# 3차원 스트럿-타이 모델을 이용한 내측 보-기둥 접합부의 강도 예측

# Strength Prediction of Interior Beam-column Joint using 3D Strut-Tie Model

윤 영 묵* 김 병 헌** 이 원 석***
Yun, Young Mook Kim, Byung Hun Lee, Won Seok

ABSTRACT

The current design procedures of ACI 318-02, CE3-FIP and NZS 3101 for interior beam-column joints do not provide engineers with a clear understanding of the physical behavior of beam-column joints. In this paper, the failure strengths of the interior beam-column joint specimens tested to failure were evaluated using the 3-dimensional strut-tie model approach, design criteria of ACI 318-02, ACI-ASCE committee 352 and Park and paulay, and softened strut-tie model approach. The analysis results obtained from the 3-dimensional strut-tie model approach were compared with those obtained from the other approaches, and the validity of the approach implementing a 3-dimensional strut-tie model was examined.

## 1. 서론

최근 철근콘크리트 구조물의 대형화 및 고강도 재료의 사용으로 인하여 부재단면의 치수가 작아지고, 취성파괴를 방지하기 위하여 보 및 기둥부재의 배근규정이 강화됨에 따라 보-기둥 접합부의 응력부담이 상당히 증가하고 있다. 보-기둥 접합부에서의 파괴형태는 크게 전단파괴와 정착파괴로 분류할 수 있다. 이러한 파괴는 구조물의 내력을 급격하게 저하시켜 취성적인 파괴를 유발시킴으로서 인명과 구조물에 치명적인 피해를 입히게 된다. ACI[3], CEB-FIP[4], NZS 3101[7] 설계기준에서는 이러한 보-기둥 접합부의 취성적인 파괴를 방지하기 위해 보-기둥 접합부의 내진설계기준을 규정하고 있다. 그러나 보-기둥 접합부에 대한 설계기준은 같은 설계조건에 대해서도 서로 다른 설계결과를 나타내고 있으며, 각각의 설계방법에 대한 차이를 감안하더라도 적지 않은 불확실성을 내포하고 있다. 따라서 본 연구에서는 3차원 스트럿-타이 모델을 이용하여 기존의 파괴실험이 수행된 내측 보-기둥 접합부 시험체의 파괴강도를 평가하였고, 그 결과를 ACI 318-02, ACI-ASCE committee 352[2], 및 기존 연구자에 의해 제안된 방법에 의한 평가결과와 비교·분석하여, 보-기둥 접합부의 합리적이고 실용적인 설계방법으로 3차원 스트럿-타이 모델 방법을 제안하고자 한다.

* 정회원, 경북대학교 토목공학과 부교수
** 정회원, 경북대학교 대학원 토목공학과 박사수료
*** 정회원, 경북대학교 대학원 토목공학과 박사과정

## 2. 보-기둥 접합부의 강도해석

본 연구의 해석대상 구조물은 Meinheit & Jirsa[6]에 의해 실험, 파괴된 10개의 내측 보-기둥 접합부의 시험체이다. 시험체는 ACI-ASCE committee 352에서 제안한 내측 보-기둥 접합부의 거동 및 강도에 영향을 미치는 4가지 변수인 (1)기둥 철근량, (2)기둥 부재에 작용하는 축력의 크기, (3)접합부 내부에 배근된 수평전단철근의 크기와 간격, (4)보-기둥 접합부의 단면적의 비 등이 고려되어 제작되었다. 그림 1은 실험된 시험체의 기하학적 형상을 보여주고 있으며, 표 1은 시험체의 콘크리트 강도, 배근된 철근량, 배근 패턴 등을 나타내고 있다. 파괴실험이 수행된 시험체의 강도를 ACI 318-02, ACI-ASCE committee 352, Park & Paulay에 의한 설계방법[8], 연화 스트럿-타이 모델 방법[5], 그리고 본 연구의 3차원 스트럿-타이 모델 방법 등을 이용하여 평가하였다.

표 1. 시험체의 콘크리트 강도, 배근 철근량 및 배근 패턴

| Specimens | $f_{ck}$ ($MPa$) | $\Sigma M_c / \Sigma M_B$ | Main Beam | Column | | | Connection Hoops | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | Reinforcement | Reinforcement | $\rho_g$(%) | Axial load($kN$) | Reinforcement | $\rho_s$(%) |
| I | 26.21 | 1.00 | 3#10(top), 3#8(bottom) | 8 #7 | 2.0 | 1669 | 2 #4 @152.4mm | 0.011 |
| II | 41.80 | 1.72 | 3#10(top), 3#8(bottom) | 8 #10 | 4.3 | 1602 | 2 #4 @152.4mm | 0.011 |
| III | 26.62 | 1.64 | 3#10(top), 3#8(bottom) | 10 #11 | 6.7 | 1584 | 2 #4 @152.4mm | 0.011 |
| IV | 36.07 | 1.18 | 3#10(top), 3#8(bottom) | 10 #9 | 4.3 | 1615 | 2 #4 @152.4mm | 0.011 |
| V | 35.87 | 1.48 | 3#10(top), 3#8(bottom) | 8 #10 | 4.3 | 214 | 2 #4 @152.4mm | 0.011 |
| VI | 36.76 | 1.55 | 3#10(top), 3#8(bottom) | 8 #10 | 4.3 | 2683 | 2 #4 @152.4mm | 0.011 |
| VII | 37.25 | 1.12 | 3#10(top), 3#8(bottom) | 10 #9 | 4.3 | 2657 | 2 #4 @152.4mm | 0.011 |
| XII | 35.18 | 1.63 | 3#10(top), 3#8(bottom) | 8 #10 | 4.3 | 1584 | 6 #5 @ 50.8mm | 0.052 |
| X III | 41.32 | 1.71 | 3#10(top), 3#8(bottom) | 8 #10 | 4.3 | 1571 | 6 #4 @ 50.8mm | 0.033 |
| X IV | 33.18 | 1.14 | 3#10(top), 3#8(bottom) | 10 #9 | 4.3 | 1584 | 6 #4 @ 50.8mm | 0.033 |

(*) 주요보부재의 피복두께는 50.8mm를 사용.

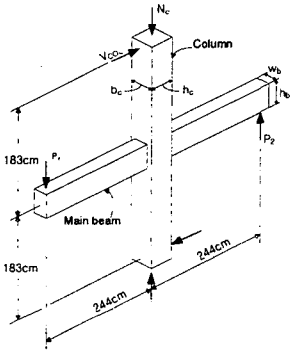
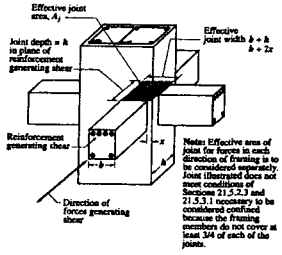
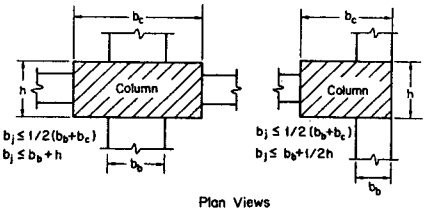



그림1. 시험체의 기하학적 형상




(a) ACI 318-02




(b) ACI-ASCE committee 352

그림2. 설계기준에서의 접합부 유효단면적

ACI 318-02 설계기준은 접합부의 구속여부에 따라 결정된 최소 횡구속철근량을 규정하고 있으며, 이 철근량에 관한 규정을 만족할 경우에만 접합부의 공칭전단강도를 식 (1)과 같이 정의하였다.

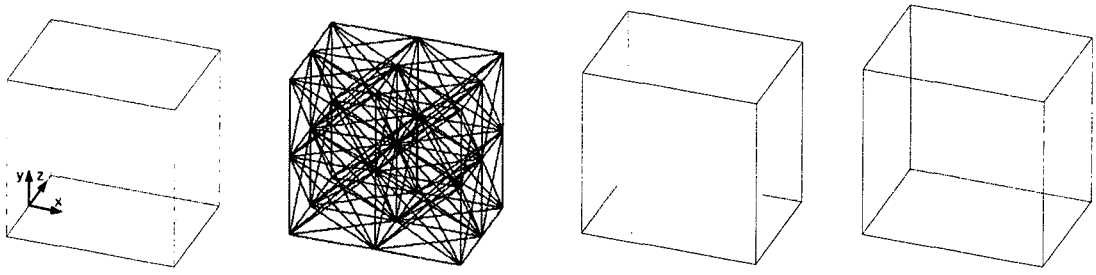
$$V_n = 0.083^{\circ}\rho\sqrt{f_{ck}}A_j \ (MPa)$$

$A_j$는 접합부의 유효단면적으로 그림 2(a)와 같이 정의하였다. ACI-ASCE committee 352는 ACI 318-02와 동일

한 기준을 적용하고 있으나 접합부 유효단면적($A_j = b_j \times h$)을 그림 2(b)와 같이 다르게 정의하였다. Park & Paulay는 축력의 영향을 고려하여 식 (2)와 같이 접합부의 전단강도를 정의하였다. 연화 스트럿-타이 모델 방법은 접합부의 전단저항 메카니즘을 구성하여 전단강도를 결정하는 방법으로, 참고문헌 (5)에 자세히 소개되어 있다.

$$V_j = V_s + V_c \quad (N > 0.12 f_{ck}), \qquad V_j = V_c \quad (N < 0.12 f_{ck})$$
$$V_c = 3.5\sqrt{f_{ck}}\sqrt{1+0.002\frac{N}{A_g}}, \quad V_s = A_v f_y \frac{(d-d')}{s} \tag{2}$$

본 연구의 3차원 스트럿-타이 모델 방법[1]은 접합부의 3차원 무근콘크리트 유한요소해석과 하중전달 메카니즘인 3차원 스트럿-타이 모델의 해석을 수행하여 접합부의 전단강도를 평가한다.




(a)3차원 유한요소모델 (b)3차원 스트럿-타이 모델 (c)차원화시킨 콘크피트 스트럿 (d)차원화시킨 콘크리트 타이

그림 3. I 시험체의 3차원 스트럿-타이 모델 및 해석결과

내측 보-기둥 접합부의 3차원 유한요소모델 및 3차원 스트럿-타이 모델은 그림 3(a), (b)와 같다. 3차원 스트럿-타이 모델 방법에서는 기하학적 적합조건을 만족하는 최대의 하중범위 내에서 철근이 항복하는 단계의 하중을 파괴하중으로 결정한다. 시험체 I은 실험파괴하중의 82%에서 경사스트럿의 면적이 최대허용면적에 도달하는 것으로 나타났으며, 철근의 항복은 발생하지 않았다. 그러므로 경사스트럿의 기하학적 적합조건에 의해 파괴하중이 결정되었다. 그림 3(c), (d)는 시험체 I의 차원화시킨 콘크리트 스트럿과 콘크리트 타이를 보여주고 있다. 표 2는 각 방법에 의해 결정한 각 시험체의 파괴강도 평가결과를 나타내고 있으며, 그림 4는 각 방법에 의한 파괴강도 평가결과를 작용모멘트의 비에 따라 나타낸 것이다.

표 2. 실험된 부재의 파괴강도 평가결과

| 시험체 | 파괴하중 ($V_{test}$, kN) | $V_{cal}/V_{test}$ | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | | ACI 318-02 | ACI-ASCE committee 352 | Park & Paulay | Softened STM | 3-D STM |
| I | 1090 | 0.88 | 0.82 | 0.56 | 1.05 | 0.82 |
| II | 1597 | 0.76 | 0.70 | 0.42 | 0.93 | 0.87 |
| III | 1228 | 0.79 | 0.73 | 0.50 | 0.96 | 0.75 |
| IV | 1454 | 0.78 | 0.72 | 0.45 | 0.78 | 0.93 |
| V | 1530 | 0.74 | 0.68 | 0.14 | 0.63 | 0.88 |
| VI | 1646 | 0.69 | 0.64 | 0.47 | 0.96 | 0.84 |
| VII | 1468 | 0.78 | 0.72 | 0.53 | 0.93 | 0.95 |
| XII | 1948 | 0.57 | 0.53 | 0.77 | 0.68 | 0.63 |
| X III | 1557 | 0.78 | 0.72 | 0.67 | 1.00 | 0.87 |
| X IV | 1539 | 0.70 | 0.65 | 0.67 | 0.84 | 0.80 |

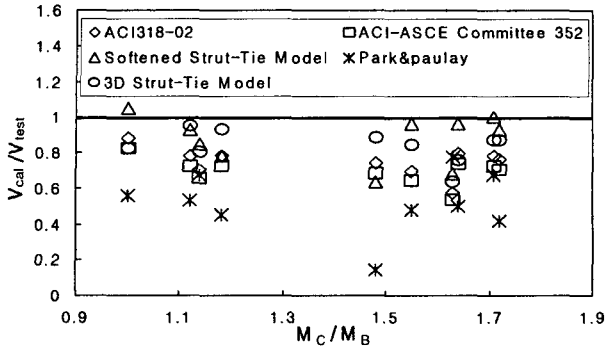



그림 4. 작용모멘트 비에 대한 각 시험체의 파괴강도 평가결과

3. 결론

ACI 318-02와 ACI-ASCE committee 352에 따른 내측 보-기둥 접합부의 파괴강도 평가결과는 파괴하중의 60~85%를 파괴강도로 평가하여 대체적으로 보수적인 경향을 나타내었다. 접합부 유효단면적의 차이에 의해 ACI-ASCE committee 352에 의한 해석결과가 ACI 318-02 설계기준보다 보수적인 경향을 보였다. Park & Paulay는 축력의 영향을 고려하는 설계식을 제안하였으나 콘크리트의 기여효과를 과소평가함에 따라 파괴강도를 적절히 예측하지 못하는 것으로 나타났다. 연화 스트럿-타이 모델 방법은 파괴강도를 비교적 정확히 평가하는 것으로 나타났으나 부재에 따라 평가결과가 비교적 큰 편차를 가지는 것으로 나타났다. 본 연구의 3차원 스트럿-타이 모델 방법은 설계기준의 평가결과보다 정확한 평가결과를 보였으며, 다양한 조건하의 시험체에 대해 적은 편차를 갖는 평가결과를 나타내었다. 내측 보-기둥 접합부의 설계방법으로 3차원 스트럿-타이 모델 방법은 적절한 방법으로 판단된다.

참고문헌

(1) 박정웅, "3차원 스트럿-타이 모델을 이용한 철근콘크리트 부재의 해석 및 설계", 박사학위논문, 경북대학교, 대구, 2003.

(2) ACI-ASCE Committee 352, "Recommendations for Design of Beam-Column Joints in Monolithic Reinforced Concrete Structures", ACI Journal, Vol. 82, No. 3, pp. 266-283, 1985.

(3) ACI Committee 318, "Building Code requirements for Structural Concrete(ACI 318-02) and Commentary(ACI 318R-02)", American Concrete Institute, 2002.

(4) Comite Euro-International du Beton, "CEB-FIP Model Code 1990", Thomas Telford Services Ltd., 1993.

(5) Hwang, S. J., and Lee, H. J., "Analytical Model for Predicting Shear Strengths of Interior Reinforced Concrete Beam-Column Joints for Seismic Resistance", ACI Structural Journal, Vol. 97, No. 1, pp. 35-44, 2000.

(6) Meinheit, D. F., and Jirsa, J. O., "Shear Strength of R/C Beam-Column Connections", Journal of the Structural Division, ASCE, Vol. 107, No. 11, pp. 2227-2244, 1981.

(7) Standards Association of N. Z., "New Zealand Standard Code of Practice for the Design of Concrete Structures; NZS 3101 Parts 1 & 2", Wellington, 1995

(8) Park, R., and Paulay, T., "Reinforced Concrete Structures", A Wiley-Interscience Publication, New York, 1975.