



## 철근콘크리트 경사기둥-보 접합부의 거동

권구정<sup>1)</sup> · 박종욱<sup>1)</sup> · 윤석광<sup>1)</sup> · 김태진<sup>2)</sup> · 이정윤<sup>1)\*</sup>

<sup>1)</sup>성균관대학교 건축공학과 <sup>2)</sup>(주)창민우구조건설탄트

## Behavior of Reinforced Concrete Inclined Column-Beam Joints

Goo-Jung Kwon,<sup>1)</sup> Jong-Wook Park,<sup>1)</sup> Seok-Gwang Yoon,<sup>1)</sup> Tae-Jin Kim,<sup>2)</sup> and Jung-Yoon Lee<sup>1)\*</sup>

<sup>1)</sup>Dept. of Architectural Engineering, Sungkyunkwan University, Suwon 440-746, Korea

<sup>2)</sup>Chang Minwoo Structural Consultants, Seoul 135-907, Korea

**ABSTRACT** In recent years, many high-rise buildings have been constructed in irregular structural system with inclined columns, which may have effect on the structural behavior of beam-column joints. Since the external load leads to shear and flexural forces on the inclined columns in different way from those on the conventional vertical columns, failure mode, resistant strength, and ductility capacity of the inclined column-beam joints may be different than those of the perpendicular beam-column joints. In this study, six RC inclined beam-column joint specimens were tested. The main parameter of the specimens was the angle between axes of the column and beam (90, 67.5, and 45 degree). Test results indicated that the structural behavior of conventional perpendicular beam-column joint was different to that of the inclined beam-column joints, due to different loading conditions between inclined and perpendicular beam-column joints. Both upper and lower columns of perpendicular beam-column joints were subjected to compressive force, while the upper and lower columns of the inclined beam-column joints were subjected to tensile and compressive forces, respectively.

**Keywords** : incline, beam-column joint, shear strength, ductility, energy dissipation

### 1. 서 론

1980년 전까지는 많은 초고층 건물이 강재에 의하여 건설되었지만 80년대 이후에는 콘크리트 압축강도의 증가, 원자재의 부족, 경제성 등의 이유로 철근콘크리트 초고층빌딩이 증가하고 있다. 근래까지 시공된 대다수의 초고층 빌딩의 구조는 일반적으로 경제적인 기능을 우선으로 하여 설계 및 시공이 간단한 정형 구조물의 형태를 가진다. 그러나 최근에 시공되는 초고층 건물들은 상징성과 차별성을 위해 비정형으로 설계, 시공되어지고 이러한 비정형 구조 시스템에서는 경사진 기둥을 많이 볼 수 있다. 경사진 기둥을 가진 보-기둥 접합부는 횡하중에 의해 형성되는 응력분포가 정형화된 접합부와 상이하기 때문에 구조적 거동이 다를 가능성이 있다.

철근콘크리트 보-기둥 접합부는 중력하중과 함께 지진하중과 같은 반복하중을 받을 경우에 구조물의 안전성을 결정하게 되는 중요한 부분이다. 구조물에 작용하는 수평하중에 의해 접합부는 휨모멘트보다는 전단력과 부차

력에 의한 지배를 받게 되며 인접한 보와 기둥의 전단력보다 큰 수평, 수직 전단력이 작용하여 콘크리트 압괴에 의한 전단파괴나 부차파괴가 발생할 가능성이 높다. ACI 352R-02<sup>1)</sup>에서는 지진하중을 받는 철근콘크리트 보-기둥 접합부에 대한 설계를 비내진 구역(Type 1)과 내진 구역(Type 2)으로 구분하여 설계하도록 하고 있다. 지진하중을 받는 접합부의 경우 소성힌지가 보의 양단부에 선행 발생하며 보-기둥 접합부 및 기둥은 보의 변형 능력이 설계 변형 능력에 도달할 때까지 내력이 저감되지 않도록 설계하고 있다. 이와 같은 설계를 위해서는 보와 접합부의 상대적인 강도차이가 중요하며 접합부에 인접한 보의 소성힌지 발생에 따른 접합부 강도 저하를 충분히 고려할 수 있어야 한다.

철근콘크리트 구조물의 보-기둥 접합부에 대해서 그동안 많은 연구가 진행되어 왔다. Fujii, Morita<sup>2)</sup>와 Ehsani 등,<sup>3)</sup> Durrani, Wight<sup>4)</sup>은 실험적인 방법으로 보-기둥 접합부에 대한 연구를 수행하였다. 이들 연구에서는 기둥의 축력, 접합부에 배근된 전단보강 철근량, 콘크리트의 강도, 기둥의 크기나 보 주철근 크기 등에 따라서 달라지는 접합부 전단강도와 연성을 평가하였으며 Attaalla<sup>5)</sup>는 접합부 강도 예측모델을 제시하였다. 하지만 경사기둥이 사용된 비정형 보-기둥 접합부에 대한 연구는 매우 미흡

\*Corresponding author E-mail : jylee@yurim.skku.ac.kr  
 Received November 21, 2011, Revised January 11, 2012,  
 Accepted January 20, 2012

©2012 by Korea Concrete Institute

한 실정이다. 특히, 비정형 철골조 초고층 건물에서도 경사기둥-보 접합부가 시공되고 있기 때문에 철골조 경사 접합부에 대해서는 몇몇 연구자에 의하여 연구가 진행되고 있지만, 철근콘크리트 구조물의 경사기둥-보 접합부에 대한 연구는 부족하다.

철근콘크리트 구조물의 경사기둥-보 접합부의 경우 기둥과 보의 경사각도 변화로 인해 외력에 의해 형성되는 전단력과 휨 모멘트가 정형적인 접합부와 상이하며 횡력에 의해 상부기둥에 인장력이 작용하고 하부기둥에 압축력이 작용한다. 또한 접합부 중립축 깊이 변화와 P-△효과, 기둥의 깊이 감소로 접합부의 파괴모드, 강도, 연성, 에너지소산능력 등이 다를 것으로 예상되며 이것에 대한 이론과 실험의 연구가 필요하다.

이 연구의 주목적은 6개의 철근콘크리트 경사기둥-보 접합부 실험을 통하여 기둥의 경사에 따른 접합부의 구조적 거동을 관찰하고 파괴모드, 강도, 연성, 에너지소산의 변화를 평가하는 것이다.

## 2. 실험 개요

보-기둥 접합부는 일반적으로 3가지 파괴모드로 구분할 수 있다. 인접보가 휨 항복에 도달하기 이전에 접합부가 파괴되는 J파괴, 인접보의 주인장철근이 항복하여 소성힌지가 형성된 이후 접합부가 파괴되는 BJ파괴, 보의 소성힌지 발생 후 휨 파괴되기까지 접합부가 탄성 상태를 유지하는 B파괴로 분류할 수 있다. J-파괴 형태의 경우 기존의 연구 결과를 통한 예측식이 상당히 잘 일치하며 B-파괴 형태의 경우 보의 휨강도와 연성예측을 통해 예측이 가능하다. BJ-파괴 형태를 가지는 접합부의 경우, 인접보가 먼저 휨 항복을 하게 된 후 접합부와 맞닿는 면에 소성힌지가 발생하고 이 구역의 변형이 급격하게 증가하게 된다. 증가한 변형률이 접합부 내부로 영향을 미쳐 접합부의 내력을 감소시키게 되고, 보와 접합부가 연쇄적으로 파괴한다. 결국 감소된 접합부의 내력이 보 내력보다 작아지게 되면 보가 파괴되기 이전에 접합부가 파

괴된다. 따라서 BJ-파괴 형태 접합부의 파괴시점과 연성능력을 파악하기 위해서는 인접보의 영향력을 파악해야 한다. Fig. 1은 접합부 파괴 형태를 도식화한 것이다.

이 연구에서는 총 6개의 철근콘크리트 보-기둥 접합부를 제작하여 실험을 수행하였다. 모든 실험체에 대해 강도 예측이 비교적 정확하며 보가 휨 항복에 도달하기 전에 접합부가 파괴되는 J파괴를 유도하였으며 주요 변수는 기둥의 경사각도(90°, 67.5°, 45°)로 각각 2개씩 제작하였다. 실험체에 대한 보, 기둥 철근 배근 상세 및 강도를 Table 1에 나타내었다. 접합부의 내력은 ACI 352R-02<sup>1)</sup>를 따라 식 (1)을 이용해 계산하였다.

$$V_j = 0.083\gamma\sqrt{f_{ck}}b_jh_c \quad (1)$$

여기서,  $V_j$ 는 접합부 전단강도이며  $\gamma$ 는 접합부 형태 및 비내진, 내진 구역에 관한 계수,  $f_{ck}$ 는 콘크리트 압축강도,  $b_j$ 는 접합부 폭,  $h_c$ 는 기둥 깊이이다. Table 1의  $V_{j1}$ 과  $V_{j2}$ 는 Type 1과 Type 2 실험체의 전단강도로  $\gamma$ 값은 각각 20, 15이다.  $V_{jby}$ 는 보가 항복할 때의 접합부 수평전단력으로 식 (2)를 통해 계산하였다.

$$V_{jby} = \left(\frac{l_c}{z_b} - 1\right)V_{by}\frac{l_b}{l_c} - \frac{h_c}{z_b}V_{by} \quad (2)$$

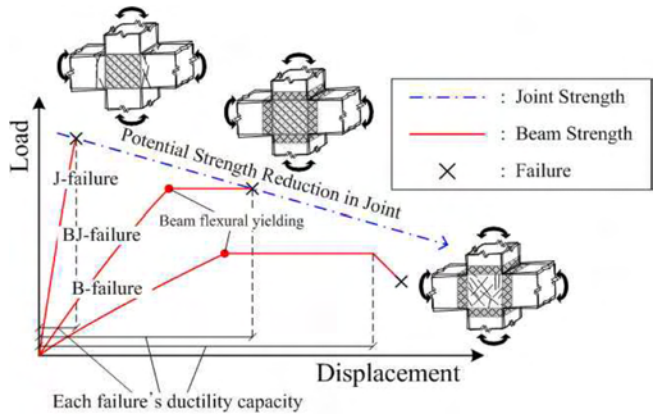


Fig. 1 Failure modes of joint

Table 1 Specification of specimens

Specimens	Beam							Column							$f_{ck}$ (MPa)	Slope (°)	$V_{j1}^{1)}$ (kN)	$V_{j2}^{1)}$ (kN)	$V_{jby}$ (kN)	$V_{j1}/V_{jby}$	$V_{j2}/V_{jby}$
	Upper (lower) longi. rein. bars			Stirrup				Longi. rein. bars			Tie. rein. bars										
	$f_{by}$ (MPa)	$\rho_b$	$n_b$	$f_{sy}$ (MPa)	$\rho_s$	$s_b$ (mm)	$n_s$	$f_{cy}$ (MPa)	$\rho_c$	$n_c$	$f_{ty}$ (MPa)	$\rho_t$	$s_t$ (mm)	$n_t$							
J1, J2	600	0.0297	8-D10	330	0.0079	50	D6	600	0.0473	8-D19	600	0.0129	50	D10	49	90	485.72	364.29	592.48	0.819	0.615
J3, J4	600	0.0297	8-D10	330	0.0079	50	D6	600	0.0513	8-D19	600	0.0129	50	D10	49	67.5	485.72	364.29	592.48	0.819	0.615
J5, J6	600	0.0297	8-D10	330	0.0079	50	D6	600	0.0670	8-D19	600	0.0129	50	D10	49	45	485.72	364.29	592.48	0.819	0.615

Where,  $f_{by}$ : yield strength of longitudinal upper(lower) reinforcement of beam,  $\rho_b$ : ratio of longitudinal upper(lower) reinforcement of beam,  $n_b$ : size of longitudinal steel bars in beam,  $f_{sy}$ : yield strength of stirrup,  $\rho_s$ : ratio of stirrup,  $s_b$ : spacing of stirrup,  $n_s$ : size of stirrup,  $f_{cy}$ : yield strength of longitudinal reinforcement of column,  $\rho_c$ : ratio of longitudinal reinforcement of column,  $n_c$ : size of longitudinal steel bars in column,  $f_{ty}$ : yield strength of tie bar in column,  $\rho_t$ : ratio of tie bar of column,  $s_t$ : spacing of tie bar,  $n_t$ : size of tie bar,  $f_{ck}$ : compressive strength of concrete, Slope: slope of column

Note) 1): reference 1

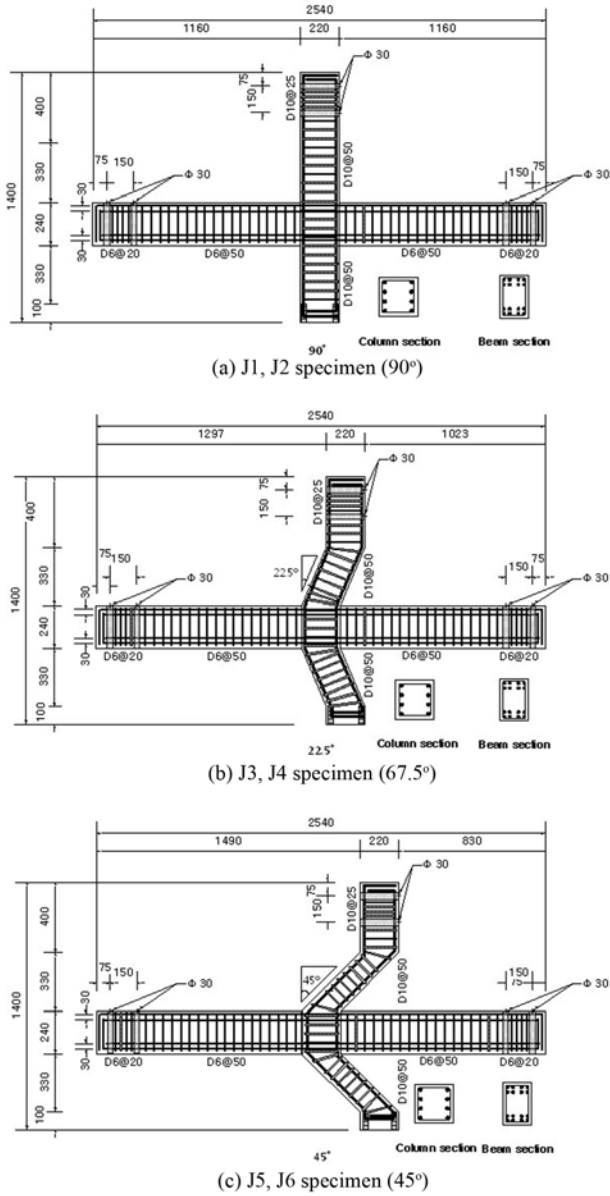


Fig. 2 Geometry and reinforcing details of specimens (unit: mm)

여기서,  $l_c$ 는 기둥의 높이,  $z_b$ 는 보 상부와 하부 주철근의 중심간 거리,  $l_b$ 는 보의 길이,  $h_c$ 는 기둥 깊이이다. 보가 항복할 때의 전단력  $V_{by}$ 는 식 (3)을 통해 계산한다.

$$V_{by} = \frac{A_b f_{by} j d}{a} \quad (3)$$

여기서,  $A_b$ 는 보의 주인장철근 단면적,  $f_{by}$ 는 보 주인장철근 항복강도,  $j d$ 는 보 단면의 응력 중심간 거리이며  $a$ 는 보 중심에서 접합부면까지의 거리이다.

각 실험체의 크기 및 배근상세는 Fig. 2와 같다. 기둥과 양방향 보의 총 길이는 각각 1,400 mm, 2,540 mm이며 지지점간 길이는 기둥 1,400 mm(150 mm의 철물 힌지 접합부 포함), 보 2,240 mm이다. 기둥의 단면 크기는 220 × 220 (mm), 보 단면 크기는 160 × 240 (mm)이다. 기둥에는 항복강도 600 MPa의 8-D19(철근단면적 286.7 mm<sup>2</sup>)가 주철근으로 배근되었으며, 보에는 항복강도 600 MPa의 16-

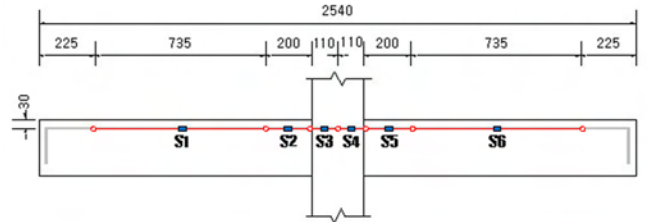


Fig. 3 Location of LVDTs on the rebar (unit: mm)

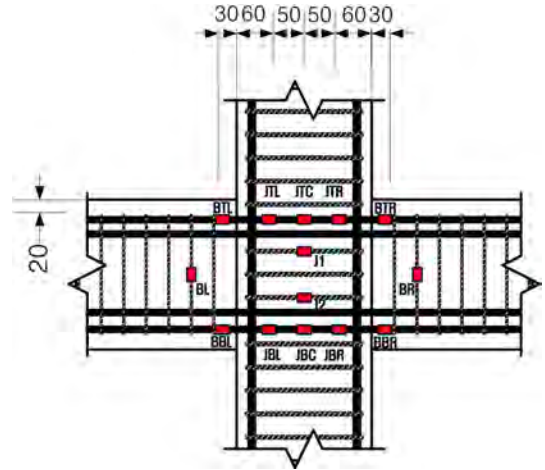


Fig. 4 Location of strain gauges (unit: mm)

D10(철근단면적 71.3 mm<sup>2</sup>)이 주인장철근으로 다단 배근되었다. 실험체 제작에 사용된 콘크리트의 압축강도는 49 MPa이었다.

기둥과 보가 교차하는 접합부 부분과 접합부와 인접부의 소성힌지 구역 주인장 철근의 변형률을 측정하기 위하여 접합부내 상부와 하부 보 주철근에 각각 3개의 게이지와 기둥면에서 보 방향으로 30 mm 떨어진 위치에 철근변형률 게이지를 부착하였다. 또한 접합부 횡보강근과 보 전단철근 항복여부를 위해 각각 2개의 철근 변형률 게이지를 설치하였다. 보-기둥 접합부와 보의 소성힌지 구역 변형을 측정하기 위해 Fig. 5와 같이 타설할 때 콘크리트에 앵커를 매입, 접합부 구역에 10개의 콘크리트 LVDT를 설치하였다. 접합부 내 부착능력 감소로 발생하는 각 구간의 미끄러짐에 의한 철근 뺄힘 현상 측정을 위해 철근 용접을 통해 Fig. 3과 같이 6개의 철근 LVDT를 설치하였다. 접합부 전체 변위에 대해서는 2개의 와이어 게이지를 이용해 측정하였다. 보 양단과 기둥 하부에 철물을 이용하여 힌지를 설치하였고 Fig. 6과 같이 보 양단은 각각 강봉 2개, 기둥 하부는 타설시 커플러를 매입한 후 4개의 가공볼트를 이용해 접합하였다.

가력은 500 kN 용량의 유압 액추에이터를 이용하여 횡하중을 반복 가력하였다. 하중재하는 Fig. 7과 같이 변위 제어방식을 사용하였다. 첫 번째 하중은 접합부 내 보철근 항복 시 층간변위비(층간 변위/기둥의 길이 비율)인 6.9%의 절반인 3.4%를 한 단계의 기준으로 하여, 이후 하중 단계마다 3.4%씩 증가시켰다. 하중 재하는 최고 하중이 85% 감소할 때까지 각각의 하중을 2 사이클(cycle)

씩 반복 가력하였다.

### 3. 실험 결과 및 분석

#### 3.1 접합부의 파괴 형태

Fig. 8은 경사기둥-보 접합부의 파괴 모습을 나타낸 그림이다. 수직기둥이 사용된 J1, J2 실험체는 설계 의도대로 파괴가 접합부에 집중되었으며, 보의 주인장철근이 항복하기 이전에 접합부에서 전단파괴하였다. 경사기둥이 사용된 J3, J4, J5, J6 실험체는 경사배면 방향 보의 주인장 철근이 항복한 이후 접합부에서 전단파괴가 발생하였다. 경사기둥-보 접합부 실험체의 파괴 양상은 Fig. 8에서 확인할 수 있듯이 기둥경사각이 작아질수록 경사배면

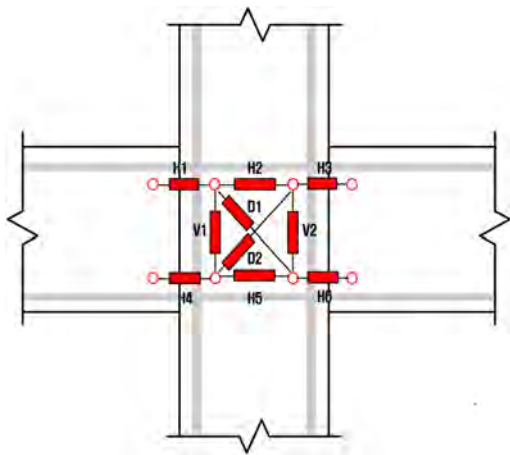


Fig. 5 Location of LVDTs on the concrete

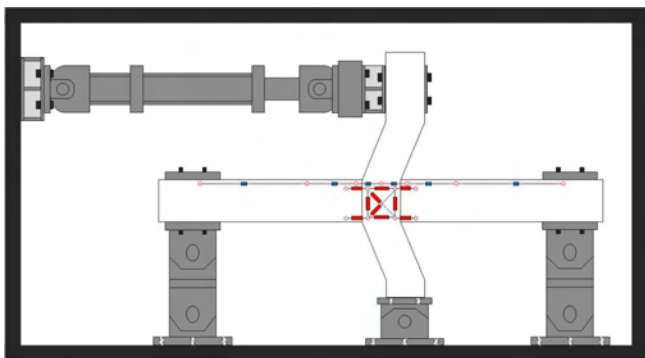


Fig. 6 Loading system

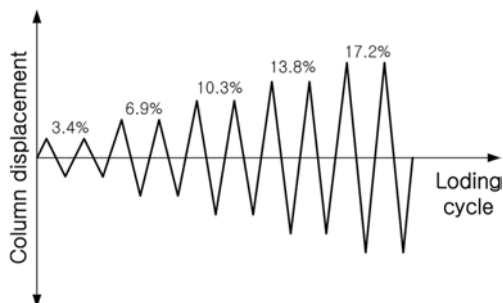


Fig. 7 Loading history of displacement

방향 보에 파괴가 집중되었고 상대적으로 경사방향 보에는 균열이 적게 발생하였다. 왼쪽 보에서 소성힌지가 발생한 J5와 J6 실험체의 경우 보의 소성힌지 내 상하부 콘크리트의 피복탈락이 집중되었으며, 접합부에 발생한 균열의 폭은 상대적으로 작았다. ACI 352R-02<sup>1)</sup>에 근거하여 산정한 접합부의 내력은 모든 실험체가 동일하지만 경사기둥-보 접합부인 J3, J4, J5, J6 실험체의 경우 인접한 보에서 형성되는 휨 모멘트가 경사에 따라 상이하게 분포되어 수직 기둥을 가진 보-기둥 접합부와 다른 파괴 양상을 나타낸 것으로 보인다. Fig. 9는 각 실험체가 받은 최대 하중을 외력으로 주었을 때 실험체에 형성되는 모멘트 분포도이다. 경사기둥-보 접합부에서는 정형화된 접합부의 상하좌우 대칭되는 모멘트가 아닌 경사각이 작아짐에 따라 경사배면 방향 보와 상부기둥에 비교적 높은 모멘트 분포가 형성되었고 이로 인해 경사기둥-보 접합부에서 비대칭형 파괴의 양상이 나타났다.

#### 3.2 실험체의 하중-변위 관계

Fig. 10은 실험체의 하중-변위곡선을 나타낸다. Fig. 10에서 최대 하중은 기둥경사각도가 작아짐에 따라 감소함을 알 수 있다. 수직기둥인 J1, J2 실험체의 최대 하중은 86.89 kN이었지만 기둥경사각 67.5도인 J3, J4는 82.98 kN으로 약 6%, 기둥경사각 45도인 J5, J6은 68.3 kN으로 약 22% 하중이 감소하였다. Fig. 11은 실험체의 정방향

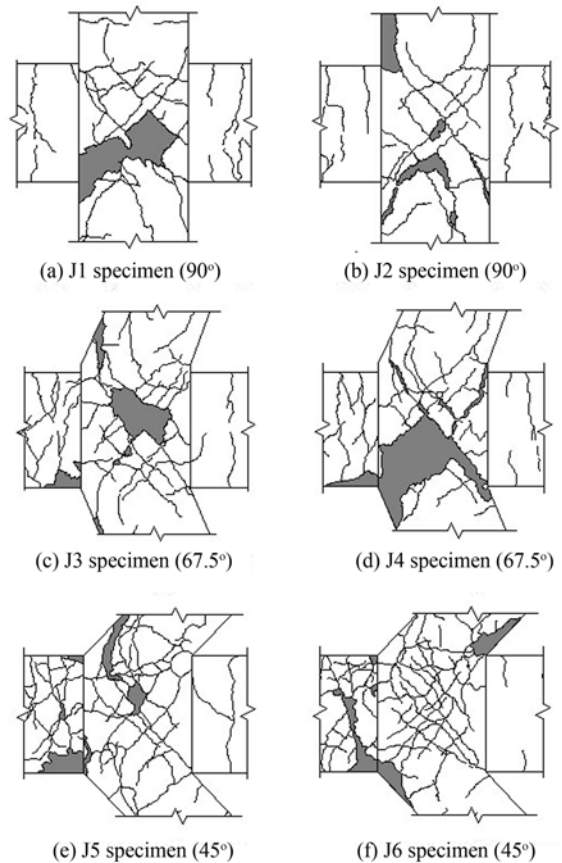


Fig. 8 Observed crack patterns

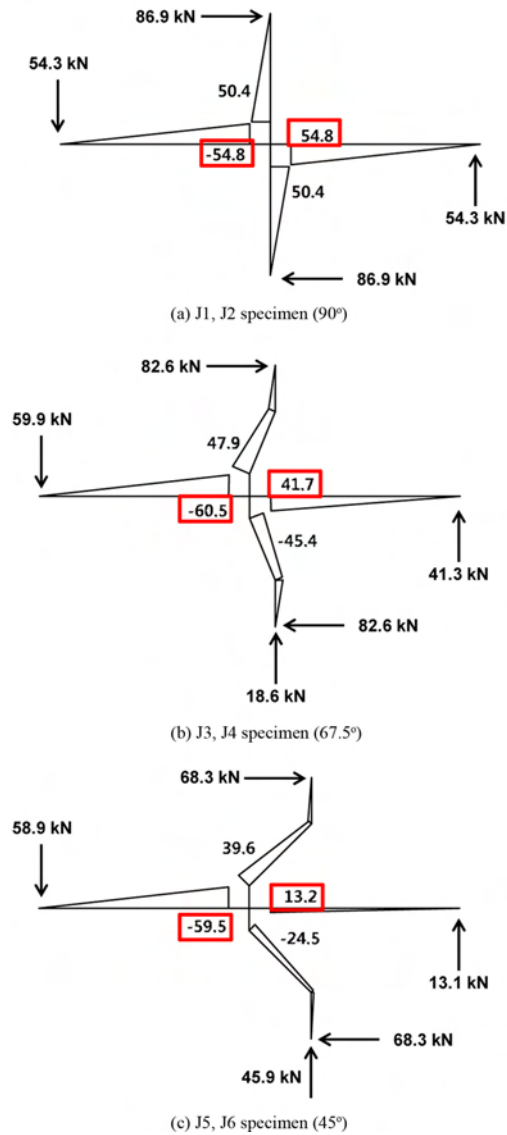


Fig. 9 Moment diagram (unit: kN-m)

가력 시 최대 하중이 기동경사각에 따라 감소함을 나타낸 그래프로서 각각 동일한 경사각을 가진 2개의 실험체 최대 하중의 평균값으로 나타낸 것이다. 실험체는 기동과 보에 동일한 철근량이 사용되었지만 경사기동에 의해 정형화된 접합부와 상이한 모멘트 분포를 나타내었다. 이로 인해 한쪽 보에 모멘트가 집중되고 보 주철근이 항복한 이후 접합부로 항복침투가 발생하여 접합부파괴가 이루어지는 파괴 양상을 나타내었기 때문에 최대 하중이 감소한 것으로 판단된다.

Table 2는 실험에서 측정된 최대 하중( $P_{max}$ ), 최대 하중 시점의 변위량( $\Delta_{max}$ ), 이에 상응하는 극한 변위( $\Delta_y$ ), 하중이 최대 하중의 85%까지 감소하였을 때의 항복 변위( $\Delta_{85\%}$ ) 등을 나타낸다. Fig. 12는 Paulay 등<sup>7)</sup>의 제안모델을 사용하여 변위 연성계수  $\mu_{\Delta}(\Delta_{85\%} / \Delta_y)$ 를 정방향 가력 시 최대 하중 대비 85% 하중이 감소한 시점의 변위에 대한 최대 하중 대비 75%에 도달한 하중과 최대 하중 접선의 교차점의 변위의 비로 나타내었다. Fig. 11과 마찬가지로 각각 동일한 경사각을 가진 2개의 실험체의 평균값으로 나타내었다. Fig. 12에서 연성계수는 경사각 67.5° 실험체에서는 변화가 미미하였으나 경사각 45° 실험체의 연성계수는 33% 가량 증가한 것을 확인할 수 있다. 이는 경사각 45° 실험체의 경우 접합부의 압축파괴보다 보에서 휨 연성파괴가 집중되어 발생했기 때문이다.

### 3.3 접합부내 주근의 변형률

접합부에 지진하중과 같은 반복하중이 작용하면 접합부 인접부의 주인장 철근이 항복하여 소성흔지가 발생하게 된다. 소성흔지 발생 이후 변위가 계속해서 증가하게 되면 소성흔지 영역의 주인장철근 변형률이 급속하게 증가하게 되고 이 변형률이 접합부 내부의 변형률에 영향

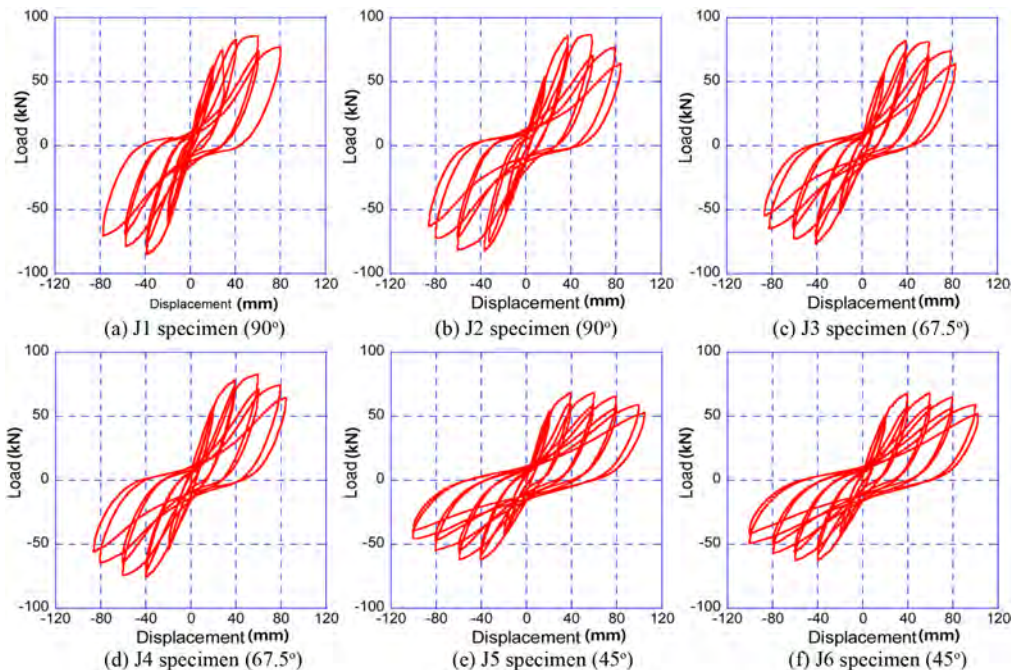
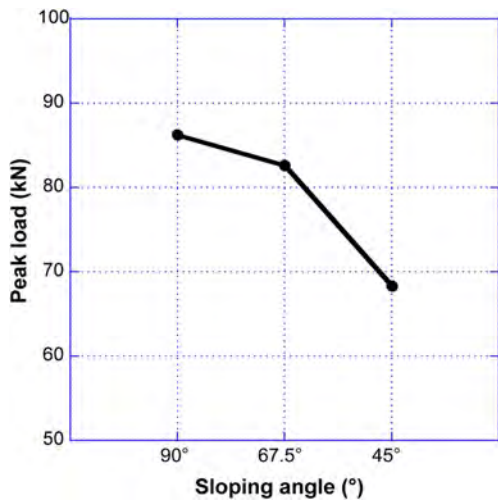


Fig. 10 Story shear force vs. column displacement curves

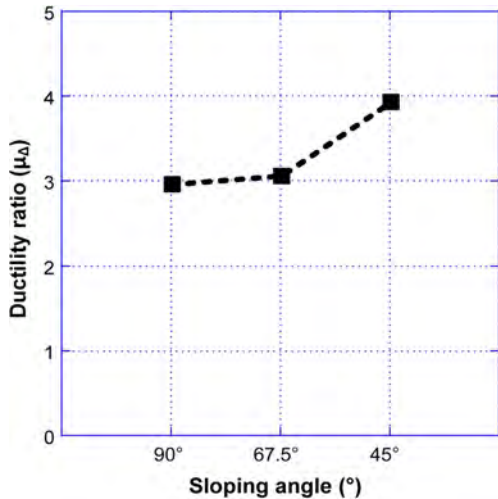
을 미치게 된다. 실험에서는 접합부를 관통하는 보 상부  
주인장철근에 용접을 통한 LVDT를 설치하였고 LVDT  
데이터를 통해 철근의 변형률을 측정하였다. 측정지점은  
총 6지점으로 접합부 내 2지점, 소성힌지 구역 좌, 우 각

**Table 2** Test results

Specimen	$P_{max}$ (kN)	$\Delta_{max}$ (mm)	$\Delta_y$ (mm)	$\Delta_{85\%}$ (mm)	$\mu_{\Delta}$
J1	85.71	58.6	28.5	89.5	3.14
	-84.97	-38.5	-26.9	-83.1	3.09
J2	86.89	56.4	30.5	86.0	2.81
	-81.93	-36.5	-30.0	-81.5	2.71
J3	82.30	57.4	28.4	90.5	3.19
	-76.41	-38.7	-27.5	-76.0	2.76
J4	82.98	59.7	30.2	88.7	2.94
	-75.67	-38.4	-30.1	-81.0	2.69
J5	68.30	57.9	25.2	102.4	4.02
	-62.29	-38.5	-25.5	-70.5	2.76
J6	68.27	58.1	26.8	103.5	3.86
	-62.94	-40.9	-29.6	-75.0	2.51



**Fig. 11** Peak load vs. sloping angle of column



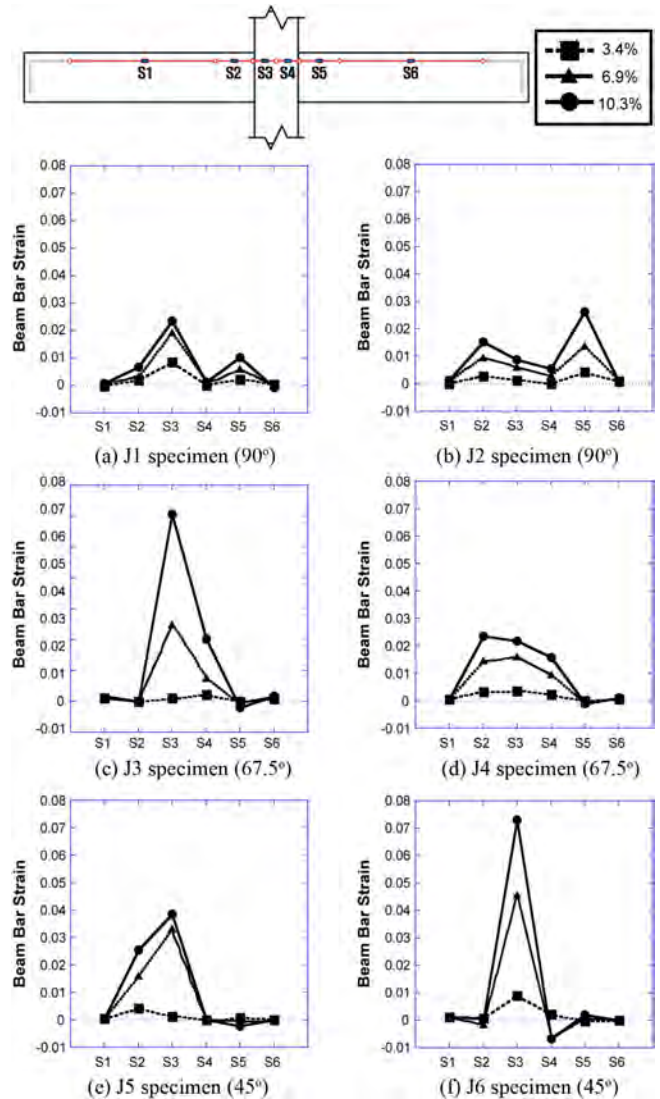
**Fig. 12** Ductility ratio vs. sloping angle of column

1지점, 소성힌지 바깥 구역 2지점이다. Fig. 13은 각 실험체에 대한 측정 결과를 나타낸 그림으로 정방향 증간 변위 3.4%에서부터 6.9%, 10.3% 시점까지 비교하였다. x축은 LVDT의 위치를 나타내며, y축은 LVDT에 의해 측정된 변위를 철근의 길이로 나눈 구간별 철근 변형률을 나타낸다. 실험체의 전체 변위가 증가함에 따라 접합부에 인접한 보의 철근변형률이 크게 증가하였고 접합부 내부 철근이 인접보 소성힌지 변형률의 영향을 받아 비례적으로 증가하였다. 또한 경사기둥의 경우 보 소성힌지 부분에서의 항복침투 영향으로 접합부 내 변형률이 점차 증가하는 것을 확인할 수 있다.

철근의 뽑힘현상은 ACI 352R-02<sup>1)</sup>에 따라 접합부 내부착과피와 뽑힘현상을 최소화하기 위해 식 (4)를 근거로 하여 기둥 깊이를 계산하였으며 실제 실험에서도 부착과피의 형태는 거의 발견되지 않았다.

$$l_{dh} = \frac{f_y d_b}{4.2 \sqrt{f_{ck}}} \quad (4)$$

여기서,  $l_{dh}$ 는 기둥의 깊이이며  $f_y$ 는 접합부를 통과하는



**Fig. 13** Distribution of beam bar strain

보 주근의 인장강도,  $d_b$ 는 주근 지름,  $f_{ck}$ 는 콘크리트 압축강도이다.

### 3.4 접합부 구역의 평균 변형률

접합부 내부에 설치한 LVDT를 이용하여 접합부 구역의 변형률을 측정하였다. Fig. 14는 J2, J4, J6 실험체의 접합부 대각선 방향으로 설치된 LVDT 변형률과 변위의 이력을 나타내었고 Fig. 15는 각 실험체당 접합부 대각선 방향 LVDT의 최대 변형률을 나타낸다. 실험체 기둥의 경사각이 작아짐에 따라 접합부 내 대각 변형률이 감소함을 알 수 있다. 대각선 변형률의 값은 Attaalla<sup>5)</sup>와 Hwang과 Lee<sup>8)</sup>의 논문에서 사용된 접합부 구역의 콘크리트 스트럿 압축강도 연화효과와 밀접한 관계가 있으며, 대각선 변형률 값이 상대적으로 작은 J5, J6 실험체가 대각선 변형률이 큰 J1, J2 실험체에 비해 더 큰 연성계수를 가지는 것을 알 수 있다.

접합부 구역의 가로 방향과 세로 방향 변형률의 변화도 대각선 방향 변형률과 유사한 양상을 나타내었다. 기둥의 경사각이 작아질수록 접합부 내부의 가로 방향과 세로 방향 변형률이 작게 측정되었다.

소성힌지 발생 후에는 소성힌지의 영향에 의하여 접합부의 균열 방향 및 균열과 직각방향의 변형률이 증가함에 따라 접합부의 내력 및 변형은 감소하게 된다. 이 연구에서 실행한 4개의 경사기둥-보 접합부 실험체 중 J3 실험체를 제외한 3개 실험체가 ACI 352R-02<sup>1)</sup> 설계에 의해 동일한 전단강도비로 설계되었음에도 경사기둥 배면의 보에서 소성힌지가 발생하고 접합부의 변형이 영향을 받으면서 Fig. 15에 나타난 바와 같이 접합부 변형률이 감소함을 나타내었다.

### 3.5 소성힌지 구역의 변형률

Fig. 16(a)는 접합부의 경사배면방향의 보와 연결된 소성힌지 부분의 최대 LVDT 변형률을 비교한 그래프이고 Fig. 16(b)는 경사방향의 보와 연결된 소성힌지 부분의 LVDT 변형률을 비교한 그래프이다. 그래프를 보면 경사

의 영향으로 파괴가 집중된 경사 반대방향 소성힌지 구간에서 경사가 작아질수록 변형률이 증가한 것을 확인할 수 있다. 반면에 경사가 감소함에 따라 파괴가 감소한 경사방향 소성힌지 구간에서는 경사에 관계없이 변형률에 큰 변화가 없는 것을 그래프에서 확인할 수 있다.

### 3.6 에너지소산능력

에너지소산능력은 강도를 유지하면서 구조부재에 가해진 지진에너지를 분산시킬 수 있는 능력으로 내진성능을 평가하는 중요한 지표 중 하나이다. 각 실험체의 하중-변위이력 곡선에서 변위가 0인 지점을 기준으로 정부방향, 싸이클의 폐곡선 면적으로 계산한 싸이클 별 에너지소산능력을 Fig. 17에서 비교하였다.

모든 실험체의 에너지소산량은 각 스텝의 두 번째 싸이클에서 상당히 감소하였으며, 두 번째 싸이클 에너지소산량은 첫 번째 싸이클 에너지소산량의 57~84%를 보였다. Fig. 17과 같이 전체적으로 경사각도 45° 실험체가 67.5°, 90° 실험체와 비교하여 낮은 에너지소산능력을 나타내었다. 67.5° 실험체와 90° 실험체는 강도와 연성계수

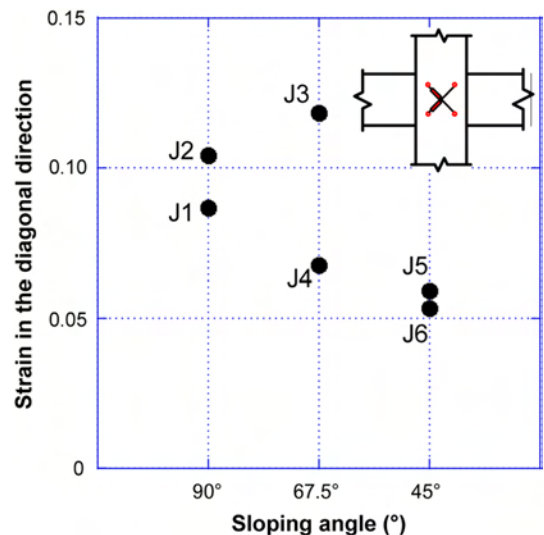


Fig. 15 Strain in the diagonal direction vs. sloping angle of column

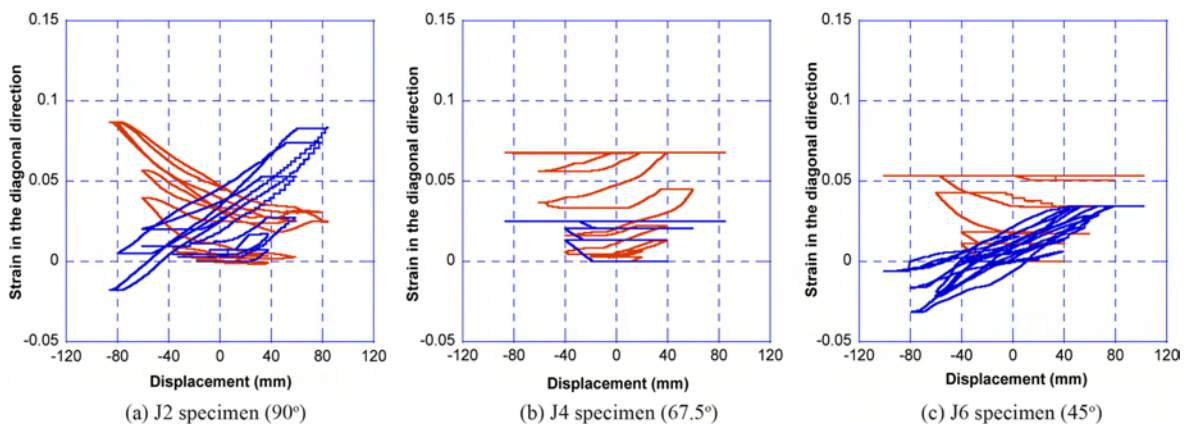


Fig. 14 Strain in the diagonal direction vs. sloping angle of column

에서 거의 차이가 없었으므로 에너지소산에서도 비슷한 수치를 나타내었다.

Fig. 18은 각 싸이클 별 에너지소산량을 더해서 점차 누적되는 에너지소산능력을 비교한 그래프이다. Fig. 17의 결과와 유사하게 45° 실험체가 67.5°, 90° 실험체와 비교하여 낮은 누적 에너지소산능력을 나타내었다. 45° 실

험체의 경우 90° 실험체에 비해 에너지소산능력이 약 14% 가량 감소하였으며 이는 보의 휨 파괴로 인한 최대 하중의 감소 영향으로 보인다.

## 4. 비선형 유한요소 해석

### 4.1 실험체 모델링

비선형 유한요소 해석 프로그램을 이용하여 실제 실험과 동일한 조건 하에서의 해석 결과와 실험 결과를 강도와 연성, 파괴모드에 대해서 비교 및 분석하였다. 사용한 프로그램은 VecTor2<sup>9)</sup>로서 Collins의 MCFT<sup>10)</sup>(modified compression field theory) 이론과 Vecchio가 개발한 해석모델 DSFM(disturbed stress field model)을 기반으로 하는 비선형 유한요소 해석 프로그램이다.

해석에 사용된 모델은 콘크리트 압축강도가 최대에 도달하기 이전에는 Hognestad의 제안식을 사용하였으며 압축강도가 최대에 도달한 이후의 거동에 대해서는 Kent와 Park<sup>11)</sup>의 제안식에서 수정된 모델인 Modified Park-Kent의 제안식을 적용하여 해석에 수행하였다. 또한 철근의 이력거동은 Seckin<sup>12)</sup>에 의해 제안된 Bauschinger 효과를 사용한 모델을 사용하였다, Fig. 19는 경사각 45° 실험체를 모델링한 그림이다. 지점이 설치된 구간에는 지지대 역할을 할 수 있도록 강도가 높은 콘크리트로 모델링하였다.

### 4.2 해석 결과 및 분석

Fig. 20은 각 실험체와 동일한 조건으로 해석한 결과를 나타낸 것이다. 모든 실험체는 층간 변위비 10.3% 시점의 파괴 모습과 균열 형태를 나타내고 있다. 하나의 그리드는 30×30(mm) 크기의 사각모양이며 그리드 내선의 방향과 굵기가 균열 방향과 균열폭을 나타낸다. 프로그램에 의한 해석 결과 Fig. 20과 같이 파괴형태가 실제 실험 결과와 유사한 부분에서 파괴가 진행되었다. 모든 실험체는 접합부 내부에 대각방향 균열이 발생하였다. J1, J2 실험체는 접합부 내부에 파괴가 집중되었으며 J3,

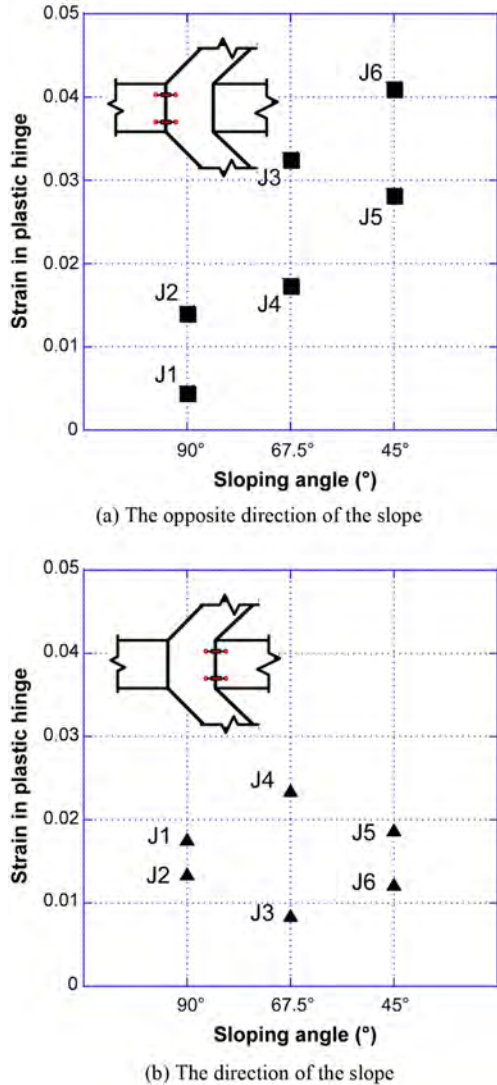


Fig. 16 LVDT strain in plastic hinge

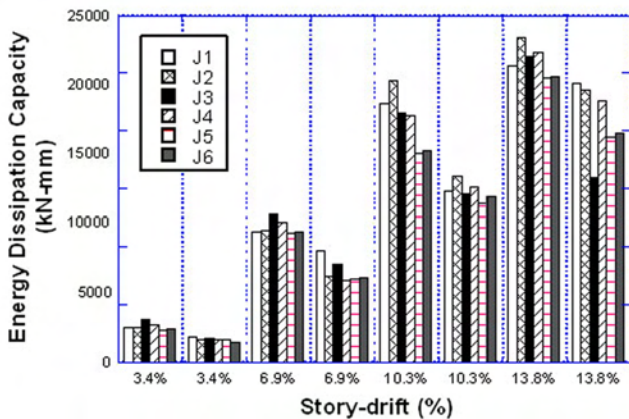


Fig. 17 Energy dissipation

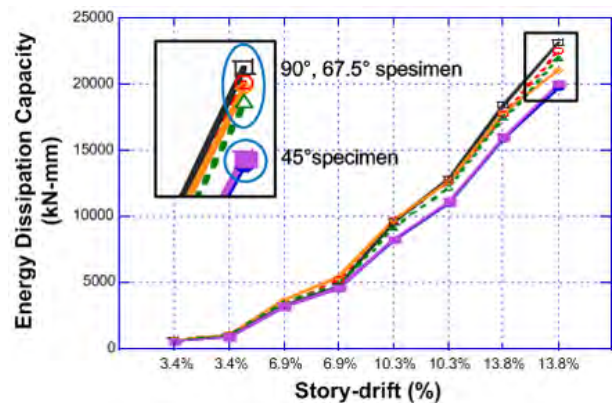


Fig. 18 Cumulative energy dissipation



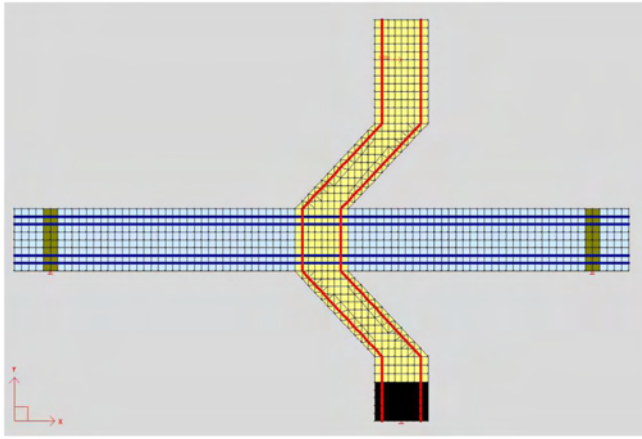


Fig. 19 VecTor2 modeling

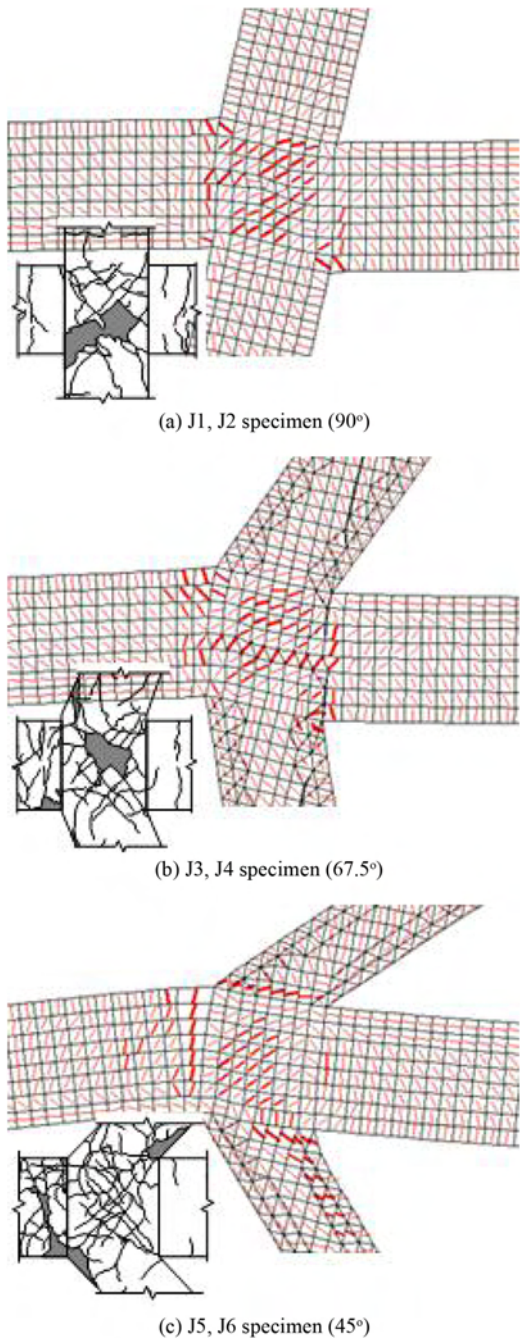


Fig. 20 Analytical crack patterns by VecTor2

J4 실험체는 접합부 내부와 보의 소성힌지 부분에서 파괴가 발생하였다. J5, J6 실험체에서는 경사 배면의 보에서 파괴가 집중되었고 경사각이 큰 실험체에 비해서 접합부 내부 균열폭이 상당히 작아진 것을 확인할 수 있다. 이는 실제 실험체 파괴모드와 유사한 것으로 실험 결과를 뒷받침하는 결과이다.

## 5. 결 론

이 연구에서는 비정형 구조물에서 경사기둥-보 접합부에 지진 횡하중이 가해졌을 경우 전단강도, 파괴모드, 연성, 에너지소산능력에 어떤 영향을 주는지 평가하였다. 실험과 해석을 통하여 측정된 결론을 요약하여 정리하면 다음과 같다.

- 1) 모든 실험체에서 반복하중이 진행되는 동안 접합부의 전단파괴가 발생하였고 모서리 또는 접합부내에 균열이 집중되어 X형의 전단균열이 발생하였다. 수직기둥-보 접합부의 경우 J파괴가 발생하였으나 경사각이 작은 실험체일수록 접합부내 균열폭이 작고 경사 배면쪽 보에서 파괴가 동시에 진행되는 BJ파괴가 관찰되었다.
- 2) 경사기둥-보 접합부의 경우 정형적인 접합부와 상이한 모멘트 분포가 형성되어 경사 배면방향 보에서 파괴가 발생하고 이로 인해 비대칭형 파괴가 발생하는 변화를 나타내었다. 또한 최대하중은 45° 실험체가 수직기둥 실험체에 비해 22% 감소하였으며 변위 연성계수는 33% 증가하였다. 이는 경사기둥이 있는 접합부의 경우 접합부 전단파괴 이전에 보에서 휨 파괴하였기 때문이다.
- 3) 접합부를 관통하는 보 주철근의 변형률은 경사기둥-보 접합부의 경우 보 소성힌지로부터 발생된 항복 침투 영향으로 접합부 내 변형률이 점차 증가하고 접합부 전단강도는 감소한 것으로 보인다. 또한 경사기둥의 영향으로 접합부 콘크리트 스트럿의 인장 변형은 기둥의 경사각이 감소함에 따라 감소하였다.
- 4) ACI 352R-02<sup>1)</sup> 설계에 의해 동일한 전단강도비로 설계되었음에도 경사기둥 배면의 보에서 소성힌지가 발생하고 접합부의 변형이 영향을 받으면서 경사각이 작아질수록 접합부 변형이 감소함을 나타내었다. 또한 경사각이 작아질수록 소성힌지 구역에서 경사 배면방향 보에서의 변형률이 증가하였으며 경사방향 보에서는 변형률의 큰 변화가 없었다.
- 5) 에너지소산능력은 45° 실험체가 수직기둥 실험체에 비해 약 14%의 소산능력 감소를 보였다.

내진설계에서는 부재가 연성을 확보하고 보에서의 휨 인장파괴를 유도하는 것이 바람직하며 이 연구에서 실시된 바와 같이 경사기둥-보 접합부의 경우 보에서 휨 파괴와 접합부의 전단파괴가 동시에 발생하는 비대칭 BJ 파괴가 발생하였다. 그러나 보에서 발생하는 소성힌지의 영향으로 인해 접합부의 강도나 연성이 약해질 수 있으

며 구조물이 견딜 수 있는 지진하중의 감소로 인해 에너지소산능력의 감소로도 이어질 수 있다. 따라서 불리하게 작용한 경사배면방향 소성힌지 부분에 추가적인 보강이 필요하다고 판단된다. 이 연구에서는 경사기둥을 가진 접합부 실험체에서 접합부와 보에서 파괴가 동시에 발생하였지만 보 파괴 이전에 접합부가 전단파괴하는 경사기둥-보 접합부를 설계하여 경사기둥을 가진 접합부의 강도를 보다 정확하게 판단할 필요가 있다. 또한 축력을 받는 경사기둥-보 접합부의 연구를 통해 실제 경사기둥-보 접합부의 강도 및 연성을 평가하고 직접적이고 구체적인 가이드라인을 제시해야 한다.

## 감사의 글

이 연구는 국토해양부 첨단도시개발사업의 연구비지원(과제번호 #09 첨단도시A01)에 의해 수행되었으며 이에 감사드립니다.

## 참고문헌

1. Joint ACI-ASCE Committee 352, *Recommendations for Design of Beam-Column Connections in Monolithic Reinforced Concrete Structures*, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, 2003, pp. 1~37.
2. Fujii, S. and Morita, S., "Comparison Between Interior and Exterior RC Beam-Column Joint Behavior," *ACI SP-123*, 1991, pp. 145~166.
3. Ehasani, M. R., Moussa, A. E., and Valenilla, C. R., "Comparison of Inelastic Behavior of Reinforced Ordinary and

- High Strength Concrete Frames," *ACI Structural Journal*, Vol. 84, No. 2, 1987, pp. 161~169.
4. Durrani, A. J. and Wight, J. K., "Behavior of Interior Beam to Column Connections under Earthquake Type Loading," *ACI Journal Proceeding*, Vol. 82, No. 3, 1985, pp. 343~349.
5. Attaalla, S. A., "General Analytical Model for Nominal Shear Stress of Type 2 Normal-and High-Strength Concrete Beam-Column Joints," *ACI Structural Journal*, Vol. 101, No. 101-S08, 2004, pp. 65~75.
6. 김진영, 반복하중을 받는 철근콘크리트 보-기둥 접합부의 연성평가, 성균관대학교, 2007, 7 pp.
7. Paulay, T. and Priestley, M. J. N., *Seismic Design of Reinforced Concrete and Masonry Buildings*, John Wiley and Sons, New York, 1992, pp. 136~142.
8. 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, 2000, pp. 35~44.
9. Vecchio, F. J. and Wong, P. S., "VecTor2 & Form Works User's Manual," Department of Civil Engineering, University of Toronto, 2002, pp. 128~202.
10. Vecchio, F. J. and Collins, M. P., "The Modified Compression-Field Theory for Reinforced Concrete Elements Subjected to Shear," *ACI Structural Journal*, Vol. 83, No. 2, 1989, pp. 219~231.
11. Kent, D. C. and Park, R., "Flexural Members with Confined Concrete," *ASCE Journal of the Structural Division*, Vol. 97, No. ST7, Proc. Paper 8243, 1981, pp. 1341~1360.
12. Seckin, M., "Hysteretic Behaviour of Cast-in-Place Exterior Beam-Column-Slab Subassemblies," Ph.D. Thesis, Department of Civil Engineering, University of Toronto, 1981, 266 pp.

**요 약** 최근 몇 년간 보-기둥 접합부에 영향을 줄 수 있는 경사기둥을 포함한 비정형 구조 시스템을 가진 초고층 빌딩이 증가하고 있다. 경사기둥-보 접합부에 외력이 작용 시 전단과 휨 모멘트의 분포가 정형화된 보-기둥 접합부와 상이하여 접합부의 파괴모드, 전단강도, 연성능력 및 에너지소산능력이 변화할 가능성이 크다. 이 연구에서는 6개의 철근콘크리트 경사기둥-보 접합부(90°, 67.5°, 45°) 실험을 수행하고 결과를 분석하였다. 실험 결과에 의하면 경사기둥-보 접합부에서 비대칭 파괴가 발생하였으며 수직기둥-보 접합부에 비해서 최대하중과 에너지소산능력이 감소하는 것으로 나타났다. 이것은 경사기둥으로 인해 발생하는 접합부의 상이한 모멘트 분포와 압축력만 받는 수직기둥과 다르게 경사기둥이 압축력뿐 아니라 인장력도 작용하기 때문이다.

**핵심용어** : 경사, 보-기둥 접합부, 전단강도, 연성능력, 에너지소산