

## 합성보-철골기둥 접합부의 내진설계 Seismic Shear Design of Composite Beam-Steel Column Joints

이승준\*  
Lee, Seung-Joon

### ABSTRACT

Trilinear analytical models representing the behavior of composite beam-steel column joints and seismic shear design method for the joints are presented. Emphasis is placed on the effect of the concrete slab on the behavior of the joints. To validate the analytical models, Comparisons with the experimental results are made. Application of the proposed method to seismic shear design of joints improves the seismic resistance of the steel frame with composite slab.

### 1. 서론

강지진 지역에 건축될 모멘트 저항 철골구조물의 내진설계를 위해 UBC 내진설계규준은 두 가지 중요한 개념을 포함하고 있다. 첫째는 내진설계요구사항을 만족하도록 "strong-column, weak-beam" 설계방법이며 둘째는 철골조의 에너지흡수 및 소산능력을 향상시키기 위해 접합부의 비탄성거동을 최대한 이용하고 있는 것이다. 접합부는 뛰어난 내진성능을 갖고 있다. 그러나 접합부를 구성하는 구조부재의 상대적 강도에 따라 구조물의 내진성능은 크게 영향을 받기 때문에 이에 대한 깊은 이해가 필요하다.

그러나 철골구조물은 철근콘크리트 슬라브를 항상 포함하게 되며 철골보는 슬라브와 합성보의 형태가 된다. 이 경우 앞에서 기술된 바와 같이 접합부 판넬(joint panel zone)을 포함하여 접합부를 구성하는 구조부재의 상대적 강도에 대한 정보가 필요하게 되는데 UBC내진설계규준은 순수 철골조의 거동에 관한 연구결과에 근거하고 있으며 철근콘크리트 슬라브를 포함하는 철골조의 내진설계를 위한 상세한사항은 제시되어 있지 않다. 따라서 이러한 접합부의 설계는 구조기술자 개인의 판단에 의존하게 된다. 이러한 이유로 다음과 같은 질문이 제기된다.

(1) 기둥에 접합된 합성보 연결부(connection)의 휨강도는 설계규준에서 규정하고 있는 슬라브 유효폭률 갖는 단면의 소성모멘트와 일치하고 있나?

(2) 합성보로부터 기둥으로 전달되는 모멘트에 의한 접합부 판넬의 전단력 산정방법은?

(3) 합성보-철골기둥의 접합부 판넬의 설계전단강도는 UBC의 설계강도와 일치하는가?

철골보-기둥의 접합부의 거동에 대하여 실험적 연구와 해석적 연구가 최근 비교적 활발하게 이루어 졌다.<sup>1,2)</sup> 접합부 판넬은 큰 전단력을 받게되는데 탄성변형영역 뿐만아니라 비탄성 변형영역에서도 안정되고 강도의 저하없이 연성이 매우 큰 거동을 나타내었다. Fielding<sup>1)</sup>은 접합부

\* 아주대학교 건축학과 부교수, Ph.D

의 거동을 bilinear모델화 하였으며 Krawinkler<sup>2)</sup>는 trilinear 모델에 의해 수식화 하였다. 연구 결과는 또한 접합부가 보, 기등에 비해 약하게 설계된 경우 구조물의 비탄성변형은 매우 크게 일어나며 골조의 거동이 접합부에 거의 의존하게 됨을 보였다.

합성보-철골기등의 접합부의 거동에 관하여 발표된 연구결과는 적다. Osano<sup>3)</sup>와 Lee<sup>4)</sup>에 의해 외부 접합부(Exterior Joint)와 내부 접합부(Interior Joint)에 대한 실험적 연구가 수행되었다. 합성보-철골기등 접합부의 거동은 철골보-기등 접합부의 거동과 유사한 변형곡선을 보이나 콘크리트 슬라브의 영향으로 철골보-기등 접합부보다 강도가 크게 증가함을 보였다.

본 논문에서는 합성보-철골기등 접합부의 탄성 및 비탄성 거동에 대한 실험결과에 근거하여 그 거동을 수식화하고 접합부의 전단설계를 위한 설계식을 제시하였다. 접합부의 거동은 탄성영역, 전단항복후의 비탄성영역 및 변형경화 영역으로 trilinear 모델화 하였으며 UBC 내진설계규준의 개념에 따라 제한된 범위내에서 접합부의 비탄성변형을 허용한 접합부 내진설계식을 제시하였다.

## 2. 접합부 전단에 대한 설계규준

UBC 내진설계규준에서 정하고 있는 접합부 판넬의 설계전단강도는 다음식으로 산정된다.

$$V_{max} = 0.55F_y d_c t \left[ 1 + \frac{3b_c t_{cf}^2}{d_b d_c t} \right] \quad (1)$$

여기에서  $d_b$ 는 보의 춤,  $d_c$ 는 기등의 춤,  $b_c$ 는 기등 플랜지의 폭,  $t_{cf}$ 는 기등 플랜지의 두께이다. 식(1)에서 AISC의 설계전단강도( $V_{max} = 0.55F_y d_c t$ )와 비교하여 증가된 부분은 접합부 판넬이 항복에 도달한 후 기등의 플랜지에 의해 저항되는 강도의 증가를 포함한다. 식(1)은 접합부 판넬의 전단변형각이 항복시의 전단변형각( $\gamma_y$ )의 3.6배인  $3.6\gamma_y$ 에서의 전단강도를 나타내는데 이것은 보가 소성모멘트에 도달하기 전에 접합부 판넬은 상당히 비탄성변형을 일으킴을 의미한다.

## 3. 해석 모델의 개발

### 3.1 실험결과의 분석

참고문헌 3과 4에 발표된 합성보-기등 접합부에 대한 실험결과를 보면 접합부 판넬의 거동은 전단력( $V_p$ )과 평균 전단변형각( $\gamma_p$ )과의 관계로 이해할 수 있는데 그 관계의 특징은 전체적으로 trilinear의 형태를 보이고 있다. 즉 탄성영역(Elastic Range), 탄성후의 영역(Post-Elastic Range) 그리고 변형경화 영역(Strain-Hardening Range)으로 구분된다. 이러한 거동은 순수 철골보-기등 접합부 판넬의 거동과 유사하나, 상이한 점은 다음과 같이 요약될 수 있다.

(1) 콘크리트 슬라브의 영향으로 접합부의 강도와 강성이 크게 증가한다. 이 증가는 보연결부에 양의 모멘트,  $M_b^+$ , 가 생길 때와 음의 모멘트,  $M_b^-$ , 가 생길 때의 접합부 판넬의 거동을 비교함으로써 추정해 볼 수 있다. (그림 1) 실험결과의 분석에서 합성슬라브의 영향으로 강성과 강도는 30%이상의 증가를 보였다.

(3) 접합부 판넬이 항복한 후의 강도의 증가는 웨브 판넬의 주위에 있는 기등의 플랜지가 힘을 일으키고 웨브판넬이 부분적으로 변형경화되면서 일어나는데 보에 연결된 기등플랜지와 보에 연결되지 않은 기등플랜지는 힘거동이 다르며 (그림 2) 탄성후영역은 평균전단변형각이 0.012-0.020일때까지로 나타났다.

### 3.2 합성보 연결부의 극한강도

duPlessis<sup>5)</sup> 등에 의해 수행된 연구결과에 의하면 합성보의 연결부의 콘크리트 슬라브내에 콘크리트 슬라브, 전단 연결재, 기등 및 철골보에 의한 구속에 의해 다축 응력(Multiaxial Stress)

이 발생하며 합성보 연결부의 휨강도는 현행 설계규준의 유효폭이 아닌 콘크리트 슬라브의 압축 응력을 지지하는 기둥의 플랜지폭에 의해 크게 영향을 받음을 볼 수 있다. 이러한 실험결과에 근거하여 참고문헌 6에서는 합성보 연결부의 극한강도의 산정식을 다음과 같이 제시하였다.

$$M_u = 1.4f'_c C_1 t_c (r - 0.5t_c) + 2A_{sc}F_{yrs} + A_{sr}F_{yrr} \quad (2)$$

식(2)에서  $C_1$ 은 기둥 플랜지폭,  $A_{sc}$ 는 압축응력을 받는 철골의 단면이고,  $A_r$ 과  $F_y$ 는 철근의 단면과 항복응력이다.  $r_{sc}$ 는 압축응력상태에 있는 철골보의 단면중심으로부터,  $r_s$ 와  $r_r$ 은 철골보와 철근의 단면중심으로부터 합성보의 중립축까지의 거리가 된다.

### 3.3 철골보-기둥 접합부 판넬의 해석모델

앞에서 설명된 실험결과에 의하여 구조물의 해석을 위한 접합부 판넬의 탄성과 비탄성 거동을 trilinear 형태의 모델을 제안하고자 한다. 이 모델은 접합부 판넬의 국부적인 응력이나 변형률을 정확하게 알 수 있는 모델이 아니고, 전체적인 거동을 나타낼 수 있도록 전단력과 평균 전단변형각에 의해 수식화 하면 다음과 같다.

#### (1) 탄성강성

접합부 판넬에는 실제로 전단력과 휨 모멘트가 생기는데 휨 모멘트에 의한 변형은 매우 작으며 접합부 판넬 주위에 있는 보와 기둥이 이 변형을 억제하기 때문에 무시할 수 있다. 따라서 그림 1과 같이 보연결부에 생기는 모멘트에 의해 전단력,  $V_p$ , 과 평균 전단변형각,  $\gamma_p$ ,를 나타내면

$$V_p = \frac{M_b^+}{D_b^+} + \frac{M_b^-}{D_b^-} - V_c \quad (3)$$

$$\gamma_p = \frac{V_p}{A_w G} \quad (4)$$

가 되며 여기에서  $A_w$ 는 기둥의 전단에 대한 단면적이다. 그러므로 탄성강성은

$$K_{e1} = \frac{V_p}{\gamma_p} \quad (5)$$

이 된다. 이 탄성강성을 구조물의 해석에 이용하기 위하여  $D_b^+$ 를 정의할 필요가 있다.

#### 합성 슬라브의 영향 ( $D_b^+$ )

합성보의 양의 모멘트는 다음 식에 의해 표현할 수 있다.

$$M_b^+ = M_s + M_c + Fd \quad (6)$$

여기에서  $M_s$ 는 철골보의 모멘트,  $M_c$ 는 철근 콘크리트의 모멘트,  $F$ 는 철골보와 슬라브의 중심에 작용하는 짙힘 그리고  $d$ 는 철골보와 슬라브의 중심사이의 거리이다. 이 중에서  $M_c$ 는 접합부 판넬의 거동에 직접 영향을 주지 않으므로 평균 전단력은  $M_s$ 와  $Fd$ 에 의해 생기게 된다.

$$V_p = \frac{M_s}{d_b - t_{bf}} + \frac{F}{2} \quad (7)$$

그런데  $M_b^+$ 와  $M_s$ 와  $F$ 는 합성보가 탄성범위에 있을 때 단면의 기하학적인 모양에 의해 결정되며 이 때의 모멘트 팔거리,  $D_b^+$ ,는

$$D_b^+ = \frac{d_b - t_{bf}}{\alpha} \quad (8)$$

이 된다. 여기에서

$$\alpha = \frac{(1+\beta)\beta \left\{ \frac{(2\eta+1)}{6} \right\} + (0.5+\gamma)}{(1+\beta)\beta \left\{ \frac{(2\eta+1)}{6} \right\} + (1+\gamma)(1+2\gamma)}$$

$$\beta = \frac{A_s}{A_c/n} \quad n = \frac{E_s}{E_c}$$

$$\gamma = \frac{d_r}{d_b} \quad \eta = \frac{A_f}{A_s}$$

$d_r$  = 슬라브 중심에서 철골보 상단까지의 거리

$A_f$  = 철골보 플랜지의 단면적

## (2) 전단 항복강도

식(5)는 접합부 판넬이 전단 항복강도에 도달할 때까지 유효하다. von Mises의 항복 Criterion을 이용하면 전단 항복강도는 다음과 같다.

$$V_p = A_w \tau_y \quad (9)$$

$$\tau_y = F_y / 3$$

## (3) 전단항복후의 비탄성 강성

접합부 판넬이 전단 항복강도에 도달한 후 강도의 증가는 다음요소에 의해 일어난다.

### (a) 외부 접합부(그림 2a)

- (i) 기둥의 외부 플랜지, 즉 보가 연결되지 않은 플랜지의 휨강성에 의한 전단력의 증가.

$$\delta V_p = \frac{12 E I_{cf}}{d_b^2} \delta \gamma_p \quad (10)$$

- (ii) 기둥의 내부 플랜지, 즉 보가 연결되어 있는 플랜지의 상하단을 탄성 Spring으로 나타냈을 때 전단력의 증가.

$$\delta V_p = \frac{2 E I_{cf}}{t_{cf} d_b} \delta \gamma_p \quad (11)$$

- (iii) 웨브 판넬의 변형경화에 의한 전단력의 증가.

$$\delta V_p = A_w G_{sh} \delta \gamma_p \quad (12)$$

따라서 증가된 전단력의 합은

$$\delta V_p = \left( \frac{12 E I_{cf}}{d_b^2} + \frac{2 E I_{cf}}{t_{cf} d_b} + A_w G_{sh} \right) \delta \gamma_p \quad (13)$$

이 되며 비탄성 강성,  $K_{inel}$ , 은 식(13)의 팔호안의 식이된다.

### (b) 내부 접합부 (그림 2b)

접합부의 양단에 보가 연결된 합성보-기둥의 내부접합부의 강성은 식(11)과 식(12)에 의해 다음과 같이 된다.

$$K_{inel} = \left( \frac{4 E I_{cf}}{t_{cf} d_b} + A_w G_{sh} \right) \quad (14)$$

## (4) 변형 경화 영역

기둥 플랜지에 소성 Mechanism이 형성된 후 웨브판넬의 변형경화에 의해 강도는 계속 증가한다. 따라서 접합부 판넬의 강성은 탄성강성의 비로 표시하면

$$K_{sh} = \frac{G_{sh}}{G} K_{el} \quad (15)$$

이 되는데 실현결과에 의하여  $G_{sh}/G$ 의 비는 보연결부에 음의 모멘트가 생길때 약 2.5%, 양의 모멘트가 생길때는 콘크리트의 균열등에 의해 약 1.0%를 택할 수 있다. 합성보-기둥의 내부 접합부는 음의 모멘트와 양의 모멘트가 생기므로 그 중간값을 택할 수 있다고 생각된다.

### 3.4 해석모델과 실험결과의 비교

앞절에서 제시된 해석모델을 이용하여 실험체 EJ-FC와 IJ-FC의 실험결과를 비교하였다. 그림 3과 4는 접합부의 전단력-전단변형각의 관계를 보여주고 있다. 실선은 실험결과를 나타내며 점선은 해석모델인데 Fielding과 Krawinkler의 모델과도 비교되고 있다. 그림 11에서 보이는 것과 같이 합성보-기동 접합부의 거동(positive)은 철골보-기동의 경우(negative)에 비해 강성과 강도가 크므로 과거의 모델에 의해 해석할수가 없음을 알 수 있고 이 연구에서 제시된 해석모델과 실험결과가 잘 일치함을 볼 수 있다. 또한 철골보-기동 접합부의 경우(negative)도 이 연구에서 제시된 해석모델이 과거의 해석모델 보다 실험결과와 잘 일치함을 볼 수 있다. 많은 실험결과와 비교할 수 없음이 아쉬우며 보다 많은 실험이 필요하다.

## 4. 내진 전단설계강도

실험결과에 의하면 접합부는 전단항복이 일어난 후에도 강성이 점차적으로 감소하면서 강도는 계속 증가하여 극한전단강도는 항복시의 강도보다 훨씬 큼을 알 수 있다. 이러한 접합부의 성질 때문에 AISC의 규준과는 다르게 UBC 내진설계규준에서는 보가 소성모멘트에 도달하기 전에 접합부의 비탄성 변형을 제한된 범위내에서 허용함으로서 골조의 내진성능에 도움이 되는 접합부의 에너지 흡수 및 소산능력을 최대한 이용하고 보에 요구되는 연성을 감소할 수 있도록 규정하고 있다. 특히 합성보의 경우 철골보보다 연성이 작음을 고려할 때 접합부의 비탄성 변형을 이용하는 것은 타당성을 같게 된다. 따라서 이 연구에서는 UBC의 접합부 전단설계와 마찬가지로 접합부의 비탄성 변형이  $3.6\gamma_y$  ( $\gamma_y$  = 항복시의 전단변형각)에서의 전단강도를 내진설계를 위한 전단강도로 제시하고자 한다.

따라서 접합부의 전단력-전단변형각의 관계에서 설계전단강도는 다음식으로 표시 된다.

$$V_u = K_{el} \gamma_y + K_{inel} (2.6 \gamma_y) \quad (16)$$

식(16)에 식(13) 또는 식(14)를 대입하고  $E = 2.6G$  과  $G_{sh} = 0.03G$ 를 대입하면 설계전단강도를 위한 식은 다음과 같다.

외부 접합부의 경우

$$V_u = 0.55 F_y d_c t \left[ 1.1 + 6.7 \frac{b_c t_{cf}^3}{d_c d_b^2 t} + 1.1 \frac{b_c t_{cf}^2}{d_c d_b t} \right] \quad (17)$$

내부 접합부의 경우

$$V_u = 0.55 F_y d_c t \left[ 1.1 + 2.2 \frac{b_c t_{cf}^2}{d_c d_b t} \right] \quad (18)$$

### 4.1 적용 예

본 연구에서 제시된 접합부의 전단설계식을 적용한 경우와 UBC 내진설계규준의 접합부 전단설계식을 적용한 경우가 비교하였다. 보-기동 조립체의 기동은 W14x257, 보는 W27x114로 구성되었다. 본 연구에서는 그 목적상 기동의 압축력은 없는것으로 하였다. 그림 5는 조립체의 충간변위와 충간변위의 요소를 UBC에 의한 결과와 본 연구에 의한 결과를 비교하여 보여주고 있다. 표 1.은 보가 소성모멘트에 도달할 때의 충간변위와 충간변위의 요소를 비교하여 보여주고 있다. 보가 소성모멘트에 도달할 때 접합부 판넬은 이미 비탄성변형이 크게 발생하였음을 볼수 있고 접합부의 변형이 충충간변위에 미치는 영향이 매우 큼을 알 수 있다. 특히 UBC에 의해 접합부가 전단설계된 경우 접합부변형의 영향(50.3%)은 더욱 크게 된다. 특히 접합부 판넬은 보와 기동에 비해 약하게 설계되어 보가 허용응력범위에 있을 때 접합부는 비탄성변형을 일으킬 수도 있다. 충충간변위를 비교할 때 UBC에 의해 접합부가 설계된 경우 보 연구에서 제시된 설계식에 의해 설계된 경우 보다 15%큼을 보여주고 있다.

## 5. 결론

합성슬라브의 영향을 고려한 보-기둥 접합부의 거동과 전단설계에 관한 연구를 수행하였다. 그 결과를 요약하면 다음과 같다.

(1) 합성보-철골기둥 접합부의 거동을 trilinear 형태로 수식화한 해석모델이 실험결과와 잘 일치하였다.

(2) 합성보-기둥 접합부의 설계시 UBC설계규준에 따른 접합부의 설계는 너무 약하게 설계되어 합성보로부터 전달되는 접합부의 전단력은 증가된 보의 춤,  $D_b^+$ 에 의해 산정되어야 한다.

(3) 합성보-철골기둥 접합부의 내진설계는 합성보 연결부의 소성모멘트의 올바른 산정과 이에 따른 접합부의 설계가 요구된다.

## 후기

본 논문의 내용은 1990년 한국과학재단 신진연구지원으로 수행된 연구결과의 일부이다. 동 재단의 지원에 깊은 감사의 뜻을 표한다.

## 6. 참고 문헌

- (1) Fielding, D. J. and Huang, J. S., "Shear in Beam-to-Column Connections", Fritz Engineering Laboratory Report No. 333.9, Lehigh University, Bethlehem, Pa, 1970
- (2) Krawinkler, H., Bertero, V. V. and Popov, E. P., "Inelastic Behavior of Steel Beam-to-Column Subassemblage", EERC Report 71-7, Univ. of Ca., Berkeley, Oct., 1971
- (3) Osano, H., Nakao, M., Unno, S. and Naka, T., "Seismic Behavior of Steel Beam-to-Column Connection", IABSE-ECCS Symposium on Steel in Building, IABSE-ECCS, Luxembourg, 1985.
- (4) Lee, S.-J. and Lu, L.-W., "Cyclic Tests of Full-Scale Composite Joint Subassemblages", J. of Structural Engineering, ASCE, Vol.115, No. 8, Aug., 1989.
- (5) duPlessis, D. P. and Daniels, J. H., "Strength of Composite Beam-to-Column Connections", Fritz Engineering Laboratory Report No. 374.3, Lehigh University, Bethlehem, Pa, Nov., 1973
- (6) 이승준 "횡하중을 받는 철골구조물에서 합성보의 강성과 강도" 한국전산구조공학회지 제2권, 제4호, 1989

표 1. 보-기둥 조립체의 횡변위

조립체	설계 방법	$\Delta_{total}$	$\Delta_{col.}$	$\Delta_{panel}$	$\Delta_{beam}$	$\frac{\Delta_{panel}}{\Delta_{total}}$	$\frac{\Delta_{total, UBC}}{\Delta_{total, MODEL}}$
		cm	cm	cm	cm		
보-기둥 조립체	UBC	3.38	0.53	1.70	1.15	50.3%	1.15
	MODEL	2.95	0.53	1.27	1.15	43.1%	

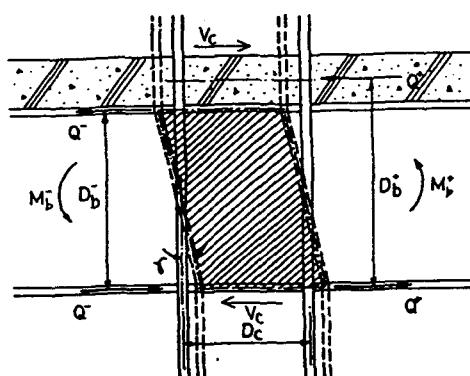


그림 1. 합성보-철골기등 접합부의 변형

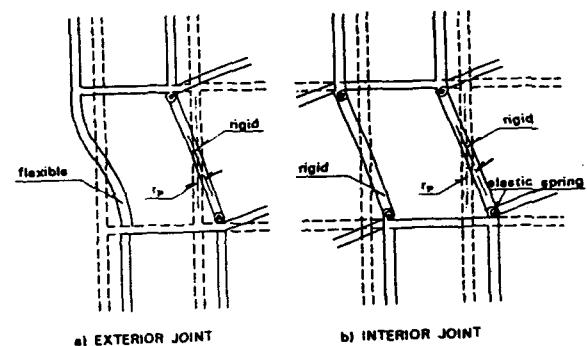


그림 2. 항복후의 접합부 모델

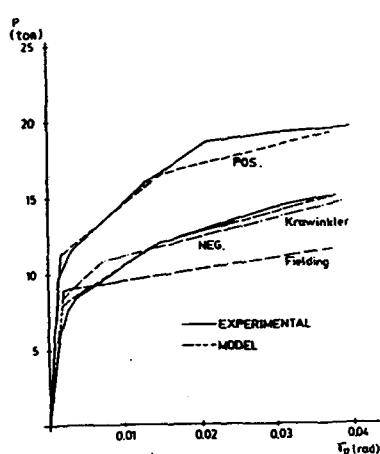


그림 3. 해석모델과 실험결과의 비교  
(외부 접합부, 실험체 EJ-FC)

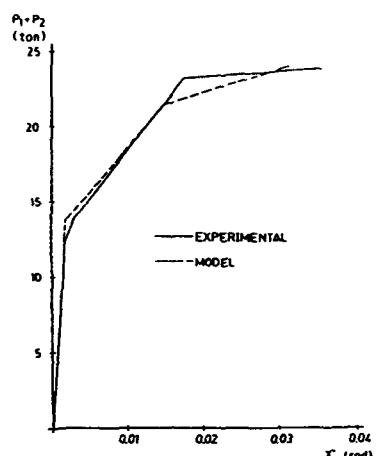
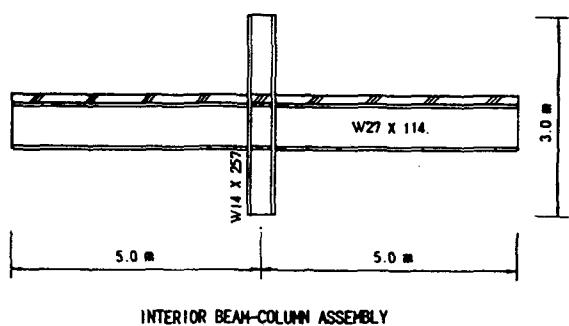
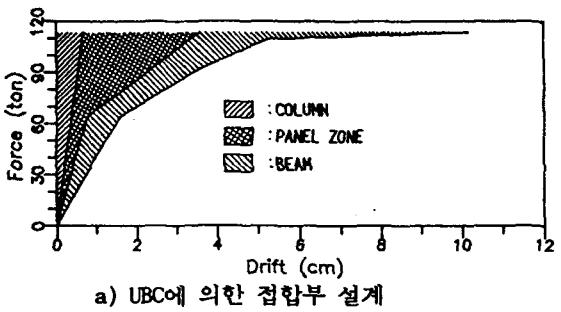


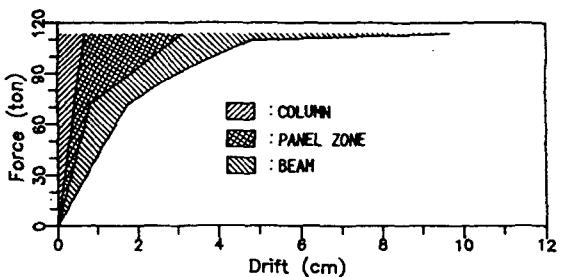
그림 4. 해석모델과 실험결과의 비교  
(내부 접합부, 실험체 IJ-FC)



INTERIOR BEAM-COLUMN ASSEMBLY



a) UBC에 의한 접합부 설계



b) NEW METHOD에 의한 접합부 설계

그림 5. 내부 접합부 조립체의 변형요소