

불균등 휨모멘트를 받는 플랫 플레이트-기둥 접합부의 변형능력과 내진설계방법

Seismic Design and Deformability of Interior Flat Plate-Column Connections Subjected to Unbalanced Moment

최 경 규* 박 흥 군*
Kyung-Kyu Choi Hong-Gun Park

ABSTRACT

Flat Plate structures subjected to lateral load are susceptible to the brittle failure, therefore deformability of plate-column connections should be ensured to resist against earthquake. However, according to previous study, existing experiments overestimate the deformability of connections and current design provision do not accurately explains them.

In the present study, parametric study using nonlinear finite element analysis was performed. Based on the numerical results, seismic design method considering the deformability of connections was developed.

1. 서 론

지진 등 횡력을 받는 플랫 플레이트구조의 슬래브-기둥 접합부는 불균등 휨모멘트에 의해 취성적인 전단유형으로 파괴될 수 있으며, 따라서 구조물의 내진성능 발휘를 위해서는 접합부의 강도 및 연성능력의 확보가 중요하다. 현재 슬래브-기둥 접합부의 강도 및 변형능력을 규명하기 위하여 많은 실험연구가 이루어졌으며 또한 실험결과에 근거해서 현행 설계기준¹⁾이 구성되었다. 그러나 선행연구^{2,3)}에 의하면 대부분의 기존실험들은 경계조건이나 하중조건이 실제 연속 슬래브의 조건과는 다르며, 그 결과 실험결과는 연속슬래브에 비하여 강도를 저평가하고 변형능력을 과대평가하는 것으로 밝혀졌다. 따라서 현행 설계기준은 플랫 플레이트의 변형능력을 과대평가할 수 있으므로 안전측의 설계조건이라고 할 수 없다.

이러한 현 설계기준과 실험연구의 미비점을 보완하기 위하여, 선행연구^{2,3)}에서는 연속 플랫 플레이트에 대해 비선형 유한요소해석을 이용한 변수연구를 수행하였다. 본 연구에서는 선행연구^{2,3)}에서 수행된 해석연구결과에 근거하여 슬래브-기둥 접합부의 변형능력을 분석함으로써 변형능력을 평가할 수 있는 방법과 설계방법을 개발하고자 한다.

* 정회원, 서울대학교 건축학과 교수

** 정회원, 서울대학교 대학원 건축학과 박사과정

2. 경계조건 및 하중재하방식에 따른 변형능력의 변화

불균등 휨모멘트를 재하받는 플랫 플레이트 접합부의 거동을 규명하기 위해 재료모델 및 해석방법은 이전 연구^{2,3)}에서 제시하였고 검증하였다. 기존실험들에서는 일반적으로 기둥과 주위의 슬래브로 구성된 축소모델을 사용하고 있는데, 이러한 축소모델은 연속 플랫 플레이트의 경계조건을 정확하게 나타낼 수 없다. 경계조건의 차이는 탄성거동시에는 비교적 그 영향이 크지 않으나 극한거동시에는 접합부 주위의 내력분포에 큰 차이를 유발하면서 실제 연속 슬래브와 상이한 거동을 일으키게 된다.

중력하중의 재하방식과 경계조건이 슬래브의 강도 및 연성도에 미치는 영향을 파악하기 위해, Farhey⁸⁾의 specimen 3에 대해 하중조건과 경계조건을 연속 슬래브의 조건으로 변경하여 수치해석을 수행하였다. Fig. 1은 기존의 실험결과와 연속슬래브 조건에서의 해석결과를 비교하고 있다. 이 연구결과 연속슬래브와 상이한 경계조건 및 하중조건을 사용하는 실험에서는 연속슬래브에 대한 해석결과에 비해 강성과 강도는 저평가하고 변형능력을 과대평가하는 것으로 나타났다.

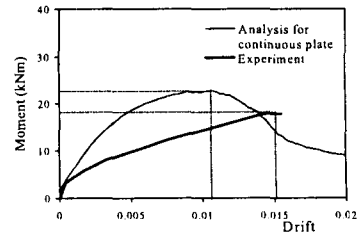


Fig.1 Variations of moment-rotation relationships with boundary conditions

3. 연속슬래브에 대한 변수연구

선행연구^{2,3)}에서는 연속슬래브의 하중 및 경계조건을 정확히 실현할 수 있는 수치해석을 이용한 변수 연구를 실시하였다. 슬래브의 기하학적, 재료적 조건과 수직하중 수준 등 다양한 변수 조합 별로 해석 연구를 수행하였으며, 각 해석모델은 참고문헌 [2]와 [3]에 제시되어 있다. 이때, c_1 =횡하중 재하방향의 기둥 폭 (mm), c_2 =횡하중 직교방향의 기둥 폭 (mm), h =슬래브 두께 (mm), ρ_t =상부철근비 (percent), ρ_b =하부철근비 (percent), V_d/V_c = 접합부의 전단공칭성능 대비 중력하중에 의한 뚫림전단력의 재하비율 (percent), L_1, L_2 = 횡하중 방향과 그 직각방향의 스펠길이이다.

4. 현행 설계기준 검토

Fig. 2에는 각 해석모델에 대하여 최대강도시의 변위각이 제시되어 있다. 슬래브의 변형능력은 일반적으로 지진하중에 대한 최대 변형각으로 사용되는 1.5 퍼센트를 대체로 충족시키지 못하고 있는데, 이는 $V_d/V_c \leq 0.4$ 인 경우 만족할 만한 연성을 발휘한다고 보고한 ACI 318-02⁵⁾와 Moehle⁹⁾의 연구와 상이한 결과이다. Moehle의 연성도에 대한 제안은 실험연구에 근거하고 있는데, 앞서 언급한 바와 같이 이 실험들은 실제 연속슬래브와 하중 및 경계조건이 다르며 따라서 연속슬래브 보다 변형능력을 과대평가하고 있다. 또한 Fig. 2(c)에서는 접합부의 변형능력은 접합부 측면의 형상비에 따라 증가하는 것으로 나타났다. 이처럼 슬래브의 변형능력은 중력하중의 크기 뿐 아니라 접합부의 형상비 및 슬래브의 두께 비 등에 의해 복합적으로 결정된다.

ACI 318-02⁵⁾의 내진기준에서는 접합부의 전단파괴를 방지함으로써 플랫 플레이트 구조의 연성거동을 확보하겠다는 취지에서, 접합부에 가해지는 최대전단외력 v_u 가 접합부의 전단강도를 초과할 수 없

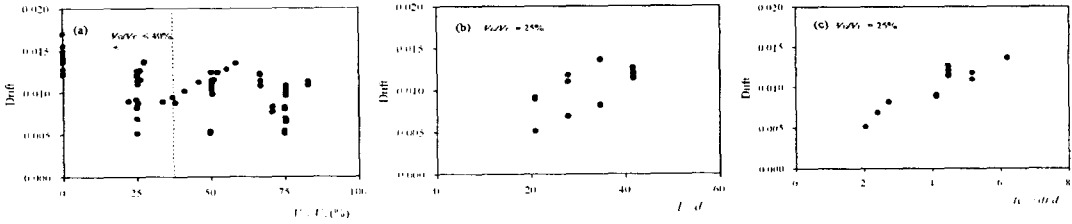


Fig.2 Drift at maximum moment-carrying capacity

다는 규정을 두고 있다. 한편 접합부의 최대전단성능에 대해 ACI 내진설계기준⁵⁾에서는 명확히 정의하고 있지 않은데, 본 연구에서는 최대전단력 V_u 와 마찬가지로 접합부의 전면부에 대해 최대전단성능 V_n 을 산정하고자 하며 식 (2)로 정의한다.

$$V_u = \frac{wL_1L_2}{2} + \frac{M_n}{L_1} \quad (1)$$

$$V_n = v_n(c_2+d)c_n + 2 \cdot \frac{v_g + v_{is}}{2} \cdot \frac{(c_1+d)d}{2} \quad (2)$$

여기서 w = 분포하중, M_n = 이전연구결과^{2,3)}에 의해 산정된 접합부의 모멘트 강도, c_n = 전후면의 평균압축대이며 v_g = 중력하중에 의해 접합부에 재하되는 전단응력 그리고 v_n , v_{is} = 접합부 전후면과 측면의 최대전단응력으로써 계산방법과 그 크기는 이전연구^{2,3)}에서 제시하였다.

ACI 내진설계기준⁵⁾에 근거하여, 접합부의 파괴유형은 접합부 전면부에 작용하는 최대전단력 V_u 와 전단성능 V_n 의 대소관계에 의해 식 (3)으로 정의한다.

$$V_n/V_u > 1 : \text{Flexural failure}, \quad V_n/V_u < 1 : \text{Punching failure} \quad (3)$$

플랫 플레이트는 보와는 달리 대부분 전단철근을 사용하지 않으므로 V_n/V_u 또는 파괴유형을 제어하는 것이 매우 어려우며, 휨파괴의 경우에도 전단파괴 보다 변형능력이 크게 개선된다고 할 수 없다. Fig. 3에는 V_n/V_u 와 최대변형능력이 비교되고 있는데, 휨 파괴유형에 해당하는 $V_n/V_u > 1$ 의 경우에도 전단파괴유형에 비해 변형능력이 그다지 크게 증가하지 않음을 알 수 있다. 따라서 플랫 플레이트에서는 파괴유형이 변형능력과 큰 연관관계를 가지지 않으며, 파괴유형을 휨파괴로 제어하더라도 필요변형능력이 보장된다고 할 수 없다.

이처럼 현행 설계기준¹⁾의 전단력에 대한 규정에는, 플랫 플레이트의 연성거동 특성이 정확히 반영되어 있지 못하거나 설계기준을 실제 활용하기 위한 구체적인 적용방법이 명시되어 있지 않으므로 설계에 직접 적용하기가 매우 어려운 실정

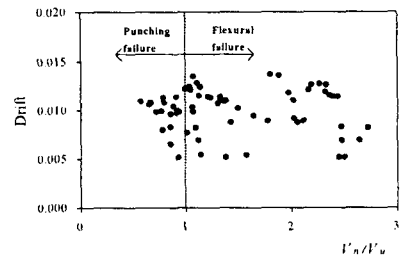
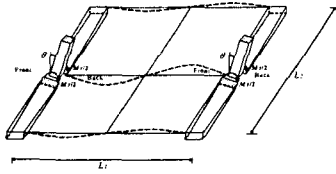
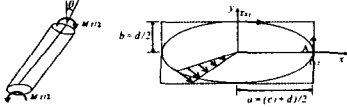


Fig. 3 Relationship between V_n/V_u and Drift

이다.



(a) Deformation of flat plate



(b) Distribution of resultant shear stress
Fig. 4 Equivalent frame model for flat plate

5. 접합부의 변형능력

이전연구^{2,3)}에 의하면 극한상태에서는 전후면의 휨모멘트성분과 전후면의 전단력성분이 그다지 크지 않고 측면의 비틀림모멘트가 상대적으로 매우 큰 비중을 차지하는 것으로 나타나며, 따라서 극한 강도는 측면의 편심전단성분에 의해 지배된다고 할 수 있다. 또한 접합부의 최대변형능력은 측면의 비틀림모멘트가 최대에 도달하는 시점과 대부분 일치하는 것으로 나타나므로, 접합부의 변형능력은 전후면의 휨변형 보다는 접합부 측면의 비틀림 변형능력에 의해 설명될 수 있다.

따라서 플랫 플레이트의 변형능력은 Fig. 4(a)와 같이 쌍 버냉모멘트 (St. Venant moment) $M_T/2$ 를 재하받는 비틀림부재의 회전거동을 통해 파악할 수 있다. 또한 Fig. 10(b)와 같이 접합부 측면의 비틀림부재에는 타원형의 편심전단응력이 분포된다고 가정할 수 있으며, 이때 비틀림 부재의 최대회전각 θ_e 는 식 (4)에 제시된 미분 지배방정식⁷⁾에서 유도될 수 있다.

$$\frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \Phi}{\partial y^2} = -2G \frac{\theta_e}{L_2/2} \quad (4)$$

여기서 Φ 는 부재의 외곽선을 표현하는 응력함수 (stress function)이다.

이때, 전단응력은 응력함수의 편미분에 의해 식 (5)로 계산되며, Fig. 4(b)의 A 지점에서 수직방향의 최대편심전단응력, τ_{yz} 는 이전연구결과³⁾ ($v_{1s} - v_g$)이므로, 탄성범위에서 비틀림회전각 θ_e 는 식 (6)으로 정리된다.

$$\tau_{xz} = -\frac{2G(\theta_e/L_2)a^2y}{a^2 + b^2}, \tau_{yz} = \frac{2G(\theta_e/L_2)b^2x}{a^2 + b^2} \quad (5)$$

$$\theta_e = \left(\frac{v_{1s} - v_g}{4G} \right) \left(-\frac{c_1 + d}{d} \right) \left(\frac{L_2}{d} \right) \quad (6)$$

한편 플랫 플레이트의 극한거동이 식 (6)에 나타난 비틀림부재의 회전변형과 밀접한 관계를 가진다고 가정할 수 있다. Fig. 5과 식 (7)은 각 해석모델에 대한 해석결과에 근거하여, 접합부의 변형능력과 비틀림부재의 탄성회전변형 θ_e 의 관계식을 나타내고 있다.

$$\theta = 0.0638 \left[\left(\frac{v_{1s} - v_g}{4G} \right) \left(-\frac{c_1 + d}{d} \right) \left(\frac{L_2}{d} \right) \right]^{0.4437} \quad (7)$$

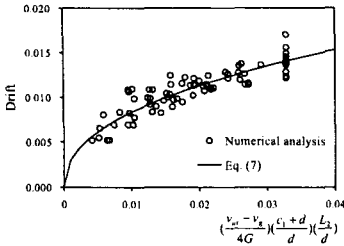


Fig. 5 Relationship between $(\frac{v_{max} - v_x}{4G})(\frac{c_1 + d}{d})(\frac{L_2}{d})$ and drift θ_T

6. 변형능력산정모델의 검증

제안된 변형능력산정모델의 타당성을 검증하기 위해, Fig. 6에는 각 해석모델에 대해 제안된 모델과 기존 방법에 의한 추정결과를 비교하고 있다. 우선 Allen⁴⁾에 의해 제안된 유효보폭법에서는, 유효보폭 aL_2 를 가지는 보의 휨강성을 고려하여 접합부의 변형능력을 식 (8)로 유도할 수 있다.

$$\theta_{EB} = \frac{M_{KCI}}{K_{EB}} = \frac{M_{KCI}L_1}{E(\beta aL_2)d^3} \quad (8)$$

여기서 M_{KCI} = 콘크리트 설계기준¹⁾에 따라 산정된 강도, α = 유효보폭 계수 그리고 β = 균열에 의한 휨강성저하를 반영하는 계수이다.

또한 Cano⁶⁾에 의해 제안된 등가골조법에서는, 비틀림 부재와 슬래브 부재에 의해 조합된 강성을 고려하여 접합부의 변형능력을 식 (9)로 유도할 수 있다.

$$\theta_{EF} = \frac{M_{KCI}}{K_{EF}} = \frac{(0.33K_T + 0.33K_S)}{0.33K_T \cdot 0.33K_S} M_{KCI} \quad (9)$$

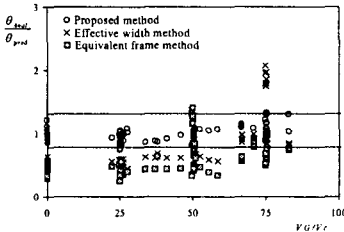


Fig. 6 Drift prediction for analytical models 여기서 K_T = 콘크리트 설계기준¹⁾에서 정의된 비틀림부재의 강성이며 K_S = 슬래브 전체의 휨강성 ($= (EL_2d^3)/L_1$) 으로서, 균열을 고려하여 각각 33%의 강성만을 사용하였다.⁶⁾

Fig. 6에 의하면 기존의 방법들은 전반적으로 접합부의 변형능력 추정에 있어서 매우 부정확하며 편차가 매우 크므로 실제 설계에서 활용하기에는 무리가 있다. 이에 반해 본 연성도 모델은 해석강도 대비 예측강도가 평균 1.00, 표준편차 11.9%로써 플랫 플레이트의 변형능력을 비교적 정확히 예측함을 알 수 있다.

7. 내진설계방법

현행 설계기준^{1.5)}에서는 플랫 플레이트-기둥 접합부가 필요변형능력 1.5퍼센트를 발휘할 수 있도록, 공칭전단성능에 대한 중력하중의 비율을 40 퍼센트 이하로 제한하고 있다. 그러나 실제 설계과정에서 중력하중이 일반적으로 공칭성능의 40 퍼센트를 초과하며 가구식 구조와 달리 대부분 전단철근을 사용하지 않으므로 전단성능을 쉽게 조절하기 어려우므로 이러한 규정을 설계식으로 사용하기에는 무리가 있다. 또한 중력하중의 비율 등을 제한했을 때 발휘되는 실제 접합부의 변형능력이 설계기준^{1.5)}에서 전혀 제시되어 있지 않으므로 성능에 기초하여 접합부를 설계할 수 없다. 따라서 접합부의 변형능력 확보를 위하여 앞서의 연구결과를 바탕으로 다음과 같은 설계식을 제안한다.

$$\left(\frac{v_{1s}-v_g}{4G}\right)\left(\frac{c_1+d}{d}\right)\left(\frac{L_2}{d}\right) > 0.383 \quad (10a)$$

$$\text{or } \frac{V_G}{V_c} \leq 0.4 \cdot k, \text{ where } k = 2.5\left(\frac{v_{1s}}{v_g}\right) - 2725\left(\frac{d}{c_1+d}\right)\left(\frac{d}{L_2}\right) \quad (10b)$$

제안된 변형능력모델과 설계식에서는 접합부의 변형능력이 중력하중의 크기 뿐 아니라 주요 영향변수, 즉 접합부 측면의 전단성능, 접합부 측면의 형상비 그리고 슬래브 두께비 등에 의해 복합적으로 결정되며, 또한 설계완료 후에 실제 접합부의 변형능력을 파악할 수 있는 장점이 있다.

8. 결론

현행 설계기준^{1,5)}에서는 플랫 플레이트-기둥 접합부의 변형능력 확보를 위해, 공칭전단성능에 대한 중력하중의 비율을 제한하고 있다. 그러나 기존의 실험연구는 경계조건과 중력하중의 재하방식이 연속슬래브와 크게 다르기 때문에 실험결과에 근거해서 개발된 설계기준 역시 실제 연속 슬래브의 변형능력을 정확히 설명하고 있지 못하다. 따라서 이전연구^{2,3)}에서는 연속 슬래브의 하중 및 경계조건을 정확히 표현할 수 있는 비선형수치해석연구를 수행하였고, 해석결과에 대한 분석을 통해 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 기존의 실험결과는 연속 슬래브에 비하여 접합부의 변형능력을 과대평가하고 있다.
 - 2) 모멘트 골조와는 달리 플랫 플레이트 접합부에서는 전단성능을 전단외력 이상으로 조절하기가 매우 어려우며, 휨과괴의 경우에도 접합부의 변형능력이 전단과괴 보다 크게 개선되지는 않음을 알 수 있다.
 - 3) 접합부의 변형능력은 접합부 측면의 비틀림변형에 의해 지배되며, 따라서 파괴유형보다는 측면의 전단성능, 중력하중의 크기, 슬래브 두께비, 접합부 측면의 형상비 등에 의해 복합적으로 결정된다.
 - 4) 접합부의 변형능력을 고려한 설계방법과 변형능력모델을 개발하였다.
- 본 연구에서는 이전연구에서 제안된 강도모델을 그대로 사용함으로써 접합부의 강도와 변형능력의 관계를 규명하였으며, 따라서 본 모델은 강도와 변형능력에 대한 통합모델이라 할 수 있다.

참고문헌

1. 한국콘크리트학회, 대한건축학회, "콘크리트구조 설계기준", 1999년.
2. 박홍근, 최경규, 황영현 "플랫 플레이트-기둥 접합부의 내진성능에 대한 해석연구", 한국콘크리트학회 봄 학술발표논문집, 제14권 1호, 2002.
3. 최경규, 박홍근, 안귀용, "플랫 플레이트 내부 접합부의 강도산정모델", 한국콘크리트학회 논문집, 한국콘크리트학회 봄 학술발표논문집, 제14권 1호, 2002.
4. Allen, F. and Darvall P., "Lateral Load Equivalent Frame", *ACI Structural Journal*, V. 89, No. 6, July 1977, pp. 294-299.
5. American Concrete Institute, "Building Code Requirements for Structural Concrete", ACI 318-02. pp. 184-186, pp. 213-232, pp. 337-342.
6. Cano, M. T., and Klingner, R. E., "Comparison of Analysis Procedures for Two-way Slabs", *ACI Structural Journal*, November-December 1988, pp. 597-608.
7. Chakrabarty, J., Theory of Plasticity, McGraw-Hill, New York.
8. Farhey, D. N., Adin, Moshe A., and Yankelevsky, D. Z., "Flat Slab-Column Subassemblages under Lateral Loading", *Journal of Structural Engineering, ASCE*, V. 119, No. 6, June 1993, pp. 1903-1916.
9. Pan, Austin D., and Moehle, J. P., "An Experimental Study of Slab-Column Connections", *ACI Structural Journal*, V. 89, No. 6, November-December 1992, pp. 626-638.