	$M_s$ (Front, Back)
	$v_u \approx 0.33\sqrt{f_c} (MPa)$
	$M_t$ (Side)
	$v_{us} \approx 3.5 \cdot 0.33\sqrt{f_c} (MPa)$

Fig. 9 Flat-plate connection strength prediction model by Park (2002)

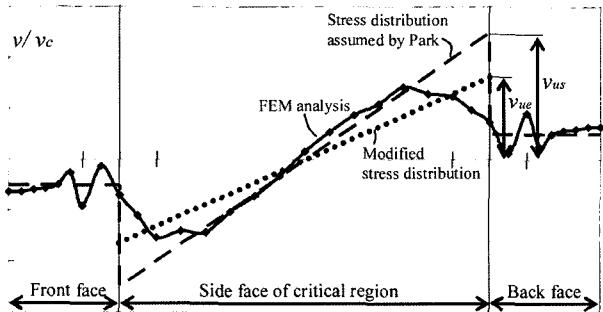


Fig. 10 Shear stress distribution by FEM analysis Park and this research

에 의한 전단응력분포와 박홍근이 제안한 강도산정모형의 전단응력분포를 보여주고 있다. 전단응력분포는 접합부 강도산정의 기본이 되는데, 박홍근이 제안한 전단응력분포와 실제 비선형유한요소해석은 접합부 위험단면 측면(side face)에서 응력분포의 차이를 보인다. 비선형유한요소해석결과에 따르면 하중가력방향의 기둥폭, 중력하중 그리고 경간길이가 커질수록 접합부 측면에서의 최대전단응력이 줄어들며 응력분포 또한 비선형으로 변하는데, 박홍근이 제안한 응력분포는 이러한 영향을 합리적으로 반영하지 못하였다. 결과적으로 박홍근 모형의 경우에는 하중가력방향 기둥폭  $c_1$ 이 길고, 중력하중이 크고 경간길이가 긴 경우 측면전단응력에 의한 측면비틀림모멘트  $M_t$ 를 과대평가할 수 있다. 측면비틀림모멘트  $M_t$ 는 플랫플레이트 접합부 강도를 구성하는 요소이기 때문에 결과적으로 접합부 강도를 과대평가 할 수 있음을 의미한다.

$$M_t = \left[ v_{us} - \frac{V_G}{2(c_1 + c_2 + 2d)d} \right] \frac{2J}{c_1 + d} \quad (2)$$

여기서,  $J$ 는 측면의 비틀림상수로서  $J = 2(c_1+d)d^3/12 + 2d(c_1+d)^3/12$ 이며  $M_t$ 는 측면에 작용하는 비틀림모멘트.

식 (2)는 박홍근의 연구<sup>6,16)</sup>에서 측면비틀림모멘트  $M_t$

를 산정하는 식이다. 위 식은 Fig. 10에서 측면의 전단응력분포와 최대전단응력  $v_{us}$ 를 기본으로 하여 산정된 식이다. 본 연구에서는 하중가력방향 기둥폭  $c_1$ , 중력하중, 경간길이에 의한 측면 전단응력분포의 비선형성을 고려하여 측면비틀림모멘트  $M_t$ 를 계산할 수 있는 측면전단응력분포와 유효최대전단응력값  $v_{ue}$ 를 유도하였다. 따라서 위험단면에서 측면전단응력분포의 비선형성을 고려하여 측면비틀림모멘트  $M_t$ 를 계산하기 위해서는 식 (2)에서  $v_{us}$  대신  $v_{ue}$ 를 사용해야 하며  $v_{ue}$ 의 유도과정은 다음과 같다.

우선 비선형수치해석을 통해서 측면비틀림모멘트  $M_t$ 를 구하고 이를 식 (2)에 대입하여  $v_{ue}$  값을 다음 식 (3)과 같이 계산할 수 있다.

$$v_{ue} = M_t \frac{c_1 + d}{2J} + \frac{V_G}{2(c_1 + c_2 + 2d)d} \quad (3)$$

식 (3)을 이용하여 다양한 하중가력방향 기둥폭  $c_1$ , 중력하중, 경간길이의 영향에 따른  $v_{ue}$  값을 조사하였다. 기본적으로 식 (2)는 측면전단응력분포를 선형으로 가정하여 측면비틀림모멘트  $M_t$ 를 산정하는 식이므로 식 (3)을 통해 계산된  $v_{ue}$ 값은 측면전단응력분포를 선형으로 가정한다. 그런데 Fig. 10을 살펴보면 실제 측면전단응력분포는 비선형형태를 나타낸다. 이렇게 실제 비선형응력분포에 의해 발생되는 접합부 강도를 표현할 수 있는 선형분포의 유효최대전단응력  $v_{ue}$ (Fig. 10 참조)를 조사한 이유는 기존의 측면비틀림상수  $J$ 를 그대로 사용할 수 있는 계산상의 편의를 위해서이다.

Figs. 11~14에서는 수치해석과 식 (3)을 통해 계산된 유효최대전단응력값  $v_{ue}$ 를 보여주고 있다. Fig. 11과 Fig. 12는 경간길이가 4m~4m일 때, 하중가력방향 기둥폭  $c_1 = 0.4m$ 인 경우와  $c_1 = 1.2m$ 인 경우 접합부에 중력하중이 증가함에 따라 발생하는 수치해석상의  $v_{ue}$ 값을 보여주고 있다. Fig. 11과 Fig. 12에서 알 수 있듯이 두 경우 모두 중력하중이 증가함에 따라  $v_{ue}$ 값이 줄어드는 것을 볼 수 있다. 하중가력방향 기둥폭  $c_1 = 1.2m$ 인 경우에  $v_{ue}$ 값이 더 작은 것을 볼 수 있다. Fig. 13과 Fig. 14는 경간길이가 8m~8m일 때, 하중가력방향 기둥폭  $c_1 = 0.4 m$ 인 경우와  $c_1 = 1.2m$ 인 경우 접합부에 중력하중이 증가함에 따라 발생하는 수치해석상의  $v_{ue}$ 값을 보여주고 있다. Fig. 11과 Fig. 13에서 볼 수 있듯이 경간길이가 길수록 중력하중이 증가함에 따라 유효최대전단응력값  $v_{ue}$ 의 감소폭이 커지는 것을 알 수 있다. 따라서 무량판 접합부의 강도를 정확하게 평가하려면 횡하중 가력방향 기둥폭  $c_1$ , 경간길이, 중력하중의 영향을 받는 유효최대전단응력값  $v_{ue}$ 를 정확하게 산정해야 한다. 본 연구에서는 통계적 분석을 통하여 유효최대전단응력값  $v_{ue}$ 를 다음 식 (4)와 같이 제안하였다.

$$\frac{v_{ue}}{v_c} = 5 - \left( 1 + 0.2 \left( \frac{V_g}{V_c} \right)^2 \right) c_{el} - 3.2 \left( \frac{l_1}{6} \right)^{0.8} \left( \frac{V_g}{V_c} \right) \left( \frac{3}{2 + c_{el}} \right) \quad (4)$$

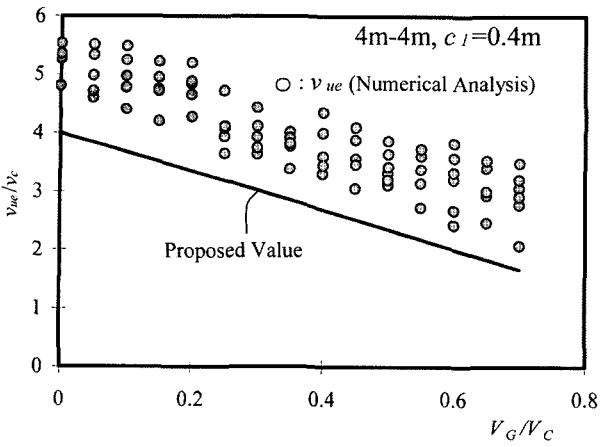


Fig. 11  $v_{ue}$  by numerical analysis and Proposed  $v_{ue}$  (span 4m - 4m,  $c_1 = 0.4\text{m}$ )

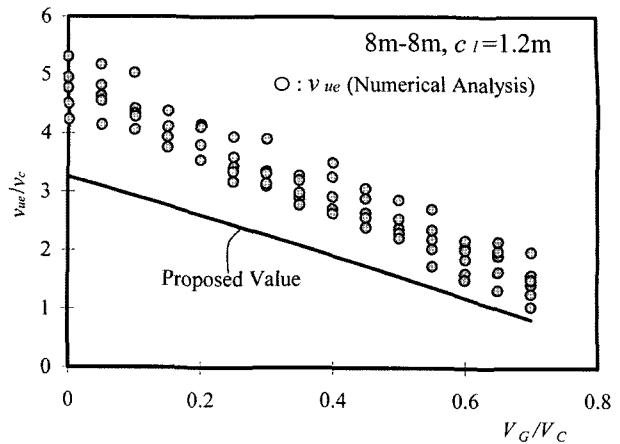


Fig. 14  $v_{ue}$  by numerical analysis and Proposed  $v_{ue}$  (span 8m - 8m,  $c_1 = 1.2\text{m}$ )

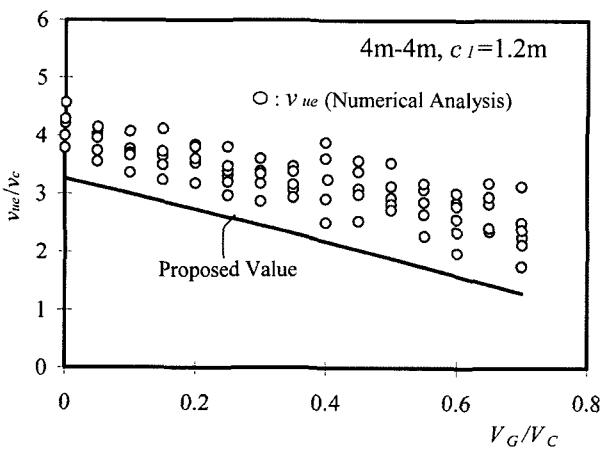


Fig. 12  $v_{ue}$  by numerical analysis and Proposed  $v_{ue}$  (span 4m - 4m,  $c_1 = 1.2\text{m}$ )

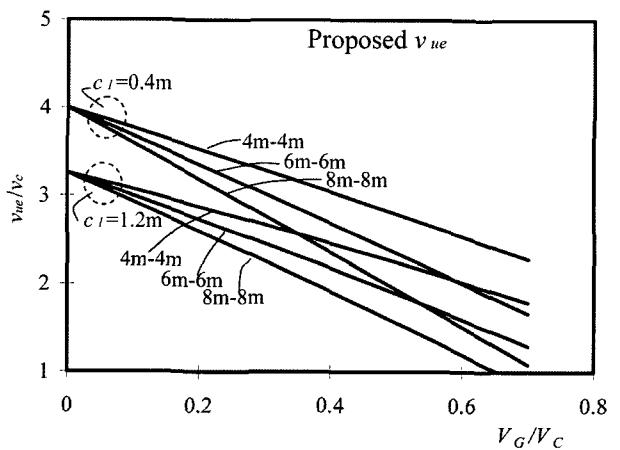


Fig. 15 Proposed  $v_{ue}$  value according to design parameter

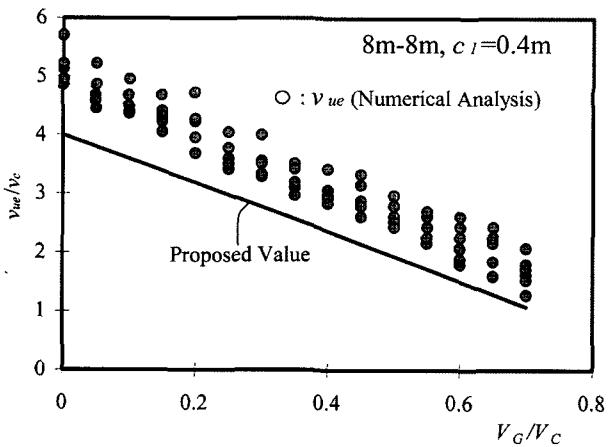


Fig. 13  $v_{ue}$  by numerical analysis and Proposed  $v_{ue}$  (span 8m - 8m,  $c_1 = 0.4\text{m}$ )

여기서,  $c_{el} = 1$  when  $c_1 \leq 0.6(\text{m})$

$$c_{el} = (c_1/0.6)^{0.8} \text{ when } c_1 > 0.6(\text{m})$$

Figs. 11~14에서는 수치해석을 통해 계산된 유효최대전

단응력값  $v_{ue}$ 과 식 (4)를 통해 제안된 유효최대전단응력값  $v_{ue}$ 를 비교하고 있다. Fig. 11~14에 따르면 제안된  $v_{ue}$ 값은 설계를 위하여 안전측으로 제안되었으며 하중가력방향 기동폭  $c_1$ , 중력하중, 경간길이의 영향을 비교적 충실히 반영하고 있다. 따라서 식 (2)에서  $v_{us}$  대신  $v_{ue}$ 를 사용하면 보다 정확한 측면비틀림모멘트  $M_t$ 를 계산할 수 있다.

Fig. 15에서는 설계변수에 따라서 제안된  $v_{ue}$ 값의 변화양상을 보여주고 있다. 제안된  $v_{ue}$ 는 중력하중과 하중가력방향 기동폭  $c_1$ 이 증가할수록 감소하고 경간길이가 길수록 중력하중이 증가할 때  $v_{ue}$ 의 감소폭이 증가한다. 이러한  $v_{ue}$ 의 변화는 설계변수에 따른 접합부 강도변화를 적절히 반영한다고 볼 수 있다. 다만, 앞선 해석연구에 따르면 중력하중이 상대적으로 작은 경우 경간길이가 길수록  $v_{ue}$ 는 크게 산정되어야 하겠지만, 실제 플랫플레이트 건축물에서 접합부는 전단강도의 20~40%에 해당하는 비교적 큰 중력하중을 부담하기 때문에 설계측면에서 경간길이가 길고 중력하중이 없는 경우  $v_{ue}$ 의 증가는 계산식에서 배제하였다.

Fig. 16에서는 다양한 설계변수를 반영하여 수치해석된 접합부 강도와 ACI기준, 박홍근 모형, 본 연구에서

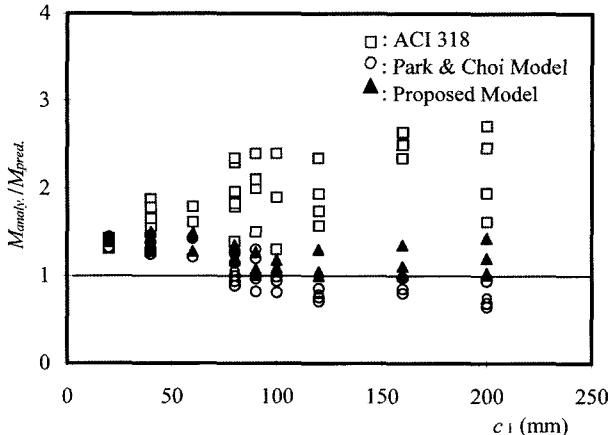


Fig. 16 Strength prediction by ACI 318, Park's model and proposed model according to  $c_1$

제안된 유효최대전단응력  $v_{ue}$ 을 이용하여 예측된 접합부 강도의 비율을 횡하중 가력방향의 기둥폭  $c_1$ 으로 정리하였다. Fig. 16에서 볼 수 있듯이 ACI 318의 접합부 강도 산정식은 지나치게 접합부 강도를 과소평가하고 있으며 또한 예측 강도의 편차도 지나치게 커서 접합부 강도를 정확하게 산정하는 데에 문제가 있다고 할 수 있다. 박홍근 모형의 경우, 접합부강도를 비교적 정확하게 예측하고 있으며 예측편차도 작은 편이다. 하지만  $c_1$ 의 크기가 0.8 m보다 커질수록 접합부 강도를 과대평가하고 있다. 측면비틀림 모멘트를 산정하기 위하여 제안된 유효최대전단응력값  $v_{ue}$ 를 사용하여 접합부 강도를 예측한 결과를 살펴보면 보다 정확한 강도예측을 보이며 예측값의 편차도 줄어드는 것을 알 수 있다. 따라서 제안된 유효최대전단응력값  $v_{ue}$ 는 접합부 거동에 대한 중력하중, 경간길이, 횡하중가력방향의 기둥폭의 영향을 합리적으로 반영한다고 할 수 있다.

#### 4. 결 론

설계변수에 따른 플랫플레이트-기둥 접합부의 거동특성을 분석하기 위하여 비선형유한요소해석을 실시하였으며 그 결과를 기존 강도산정모형과 비교하였다. 기존 강도 모형은 위험단면에서의 전단응력분포를 가정함에 있어서 다양한 설계변수의 영향을 고려하지 못하여 플랫플레이트-기둥 접합부의 강도를 정확하게 예측하지 못하였다. 비선형유한요소해석 결과, 기둥의 단면형태, 중력하중, 경간길이와 같은 설계변수가 접합부의 강도에 미치는 영향은 다음과 같다.

- 1) 하중가력방향과 평행한 기둥폭( $c_1$ )이 길어질수록 위험단면에서 접합부의 작은 회전에도 휨에 의한 극한응력을 받게 되고 이로 인해 회전이 진행됨에 따라 휨에 의한 불균형모멘트 저항성분이 감소하여 위험단면의 전후면에 인접한 측면까지 휨에 대해서 영향을 받는다. 이로 인해 비틀림 전단을 받는 유

효영역과 측면최대전단강도가 줄어들어 접합부의 강도가 기존 제안식으로 예상한 값보다 큰 폭으로 감소한다. 박홍근 모델의 경우, 양방향의 슬래브 스판길이 = 6m, 슬래브 두께 = 0.2m, 상부철근비 = 0.8%, 하부철근비 = 0.4%, 기둥치수가  $0.9 \times 0.3(m)$ 이고 전단강도에 50%에 해당하는 전단력을 접합부에 전달하도록 중력하중을 가력하는 경우, 접합부의 강도를 18% 가량 과대평가하는 것으로 나타났다.

- 2) 중력하중은 접합부 위험단면에 부(-)모멘트를 재하시키므로 측면의 최대전단응력을 감소시켜 접합부의 강도와 연성능력을 감소시킨다. 양방향의 슬래브 스판길이 = 4m, 슬래브 두께 = 0.2m, 상부철근비 = 0.8%, 하부철근비 = 0.4%, 기둥치수가  $0.3 \times 0.3(m)$ 이고 전단강도에 50%에 해당하는 전단력을 접합부에 전달하도록 중력하중을 재하하는 경우의 접합부는 중력하중이 재하되지 않은 경우의 접합부에 비해 강도는 16% 정도 감소하고 연성도는 23%정도 감소하였다.
- 3) 중력하중이 상대적으로 크게 재하되지 않은 경우, 경간길이가 길어질수록 접합부의 강도와 연성도가 증가한다. 접합부에 불균형모멘트가 재하될 때, 경간길이가 짧은 경우는 경간길이가 긴 경우보다 위험단면에 동일한 회전에서 더 큰 곡률이 발생하게 된다. 따라서 경간의 길이가 짧을수록 접합부의 작은 회전에서 전후면 휨성능이 극한에 도달하게 되고 위험단면의 전후면에 인접한 측면까지 휨에 의해서 영향을 받아 비틀림 전단응력이 작아지게 되어 접합부의 전체강도가 떨어진다. 반면 중력하중이 상대적으로 크게 재하된 경우, 중력하중이 가해지지 않은 경우와는 반대로 경간길이가 짧을수록 접합부 강도가 증가한다. 이는 동일한 크기의 전단력이 위험단면에 재하된다 하더라도 균등하게 재하된 중력하중에 의해 접합부에 가해지는 부모멘트는 경간에 비례함으로써 접합부 주변의 부모멘트로 인한 영향을 더 크게 받기 때문에 불균형모멘트에 대한 저항력이 떨어지기 때문이다.

이와 같은 설계변수의 영향을 고려하여 보다 합리적으로 접합부 강도를 산정하기 위하여 위험단면의 측면에서의 유효최대전단응력값  $\frac{v_{ue}}{v_c} = 5 - \left(1 + 0.2\left(\frac{V_g}{V_c}\right)^2\right) c_{e1} - 3.2 \left(\frac{l_1}{6}\right)^{0.8} \left(\frac{V_g}{V_c}\right) - 3\left(\frac{3}{2 + c_{e1}}\right)$ 을 제안하였다. 이 값을 사용하여 플랫플레이트-기둥 접합부의 강도를 산정할 경우 보다 정확한 강도예측이 가능함을 수치해석과의 비교를 통하여 검증하였다.

향후 연구에서는, 본 연구의 수치해석을 통해 밝혀진 플랫플레이트 기둥 접합부의 거동특성을 검증하고 제안된 유효최대전단력값의 유효성을 객관적으로 검증하기 위하여 기둥단면형상, 경간길이, 중력하중 등을 변수로 한 추가적인 실험연구가 필요하다고 할 수 있다.

## 참고문헌

1. 한국콘크리트학회, “콘크리트구조 설계기준”, 한국 콘크리트 학회, 2003.
2. ACI, *Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary ACI 318-02/318R-02*, American Concrete Institute, Detroit, Mich., 2002.
3. CEB-FIP Model Code 1990, “Structural Concrete Textbook on Behaviour”, Design and Performance Updated Knowledge of the CEB-FIP Model Code 1990, Lausanne, 1993.
4. 이도범, 박홍근, 이리형, “Wall Column을 적용한 플랫플레이트 접합부 강도발현에 관한 연구”, 콘크리트학회논문집, Vol.18, No.2, 2006, pp.257~266.
5. Luo, Y. H. and Durrani, A. J. “Equivalent Beam Model for Flat-Slab Buildings-Part1: Interior Connections”, *ACI Structural Journal*, Vol 92, No.1, 1995, pp.115~124.
6. 최경규, 박홍근, “불균등 휨모멘트를 받는 무량판-기둥 접합부의 강도산정모델”, 콘크리트학회논문집, Vol.14, No. 6, 2002, pp.961~972.
7. 강수민, 김옥종, 이도범, 박홍근, 천영수, 이현호, “기둥 단면형상에 따른 플랫-플레이트 기둥 접합부 강도에 관한 수치해석연구”, 한국콘크리트학회 학술발표회논문집, Vol.17, No.1, 2005. 5, pp.291~294.
8. Durrani, A. J., and Du, Y. “Seismic Response of Slab-Column Connections in Existing Non-Ductile Flat-Plate building”, Technical Report NCEER-92-0010, National Center for Earthquake Engineering Research, SUNY, 1992.
9. Farhey, D. N., Adin, M. A., and Yankelevsky, D. Z., “Flat Slab-Column Subassemblages under Lateral Loading”, *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol.119, No.6, 1993, pp.1903~1916.
10. Islam, S., and Park, R., “Tests on Slab-Column Connections with Shear and Unbalanced Flexure”, *Journal of Structural Engineering, ASCE*, 1976, 102(ST3), pp.549~568.
11. Robertson, I. N., and Durrani, A. J. “Seismic Response of Connections in Indeterminate Flat-Plate Subassemblies”, *Structural Research at Rice, Report*. No. 41, Department of Civil Engineering, Rice University, Houston, 1990.
12. Hanson, N. M., and Hanson, J. M., “Shear and Moment Transfer Between Concrete Slab and Column”, *Journal of Portland Cement Association, Research and Development Laboratories*, Vol.10, No.1, 1968, pp.2~16.
13. Hawkins, N. M., Mitchell, D., and Sheu, M. S. “Cycle Behavior of Six Reinforced Concrete Slab-Column Specimens Transferring Moment and Shear”, Progress Report 1973-74 on NSF Project GI-38717, Department of Civil Engineering, University of Washington, Seattle, 1976.
14. Pan, A. D. and Moehle, J. P., “An Experimental Study of Slab-Column Connections”, *ACI Structural Journal*, Vol. 89, No.6, 1992, pp.626~638.
15. Morrison, D. G. and Sozen, M. A., “Response of Reinforced Concrete Plate-Column Connections to Dynamic and Static Horizontal Loads”, *Civil Engineering Studies, Structural Research Series*, No.490, University of Illinois, Urbana, 1981.
16. 최경규, “플랫플레이트-기둥 접합부에 대한 파괴기준과 성능기초설계법”, 박사학위 논문, 2004.
17. Park, H. and Klingner, R. E., “Nonlinear Analysis of RC Members Using Plasticity with Multiple Failure Criteria”, *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol.123, No.5, 1997, pp.643~651.
18. Ghali, A., Elmasri, M. Z., and Diler, W., “Punching of Flat Plates under Static and Dynamic Horizontal Force”, *ACI Journal*, October, 1976, pp.566~572.
19. Farhey, D. N., Yankelevsky, D. Z., and Adin, Moshe A., “Resistance Mechanism Model for Reinforced Concrete Flat Slab-Column Frame Connections”, *ACI Structural Journal*, Vol.94, No.6, 1997, pp.653~662.
20. 이현호, 천영수, 김진수, 이도범, 김옥종, “사용한 플랫플레이트 시스템의 이력거동”, 한국콘크리트학회 학술발표회 논문집, Vol.17, No.1, 2005. 5, pp.56~58.

**요약** 기둥단면형상, 중력하중, 슬래브 경간길이와 같은 설계변수에 따른 플랫플레이트-기둥 접합부의 거동특성을 분석하기 위하여 기존의 강도모형을 검토하고 비선형유한요소해석을 실시하였다. 기존 강도 모형은 위험단면에서의 전단응력분포를 가정함에 있어서 다양한 설계변수의 영향을 고려하지 못하여 플랫플레이트-기둥 접합부의 강도를 정확하게 예측하지 못하였다. 비선형유한요소해석 결과, 하중가력방향과 평행한 기둥폭이 길어질수록 위험단면 측면에서 비틀림 전단을 받는 유효영역과 측면최대전단강도가 줄어들어 접합부의 강도가 큰 폭으로 감소한다. 중력하중은 접합부 위험단면에 부모멘트를 재하시키므로 측면의 최대전단응력을 감소시키며 접합부의 강도와 연성도를 줄어들게 한다. 중력하중이 재하되지 않은 경우, 경간길이가 길어질수록, 위험단면의 강성이 줄어들어 접합부의 강도와 연성도가 증가한다. 반면, 중력하중이 상대적으로 크게 재하된 경우, 경간길이가 짧을수록 접합부 강도가 증가하는데, 이는 동일한 크기의 전단력이 위험단면에 재하된다 하더라도 경간의 길이가 길어질수록 접합부 주변의 부모멘트로 인한 영향을 더 크게 받기 때문이다. 이와 같은 설계변수의 영향을 고려하여 접합부 강도를 산정하기 위하여 유효최대전단응력값을 제안하였으며 이 값을 사용하여 플랫플레이트-기둥 접합부의 강도를 산정할 경우, 기존 강도평가방법보다 정확한 예측이 가능함을 수치해석과의 비교를 통하여 검증하였다.

**핵심용어** 플랫플레이트-기둥 접합부, 접합부 강도, 유한요소해석, 설계변수