



## 불균형모멘트와 펀칭전단의 상관관계를 고려한 철근콘크리트 무량판 슬래브의 파괴모델

최정욱<sup>1)</sup> · 송진규<sup>2)\*</sup> · 송호범<sup>2)</sup>

<sup>1)</sup>한국콘크리트학회 공학연구소 <sup>2)</sup>전남대학교 건축학부

## The Failure Model of RC Flat Plates Considering Interrelation between Punching Shear and Unbalanced Moment

Jung-Wook Choi,<sup>1)</sup> Jin-Kyu Song,<sup>2)\*</sup> and Ho-Beom Song<sup>2)</sup>

<sup>1)</sup>KCI Research Center, Korea Concrete Institute, Seoul 135-703, Korea

<sup>2)</sup>School of Architecture, Chonnam National University, Kwangju 500-757, Korea

**ABSTRACT** In structural design provision, maximum punching shear stress of slabs is prescribed as combined stress in direct shear occurred by gravity load and eccentric shear occurred by unbalanced moment. This means that the effect of unbalanced moment is considered to decide the punching shear stress. However, from the resistance capacity standpoint, the effect of unbalanced moment strength is not considered for deciding punching shear strength. In this paper, a model considering interrelation between unbalanced moment and punching shear was proposed. In the model, the relation between load effect and resistance capacity in unbalanced moment and punching shear was two-dimensionally expressed. Using the interrelation model, a method how unbalanced moment strength should be considered to decide the punching shear strength was proposed. Additionally, effective width enlargement factors for deciding the unbalanced moment strength of flat plates with shear reinforcements were proposed. The interrelation model proposed in this paper is very effective for the prediction of the behavior of slab-column connection because not only punching shear and unbalanced moment strengths but also failure modes of flat plates can be accurately predicted.

**Keywords :** flat plate structures, punching shear, unbalanced moment, interrelation model, failure modes

### 1. 서 론

철근콘크리트 부재의 전단파괴는 대단히 급작스럽고 취성적이기 때문에 구조물 전체에 아주 심각한 손상을 줄 수 있다. 그러므로 현행 구조설계 철학은 구조물에 예상치 못한 과대하중이 작용할 경우 부재가 휨 파괴되어 연성 거동하도록 유도한다.

철근콘크리트 무량판 구조 (flat plate structures)는 보가 없기 때문에 슬래브에 작용하는 모든 하중을 기둥으로 직접 전달한다. 이때, 전달하중으로 인한 부재력 즉 펀칭전단력과 불균형모멘트는 물론 이에 저항하기 위한 위험단면 또한 모두 기둥 근처 슬래브에 집중한다 (Fig. 1).

전달하중으로 인한 부재력은 연직하중에 의한 직접전단력 그리고 연직하중의 편심과 횡하중에 의한 불균형모멘트이다. 우리나라와 미국의 구조설계기준<sup>1)</sup>과 ACI<sup>2)</sup>는 불균형모멘트의 일부 ( $\gamma_f M_{mb}$ )가 휨에 의해 전달되고 나

머지 ( $\gamma_v M_{mb}$ )는 전단에 의해 전달된다고 가정한다. 결국, 작용하는 불균형모멘트가 증가할 경우 접합부에 작용하는 전단력 또한 증가하는 것으로, 구조설계기준에서 불균형모멘트와 전단력은 상호 연관관계를 갖는다. 반면, 이에 저항하는 펀칭전단강도와 불균형모멘트강도는 구조설계기준에서 각각 독립적으로 설계되므로, 결국 저항능에 있어 불균형모멘트강도는 펀칭전단강도에 전혀 영향을 주지 않는다.

펀칭전단과 불균형모멘트는 작용하중의 영향에서 뿐만 아니라 이에 저항하는 부재의 저항 강도에서도 상호 연관관계를 갖는다. 예를 들어, 기둥 근처 슬래브의 휨 처짐이 증가하여 불균형모멘트에 대한 저항 강도가 증가하면, 균열 등의 손상은 감소하므로 펀칭전단에 대한 저항력은 증가한다. 반면, 접합부 영역에 불균형모멘트가 증가하면 펀칭전단강도는 상대적으로 감소한다.

본 논문에서는 전단과 불균형모멘트에 대한 슬래브-기둥 접합부의 거동을 적절히 설명하기 위하여 새로운 접합부 파괴모델을 제시하였다. 그리고 상기 모델을 이용하여 다음과 같은 연구를 수행하였다.

\*Corresponding author E-mail : jgsong@chonnam.ac.kr

Received February 27, 2008, Revised May 9, 2008, Accepted May 19, 2008

©2008 by Korea Concrete Institute

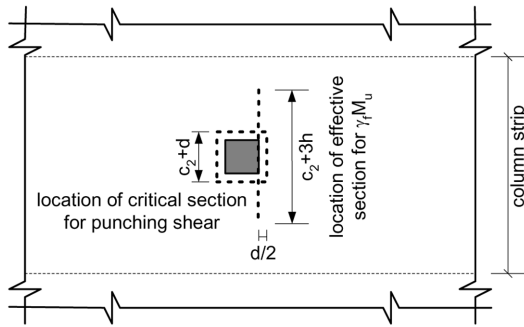


Fig. 1 Location of critical and effective sections in flat plates

- 1) 슬래브의 최종적인 편칭전단강도를 결정하는데 있어 불균형모멘트강도를 어떻게 반영할 것인지에 대한 방안을 제시하였다.
- 2) 전단보강재가 편칭전단강도와 불균형모멘트강도에 미치는 영향을 분석하고 전단보강으로 인한 강도증진효과를 적절히 반영하기 위하여 유효 편칭전단강도와 유효 폭확대계수 개념을 제안하였다.
- 3) 제시한 불균형모멘트-편칭전단 상관모델을 이용하여 전단지배 파괴와 휨지배 파괴와 같은 접합부의 파괴모드 예측 방법을 제시하였다.

## 2. 불균형모멘트-편칭전단 상관모델

### 2.1 상관모델의 기본 개념

Fig. 2는 불균형모멘트-편칭전단 상관모델로서, 부재력과 부재의 저항강도는 모두 구조설계기준에 기초하여 작성한 것이다. 여기서, 수평 및 수직 축에 평행한 점선은 각각 편칭전단과 불균형모멘트에 대한 저항 강도이고 실선은 슬래브의 작용 하중에 의한 부재력을 나타낸 것이다. 이때, 굵은 실선은 작용하중에 의한 슬래브의 부재력, 표시 ●은 현재의 하중상태, 그리고 가는 실선은 하중증가에 따라 예상되는 슬래브의 부재력 경로를 나타낸 것이다.

구조설계기준은 슬래브의 위험단면에 작용하는 최대 전단응력을 연직하중에 의한 직접전단과 불균형모멘트에 의한 편심전단의 조합응력으로 식 (1)과 같이 규정한다.

$$v_{\max} = \frac{V_g}{A_c} + \frac{\gamma_v M_{\text{unb}} c}{J_c} \quad (1)$$

여기서  $v_{\max}$ 는 최대 편칭전단응력,  $V_g$ 는 연직하중에 의한 직접전단력,  $A_c$ 는 슬래브의 위험단면적,  $\gamma_v$ 는 편심전단에 의해 전달되는 불균형모멘트의 비율,  $M_{\text{unb}}$ 는 불균형모멘트,  $c$ 는 도심에서 위험단면까지의 거리, 그리고  $J_c$ 는 극단면 2차모멘트이다.

식 (1)의 최대 편칭전단응력 양변에 위험단면적  $A_c$ 를 곱하면 위험단면에서의 최대 편칭전단력  $V_{\max}$ 는 식 (2)와 같다.

$$V_{\max} = V_g + \frac{\gamma_v c A_c}{J_c} M_{\text{unb}} \quad (2)$$

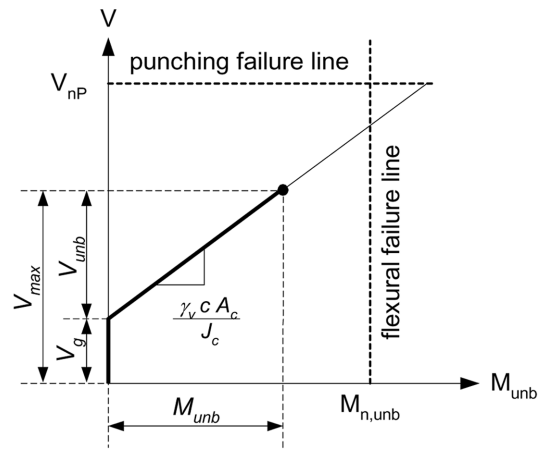


Fig. 2 Punching shear-unbalanced moment interrelation model for the flat plates without shear reinforcements

여기서  $\gamma_v c A_c / J_c$ 는 슬래브-기둥 접합부의 기하학적 특성에 따라 정해지는 상수 값으로 이를  $K$ 로 치환하면 위험단면에서의 최대 편칭전단력  $V_{\max}$ 는 식 (3)과 같이 기울기  $K$ 와  $y$ 절편  $V_g$ 를 갖는 1차식이 되고 Fig. 2의 굵은 실선과 같다.

$$V_{\max} = KM_{\text{unb}} + V_g \quad (3)$$

### 2.2 무보강 접합부의 상관모델

구조설계기준에서 규정하는 무보강 슬래브의 편칭전단강도  $V_{nP}$ 는 식 (4)이고 Fig. 2에서 전단지배 파괴를 나타내는 굵은 수평점선과 같다.

$$V_{nP} = V_c = \frac{1}{3} \sqrt{f_{ck}} b_o d \quad (4)$$

여기서  $V_c$ 는 콘크리트 슬래브의 편칭전단강도,  $f_{ck}$ 는 콘크리트 설계기준강도,  $b_o$ 는 기둥면으로부터  $d/2$ 만큼 떨어진 위치에서의 위험단면 둘레길이,  $d$ 는 슬래브 유효두께이다. 이때, 식 (4)는  $\beta_c$  (집중하중이나 반력을 받는 면적의 짧은 변에 대한 긴 변의 비)가 2이하이며  $b_o/d$ 가 20 이하인 내부 접합부에 한하여 적용된다.

구조설계기준에서는 불균형모멘트의 일부  $\gamma_f M_{\text{unb}}$ 가 휨에 의해 기둥으로 전달된다고 가정하고 휨을 전달하는 슬래브 영역을  $c_2 + 3h$ 로 규정하고 있다. 결국, 구조설계기준에서 제시하는 슬래브의 불균형모멘트강도  $M_{n,\text{unb}}$ 는 식 (5)와 같고 Fig. 2에서 휨지배 파괴의 굵은 수직점선으로 나타낼 수 있다.

$$M_{n,\text{unb}} = \frac{M_{n,(c_2+3h)}}{\gamma_f} \quad (5)$$

여기서  $M_{n,(c_2+3h)}$ 는  $c_2 + 3h$ 폭을 갖는 슬래브 단면의 휨강도,  $\gamma_f$ 는 휨에 의해 전달되는 불균형모멘트의 비율이다. 이때,  $c_2$ 는 기둥의 폭 그리고  $h$ 는 슬래브의 두께이다.

ACI-ASCE 위원회 352<sup>3)</sup>는  $c_2 + 3h$ 폭을 갖는 슬래브 단

면의 휨 강도  $M_{n, (c_2 + 3h)}$  계산 방법을 하중 패턴에 따라 구분하여 제시하였다. ACI-ASCE 위원회 352는 하중의 패턴을 균형하중지배 (균형모멘트에 비해 불균형모멘트가 매우 작은 경우)와 불균형하중지배 (균형모멘트에 비해 불균형모멘트가 매우 큰 경우)의 2가지 극한상태로 가정하였다. 먼저, 균형하중이 지배적인 경우는 슬래브 한쪽 단면의 상부철근만을 고려하여 휨 강도를 계산하고 불균형하중이 지배적인 경우는 슬래브 한쪽 단면의 상부철근과 반대쪽 단면의 하부철근을 모두 고려하여 휨 강도를 계산하도록 하였다.

### 2.3 전단보강 접합부의 상관모델

슬래브에 작용하는 부재력은 전단보강재의 유무와 관계가 없다. 그러나 부재의 저항성능은 전단보강재에 따라 많은 차이를 보인다. 구조설계기준은 전단보강 슬래브의 편칭전단강도  $V_{np}^{SR}$ 을 식 (6)과 같이 제시하였다.

$$V_{np}^{SR} = V_c + V_s \leq 1/2(\sqrt{f_{ck}} b_o d) \quad (6)$$

여기서,  $V_c$ 는 콘크리트 슬래브에 의한 편칭전단강도 ( $=1/6(\sqrt{f_{ck}} b_o d)$ ),  $V_s$ 는 보강재에 의한 편칭전단강도이다. 이때, 구조설계기준은 식 (6)의 최대값을 무보강 슬래브 편칭전단강도의 1.5배까지로 한정하였다. 전단보강으로 인해 슬래브의 편칭전단강도가 증가하는 현상은 Fig. 3에서  $V_{np} \rightarrow V_{np}^{SR}$ 로 나타났다.

ACI-ASCE 위원회 421<sup>4)</sup>은 스티드를 이용하여 전단보강할 경우, 식 (6)에서  $V_c$ 는  $1/4(\sqrt{f_{ck}} b_o d)$  그리고 최대값은  $2/3(\sqrt{f_{ck}} b_o d)$ 까지 증가시킬 것을 제시하였다. 그리고 지진 위험이 있는 지역에서  $V_c$ 는  $1/8(\sqrt{f_{ck}} b_o d)$ 로 감소시킬 것을 제시하였다.

구조설계기준에서는 전단보강재의 유무에 관계없이 휨으로 전달되는 불균형모멘트에 대하여,  $c_2 + 3h$ 쪽을 갖는

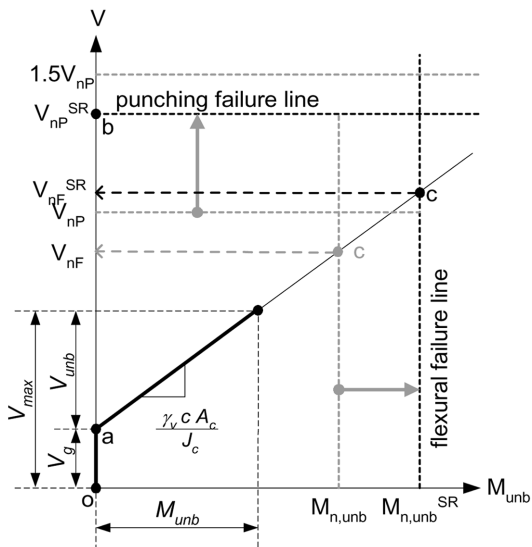


Fig. 3 Punching shear-unbalanced moment interrelation model for the flat plates with shear reinforcements

슬래브 단면이 저항하도록 규정하고 있다. 그러나 기존 연구 결과<sup>5)</sup>에 의하면, 전단보강 슬래브는 기둥 근처에 휨모멘트가 집중하는 무보강 슬래브와 달리, 전단파괴가 지연되어 휨 철근의 소성재분배가 원활하게 일어난다. 이것은 결국 무량판 슬래브를 전단보강할 경우 불균형모멘트에 저항하는 유효폭의 범위가 확장되어 불균형모멘트 강도가 증가함을 의미한다. 본 논문에서는 이와 같이 전단보강 슬래브에서 유효폭이 증가하는 현상을 “유효폭확대계수  $\lambda$ ”로 나타냈다. 유효폭확대계수에 대한 자세한 사항은 3.1에서 다루었고 유효폭 증가로 인해 불균형모멘트강도가 증가하는 현상( $M_{n, unb} \rightarrow M_{n, unb}^{SR}$ )을 Fig. 3에 개념적으로 나타냈다.

### 2.4 상관모델을 통한 슬래브의 거동 분석

불균형모멘트-편칭전단 상관모델은 Figs. 2와 3과 같이 슬래브에 작용하는 하중의 영향과 부재의 저항성능을 하나의 모델을 통하여 분석할 수 있으므로 슬래브의 거동 분석에 있어 매우 유용하다.

먼저, 상관모델은 현재 슬래브가 받고 있는 하중의 상태와 추가로 받을 수 있는 하중의 여력, 그리고 슬래브의 전단보강 효과를 쉽게 예측할 수 있다. 예를 들어, Fig. 3은  $V_{max}$ 의 최대 편칭전단력과  $M_{umb}$ 의 불균형모멘트가 작용하는 슬래브를 나타낸 것이다. 여기서, 최대 편칭전단력  $V_{max}$ 는 연직하중에 의한 직접전단 성분  $V_g$ 와 불균형모멘트에 의한 편심전단 성분  $V_{umb}$ 로 구성된다. Fig. 2에서 무보강 슬래브의 편칭전단 및 불균형모멘트 강도는 각각  $V_{np}$ ,  $M_{n, unb}$ 이고 Fig. 3에서 전단보강 슬래브의 편칭전단 및 불균형모멘트강도는 각각  $V_{np}^{SR}$ ,  $M_{n, unb}^{SR}$ 이다.

하중이 계속 증가할 경우, 슬래브의 최종 파괴모드 즉 휨지배파괴와 전단지배파괴는 상관모델을 이용하여 쉽게 예측할 수 있다. 여기서, 휨지배파괴는 최대 전단강도에 도달하기 전에 최대 불균형모멘트강도에 도달한 경우, 그리고 전단지배파괴는 최대 불균형모멘트강도에 도달하기 전에 최대 전단강도에 도달한 경우로 정의하였다. Fig. 4

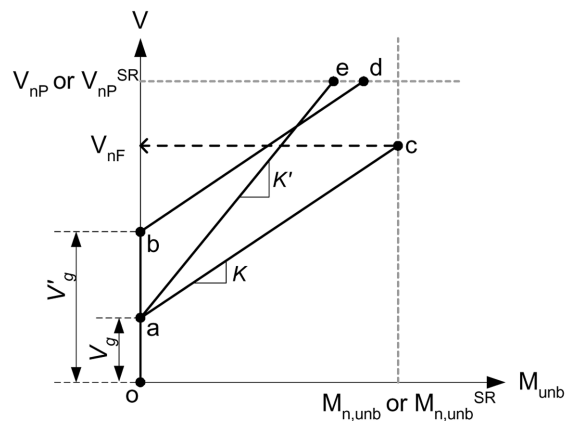


Fig. 4 Prediction of failure modes for the flat plates with and without shear reinforcements

는 상관모델에서 슬래브의 파괴모드를 설명하기 위하여 작성한 것이다. 접합부에 작용하는 연직하중의 크기가 작을 경우 ( $V_g$ ), 슬래브는 부재력선  $\overline{oac}$ 를 따라 c점에서 휨지배파괴가 발생하고 연직하중의 크기가 상대적으로 클 경우 ( $V_g'$ ), 슬래브는 부재력선  $\overline{oba}$ 를 따라 d점에서 급작스런 전단지배파괴가 발생할 것이다. 한편 동일한 연직하중을 갖지만 접합부의 기하학이 서로 다를 경우, 부재력선  $\overline{oac}$ 와 같은 휨지배파괴는 부재력선  $\overline{oa'e}$ 와 같은 전단지배파괴로 변할 수 있다. 이와 같이 상관모델은 구조물에 예상치 못한 과대하중이 작용할 경우 또는 접합부에 보강재를 이용하여 전단보강할 경우 슬래브-기둥 접합부의 파괴모드를 쉽게 예측할 수 있다.

### 3. 무량판 슬래브의 파괴강도와 상관모델

#### 3.1 불균형모멘트강도

현행 구조설계기준에서 불균형모멘트강도는 전단보강 여부와 관계없이  $c_2 + 3h$  폭을 갖는 슬래브 단면에 대하여 계산하도록 규정하고 있다. 그러나 전단보강재가 적절히 보강되어 휨 철근의 소성재분배가 원활하게 일어날 경우, 실제 불균형모멘트에 저항하는 유효폭의 범위는 확장되고 이로 인해 불균형모멘트강도는 증가한다.

Fig. 5는 무보강과 전단보강 실험체의 하중 단계에 따른 상부철근 변형률<sup>6)</sup>을 나타낸 것이다. 동일한 층간 변위비 상태에서, 무보강 실험체의 상부철근 변형률 (Fig. 5(a))은 기둥 중심부에 집중한 반면, 전단보강 실험체의 상부철근 변형률 (Fig. 5(b))은 슬래브 폭에 걸쳐 고르게 분포됨을 알 수 있다. 이는 전단보강재가 편칭전단을 지연시키고 접합부에 작용하는 모멘트를 슬래브 폭 방향으로 재분배하기 때문이다.

Fig. 6은 최대 불균형모멘트가 작용할 때, 무보강과 전단보강 실험체의 상부철근 응력상태 그리고 동일 실험의 비선형해석 (ATENA 프로그램<sup>7)</sup>) 결과를 나타낸 것이다. 그림에서 무보강 실험체는 기둥에 인접한 철근만이 집중적으로 항복한 반면 전단보강 실험체는 슬래브 폭 방향으로 철근의 항복영역이 확대되었다.

이와 같은 현상을 구조설계에 반영하기 위하여, 본 논문에서는 전단보강재의 유무에 따른 유효폭확대계수 ( $\lambda$ ) 적용을 제시하였다. 유효폭확대계수를 적용할 경우, 전단보강 슬래브의 유효폭은 구조설계기준에서 규정하는 무보강 슬래브의 유효폭에 확대계수를 곱하여  $\lambda(c_2 + 3h)$ 가 된다. 결국, 전단보강 접합부의 불균형모멘트강도  $M_{n, unb}^{SR}$ 는 식 (7)과 같이 정의할 수 있다.

$$M_{n, unb}^{SR} = \frac{M_{n, \lambda(c_2 + 3h)}}{\gamma_f} \quad (7)$$

여기서  $M_{n, \lambda(c_2 + 3h)}$ 는  $\lambda(c_2 + 3h)$ 폭을 갖는 슬래브 단면의 휨 강도이다.

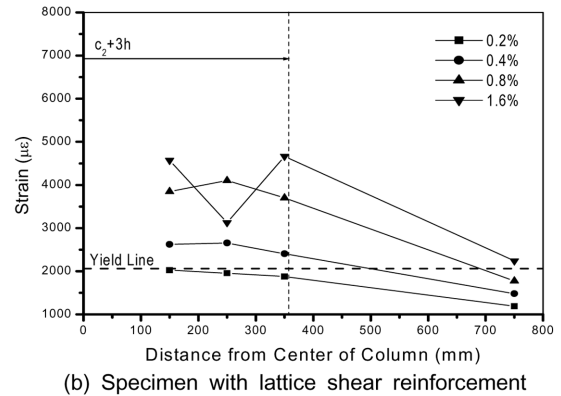
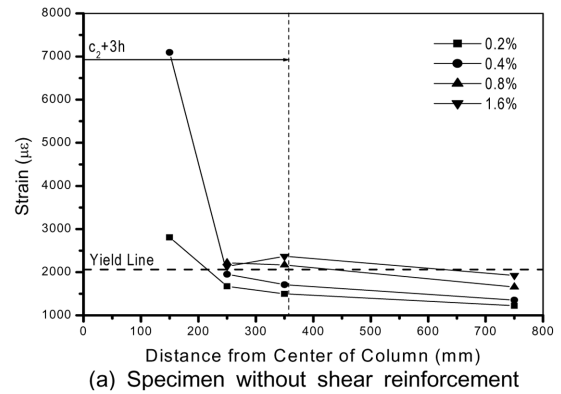


Fig. 5 Distribution in steel strain of top bar<sup>6)</sup>

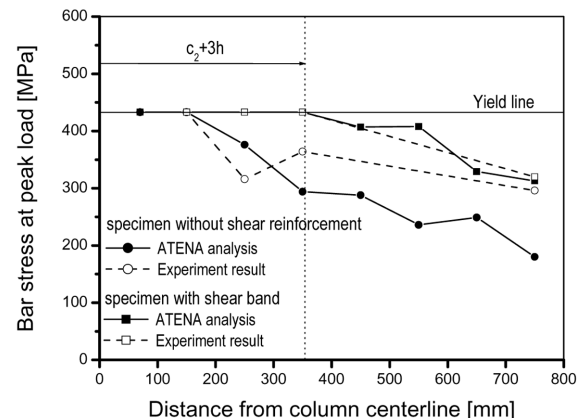


Fig. 6 Distribution in bar stresses at peak load<sup>6,7)</sup>

#### 3.2 유효 편칭전단강도

상기 언급하였듯이, 슬래브에 작용하는 불균형모멘트가 이에 관한 저항강도를 초과하면 슬래브는 휨 파괴된다. 여기서, 한 가지 중요한 점은 “슬래브가 불균형모멘트에 의해 휨 파괴될 경우 슬래브의 최종적인 전단강도를 어떻게 정의해야 하는가?”이다.

이 문제는 기존의 횡하중에 대한 일반적인 실험 결과와 식 (1)의 편칭전단응력 모델에서 그 해답을 구할 수 있다. 횡하중 실험은 일반적으로 일정한 연직하중에 대하여 횡변위하중을 점진적으로 증가시킨다. 이때, 횡변위하중은 접합부의 불균형모멘트를 유발하는데, 접합부는 최대 불균형모멘트강도에 도달한 이후 더 이상의 강도

증가 없이 연성거동하거나 또는 급격히 취성 파괴된다.

Fig. 7은 기존 횡하중 실험<sup>6)</sup>에서 전단밴드와 전단스터드 보강재의 변형률을 계측한 것이다. 이들 모두 최대 불균형모멘트가 발생하는 횡변위비에서 전단보강재의 변형률이 항복 변형률에 도달하지 못하였고 항복변형률과  $\delta$  만큼의 차이를 보였다. 구조설계기준 식 (6)의  $V_s$ 는 전단보강재가 항복강도에 도달한다는 가정에 기초한다. 그러나 접합부가 주로 횡하중을 받아 불균형모멘트에 의해 휨지배 파괴되는 경우 전단보강재의 항복을 보장할 수 없기 때문에 편칭전단강도는 식 (6)에 의한  $V_{nF}^{SR}$  강도보다 더욱 작은 수치이어야 함을 알 수 있다.

상기 분석 결과를 Fig. 3의 불균형모멘트-편칭전단 상관모델을 이용하여 설명하여 보자. 먼저, 연직하중만 작용하여 설명하면, 슬래브는 부재력선  $\overline{oab}$ 를 따라 거동하고 편칭파괴강도  $V_{nF}^{SR}$ 에 도달하게 되면 전단파괴 될 것이다. 그러나 연직하중에 횡하중이 조합되어 작용할 경우, 슬래브는 부재력선  $\overline{oac}$ 를 따라 거동하고  $V_{nF}^{SR}$ 에 도달하기 이전에  $M_{n,unb}^{SR}$ 에 먼저 도달할 수 있다. 일단, 슬래브가 불균형모멘트강도에 도달하면 더 이상의 강도 증가는 없으므로, 이런 경우 전단보강 슬래브의 유효 편칭전단강도  $V_{nF}^{SR}$ 에서 파괴된다고 정의할 수 있다. 결과적으로 휨지배 파괴가 발생하는 슬래브는  $V_{nF}^{SR}$  또는  $1.5 V_{nF}$ 에 비해 훨씬 낮은 유효전단강도  $V_{nF}^{SR}$ 에서 파괴될 수 있고 이때 불균형모멘트강도는 편칭전단강도에 영향을 준다. 상기 전단보강 슬래브의 유효 편칭전단강도  $V_{nF}^{SR}$ 의 개념은 Fig. 3과 같이 무보강 슬래브 유효 편칭전단강도  $V_{nF}$

에도 동일하게 적용된다.

불균형모멘트강도  $M_{n,unb}$ 와  $M_{n,unb}^{SR}$ 을 식 (2)에 대입하면 휨지배 파괴에서의 유효 편칭전단강도는 식 (8) 또는 식 (9)와 같다.

$$V_{nF} = V_g + \frac{\gamma_v c A_c}{J_c} M_{n,unb} \quad (8)$$

$$V_{nF}^{SR} = V_g + \frac{\gamma_v c A_c}{J_c} M_{n,unb}^{SR} \quad (9)$$

여기서  $V_{nF}$ 와  $V_{nF}^{SR}$ 은 각각 무보강과 전단보강 슬래브의 유효 편칭전단강도이다.

### 3.3 기존 실험 결과에 기초한 불균형모멘트-편칭전단 상관모델 검토

Table 1은 슬래브-기둥 접합부의 횡하중 실험에서 무보강과 전단보강 실험을 동시에 수행한 Islam & Park,<sup>8)</sup> Robertson et al.,<sup>9)</sup> Elgabry & Ghali,<sup>10)</sup> Choi et al.<sup>6)</sup>의 실험 결과 (Table 1 참조)를 정리한 것이다. 여기서,  $V_g/V_c$ 는 식 (4)의 무보강 슬래브의 편칭전단강도에 대한 실험체에 작용하는 연직하중의 비율이다.

#### 3.3.1 불균형모멘트 비교

$M_{test}$ 는 실험에서 얻은 불균형모멘트강도이고  $M_{n,unb}$ 는 식 (5)를 이용해서 구한 불균형모멘트강도이다. 불균형모멘트강도 계산에 있어,  $V_g/V_c < 0.4$ 인 Islam and Park 실험과 Robertson et al. 실험은 횡하중에 의한 불균형모멘트가 지배적인 경우로 가정하고  $C_2 + 3h$ 내의 상하부 철근이 모두 불균형모멘트에 저항하는 것으로 가정하였다. 반면, 인 Elgabry and Ghali 실험과 Choi et al. 실험은 연직하중에 의한 균형모멘트가 지배적인 경우로 가정하고  $c_2 + 3h$ 내의 상부 철근만을 고려하여 불균형모멘트강도를 계산하였다. 실제 불균형모멘트강도에 대한 상하부 철근의 기여도는 연직하중의 크기에 따라 연속적으로 변화할 것이나 이를 정량화하기에는 관련 데이터가 매우 부족하여 ACI-ASCE 위원회 352에 의한 2개의 극한상태만을 고려하였다.

$M_{test}^{SR}/M_{test}$ 를 무보강 슬래브에 대한 전단보강 슬래브의  $M_{test}$ 을 나타낸 것이다. 전단보강 슬래브의 불균형모멘트강도는 무보강 슬래브에 비하여 평균 15% 정도 증가하는 것으로 나타났다. 실제 불균형모멘트강도는  $V_g/V_c$ 에 많은 영향을 받는다.<sup>11,12)</sup> 그러므로, 본 논문에서는 전단보강 효과만을 검토하기 위하여 무보강 실험체와 유사한  $V_g/V_c$ 를 갖는 전단보강 실험체의 결과 (Table 1에 밑줄로 표시)만을 평균한 것이다. 상기 실험 결과에 기초할 경우, 전단보강으로 인한 유효폭확대계수  $\lambda$ 는 1.15이다. 단, 여기서 증진효과 15%는 한정된 실험 결과에 기초한 것으로 매우 대략적인 수치라 할 수 있다.

여기서 한 가지 주위할 점은 불균형모멘트강도의 증가

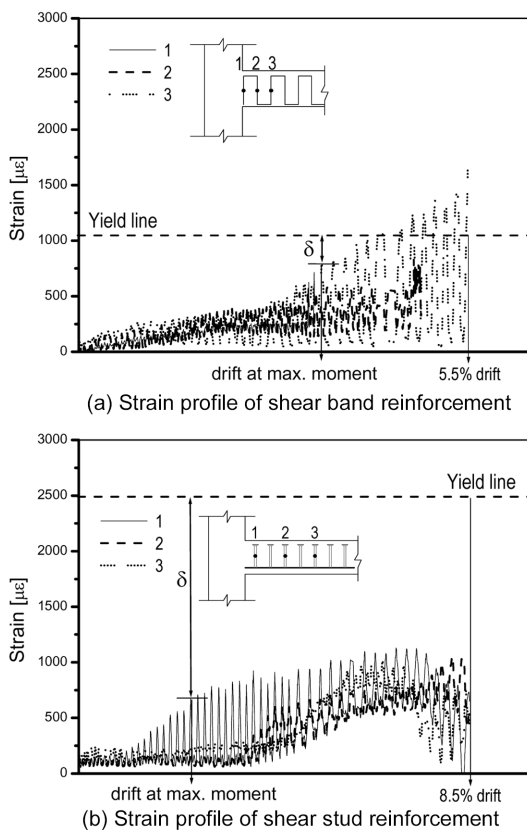


Fig. 7 Shear reinforcement strain data<sup>6)</sup>

**Table 1** Published tests of interior slab-column connections subjected to V and M

(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)	(8)	(9)	(10)	(11)	(12)	(13)	(14)	(15)	(16)
Source	Label	Shear reinforcement	$\frac{V_g}{V_c}$	$M_{test}$ (kNm)	$M_{n,unb}$ (kNm)	$\frac{M_{test}^{SR}}{M_{test}}$	$\frac{M_{test}}{M_{n,unb}}$	$V_{max}$ (kN)	$\frac{V_{nP}^{SR}}{V_{nP}^{SR}}$	$\frac{V_{max}^{SR}}{V_{max}}$	$\frac{V_{max}}{V \text{ or } V_{nP}^{SR}}$	$\frac{V_{nF}^{SR}}{V_{nF}^{SR}}$	$V_n$ (kN)	$\frac{V_{max}}{V_n}$	Final failure mode
Islam and Park <sup>8)</sup>	2C	None	0.23	35.8	23.1	1.00	1.55	178	173	1.00	1.03	129	129	1.38	F
	6CS	Stirrups	0.24	38.4	21.2	<u>1.07</u>	1.81	189	(253)	1.06	(0.74)	(135)	135	1.40	F
	7CS	Stirrups	0.24	41.7	22.2	<u>1.16</u>	1.87	202	(260)	1.14	(0.78)	(140)	140	1.44	F
	8CS	Stirrups	0.27	34.9	21.2	0.97	1.65	175	(187)	0.98	(0.93)	(134)	134	1.31	F
Robertson et al. <sup>9)</sup>	1C	None	0.17	58.3	40.4	1.00	1.44	243	260	1.00	0.94	182	182	1.34	F
	2CS	Stirrups	0.16	68.5	40.1	<u>1.17</u>	1.71	273	(367)	1.12	(0.74)	(197)	197	1.39	F
	3SL	Stirrups	0.10	71.0	40.7	1.22	1.75	271	(414)	1.11	(0.65)	(188)	188	1.44	F
	4HS	Studs	0.15	67.9	40.5	<u>1.16</u>	1.68	272	(372)	1.12	(0.73)	(199)	199	1.37	F
Elgabry and Ghali <sup>10)</sup>	1	None	0.45	130.0	71.5	1.00	1.82	566	335	1.00	1.69	379	335	1.69	P
	2	Studs	0.46	162.0	71.3	<u>1.25</u>	2.27	668	(657)	1.18	(1.02)	(412)	412	1.62	F
	3	Studs	0.85	142.0	80.0	1.09	1.78	754	(707)	1.33	(1.07)	(594)	594	1.27	F
	4	Studs	0.83	150.0	88.6	1.15	1.69	780	(723)	1.38	(1.08)	(626)	626	1.25	F
	5	Studs	1.18	105.0	89.5	0.81	1.17	786	(765)	1.39	(1.03)	(779)	765	1.03	P
Choi et al. <sup>6)</sup>	RC1	None	0.43	81.1	66.8	1.00	1.21	398	389	1.00	1.02	358	358	1.11	F
	SR1	Stirrups	0.43	101.4	66.8	<u>1.25</u>	1.52	456	(584)	1.15	(0.78)	(386)	386	1.18	F
	SR2	Studs	0.43	81.4	66.8	<u>1.00</u>	1.22	399	(779)	1.00	(0.51)	(386)	386	1.03	F
	SR3	Band	0.43	99.2	66.8	1.22	1.48	450	(584)	1.13	(0.77)	(386)	386	1.16	F

가 무량관 슬래브의 거동에 무조건 긍정적이라고 볼 수는 없다. 만약 Fig. 3에서 불균형모멘트강도  $M_{n,unb}^{SR}$  이 편칭전단강도  $V_{n,p}^{SR}$  에 비해 상대적으로 크게 증가할 경우 슬래브의 취성지배 파괴의 가능성은 증가한다. 이것은 슬래브의 연성능력 확보가 매우 중요한 설계에 있어, 부정적인 영향을 줄 것이다.

$M_{test}/M_{n,unb}$  는 불균형모멘트강도에 대한 실험값을 설계값 (구조설계기준과 ACI-ASCE 위원회 352 지침 이용) 과 비교한 것으로 현행 설계모델은 안전측의 결과를 제공하나 실험값을 매우 과소평가하는 것으로 나타났다.

### 3.3.2 편칭전단강도 비교

$V_{max}$  는 직접전단과 편심전단에 대한 실험값을 식 (2)에 대입하여 구한 최대 편칭전단강도이다. 그리고  $V_{nP}$  와  $V_{nP}^{SR}$  은 각각 식 (4)와 (6)을 이용하여 구한 무보강과 전단보강 실험체의 편칭전단강도이다. 여기서, 스티드 전단보강 실험체의 강도는 ACI-ASCE 위원회 421의 지침을 적용하였고 이때, 식 (6)에서 콘크리트의 편칭강도  $V_c$  는  $V_g/V_c > 0.4$  (균형모멘트가 지배적인 경우)에 대하여  $1/4(\sqrt{f_{ck}}b_o d)$  그리고  $V_g/V_c < 0.4$  (불균형모멘트가 지배적인 경우)에 대하여  $1/8(\sqrt{f_{ck}}b_o d)$  를 적용하였다.

$V_{max}^{SR}/V_{max}$  는 무보강 실험체에 대한 전단보강 실험체의  $V_{max}$  를 나타낸 것이다. Table 1에서 대부분의 전단보강 실험체는 무보강 실험체에 비해 편칭전단강도가 1.5 배 (구조설계기준) 또는 2배 (스티드에 대한 ACI-ASCE 위원회 421 지침)가 넘도록 설계되었다. 그럼에도 불구하고

하고  $V_{max}^{SR}/V_{max}$  의 평균값은 1.16으로 횡하중이 작용하는 전단보강 슬래브의 전단증진 효과는 매우 작게 나타났다.  $V_{max}/V_{nP}$  or  $V_{nP}^{SR}$  은 편칭전단강도에 대한 실험값을 설계값 (구조설계기준과 ACI-ASCE 위원회 352 지침 이용)과 비교한 결과를 보면, 현행 설계모델이 전단보강 효과에 대하여 실험값을 매우 과대평가함을 알 수 있다. 특히, 이러한 현상은 불균형모멘트의 영향이 지배적인 실험체에서 더욱 두드러졌다.

### 3.3.3 상관모델을 이용한 파괴강도와 파괴모드

Table 1에서  $V_{nP}$  (또는  $V_{nP}^{SR}$ )와  $V_{nF}$  (또는  $V_{nF}^{SR}$ )는 각각 전단지배모드와 휨지배모드에서의 편칭전단강도이다. 여기서, 무보강 슬래브의  $V_{nF}$ 는 식 (8) 그리고 전단보강 슬래브의  $V_{nP}^{SR}$ 은 식 (9)을 이용하여 계산하였다. 이때, 식 (9)에서  $\lambda$ 는 1.15로 가정하였다. 본 논문에서 최종 편칭전단강도  $V_n$ 은  $V_{nP}(V_{nP}^{SR})$ 와  $V_{nF}(V_{nF}^{SR})$  중에서 작은 값으로 결정되며,  $V_{nP}(V_{nP}^{SR}) < V_{nF}(V_{nF}^{SR})$ 일 경우 전단지배 파괴 그리고  $V_{nP}(V_{nP}^{SR}) > V_{nF}(V_{nF}^{SR})$ 일 경우 휨지배 파괴로 정의된다.

(15)열의  $V_{test}/V_n$ 에서  $V_n$ 은 불균형모멘트-편칭전단 상관관계를 이용하여 결정된 최종 편칭전단강도인데,  $V_n$ 은 안전측의 결과를 제공하지만  $V_{test}$ 를 매우 과소평가하는 것으로 나타났다. 본 논문에서 제시한 상관모델에서 전단과 휨지배 파괴강도는 구조설계기준 또는 ACI-ASCE 위원회 421 지침에 기초하여 작성되었다. 그런데, 기본적으로 이들 기준과 지침은 안전측 설계를 위하여 무보

강 슬래브의 편칭전단강도와 불균형모멘트강도를 과소평가하는 경향이 있다. 예를 들어, 무보강 실험체에 대한 Islam and Park 그리고 Robertson et al.의  $M_{test}/M_{n,unb}$ 는 각각 1.55 그리고 1.44로 나타났는데, 이러한 불균형모멘트강도의 부정확한 예측은 휨지배모드에서  $V_{test}/V_n$ 에 직접적인 영향을 미친다. 또한, Elgavry and Ghali의  $V_{max}/V_{nP}$ 는 1.69로, 이러한 편칭전단강도의 부정확한 예측은 전단지배모드에서의  $V_{test}/V_n$ 에 직접적인 영향을 미친다.

상대적으로, Choi et al.의 무보강 실험체의 실험값과 계산값은 유사한 값을 갖고 이로 인해 (15)열의  $V_n$ 은  $V_{test}$ 를 보다 정확히 예측하고 있다. 본 연구에서 제시한 상관모델의 정확도를 증진시키기 위해서는 무보강 슬래브의 불균형모멘트강도와 편칭전단강도에 관한 정확한 예측모델 선정 또는 개발이 요구된다.

(16)열은 상관모델을 이용하여 실험체의 파괴모드를 예측한 것으로 F는 휨지배파괴 그리고 P는 전단지배파괴를 의미한다. 여기서, Elgaby and Ghali의 실험체 1과 실험체 2를 비교하면, 무보강 슬래브일 경우 전단지배모드 이던 것이 전단보강으로 인해 휨지배모드로 변환되는 과정을 쉽게 파악할 수 있다. 그리고 실험체 4와 실험체 5를 비교하면,  $V_g/V_c$ 가 0.83에서 1.18로 증가됨에 따라 파괴모드가 다시 전단지배모드로 변환됨을 알 수 있다. 본 논문에서는 상관모델을 이용하여 파괴모드를 어떻게 정의할 것인지 대하여 설명하였다. 단, 상관모델을 통한 파괴모드 예측의 정확도는 휨지배와 전단지배 파괴강도의 정확도에 따라 달라지는 것이므로, 접합부의 파괴모드를 정확히 예측하기 위해서는 실제 접합부의 편칭전단과 불균형모멘트 강도를 정확히 예측할 수 있는 강도모델을 이용하여야 할 것이다.

#### 4. 결 론

- 1) 횡하중에 의해 편심전단이 지배적인 경우, 전단보강재의 전단증진 효과는 연직하중에 의해 직접전단이 지배적인 경우에 비해 매우 작다.
- 2) 횡하중이 지배적인 전단보강 슬래브에 대하여, 우리나라와 미국의 구조설계기준은 편칭전단강도를 과대평가하고 불균형모멘트강도를 과소평가한다.
- 3) 무량판 구조에서 슬래브의 편칭전단은 연직하중에 의한 직접전단과 불균형모멘트에 의한 편심전단의 조합으로 정의된다. 이러한 개념을 부재의 저항성능에 그대로 적용하여 슬래브에 작용하는 하중영향과 저항성능을 모두 편칭전단과 불균형모멘트의 상관관계로 설명하는 새로운 모델을 정립하였다.
- 4) 불균형모멘트-편칭전단 상관모델에서, 휨지배 파괴모드를 갖는 전단보강 슬래브의 유효전단강도와 전단보강재 유무에 따라 유효폭의 크기를 확대시키는 유효폭확대계수의 적용을 제안하였다.
- 5) 본 논문에서 제시한 설계방법론을 이용할 경우, 다

음과 같은 장점을 갖는다.

- ① 작용하중의 영향과 부재의 저항성능을 하나의 상관관계 모델을 통하여 검토할 수 있다.
- ② 접합부의 최종적인 파괴모드 예측이 가능하다.
- ③ 구조설계에서 하중과 전단보강재에 따른 영향을 직접적으로 반영할 수 있다.

#### 감사의 글

이 논문은 “2007년 정부 (교육인적자원부)의 재원으로 한국학술진흥재단 (지방연구중심대학육성사업/바이오하우징연구사업단)”과 “건설교통R&D정책인프라사업 성능중심의 건설기준 표준화과제”의 지원을 받아 수행된 연구이다.

#### 참고문헌

1. 한국콘크리트학회, 2007년도 개정 콘크리트구조설계기준 해설, 한국콘크리트학회, 2007, pp. 163, 192, 198, 200, 269.
2. ACI Committee 318, *Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary*, ACI 318-05 and ACI-318R-05, American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 2005. pp. 159, 183, 189, 190, 225.
3. ACI-ASCE Committee 352, “Recommendations for Design of Slab-Column Connections in Monolithic Reinforced Concrete Structures,” *ACI Structural Journal*, American Concrete Institute, 1988, pp. 675~696.
4. ACI-ASCE Committee 421, “Shear Reinforcement for Slabs,” *ACI Structural Journal*, American Concrete Institute, 1999, pp. 421.1R-6.
5. 최정욱, 송진규, 박홍근, 김준희, “전단 보강된 무량판-기둥 접합부의 횡저항 성능,” 대한건축학회논문집 구조계, 23권, 9호, 2007, pp. 47~54.
6. 최정욱, 송진규, 김준희, “슬래브-기둥 접합부의 편칭강도 및 횡변위 성능에 관한 반복 횡하중 실험,” 한국구조물진단학회지, 11권, 4호, 2007, pp. 99~108.
7. *ATENA MANUAL*, Cervenka Consulting, 2001.
8. Islam, S. and Park, R., “Tests on Slab-Column Connections with Shear and Unbalanced Flexure,” *Journal of Structure Division*, ASCE, Vol. 102, No. 3, pp. 549~568.
9. Robertson, I. N., Kawai, T., Lee, J., and Enomoto, B., “Cyclic Testing of Slab-Column Connections with Shear Reinforcement,” *ACI Structural Journal*, Vol. 99, No. 5, 2002, pp. 605~613.
10. Elgavry, A. A. and Ghali, A., “Tests on Concrete Slab-Column Connections with Stud-Shear Reinforcement Subjected to Shear-Moment Transfer,” *ACI Structural Journal*, Vol. 84, No. 5, 1987, pp. 433~442.
11. 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.
12. Robertson, L. N. and Durrani, A. J., “Gravity Load Effect on Seismic Behavior of Interior Slab-Column Connections,” *ACI Structural Journal*, Vol. 89, No. 1, 1992, pp. 37~45.

---

**요 약** 구조설계기준에서, 슬래브의 최대 편칭전단응력은 연직하중에 의한 직접전단과 불균형모멘트에 의한 편심전단의 조합응력으로 규정하고 있다. 이것은 슬래브에 작용하는 편칭전단응력에 불균형모멘트의 영향을 반영한 것이다. 그러나 부재의 저항성능 즉 편칭전단강도에는 슬래브의 불균형모멘트강도 영향을 전혀 고려하고 있지 않다. 본 논문에서는 불균형모멘트-편칭전단 상관모델을 제시하였다. 상관모델에서 불균형모멘트와 편칭전단의 하중영향 및 저항성능 관계는 2차원으로 표현된다. 상관모델을 이용하여, “슬래브의 편칭전단강도를 결정하는데 있어 불균형모멘트강도를 어떻게 반영할 것인지”에 대한 방안을 제시하였다. 또한, 전단보강재가 불균형모멘트강도에 미치는 영향을 분석하고 이를 구조설계에 반영하기 위한 유효폭확대계수의 적용을 제안하였다. 본 논문에서 제시한 상관모델은 하중과 전단보강재에 따른 편칭전단과 불균형모멘트 강도를 실제 거동에 가깝게 정의할 수 있고 슬래브의 휨지배파괴 또는 전단지배파괴의 최종적인 파괴모드를 쉽게 예측할 수 있어 슬래브의 구조적 거동을 예측하는데 매우 효과적이다.

**핵심용어** : 무량판구조, 편칭전단, 불균형모멘트, 상관모델, 파괴모드