Journal of the Korea Concrete Institute
Vol. 19, No. 4, pp. 441~448, August, 2007

철근콘크리트 보-기둥 내부 접합부의 전단 거동에 관한 실험적 연구

이정윤[1] · 김진영[1]* · 오기종[2]

[1]성균관대학교 건축공학과 [2]원우구조 기술사 사무소

An Experimental Study on Shear Behavior of Internal Reinforced Concrete Beam-Column Assembly

Jung-Yoon Lee[1], Jin-Young Kim[1]*, and Ki-Jong Oh[2]

[1]Dept. of Architectural Engineering, Sungkyunkwan University, Suwon 440-746, Korea

[2]Wonwoo Structural Engineers, Seoul 135-080, Korea

ABSTRACT The beam-column assembly in a ductile reinforced concrete (RC) frames subjected to seismic loading are generally controlled by shear and bond mechanisms, both of which exhibit poor hysteretic properties. Hence the response of joints is restricted essentially to the elastic domain. The usual earthquake resistant design philosophy of ductile frame buildings allows the beams to form plastic hinges adjacent to beam-column assembly. Increased strain in these plastic hinge regions affect on joint strain to be increased. Thus bond and shear joint strength are decreased. The research reported in this paper presents the test results of five RC beam-column assembly after developing plastic hinges in beams. Main parameter of the test joints was the amount of the longitudinal tensile reinforcement of the beams. Test results indicted that the ductile capacity of joints increased as the longitudinal tensile reinforcement of the beams decreased. In addition, both the tensile strain of the longitudinal reinforcement bars in the joint and the ductile ratio of the beam-column assemblages increased due to the yielding of steel bars in the plastic hinge regions.

Keywords : beam-column assembly, shear strength, ductility, J-failure, BJ-failure

1. 서 론

현행 ACI 318-05[1] 기준에서는 지진하중을 받는 철근콘크리트 보-기둥 접합부의 설계를 비내진 구역 (Type 1)과 내진 구역 (Type 2)으로 구분하여 설계하고 있다. 지진하중을 받는 철근콘크리트 보-기둥 접합부는 가능하면 탄성범위에서 거동할 수 있도록 설계하며, 대규모의 지진하중을 받을 경우에도 인접한 보에 소성힌지가 발생하여 설계자가 의도한 변형에 도달할 때까지 접합부에서 파괴가 발생하지 않도록 하고 있다. 이와 같은 파괴를 유도하기 위해서는 보의 초과 강도 (over strength)보다 접합부의 설계강도 (dependable strength)가 크도록 설계해야 하며, 특히 보 양단에 소성힌지가 발생한 이후에 보에 배근된 주인장철근의 항복으로 발생할 수 있는 접합부의 강도 저하를 충분히 고려하여 설계하여야 한다.

지금까지 기존의 보-기둥 접합부에 대한 대부분의 연구는 접합부의 강도 평가에 중점[2-4]을 두고 있다. 1980년대에 실시된 미국, 일본, 뉴질랜드의 3개국 공동 연구 (후에 중국 합류)에서도 대부분 접합부의 강도 예측에 중점을 둔 실험과 스트럿 메커니즘 또는 스트럿과 트러스 메커니즘 등의 이론식이 제안되었다. 이와 같은 연구에 근거하여 ACI 기준[1]과 일본 기준[5]에서는 스트럿 메커니즘에 근거하여 접합부 전단강도를 평가하고 있고, 뉴질랜드 기준[6]은 스트럿과 트러스 메커니즘에 근거하고 있다.

접합부의 강도와 밀접한 관계가 있는 Type 1의 연구에 비하여 Type 2에 대한 연구는 상대적으로 부족한 편이다. Fujii와 Morita[7], Park 등[8]은 실험적인 방법으로 Type 2 보-기둥 접합부의 강도와 연성을 평가하였지만 이들 연구에서는 축력이 접합부의 강도 증가에 미치는 영향이나 고강도 콘크리트를 사용할 경우의 뉴질랜드 기준의 접합성 평가 등에 국한되어 직접적으로 연성 평가에 영향을 주는 요소를 평가하고 있지 않다. 국내에서는 이[9]가 통계적인 방법으로 접합부의 강도 및 연성에 미치는 요소에 대한 연구를 발표하였다.

Type 2 보-기둥 접합부는 보에 소성힌지가 발생한 후 접합부가 파괴하는 경우다. 이와 같이 보에 소성힌지가 발생할 경우 접합부는 접합부 콘크리트의 강도 저감 및 부착 열화를 유발시킨다. 콘크리트의 강도 저감은 Fig. 1과 같이 보 양단에 발생한 소성힌지 영역에서 부재축 방향 변형률이 주인장철근 항복 이후 급속히 증가하고, 이러한 변형률이 접합부 내부의 변형에도 영향을 미쳐 접

*Corresponding author E-mail : lovingjue@hanmail.net
Received November 16, 2006, Accepted April 30, 2007
©2007 by Korea Concrete Institute

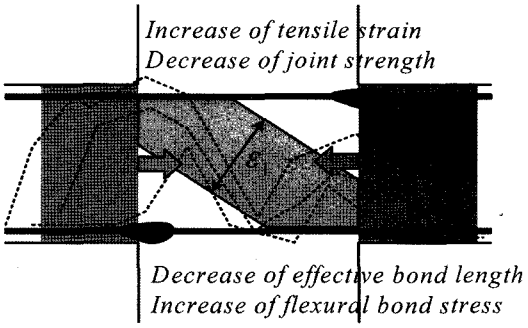


Fig. 1 Yield penetration

합부 내부에서 보의 부재축 방향 변형률 또한 증가시킨다. 이러한 접합부 부분의 변형률 증가는 접합부 압축대의 사인장균열 폭을 증대시켜 접합부 내력을 감소시킬 수 있다. 또한 보에 발생한 소성힌지 구역의 인장철근 항복구간이 접합부 구역에 확산 (yield penetration 현상)되어 접합부 철근의 유효 부착길이가 감소하여 부착 성능을 저하시킬 수 있고, 이로 인하여 접합부의 연성이 변화될 수 있다.

보에서 소성힌지 발생 후 접합부의 거동이 어떻게 변화하는지를 평가하는 것은 보-기둥 접합부의 연성 평가에 있어서 매우 중요함에도 불구하고 아직까지 충분한 연구가 이루어지지 않고 있는 실정이다. 근년에 발표된 연구에서 Attaalla[10]와 Hwang과 Lee[11]는 스트럿-타이 모델을 이용하거나 접합부 구역의 변형 확장 등을 이용하여 접합부의 내력을 평가하고 있다. 이들 연구에서는 접합부 구역의 콘크리트 압축강도를 Fig. 1에 표시된 것과 같이 접합부 구역의 압축대와 수직한 변형률 (ε_1)을 이용하여 구하고 있다. 변형률 ε_1이 증가함에 따라 콘크리트의 연화 효과는 증가하고 접합부의 강도가 감소하게 된다. 그러나 Type 2와 같이 소성힌지 발생 후 파괴되는 접합부의 경우에는 소성힌지 발생 후 접합부 내부 철근이 인접한 소성힌지 영역 철근의 변형률에 의하여 어느 정도 영향을 받는 지가 명확하지 않다.

본 연구의 목적은 5개의 철근콘크리트 보-기둥 접합부 실험을 통하여 보 주인장철근의 변화에 의하여 달라지는 접합부의 연성을 평가하는 것에 있다. 또한, 보-기둥 접합부에 배근된 철근의 변형률을 측정하여 소성힌지가 보-기둥 접합부에 미치는 영향을 평가하였다.

2. 철근콘크리트 보-기둥 접합부 실험

Type 2 보-기둥 접합부는 보에 소성힌지가 발생한 이후 접합부가 파괴되거나 보가 파괴되는 것이다. Fig. 2는 접합부의 3가지 파괴 모드를 나타낸다. Fig. 2(a)는 보가 휨 항복하기 전 접합부 내력이 작아져 보는 탄성 상태를 유지하면서 접합부가 먼저 파괴되는 형태다 (이하 J-파괴). Fig. 2(b)는 보의 주인장철근이 항복하여 소성힌지가 형성 된 후 접합부가 파괴되는 경우이다 (이하 BJ-파괴). Fig. 2(c)는 보의 초과 강도보다 접합부의 공칭강도

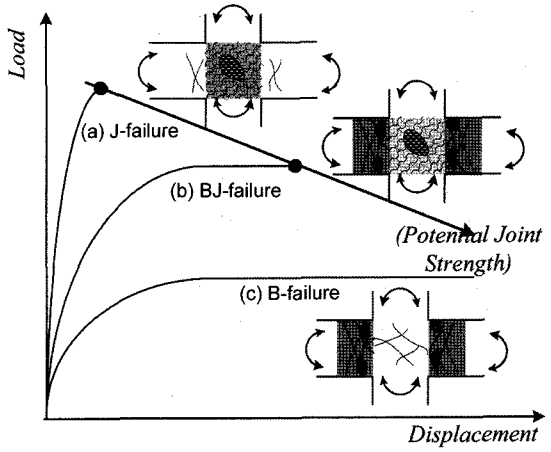


Fig. 2 Failure modes of joints

가 매우 큰 경우로, 접합부의 큰 변형 없이 보의 소성힌지가 휨파괴되는 경우이다 (이하 B-파괴).

BJ-파괴하는 접합부의 내력은 보의 주인장철근의 항복강도를 이용하여 계산할 수 있지만, 접합부의 연성 평가는 보 양단에 발생한 소성힌지의 영향 등으로 매우 난해하다. 또한 BJ-파괴하는 보-기둥 접합부의 연성은 Fig. 2와 같이 보의 주인장철근의 양이 증가함에 따라서 감소하게 된다. 이는 접합부의 잠재 내력은 접합부의 크기 및 콘크리트 압축강도와 밀접한 관계가 있어, 주인장철근이 많이 배근된 경우 보-기둥 접합부의 강도와 접합부 잠재 내력의 차이가 감소하여 작은 콘크리트 강도 저감에도 접합부는 쉽게 파괴 내력에 도달할 수 있기 때문이다. 실험에서는 이러한 보의 주인장철근이 접합부 연성에 미치는 영향을 평가하기 위하여 보의 주인장철근의 양을 변수로 하는 5개의 실험체를 제작하였다.

2.1 실험체 계획

전단력의 지배를 받는 철근콘크리트 접합부의 전단변형 능력을 평가하기 위하여 5개의 보-기둥 접합부 실험체를 제작하였다. 실험체는 보와 기둥이 서로 직교하며, 보와 기둥이 연속적으로 접합부 내부를 지나는 십자형 내부 접합부이다. 기둥은 탄성 상태이고 보에서 소성힌지가 발생하도록 보의 초과 강도와 기둥의 공칭강도 비를 조절하여 Table 1과 같이 실험체를 제작하였다. Table 1에서 J1 실험체는 J-파괴하는 보-기둥 접합부로 보가 항복하기 전에 접합부에서 파괴가 일어나는 접합부이며, 나머지 실험체 4개는 BJ-파괴하는 보-기둥 접합부로 보가 항복한 후에 접합부가 파괴되는 실험체이다. 실험체 접합부의 내력을 식 (1)과 같이 ACI 318-05 기준[1]의 Type 2에 의하여 계산하였다.

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

여기서 V_j는 접합부 전단 강도, γ는 접합부의 종류 및 내진 구역에 대한 계수, f_{ck}는 콘크리트 압축강도, b_j는 접합부의 폭, h_c는 접합부의 높이이다. Type 1의 경우 $\gamma = 20$이

Table 1 Specification of specimens

Specimens	Beam							Column							f_{ck} (MPa)	V_{j1} (kN)	V_{j2} (kN)	V_{jby} (kN)	V_{j1}/V_{jby}	V_{j2}/V_{jby}
	Upper longi. rein. bars (lower longi. rein. bars)			Stirrups				Longi. rein. bars			Trans. rein. bars									
	f_{by} (MPa)	ρ_b	n_b	f_{sy} (MPa)	ρ_s	s_b (mm)	n_s	f_{cy} (MPa)	ρ_c	n_c	f_{ty} (MPa)	ρ_t	s_b (mm)	n_t						
J1	509.9	0.0166	10-D16	510.4	0.0048	100	D10	514.4	0.0629	12-D29	510.4	0.0081	50	D10	40.0	1,469	1,102	1,608	0.91	0.69
BJ1	509.9	0.0099	6-D16	510.4	0.0048	100	D10	514.4	0.0629	12-D29	510.4	0.0081	50	D10	40.0	1,103	827	937	1.18	0.88
BJ2	509.9	0.0083	5-D16	510.4	0.0024	200	D10	514.4	0.0629	12-D29	510.4	0.0054	75	D10	40.0	1,103	827	780	1.41	1.06
BJ3	509.9	0.0066	4-D16	510.4	0.0024	200	D10	514.4	0.0629	12-D29	510.4	0.0054	75	D10	40.0	1,103	827	615	1.79	1.34
BJ4	509.9	0.0050	3-D16	510.4	0.0024	200	D10	514.4	0.0629	12-D29	510.4	0.0054	75	D10	40.0	1,103	827	460	2.40	1.80

Where, f_{by} : yield strength of longitudinal upper (or lower) reinforcement of beam, ρ_b : ratio of longitudinal upper (or lower) reinforcement of beam, n_b : size of longitudinal steel bars in beam, f_{sy} : yield strength of stirrup, s_b : spacing of stirrup, ρ_b : ratio of stirrup, n_s : size of stirrup, f_{cy} : yield strength of longitudinal reinforcement of column, ρ_c : ratio of longitudinal reinforcement of column, n_c : size of longitudinal steel bars in column, f_{ty} : yield strength of transverse reinforcement of column, ρ_t : ratio of transverse reinforcement of column, s_b : spacing of transverse reinforcement of column, n_t : size of stirrup, f_{ck} : compressive strength of concrete

며, Type 2의 경우 $\gamma = 15$이다. Type 1과 Type 2에 의하여 계산된 전단력을 각각 V_{j1}과 V_{j2}로 표기하였다. 또한 보에서 주인장철근이 항복할 때의 접합부의 수평 전단력 V_{jby}를 식(2)에 의하여 계산하였다.

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

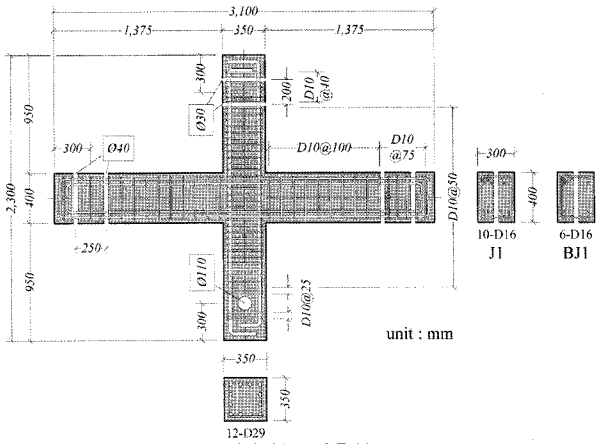
여기서 l_c는 기둥의 높이, z_b는 보의 상부와 하부 주철근의 중심간 거리, l_b는 보의 길이, h_c는 기둥 단면의 높이이다. 보가 항복할 때의 전단력 V_{by}는 식 (3)에 의하여 계산하였다.

$$V_{by} = A_b f_{by} jd / a \quad (3)$$

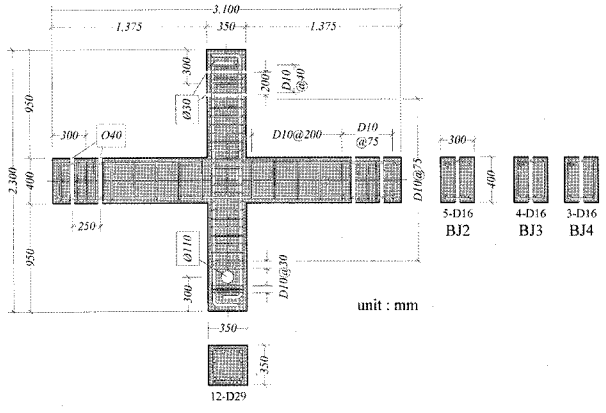
여기서 A_b는 보의 주인장철근의 총 단면적, f_{by}는 보의 인장철근의 항복강도, a는 보의 지점에서부터 접합부까지의 거리, jd는 접합부에 인접한 보 단면의 응력 중심 간의 거리이다.

Table 1에서 J1 실험체의 경우 V_{j1}/V_{jby}의 값은 0.91이었지만 BJ1 ~ BJ4 실험체의 V_{j1}/V_{jby}의 값은 모두 1이상임을 알 수 있다. 이는 J1 실험체는 보의 주인장철근이 항복하기 이전에 접합부가 파괴할 가능성이 있음을 의미하고, BJ 시리즈 실험체는 보의 주인장철근이 항복한 이후에 파괴될 수 있음을 의미한다. ACI 318-05 기준[1]의 Type 2에 의하여 계산된 전단강도와 비교할 경우 BJ1 실험체는 Type 2에 만족하지 못하지만 BJ2~BJ4는 Type 2의 기준에 만족하고 있음을 알 수 있다.

실험체는 Fig. 3과 같이 양 방향 보의 총길이는 3,100 mm, 상하 기둥의 총 길이는 2,300 mm이며 지점 간 길이는 각각 2,500 mm와 1,700 mm이다. 또한, 기둥과 보의 단면은 각각 350×350 (mm), 300×400 (mm)이다. 기둥에는 항복강도 514.4 MPa의 12-D29 (철근 단면적 642.4 mm^2)의 주철근이 사용되었으며, 보에는 항복강도 509.9 MPa의 D16 철근 (철근 단면적 198.6 mm^2)이 주인장철근으로 사용되었다. 보-기둥 접합부 실험 시에 실시한 공시체 실험에서 콘크리트의 압축강도는 40.0 MPa이었다.



(a) J1 and BJ1



(b) BJ1 to BJ4

Fig. 3 Dimensions and reinforcement of test joints (BJ2, BJ3, BJ4)

2.2 측정 및 가력 방법

기둥과 보가 교차하는 접합부 부분과 접합부와 인접한 보의 소성힌지 구역 주인장철근의 변형률을 측정하기 위하여 접합부 부분의 중앙과 접합부와 보와 맞닿는 양쪽

면에서 15 mm 떨어진 위치, 그리고 접합부에 인접한 보의 접합부와 맞닿는 면에서 15 mm, 215 mm 떨어진 위치에 변형률게이지를 부착하였다 (Fig. 4). 또한 접합부, 기둥 및 보의 횡방향철근 항복 여부를 측정하기 위하여 접합부 부근의 횡방향철근에 변형률게이지를 부착하였다. 보-기둥 접합부와, 보의 소성힌지 구역 변형을 측정하기 위하여 Fig. 5와 같이 앵커를 삽입, 접합부 구역에 6개의 LVDT를 부착하였다. 접합부의 전체 변위와 기둥과 보의 상대 회전 변위는 4개의 LVDT를 이용하여 계측하였다. 실험체는 Fig. 6과 같이 기둥 하단에 직경 100 mm의 강봉을 사용하여 회전 변형을 유도하였고, 보의 양단에도 마찬가지로 접합부의 회전 변형만 일어나도록 힌지로 고정하였다. 실험체 하단에서 2 m 떨어진 위치의 기둥에 변위 용량이 ±250 mm인 유압 액츄에이터를 설치하여 반복횡하중을 실험체에 재하하였다. 반복횡하중으로 실험체를 지지하고 있는 바닥판에 발생할 수 있는 미끄러짐을 방지하기 위하여 12개의 유압 볼트를 각각 500 kN의 유압으로 바닥판을 고정하였다.

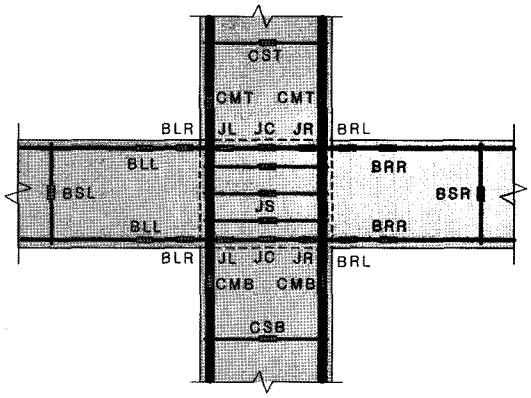


Fig. 4 Locations of strain gages

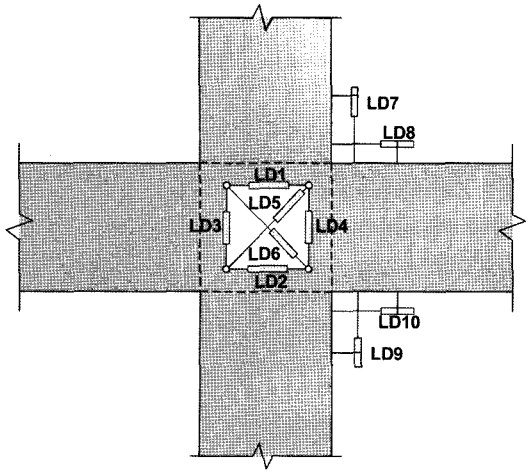


Fig. 5 Locations of LVDTs

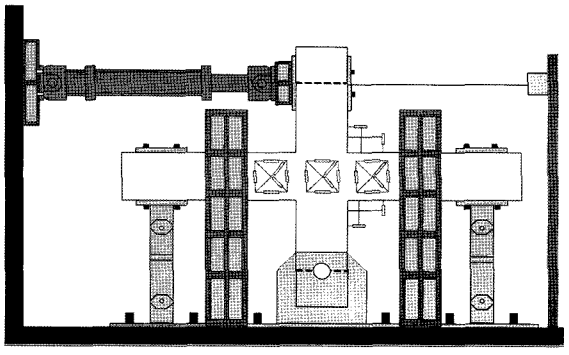


Fig. 6 Loading system

하중은 Fig. 7과 같이 변위 제어 방식으로 첫 번째 하중을 층간 변위비 (층간 변위/기둥 길이 비율, story drift ratio)의 0.026로 하며, 그 이후 하중 단계마다 0.026씩 증가시켰다. 하중 재하는 최고 하중의 70%까지 떨어질 때까지 각각의 하중을 3 cycle 씩 반복 가력하였다.

3. 실험 결과 및 분석

접합부의 전단 내력은 일정하지만 인접한 보에 배근된 주인장철근의 양에 따라서 접합부는 상이한 파괴 모드를 나타내었다. J1 실험체는 파괴가 접합부에 집중되었으며, 보의 주인장철근이 항복하기 이전에 접합부에서 전단파괴하였다. BJ1, BJ2, BJ3 실험체는 보의 주인장철근이 항복한 이후에 접합부에서 전단파괴되었다. 이들 실험체의 파괴 양상은 Fig. 8에 나타난 것과 같이 주인장철근의 양이 감소함에 따라서 보의 소성힌지 구역에 피해가 집중되었고 상대적으로 접합부에는 균열이 적게 발생하였다. 보의 소성힌지의 양이 매우 작은 BJ4 실험체의 경우는 보의 소성힌지에서 콘크리트가 압축파괴 하였고, 접합부에 발생한 균열의 폭은 매우 작았다.

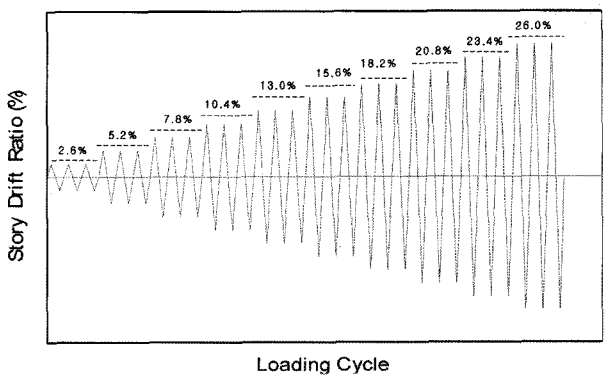


Fig. 7 Loading pattern

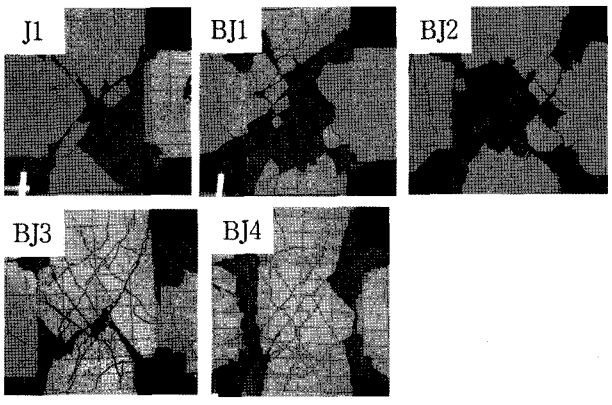


Fig. 8 Photos of specimens after test

3.1 접합부의 하중-변위 관계

Fig. 9는 보-기둥 접합부의 하중-변위 곡선을 나타낸다. 그림에서 최대 하중은 보의 주인장철근이 증가함에 따라서 증가함을 알 수 있다. 보의 주인장철근이 많은 J1 실험체의 최대 하중은 344.2 kN이었지만 BJ4 실험체의 최대 하중은 171.1 kN이었다. 보의 주인장철근이 항복할 때의 변형은 보의 주인장철근이 증가함에 따라서 증가하였다. BJ1의 경우 항복 변위는 60.8 mm 이었지만 BJ4 실험체의 항복 변위는 36.7 mm이었다. 모든 실험체는 균열 및 콘크리트 탈락 등의 이유로 하중이 반전되는 시점에서 핀칭 효과와 같은 슬립 현상이 발생하였으며, 이로 인해 에너지소산이 작은 이력 거동을 나타내었다.

Table 2는 실험에서 측정된 최대 하중 (P_{max}), 이에 상응하는 층간 변위 (Δ_{max}), 보의 주인장철근 항복시의 층간 변위와 하중이 최대 하중의 80%까지 감소하였을 때의 층간 변위 등을 나타낸다. Fig. 10은 변위 연성비 μ_{Δ}(Δ_u/Δ_y), 최대 하중의 80%까지 감소하였을 때의 층간 변위/보의 주인장철근 항복시의 층간 변위)와 전단강도 여유율 (V_{j1}/V_{jby}, ACI 기준의 Type 1에 의한 접합부 전단 강도/보가 휨 항복할 때의 접합부의 전단 강도) 의 관계를 나타낸다. Fig. 10에서 연성비는 전단강도 여유율이 증가함에 따라서 증가함을 알 수 있다. 즉, 보에 배근된 주인장철근의 양이 감소함에 따라서 변위 연성비는 증가하였다.

Table 2 Test results

Specimens	P_{max} (kN)	Δ_{max} (mm)	Δ_y (mm)	Δ_u (mm)	Δ_u/Δ_y
J1	+344.2 −342.2	+60.8 −61.0	-	-	-
BJ1	+275.6 −293.3	+75.8 −60.8	+60.8 −45.8	+102.3 −98.3	1.68 2.14
BJ2	+246.7 −253.3	+78.3 −77.8	+47.5 −38.3	+102.5 −102.8	2.16 2.68
BJ3	+195.1 −215.6	+90.8 −93.3	+40.8 −36.7	+107.5 −109.5	2.63 2.98
BJ4	+171.1 −168.9	+107.5 −93.3	+40.8 −36.7	+117.0 −112.5	2.87 3.07

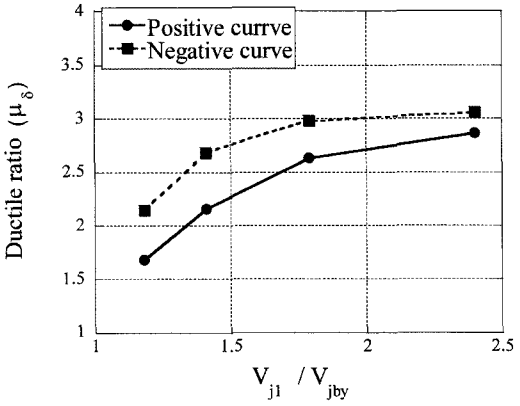


Fig. 10 Ductility ratio vs. shear force ratio curves

3.2 접합부내 주근의 변형률 증가

지진하중을 받아 접합부에 소성힌지가 형성된 경우 보의 주인장철근은 항복하게 된다. 항복한 보의 주인장철근은 부재의 연성이 증가함에 따라서 접합부에 영향을 미치게 된다. 즉 접합부에 배근된 철근의 변형률은 소성힌지 구역의 철근 변형률에 비하여 극히 작아야 함에도 불구하고 실제로는 접합부 철근의 변형률이 Fig. 11과 같이 증가하게 된다. 접합부 내 보 부재축 방향 변형률이

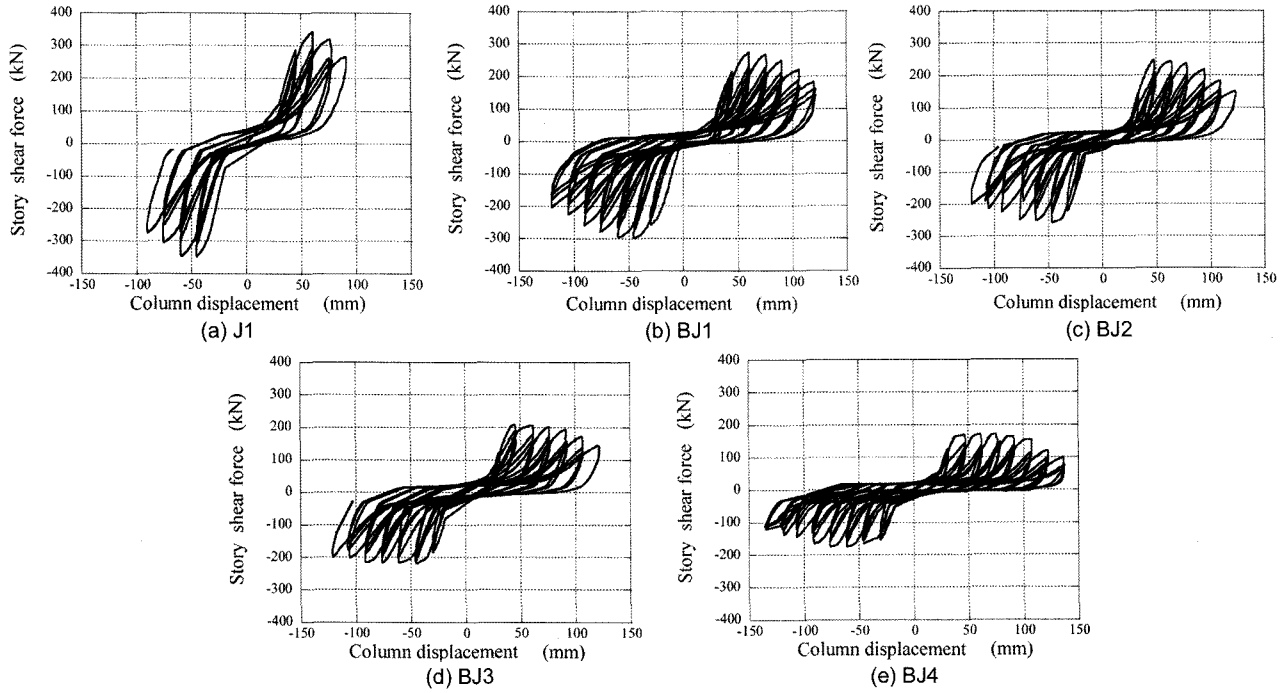


Fig. 9 Story shear force vs. displacement curves

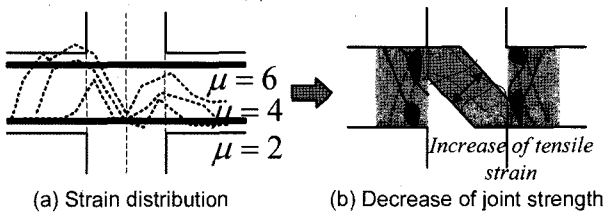


Fig. 11 Shear strength reduction in joint

증가할 경우 접합부 콘크리트 스트럿의 인장 변형률도 증가하게 되며 이에 따라서 콘크리트 스트럿의 압축강도도 감소한다. 또한, 보에 인접한 접합부 철근이 항복함으로써 접합부의 부착응력이 증가하여 부착파괴를 발생시킬 수 있다. 실험에서는 접합부 및 보의 철근에 변형률게이지를 부착하여 연성이 증가함에 따라서 변화하는 철근의 변형률을 측정하였다.

Fig. 12는 보의 휨모멘트 방향이 시계 방향으로 작용할 경우, 실험에서 측정된 접합부 철근의 변형률의 분포를 나타낸다. 그림에서 x축은 접합부와 보에 배근된 철근의 위치를 나타내고, y축은 층간 변위가 증가함에 따라서 변화하는 철근의 변형률을 나타낸다. 철근의 변형률은 스트레인게이지를 이용하여 계측하였다. Fig. 12에서 접합부 내부 철근 변형률은 인접한 철근 변형률이 증가함에 따라서 커지는 것을 알 수 있다. 접합부와 보가 맞닿는 면의 주인장철근 변형률은 항복 변형률에 도달하고 급격하게 증가하였다. 접합부 중심에서의 변형률의 변화는 층간 변위가 증가함에 따라 증가하였지만 증가폭은 상대적으로 작았다. 보의 휨모멘트 방향이 반시계 방향으로 작용할 경우의 실험에서 측정된 접합부 철근의 변형률의 분포도 Fig. 12와 유사한 양상을 나타내었다.

Fig. 13에서는 보주철근의 소성힌지 구역 및 접합부 구역 변형률 차이를 살펴보기 위하여 BJ-파괴하는 접합부 실험체 4개의 접합부와 보가 인접한 면의 보주철근 변형률 (ε_{bl})과 접합부 중심에 배근된 보주철근 변형률 (ε_{jc})의 비를 나타내었다. 표에서 두 변형률의 비 (ε_{jc}/ ε_{bl})는 다소 분산되어 있기는 하지만 층간 변위가 증가함에 따라서 증가함을 알 수 있다. 또한 보에 인접한 구역의 변형률과 접합부 중앙에서의 변형률은 약 2배의 차이가 있었다.

3.3 접합부 구역의 평균 변형률 증가

접합부에 설치한 LVDT를 이용하여 접합부 구역의 변형률 분포를 측정하였다. Fig. 14는 접합부의 대각선 방향으로 설치된 양방향 변형률 분포를 나타낸다. 그림에서 접합부 구역의 대각선 변형률은 접합부의 변위가 증가함에 따라서 증가함을 알 수 있다. 또한 잠재 전단강도비 (V_{jl} / V_{jby})의 값이 증가함에 따라 감소함을 알 수 있다. 대각선 변형률의 값은 Attaalla[10]와 Hwang과 Lee[11]의 논문에서 사용된 접합부 구역의 콘크리트 스트럿 압축강도 연화 효과와 밀접한 관계가 있으며, 대각선 변형률 값이 상대적으로 작은 BJ4 실험체가 대각선 변형률의 값

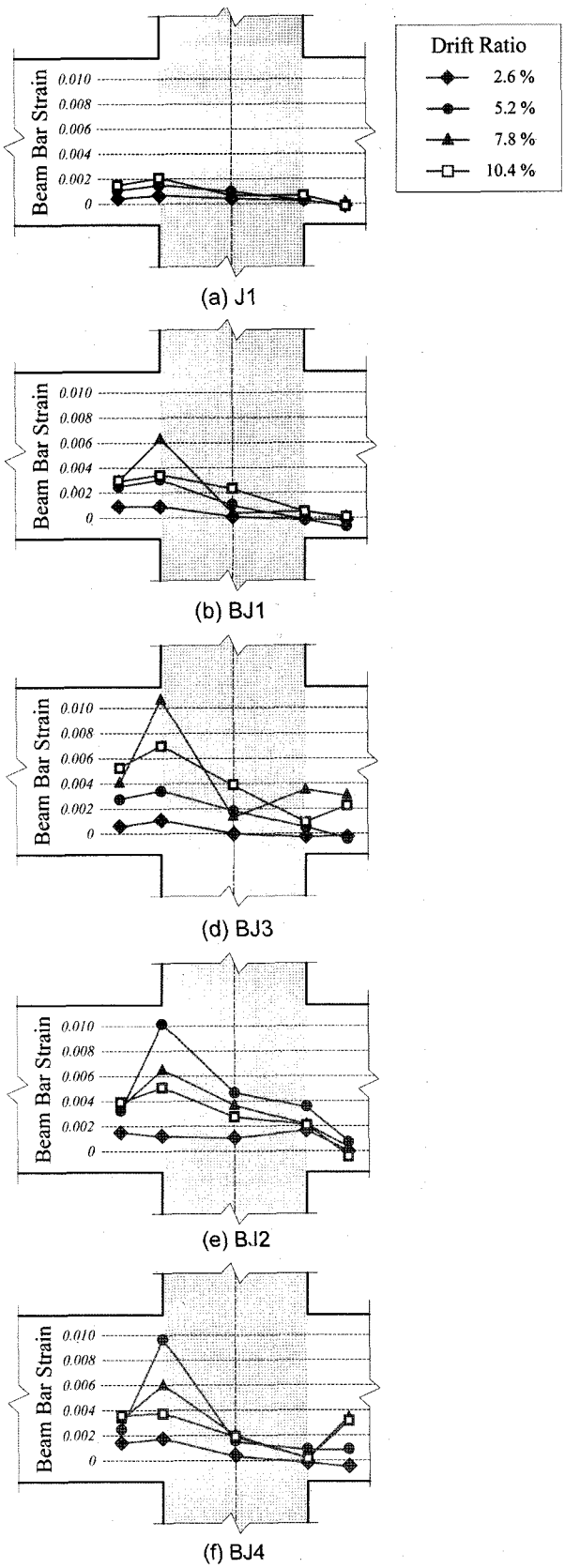


Fig. 12 Longitudinal strain distribution in joint

이 큰 BJ1 실험체보다 부재 연성률이 큰 상태에서 파괴됨을 알 수 있다. Fig. 14(b)와 (c)는 BJ2와 BJ3 실험체의 대각선 변형률을 나타내며 BJ2에 비하여 잠재 전단강도비 (V_{jl} / V_{jby})의 값이 큰 BJ3 실험체의 대각선 방향 변형률이 작았다.

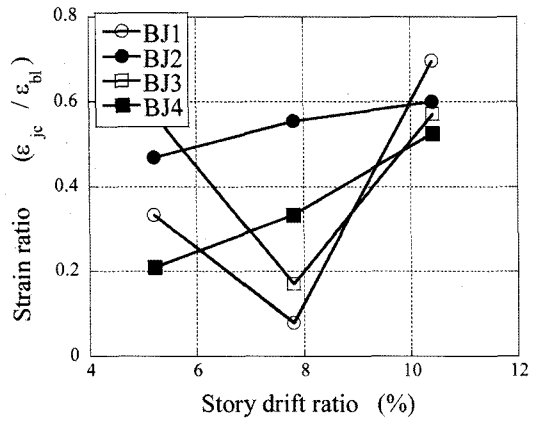


Fig. 13 Strain ratio vs. story drift ratio curves

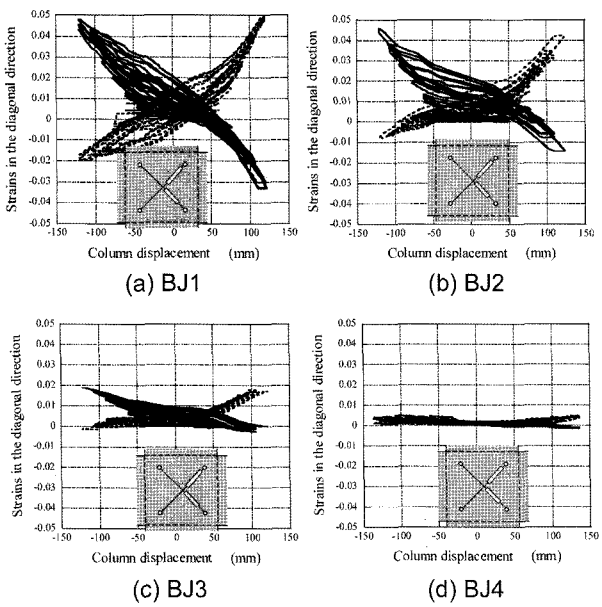


Fig. 14 Strain in the diagonal direction vs. displacement curves

접합부 구역의 가로 방향과 세로 방향 변형률의 변화도 대각선 방향 변형률과 유사한 양상을 나타내었다. 즉, V_{j1}/V_{jby}의 값이 큰 실험체 BJ4의 경우에 비하여 V_{j1}/V_{jby}의 값이 작은 BJ1 실험체에서 가로 방향과 세로 방향 변형률이 크게 측정되었다.

소성힌지 발생 후에는 소성힌지의 영향에 의하여 접합부의 균열 방향 및 균열과 직각 방향의 변형률이 증가함에 따라 접합부의 내력 및 변형은 감소하게 된다. 접합부의 콘크리트 유효 압축강도는 접합부의 변형에 큰 영향을 받게 되며, 변형이 증가함에 따라 감소하게 된다. 이 연구에서 실행한 5개의 실험체는 Fig. 14와 같이 소성힌지의 영향에 따라 접합부의 변형이 영향을 받으며, Fig. 10에 나타난 바와 같이 접합부의 변형은 전단강도 여유율이 증가함에 따라 감소함을 나타내었다.

4. 결 론

이 연구에서는 잠재 전단강도비 (접합부 전단 강도/보에서 주인장철근이 항복할 때의 접합부의 수평 전단력)를 다르게 한 5개의 보-기둥 접합부 실험을 수행하였다. 실험에서는 보에서 소성힌지가 발생한 이후 소성힌지가 접합부의 변형에 어떠한 영향을 미치는 지를 파악함을 목적으로 하였다. 실험에서 얻은 결론을 정리하면 다음과 같다.

1) 접합부의 변위 연성비는 잠재 전단강도비가 증가함에 따라 증가하였다. 잠재 전단강도비가 2.4인 실험체 BJ4의 변위 연성비는 2.86이었고, 잠재 전단강도비가 1.18인 실험체 BJ1의 변위 연성비는 1.68이었다.
2) 접합부에 인접한 보에서 소성힌지가 발생하면 접합부 내부의 변형률이 증가하여 접합부의 잠재 전단강도는 감소한다. 철근 변형률비 ($\varepsilon_{bl}/\varepsilon_{j1}$, 접합부에 인접한 면의 변형률/접합부 중심에 배근된 철근의 변형률)는 층간변위가 증가함에 따라 증가하였다. 또한 접합부에 인접한 면의 변형률과 접합부 중앙에서의 변형률은 약 2배의 차이가 있었다.
3) 접합부 콘크리트 스트럿의 인장변형률은 잠재 전단강도비가 증가함에 따라 감소하였다. 콘크리트 스트럿의 인장변형률은 접합부 강도 저감과 밀접한 관계가 있으며, 이를 이용하여 접합부의 잠재 전단강도를 계산할 수 있을 것으로 판단된다.
4) 현재 사용되고 있는 ACI 318-05 기준식에서는 접합부의 파괴를 Type 1과 Type 2 파괴로 구분하여 계산하고 있으며, 우리나라 KCI-05 기준식에는 접합부의 철근상세만을 규정하고 있다. 이와 같은 설계법은 접합부 강도를 기본으로 한 설계법으로 접합부의 연성을 직접적으로 파악하기 어렵다. 실험에서 관측된 것과 같이 접합부의 변형은 보주인장철근의 양에 따라 크게 변화하므로 보다 합리적인 설계를 위해서는 재료 조건에 따라 달라지는 접합부 변형률 효과가 포함되어야 할 것으로 판단된다.
5) 내진설계에서 부재가 연성을 확보하기 위해서는 보의 휨인장파괴를 유도하는 것이 바람직하다. 그러나 보에서 발생한 소성힌지의 영향에 의해 접합부는 설계자가 의도한 연성에 도달하지 못한 상태에서 파괴될 수 있다. 이를 방지하기 위해서는 재료의 조건 및 부재의 기하학적 형상에 따라 달라지는 접합부의 연성을 정확하게 평가해야 한다. 이 연구에서는 이러한 현상을 실험을 통하여 지적하였지만 실험체 수의 제한으로 합리적인 접합부 설계안을 구체적으로 지적하지는 못하였다. 따라서 추후 연구를 통해 좀 더 구체적인 자료를 제시할 필요가 있다고 판단된다.

감사의 글

본 연구는 과학기술부가 출연하고, 한국과학재단에서 위탁시행 한 2005년도 특정기초연구지원사업 (400-20050130)의 지원으로 수행되었으며, 이에 깊은 감사를 드립니다.

참고문헌

1. ACI Committee 318, *Building Code and Requirements for Structural Concrete (318-02) and Commentary (318-02)*, American Concrete Institute, Farmington hills, Michigan, 2002, 389pp.
2. Z. Bolong, C. Yuzhou, *Behavior of Exterior Reinforced Concrete Beam-Column Joints Subjected to Bi-Directional Cyclic Loading*, ACI SP-123, 1991, pp.69~96.
3. P. C. Cheung, T. Paulay, and R. Park, *Mechanisms of Slab Contributions in Beam-Column Subassemblages*, ACI SP-123, 1991, pp.259~290.
4. S. Sugano, T. Nagashima, H. Kimura, and A. Ichikawa, *Behavior of Beam-Column Joints Using High-Strength Materials*, ACI SP-123, 1991, pp.359~378.
5. Japan Concrete Institute, *JCI Colloquium on Ductility of Concrete Structures and Its Evaluation*, 1988, Eq.(13), 466pp.
6. Standard Association of New Zealand, *New Zealand Standard Code of Practice for the Design of Concrete Structures*, NZS 3101: Part 1, 127pp., Commentary NZS 3101: Part 2, 156pp.; Standard Association of New Zealand, Wellington, New Zealand, 1982.
7. S. Fujii, S. Morita, *Comparison between Interior and Exterior RC Beam-Column Joint Behavior*, ACI SP-123, 1991, pp.145~166.
8. R. Park, H. Tanaka, and X. Z. Xin, *High-Strength Concrete Beam-Column Joints of Moment Resisting Frames*, ACI SP-176, 1998, pp.357~378.
9. 이기학, "보-기둥 접합부를 가진 철근 콘크리트 모멘트 골조의 비탄성 회전 능력에 대한 평가", 한국콘크리트학회 학술발표회 논문집, 16권 1호, 2004, pp.688~691.
10. S. A. Attaalla, "General Analytical Model for Nominal Shear Stress of Type 2 Normal-and High-Strength Concrete Beam-Column Joints", *ACI Structural Journal*, Vol.101, No.1, 2004, pp.65~75.
11. S. J. Hwang and H. J. Lee, "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.

요 약 지진하중을 받는 철근콘크리트 접합부의 거동은 전단과 부착 메커니즘에 의해 결정된다. 하지만 전단과 부착은 반복하중에 매우 취약하기 때문에 접합부는 항상 탄성 영역 내에 있어야 한다. 내진 설계 기준에서는 보에 소성힌지를 발생시켜 기둥과 접합부는 탄성 상태를 유지하면서 보에서 에너지소산이 이루어지도록 하는 것을 원칙으로 한다. 하지만 접합부와 인접한 보에 소성힌지가 발생할 경우, 보에서 발생한 소성힌지에서의 철근 변형률이 접합부 철근의 변형에 영향을 미쳐 결국 접합부의 전단 및 부착강도를 떨어뜨리는 결과를 가져오게 된다. 본 논문에서는 보 인장철근량을 변수로 한 다섯 개의 철근콘크리트 보-기둥 접합부를 제작하고 보에 소성힌지를 발생시킨 후 그 결과를 분석하였다. 실험 결과, 보 인장철근량이 적을수록 접합부의 연성은 증가하였다. 또한 소성힌지 영역의 철근이 항복함에 따라 접합부의 연성률이 증가하고 접합부의 보 부재축 방향 인장변형률도 증가하였다.

핵심용어 : 보-기둥 접합부, 전단강도, 연성, J-파괴, BJ-파괴