

高強度 재료를 사용한 鐵筋 콘크리트 보·기둥 外部접합부의 剪斷耐力에 관한 실험적 연구
 (An Experimental Study on Shear Capacity of Reinforced Concrete Exterior Beam-Column
 Joint with High Strength Concrete)

박 기 철* 황 홍 순** 정 현 수***
 Park, Ki Choul Hwang, Hong Soon Chung, Heon Soo

A B S T R A C T

The objective of this investigation was to evaluate the factors influencing the basic shear strength of Exterior Beam-Column Joint. Reversed cyclic loading were carried out for 10 reinforced concrete Exterior Beam-Column subassemblages. All the specimens finally failed in joint shear.

Test variables were:

- a) Concrete compressive strength (f_c')
- b) Amount of the joint hoop reinforcements (P_{jw})
- c) Yield strength of the joint hoop reinforcements ($w\sigma_y$)

The test results showed, the following conclusions can be drawn:

- 1) The strength for joint shear cracking is not influenced by the amount of joint hoop reinforcement
- 2) Shear strain in the Joint suddenly increased at the initiation of joint shear cracking.
- 3) In the specimen with low Joint shear reinforcement, large hoop strain near or beyond yielding was observed at the maximum load.
- 4) The ultimate shear strength of exterior Joints increased with increase of $P_{jw} \cdot w\sigma_y$.

1. 序 論

철근 콘크리트 구조물의 고층화와 재료의 고강도화에 의해 보·기둥 접합부가 철근 콘크리트 골조에 있어서 중요한 부분으로 지적되고 있다. 구조물의 접합부는 지진력이 작용할때 접합부에 인접하는 부재가 휨항복하기 전은 물론이고 휨항복 후에도 접합부의 전단파괴나 부착성능저하를 일으키지 않고 부재단 hinge 의 Energy 흡수능력을 확보할 수 있는 풍부한 인성 capacity 를 가지고 있어야 한다. 따라서 접합부의 설계기본은 Pannel인접부재의 휨항복 선행이 보장되도록 해야하며, 또 부재항복후 正負교대 반복재하에 의해 현저한 강성저하나 철근 slip이 발생하지 않도록 설계해야 한다. 철근 콘크리트보·기둥 외부접합부의 전단내력에 영향을 주는 요인들은 콘크리트 압축강도(f_c'), 접합부의 전단보

강근비(P_{jw}), 접합부의 전단보강근 항복강도($w\sigma_y$), 압축력등이 있다. 본 논문에서는 콘크리트 압축강도, 접합부의 전단보강근비, 전단보강근의 항복강도를 변화시켜 이 변수들이 철근콘크리트 보·기둥 외부접합부의 전단내력에 미치는 영향을 실험적으로 연구한 것이다.

2. 실험계획 및 실험방법

2-1 시험체의 변수 및 형상

실험변수는 콘크리트압축강도를 $200\text{kg}/\text{cm}^2$, $400\text{kg}/\text{cm}^2$, 접합부의 전단보강근비를 0, 0.3, 0.6, 1.2% 접합부 전단보강근의 항복강도를 $3820\text{kg}/\text{cm}^2$ 과 $7800\text{kg}/\text{cm}^2$ 로하였다. 보와 기둥의 주근량은

* 정희원, 중앙대 박사과정
 ** 정희원, 대전공대 부교수. 工博
 *** 정희원, 중앙대 교수. 工博

* 본 논문은 1991년도 학국학술진흥의 자유
 공모과제 학술연구조성비에 의해 이루어졌
 음을 밝히고 이에 감사의 뜻을 표합니다.

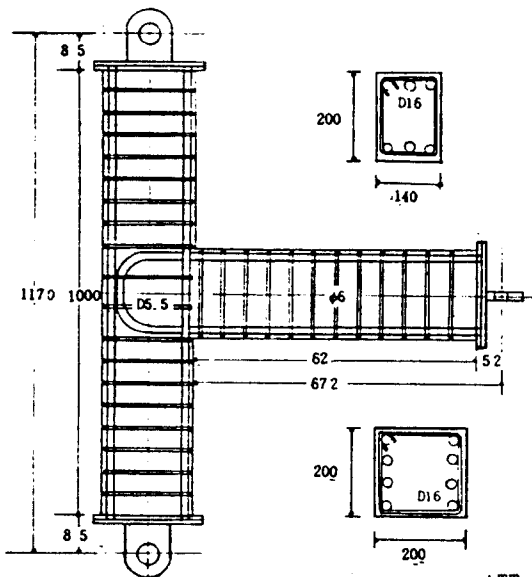
ACI-ASCE 352-85의 보·기둥 외부접합부 전단내력 설계식 $V=0.265\gamma\sqrt{f_c}\cdot b_j\cdot D_c$ 을 토대로 해서 보 및 기둥이 휨항복시 접합부에 입력되는 전단력이 상기의 jV_{ACI} 식을 상회하도록 계획하였다. (단, $\gamma=12$, $b_j=b_b+b_c/2$, D_c :기둥축) 접합부의 정착내력은 Morita^(*)등에 의해서 제안한 90° 구부림 정착내력 산정식에 의해 구한 정착력을 상회하도록 보주근의 수평투영길이(l_{db})와 콘크리트 피복두께등을 결정하였다.

$$T_{cal}(\text{Morita式}) = W \cdot d_b \cdot f_{bear} \cdot \sin\theta \cdot h/h-j$$

$$W = B \cdot \sqrt{2} \cdot \gamma \cos(\pi/4 - \theta) \quad , \quad f_{bear} = \alpha \cdot \gamma \sqrt{f_c}$$

$$\beta = (\gamma/3d_b)^{-0.84} \quad , \quad \gamma = 1 + 30A_s/t_l \cdot S$$

(그림1)은 시험체의 형상 및 치수를 나타낸다.



(EJS-200-0.3N 시험체) : mm

(그림1) 시험체 형상 및 치수

2-2 사용재료

<표1>은 콘크리트 배합표를 나타낸다. 시멘트는 1종, 보통포틀랜드 시멘트를 사용했으며, 세골재는 조립율이 2.68인 임진강산골, 조골재는 최대치수가 10mm인 채석을 각각 사용하였다.

<표1> 콘크리트 배합표

설계강도 (ks/cm^2)	W/C (%)	S/A (%)	콘크리트 배합량 (ks/m^3)				간수계 첨가량	Slump (cm)
			C	W	S	A		
200	60	45	340	204	809	988	—	18
400	38	40	500	190	680	1020	$C \times 0.2-0.3x$	17

<표2>는 콘크리트 실린더 시험결과를 나타낸다.

<표3>은 철근의 인장시험 결과를 나타낸다.

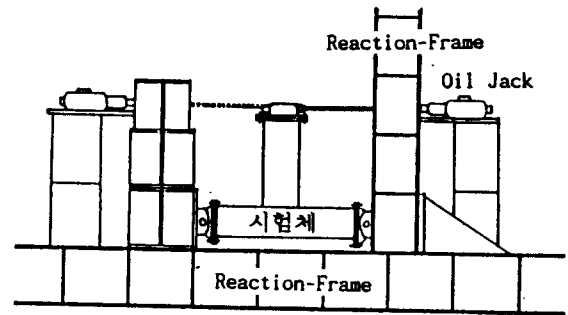
<표2> 콘크리트 실린더 시험결과

시험체명	압축강도 (ks/cm^2)	인장강도 (ks/cm^2)	$cE(1/4)$ (ks/cm^2)
EJS-200-0, 0.3N	273	27	2.51×10^5
EJS-200-0.6N, 0.6N'	245	25	2.42×10^5
EJS-400-0, 0.3N	425	34	2.99×10^5
EJS-400-0.6N, 0.6N'	455	36	3.08×10^5
EJS-400-0.6H, 1.2H	440	35	3.03×10^5

<표3> 철근의 인장시험 결과

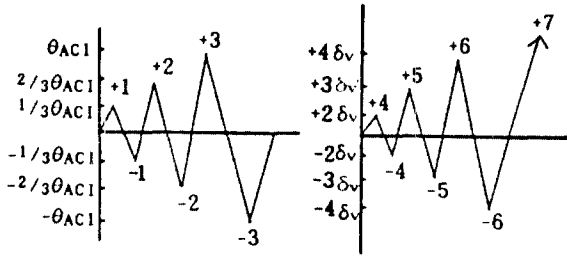
철근직경	사용위치	항복강도 (ks/cm^2)	항복변형도 ϵ_y (%)	인장강도 (ks/cm^2)	연신율 (%)
D19	보 주근	4250	2050	6324	19.1
D16	보·기둥 주근	4422	2036	6382	17.7
D10	기둥 주근	4500	2210	6740	18.2
D6	기둥 주근	4200	2120	6530	18.5
#6	접합부 보강근	7800	3850	9800	10.3
D5.5	접합부 보강근	3820	2200	5616	14.9

(그림2)는 가력방법을 나타냈는데, 좌우방향으로 오일잭(VSL-ZPE20FJ)을 사용해서 반복재하 하였다. 우측으로 가력시 정(+), 좌측으로 가력시 부(-)로 하였다.



(그림2) 가력장치

1-3Cycle까지는 철근 콘크리트 보·기둥 외부 접합부의 전단내력 산정식 jV_{ACI} 식에 의해 구한 접합부의 전단력을 3등분으로 나누어 하중제어 했으며, 이후에는 3cycle시의 변위를 δ_v (계산치에 의한 전단내력시 변위)로 해서 6cycle까지 반복재하한후 7cycle에서 최대하중까지 재하하여 실험체가 파괴에 이르도록 하였다.



(하중제어)

(변위제어)

(그림3) 하중 이력도

시험체 일람표를 <표4>에 나타냈다. 정착부의 수평 투영길이(ldb)는 17.6cm로 일정하게 하였으며, 압축 강도 400kg/cm^2 에서 접합부에 고강도 전단보강근을 사용한 시험체를 제외하고 보의 주근비는 2.39%로 하였다. 접합부의 전단보강근 구속력은 10, 20, 30, 90kg/cm^2 으로 전단보강근의 항복강도로 조절하였다.

<표5>에 시험체의 역학적 성질을 나타낸다.

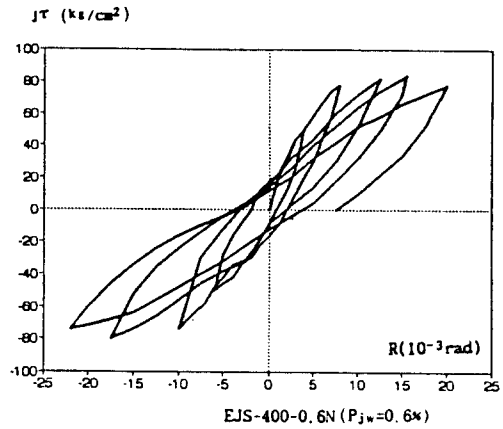
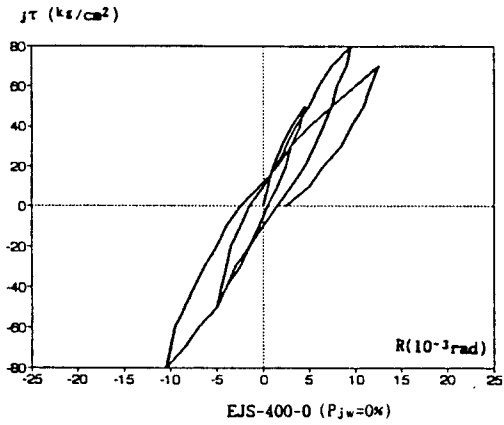
<표4> 시험체 일람표

시험체명	수평투영 길이 ldb(cm)	보 철근비 $P_t=P_c$ (%)	기둥 철근비 P_g (%)	접합부 보강근비(%)		$w\sigma_y$ (kg/cm^2)	$(P_{jw}+P_h) \times w\sigma_y$ (kg/cm^2)
				P_{jw}	P_h		
EJS-200-0	17.6	2.39	2.7	-	-	-	-
EJS-200-0.3N	17.6	2.39	2.7	0.3	-	3820	11.46
EJS-200-0.6N	17.6	2.39	2.7	0.6	-	3820	22.92
EJS-200-0.6N'	17.6	2.39	3.02	0.3	0.41	$\frac{3820}{4200}$	28.68
EJS-400-0	17.6	2.39	2.7	-	-	-	-
EJS-400-0.3N	17.6	2.39	2.7	0.3	-	3820	11.46
EJS-400-0.6N	17.6	2.39	2.7	0.6	-	3820	22.92
EJS-400-0.6N'	17.6	2.39	3.02	0.3	0.41	$\frac{3820}{4200}$	28.68
EJS-400-0.6H	17.6	3.45	2.7	0.6	-	7800	46.8
EJS-400-1.2H	17.6	3.45	2.7	1.2	-	7800	93.6

<표5> 시험체의 역학적 성질

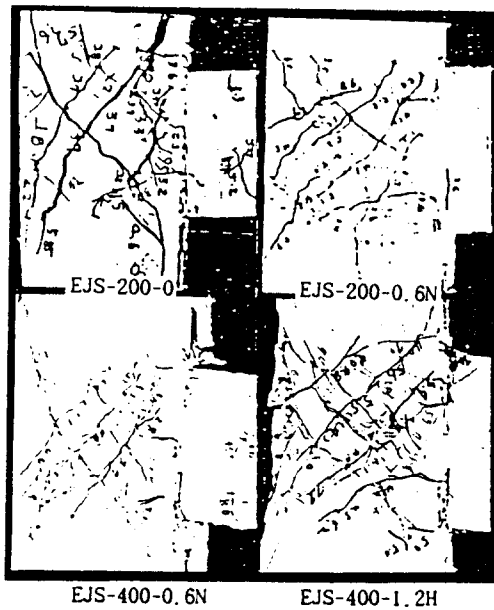
시험체명	휨 내력(t. cm)				접합부전단내력(kg/cm^2)		접합부정착력(t)	
	cM_y	bM_y	cM_{by}	$\frac{cM_{by}}{cM_y}$	$J_u \sigma_{ACI}$	$J_u \sigma_{AIJ}$	T_{cal}	$\frac{T_y}{T_{cal}}$
EJS-200-0	383.8	422.9	201.3	0.524	59.71	52.96	35.31	0.747
EJS-200-0.3N	383.8	422.9	201.3	0.524	59.71	52.96	40.32	0.655
EJS-200-0.6N	383.8	422.9	201.3	0.524	56.57	47.53	42.93	0.615
EJS-200-0.6N'	426.3	422.9	201.3	0.472	56.57	47.53	38.19	0.691
EJS-400-0	383.8	422.9	201.3	0.524	74.50	82.45	44.06	0.599
EJS-400-0.3N	383.8	422.9	201.3	0.524	74.50	82.45	50.30	0.524
EJS-400-0.6N	383.8	422.9	201.3	0.524	77.09	88.27	58.51	0.451
EJS-400-0.6N'	426.3	422.9	201.3	0.472	77.09	88.27	52.05	0.527
EJS-400-0.6H	383.8	586.2	279.2	0.727	75.81	85.36	106.98	0.342
EJS-400-1.2H	383.8	586.2	279.2	0.727	75.81	85.36	132.06	0.277

cM_y : 기둥항복모멘트, bM_y : 보항복모멘트, cM_{by} : 보주근 항복시 기둥휨모멘트
 $cM_y=0.8a_x f_y D \cdot 0.5ND(1-N/bDF_c)$, $bM_y=0.9a_x f_y d$



(그림4) 접합부의 전단응력($j\tau$)과 층간변위각(R)의 관계

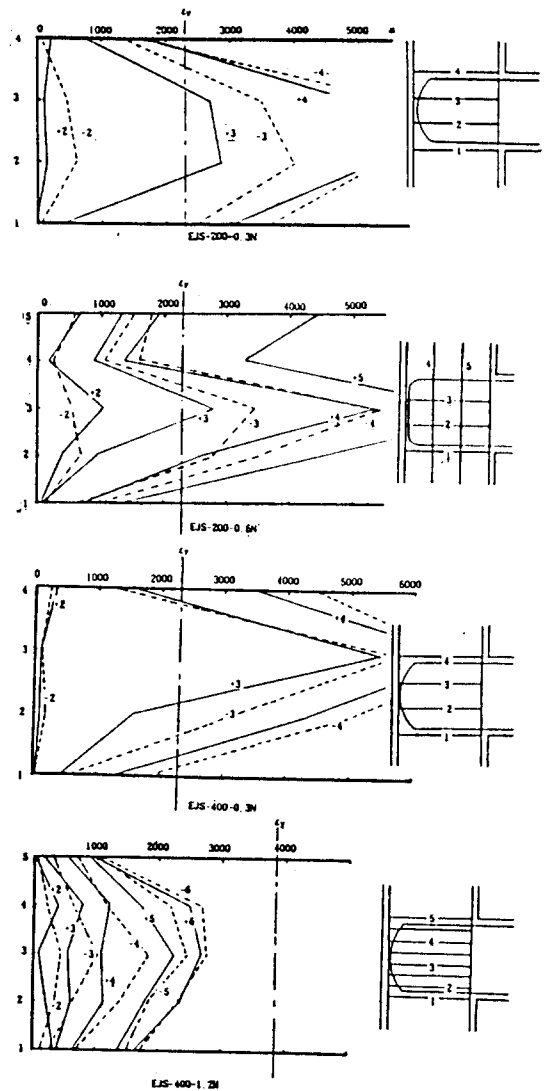
부에서의 균열상태를 나타내고 있다. 접합부의 전단내력은 크게 2가지 형태로 나타냈다. 압축철근을 90°구부린 정착부분과 보의 인장철근 수평부분에서 발생하는 corner크랙 CSC(corner shear crack)와 인장철근을 90°구부린 부위에서 부터 압축zone을 약45°경사지게 대각선으로 발생하는 접합부 사인장크랙 DSC(Diagonal tension shear crack)로 나타냈다. 접합부의 전단보강근량이 클 수록 균열의 분산이 크며, 접합부에 전단보강근이 없는 경우에는 접합부에서 전단초기크랙이 발생한 후 크랙폭이 급격히 증가하면서 전단종국내력에 도달하였다.



(사진 1)시험체의 파괴양상

3-3 접합부의 전단보강근

(그림5)는 접합부에있어서 전단보강근의 변형도



(그림5)접합부의 전단보강근 변형도 분포

3. 실험결과 및 고찰

접합부의 전단보강근비가 0.6%이고, 콘크리트압축강도가 400kg/cm^2 인 (EJS-400-0.6N)과 (EJS-400-0.6N')를 제외한 모든 시험체는 보의 주근이 항복강도에 도달하기 이전에 접합부에서 전단파괴 하였다. (EJS-400-0.6N)과 (EJS-400-0.6N') 시험체는 보의 휨항복 후 접합부에서 전단파괴 하였다. 접합부의 전단내력은 콘크리트 압축강도가 증가할수록 콘크리트 압축강도에 직접 비례하지 않고, 콘크리트 압축강도의 제곱근에 비례하는 것으로 나타났으며, 접합부의 전단보강근 구속력(접합부의 전단보강근비 \times 전단보강근의 항복강도)이 증가할수록 접합부의 전단내력은 크게 나타났다. 그러나 보가 휨항복한후 전단파괴한 시험체의 접합부 전단내력은 접합부의 전단보강근비가 1/2정도로 작고 다른 조건이 동일한

시험체(EJS-400-0.3)과 거의같은 접합부의 전단내력을 보이고 있다. <표6>는 실험결과 일람표를 나타낸다.

3-1. 접합부의 전단내력과 층간변위각의 관계
(그림4)는 콘크리트 압축강도가 400kg/cm^2 이고, 접합부의 전단보강근비가 0.0.6%인 경우에 접합부의 전단강도와 층간변위각의 관계를 나타낸 것이다. 최대 내력시 Cycle수는 시험체의 접합부 보강근량에 따라 다르다. 접합부를 보강 하지 않은 경우에는 3Cycle에서 접합부가 최대 내력에 도달했지만 보강근량이 많은 경우는 7Cycle까지 도달한 후에 접합부에서 전단 파괴 하였다.

3-2 파괴양상

(사진1)은 시험체가 최대내력에 도달한 후에 접합

<표6> 실험결과 일람표

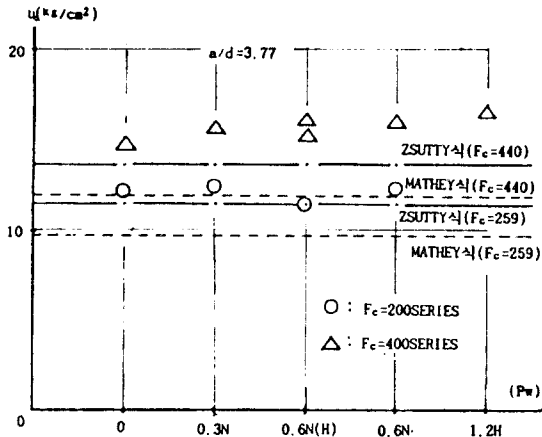
시험체명	가 예 방 법	접합부전단초기크랙용력				접합부전단종극내력						파괴 모 드
		$j_c \sigma_{cal}$ (kg/cm^2)	$j_c \sigma_{cal}$ (kg/cm^2)	$\frac{j_c \sigma_{exp}}{j_c \sigma_{cal}}$	$j_u \theta_{exp}$ (t)	$c_u \theta_{exp}$ (t)	$\frac{j_u \sigma_{exp}}{j_u \sigma_{ACI}}$ (kg/cm^2)	$\frac{j_u \sigma_{exp}}{j_u \sigma_{ACI}}$	$\frac{j_u \sigma_{exp}}{F_c}$	$\frac{j_u \sigma_{exp}}{\gamma F_c}$		
EJS-200-0	正	23.23	27.2	1.05	17.09	3.13	60.67	0.99	1.13	0.219	3.612	JS
	負	28.72				3.04	58.69					
EJS-200-0.3N	正	29.61	27.2	1.03	19.02	3.52	68.09	1.11	1.25	0.243	4.020	JS
	負	26.16				3.35	64.75					
EJS-200-0.6N	正	23.99	25.1	0.96	19.84	3.06	69.69	1.22	1.46	0.283	4.427	JS
	負	24.25				3.56	68.89					
EJS-200-0.6N'	正	28.21	25.1	1.03	19.40	3.55	68.60	1.20	1.42	0.277	4.329	JS
	負	23.61				3.46	66.91					
EJS-400-0	正	39.05	34.3	1.09	21.79	3.98	76.93	1.02	0.92	0.179	3.692	JS
	負	35.86				3.89	75.28					
EJS-400-0.3N	正	40.33	34.3	1.12	23.62	4.30	83.24	1.11	1.00	0.194	4.001	JS
	負	36.63				4.23	81.74					
EJS-400-0.6N	正	41.22	36.2	1.17	24.39	4.41	85.36	1.10	0.96	0.187	3.993	BY ↓ JS
	負	43.52				4.39	84.97					
EJS-400-0.6N'	正	36.88	36.2	0.96	24.07	4.36	84.41	1.09	0.95	0.185	3.940	BY ↓ JS
	負	32.55				4.33	83.67					
EJS-400-0.6H	正	35.99	34.8	1.12	29.10	5.29	102.28	1.34	1.99	0.231	4.845	JS
	負	42.25				5.22	100.98					
EJS-400-1.2H	正	39.05	34.8	1.10	31.36	5.84	112.99	1.45	1.28	0.249	5.221	JS
	負	37.27				5.48	106.06					

* $j_c \sigma_{cal} = \sigma_c / \gamma \cdot \sigma_c / \sigma_c$. σ_c : 콘크리트 인장강도 . σ_c : 기동 축용력도
** $j_u \theta_{exp}$: 파괴시 접합부전단력 . $c_u \theta_{exp}$: 파괴시 기동전단력
*** $j_u \sigma_{exp} = \frac{j_u \theta_{exp}}{b_j \cdot D_j}$ JS: 접합부 전단파괴 . BY → JS: 보 주근항복후 접합부전단파괴

분포를 2Cycle부터 최대내력시 Cycle까지를 각각 나타낸 것이다. 접합부의 전단보강근 변형도는 접합부에 전단초기크랙이 발생하기 이전에는 보강근 위치에 관계없이 약 250 μ 정도의 분포를 보이고 있지만, 접합부에 전단초기크랙이 발생한 직후부터 전단보강근의 변형도가 급격히 증가하기 시작해서 전단보강근비가 0.6%이하에서는 +3cycle에서 항복강도에 도달 하였다. 접합부의 전단보강근 구속력이 약 45k $\#$ /cm² 정도로 매우 높은(EJS-400-0.6H)와 (EJS-400-1.2H)는 보강근이 항복변형도에 도달하기 이전에 판넬존에서 전단파괴 되었다.

3-4 전단초기크랙응력

(그림6)은 보의 전단초기크랙응력과 기존의 전단강도 산정식 Zsutty식, Mathey식과의 관계를 나타냈다. 실험치는 계산치를 약간 상회하고 있으며, Mathey식보다 Zsutty식이 잘 일치하고 있다.



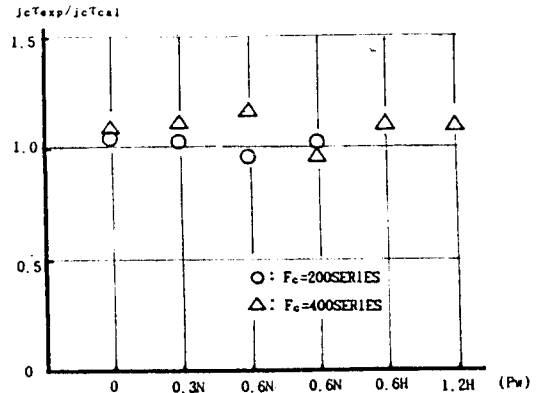
(그림6)보의 전단초기크랙응력과 계산치의 비교

(그림7)은 접합부의 전단초기크랙응력과 계산치의 관계를 나타낸 것이다. 접합부의 전단초기크랙응력은 접합부의 전단보강근량에 거의 영향을 받고 있지 않으며, 실험값을 계산값으로 나눈 비율은 0.96-1.12로 비교적 잘 일치하고 있다.

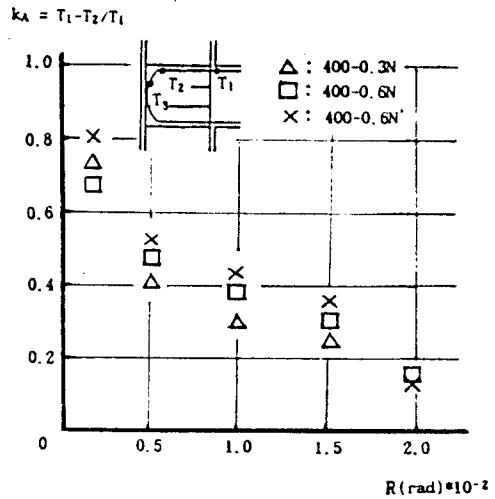
3-5 접합부 정착부의 부착성상

(그림8)은 중간변위각과 주근으로부터 전달되는 접합부 입력전단력 T₁과 보 주근이 접합부내에 직선으로 정착된 부분에서 전달되는 부착력과의 비율을 나타낸 것이다. 부착부담을 K_A는 초기재하시, 즉 중간변위각이 2 $\times 10^{-3}$ (Rad)이하에서는 거의 80%이상의 부담율을 보 주근의 수평부분에서 부담하지만 중간부재각이 1 $\times 10^{-2}$ (Rad) 정도에서는 수평부분에서의 부착부담율이 50%이하로 급격히 감소하고 있다.

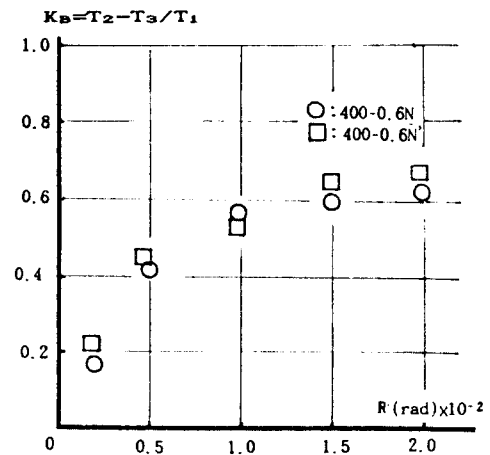
(그림9)는 보 주근의 직선정착부 끝부분에서 전달되는 인장력 T₂를 90 $^\circ$ 로 구부린 정착부에서 전달



(그림7) ju tau exp / ju tau cal 와 Pw의 관계



(그림8) 부착부담을 K_A와 중간변위각과의 관계



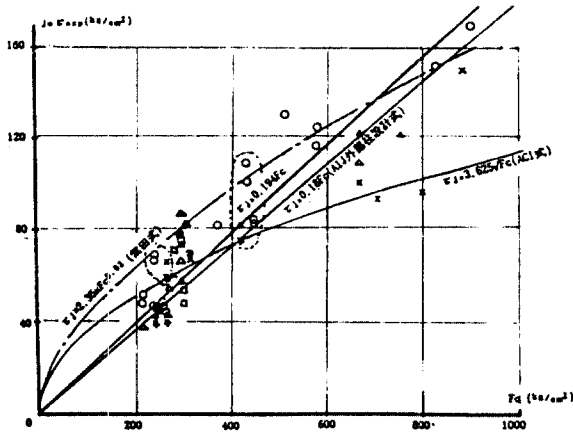
(그림9) 부착부담을 K_B와 중간변위각과의 관계

되는 인장력 T₃를 뺀값을 다시 T₁으로 나누어 90 $^\circ$ 로 구부린 정착부위가 부담하는 부착력과 중간변위각과의 관계를 나타냈다. 중간변위각이 2 $\times 10^{-3}$ (Rad)

에서는 구부린 정착부위에서 부담하는 부착력은 20%이하로 매우 작지만 하중이 증가함으로써 부착 부담율은 급격히 증가하고 있는 것을 알 수 있다. 즉, 초기하중시에는 주근의 직선 정착부분에서 거의 부착력을 부담하지만 계속적인 하중증가로 인하여 크랙분포가 넓어지고 크랙폭이 커짐에 따라 부착력 부담은 직선정착부분에서 90°로 구부린 정착부분으로 이전되는 것을 알 수 있다.

3-6 접합부의 전단 종국내력

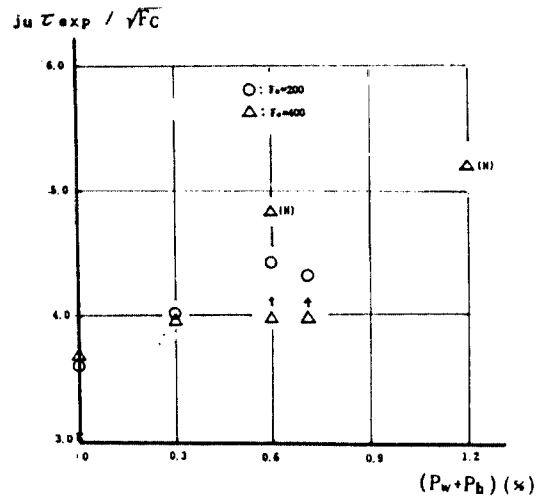
(그림10)은 접합부의 전단종국내력과 콘크리트 압축강도의 관계를 나타낸 것이다. (그림10)에서는 본 실험Data외에도 기존 실험Data를 포함시켜 나타냈고, $j_u \tau_{ACI}$ 식과 $j_u \tau_{AIJ}$ 식, 紫田式들도 함께 프로트해서 나타냈다. 본 연구의 전단강도실험치는 $j_u \tau_{ACI}$ 보다는 크고, 紫田式보다는 작게 나타내고 있다. 기존의 접합부 전단내력식들은 콘크리트 압축강도만으로 접합부의 전단내력을 평가하고 있지만, 접합부의 전단내력은 접합부의 전단보강근비와 항복강도에 따라 전단내력은 차이를 보이고 있어 접합부의 전단내력을 평가하는데 있어서 접합부의 전단보강근비와 항복강도의 영향을 평가해야할 것으로 사료된다.



(그림10) 접합부의 剪斷終局強度와 콘크리트 壓縮強度의 관계

(그림11)는 접합부의 전단강도를 콘크리트 압축강도의 제곱근으로 나누어 무차원시킨 값과 접합부의 전단보강근과의 관계를 콘크리트 압축강도별로 나타낸 것이다. (H)는 고강도 전단보강근을 사용한 시험체이며, (EJS-400-0.6N)과(EJS-400-0.6N')는 주근이 항복한 후에 접합부에서 전단파괴 하였다. (EJS-400-0.6N)과(EJS-400-0.6N')시험체는 보가 휨 항복 하기 이전에 접합부에서 전단파괴가 선행되도록 한다면 접합부의 전단내력은 상승할 것으로 사료된다. 고강도 전단보강근을 사용한 시험체의 전단내력은 보통강도의 전단보강근을 사용한 시험체의 전단내력에 비해 크게 상회하고 있다. $j_u \tau_{exp}/\sqrt{F_c}$

는 전단보강근비가 증가할 수록 거의 직선적으로 증가하고 있지만 전단보강근의 항복강도를 고려하지 않아 분산이 크다.



(그림11) $j_u \tau_{exp}/\sqrt{F_c}$ 와 (P_w+P_b) 의 관계

(그림12)는 접합부의 전단내력을 콘크리트 압축강도의 제곱근으로 나누어 무차원시킨 값과 접합부의 전단보강근 구속력 ($P_{jw} \times \sigma_y$)과의 관계를 압축강도별로 나타낸 것이다. $j_u \tau_{exp}/\sqrt{F_c}$ 는 접합부의 전단보강근 구속력이 약 45 kg/cm^2 정도 까지 거의 직선적으로 비례해서 증가하지만, 접합부의 전단보강근 구속력이 45 kg/cm^2 이상에서는 $j_u \tau_{exp}/\sqrt{F_c}$ 의 증가 기울기가 매우 완만해지는 것을 알 수 있다. 즉, 접합부의 전단보강근 구속력이 작은 범위에서는 접합부의 전단보강근이 항복강도에 도달한 후에 접합부가 전단파괴되어 접합부의 보강근 구속력 효과가 크지만, 접합부의 전단보강근 구속력이 약 45 kg/cm^2 이상으로 보강근을 배근한 경우에는 접합부의 보강근이 항복강도에 도달하기 전에 파괴되어 접합부의 전단보강근 구속력 효과가 매우 완만해지는 것을 알 수 있다. 접합부의 구속력이 약 45 kg/cm^2 이하로 작은 범위에서 접합부의 전단보강근이 항복강도에 도달한 후에 접합부가 전단파괴되는 경우에 (그림12)에 나타낸 실험치를 회기분석하면 다음과 같은 식으로 나타낼 수 있다.

$$j_u \tau_u / \sqrt{F_c} = 2.879 \times 10^{-2} P_{jw} \sigma_y + 3.582$$

$$j_u \tau_u = (2.879 \times 10^{-2} P_{jw} \sigma_y + 3.582) \sqrt{F_c} \quad (1) \text{식}$$

$$0 \leq P_{jw} \sigma_y \leq 44.3 \text{ kg/cm}^2$$

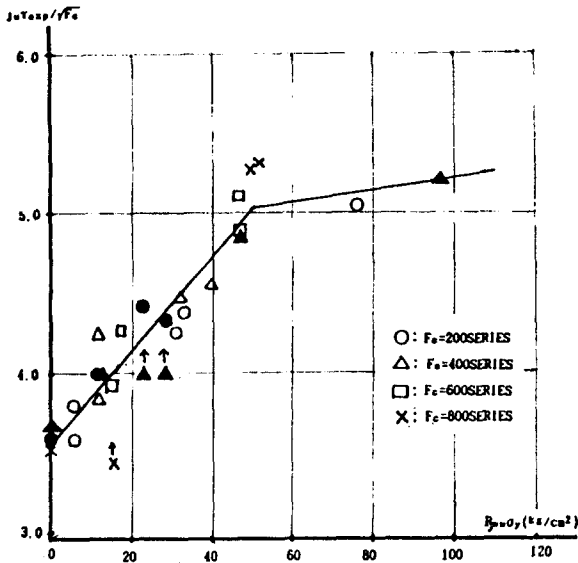
접합부의 전단보강근 구속력이 약 45 kg/cm^2 이상으로 접합부의 전단보강근 구속력이 큰 경우에는 접합부의 전단보강근이 항복강도에 도달하기 이전에 접합부에서 전단파괴되어 $j_u \tau_u / \sqrt{F_c}$ 와 이루는 구속력 기울기가 (1)식의 구속력 기울기의 13%에 불과하다. 접합부의 전단보강근 구속력이 약 45 kg/cm^2 이

상에서 95kg/cm²까지 회기분석하면 다음과 같은 식으로 나타낼수 있다. 그런데 접합부의 전단보강근 구속력이 약45kg/cm²이상으로 큰 경우에 실험 Data가 부족하고 따라서 더욱 많은 연구가 필요하다고 생각된다.

$$j\tau_u/\sqrt{F_c} = 0.381 \times 10^{-2} P_{jww}\sigma_y + 4.841$$

$$j\tau_u = (0.381 \times 10^{-2} P_{jww}\sigma_y + 4.841)\sqrt{F_c} \quad (2) \text{식}$$

$$44.3 \text{ kg/cm}^2 \leq P_{jww}\sigma_y \leq 95 \text{ kg/cm}^2$$



(그림12) $j\tau_u/\sqrt{F_c}$ 와 $P_{jww}\sigma_y$ 의 관계

4. 결론

본 연구는 콘크리트 압축강도가 200, 400kg/cm², 접합부의 전단보강근비가 0, 0.3, 0.6, 1.2%인 범위에서 철근콘크리트 보·기둥 외부 접합부의 전단실험결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 보·기둥 외부 접합부에서 전단보강근비가 0.6%로 동일할때 고강도 전단보강근을 사용한 시험체가 전단보강근을 사용한 시험체보다 접합부의 전단중국강도는 크게 나타났지만, 보통강도 전단보강근을

사용한 경우에는 전단보강근이 항복강도에 도달한 후 전단파괴하였고, 고강도 전단보강근을 사용한 경우에는 전단보강근이 항복강도에 도달하기 이전에 접합부에서 전단파괴하였다.

2. 보·주근의 직선정착부분에서의 정착부담율은 중간변위각이 2×10^{-3} (Rad) 이하에서는 거의 80%이상을 부담하지만 1/500Rad 이후 부착력 부담은 직선정착부분에서 90°로 구부린 곡선정착부분으로 이전된다.

3. 철근콘크리트 보·기둥 외부접합부의 전단중국강도는 보의 전단특성과 유사하게 콘크리트의 압축강도에 직접 비례하지 않고, 콘크리트 압축강도의 제곱근에 비례하여 증가하였다.

4. 접합부의 전단내력을 콘크리트 압축강도의 제곱근으로 나누어 무차원 시킨 $j\tau_{exp}/\sqrt{F_c}$ 는 전단보강근 구속력이 약 45kg/cm²까지 거의 직선적으로 증가하지만, 전단보강근 구속력이 45kg/cm²이상에서는 그 증가 기울기가 매우 완만하였다.

5. $j\tau_u/\sqrt{F_c}$ 와 접합부의 전단보강근 구속력과의 관계를 본 연구와 기존연구의 실험Data를 회기 분석하여 다음과 같은 식을 얻었다.

$$j\tau_u = (2.879 \times 10^{-2} P_{jww}\sigma_y + 3.582)\sqrt{F_c}$$

$$0 \leq P_{jww}\sigma_y \leq 44.3 \text{ kg/cm}^2$$

* 참고문헌

1. ACI-ASCE Committee 352: Recommendation for design of beam-column joints in monolithic reinforced concrete structure. ACI Journal, vol82-5, 1985. 5
2. 日本建築學會: 鐵筋コンクリート造建築物の終強度耐震設計指針(案)·同解説. 1988.
3. 森田司郎 外3名 "外端柱·梁接合部の折り曲げ定着に関する研究(その2. 異形鐵筋の折り曲げ定着耐力の評価)", 日本建築學會大會. 昭和58年 9月
4. 紫田拓二 外3名, "高強度材料を用いたR.C外部柱梁接合部の剪斷抵抗性状" 日本建築學會大會 1991年9月