

RC 보에서의 전단저항기구와 주철근의 부착 작용과의 관계

김길희^{1)*}

¹⁾ 공주대학교 건축공학과

(2004년 10월 30일 원고접수, 2005년 5월 10일 심사완료)

Effect of Bond Action of Longitudinal Bars on Shear Transfer Mechanism in RC Beams

Kil-Hee Kim^{1)*}

¹⁾ Dept. of Architectural Engineering, Kongju National University, Kongju, 314-701, Korea

(Received October 30, 2004, Accepted May 10, 2005)

ABSTRACT

The uniform truss mechanism is widely accepted as a shear transfer mechanism in reinforced concrete members. However, the uniform truss action cannot be expected when the bond stress distribution is not constant along longitudinal bars. A test method in which only the truss action takes place is developed and conducted to investigate the truss actions under various bond contributions. Based on the experimental results and analysis, the following findings can be obtained: 1) The bond stress distribution depends on the axial compression force, the amount of shear reinforcement and loading conditions. 2) The analysis using the combined truss model consisting of uniform and fan-shape trusses can predict the experimental results

Keywords : bond action, bond strength, shear transfer mechanism, truss mechanism, tension shift

1. 서 론

현재 유럽 및 일본의 경우 기둥 및 보 부재에 대한 전단 설계에 있어, 전단기구로서 전단보강근과 주철근의 부착 작용을 필요로 하지 않는 아치기구와 전단보강근과 주근의 부착 작용을 필요로 하는 트러스 기구를 고려하여, 양자의 합에 의한 방식과^{1,3)} 및 트러스기구만으로 전단 내력을 평가하는 방식을 취하고 있다²⁾. 이러한 설계 방법은 매우 명료하고, 또한 힘의 평형 조건에 기초하여, 부착의 좋고 나쁨 및 전단보강근 양의 대소로 정해지는 상한 값으로 전단내력을 평가하는 것이 특징이다⁴⁾. 여기서의 트러스 기구는 부재 가운데 부분의 각도가 일정한 경사 압축장을 의미하며, 일정한 전단보강근에 의한 인장력과 주철근의 부착응력을 필요로 한다⁵⁾. 그러나, 실제 부재에 있어서는, 특히 주철근의 부착력은 부재의 축을 따라 반드시 일정한 분포를 보이지 않는 경우가 많다. 본 연구에서는, 역대칭 휨 모멘트를 받는 철근콘크리트 보 부재에서 인장주근의 응력이 균열 상황에 따라 부재 단부의 위험

단면에서 부재 유효높이의 약 0.5~1.5배 정도 떨어진 위치까지 인장철근의 응력이 변화하지 않는 단부의 텐션쉬프트 영역 사이를 대상으로 하여 주철근의 축 방향 응력(압축, 인장) 및 주근의 직경, 부착길이의 상이함에 기인하는 부착거동의 차이와 트러스 기구와의 관계를 명확히 하는 것을 목적으로 트러스 기구만을 재현 할 수 있는 모델 실험법을 제안하고, 부재 실험을 수행하여 이를 토대로 양단부 주철근의 응력 차로 인해 발생하는 부착응력 분포의 차이를 고려한 일정 트러스기구와 부채형 트러스기구를 중첩한 복합 트러스 모델을 제안하였다.

2. 실험 계획

Fig. 1에 단면이 폭 150mm × 높이 400mm로 공통인 시험체의 형상을 나타낸다. 시험체 길이는 700mm와 1100mm의 2종류이며, 양단부의 150mm 구간은 상하 주철근의 부착을 제거하여, 400mm(800mm)의 시험 구간을 가진다. 주철근은 D19(f_y 840 MPa), 또는 D25(f_y 366 MPa)의 이형철근을 사용하였으며, 상·하단으로 2개씩 배근하였다. 전단 보강근은 보통강도의 D10@100mm(항복강도 381 MPa)와 고강도인 D10@50mm(항복강도 1003 MPa)의 2종

* Corresponding author
E-mail : kimkh@kongju.ac.kr
©2005 by Korea Concrete Institute

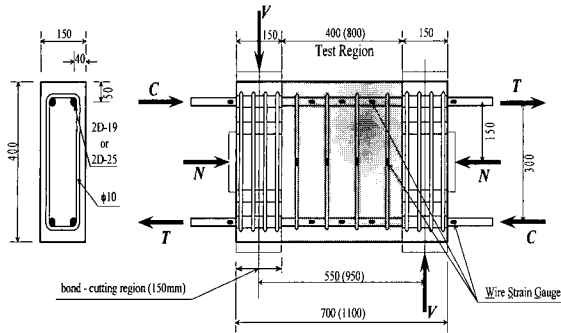


Fig. 1 Detail of specimen

류를 사용하였다 ($\rho_w \sigma_{wy} = 3.6 \text{ MPa}$, $\rho_w \sigma_{wy} = 19.1 \text{ MPa}$). 또한, 시험시 콘크리트의 압축강도 및 할열 인장강도는 각각 32.6 MPa, 2.86 MPa이었다.

Fig. 1에 보이는 화살표는 각 시험체의 재하 조건을, 진한 검은색 점은 주철근 및 전단보강근에 접착시킨 스트레인 게이지의 위치를 나타내며, 실험 장치 및 재하 방법을 Fig. 2에 설명하고 있다. 시험체는 전부 16개로, 시험체 양 단면의 콘크리트 중앙부에 텐션슈프트 현상에 의해 발생하는 압축력 N(C Oil-jack - 300 kN, 200 kN, 100 kN)을 가한 다음, 상단 철근 및 하단 철근의 단부에 인장력 T(A Oil-Jack)와 압축력 C(B Oil-jack)을 동시에 작용시켰다. 인장력 T 및 압축력 C의 크기는 1:1을 기본으로, 1:0.5, 인장 혹은, 압축만을 가하는 것을 실험 변수로 하였다(시험체 명칭 중의 (1/1), (1/0.5), (1/0), (-1/0)에 각각 대응한다). 이들 가력 조건을 Table 1에 설명하고 있으며, 단면 중심의 콘크리트에 가한 압축력 N은 재하 중 일정하게 유지하였다.

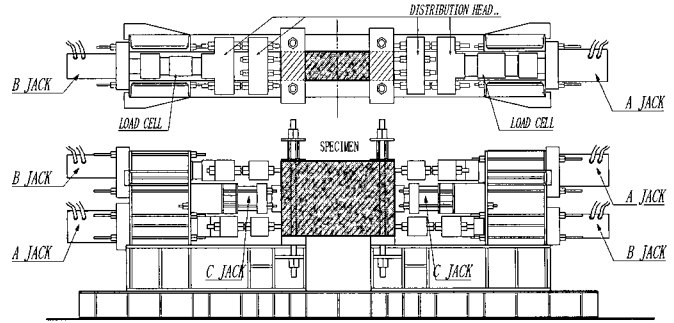


Fig. 2 Test setup

단부의 부착 제거 구간을 제외한 시험 영역에는, 임의의 철근력(부착의 입력 조건)을 가하는 것이 가능하며, 부재의 전단, 부착 작용의 상관관계를 직접 조사할 수 있는 것이 특징이다. 또한, Fig. 1에 보이는 것처럼 본 실험에서는 시험체 양단면의 단면 중심 위치에 텐션슈프트 현상에 의해 발생하는 상·하단 주철근의 응력 차와 같은 크기의 압축력 N을 가함으로, 상·하단 철근에 의해서만 휨 모멘트가 발생하기 때문에 주철근의 부착 작용이 시작되는 시험 구간 좌우 단면의 콘크리트에는 휨 압축응력 분포가 거의 발생하지 않는다. 그 결과, 경사의 압축 스트럿(아치 기구)은 형성되지 않고, 트리스 기구만으로 응력 전달이 이루어지는 응력 상태를 형성하게 하는 특징이 있다.

3. 실험 결과

Table 1에 각 시험체의 특성과 대각균열 발생시의 전단

Table 1 Specimens and test results

Specimen	Bond length	Shear reinforcement		Longitudinal reinforcement	Loading condition			Test result (kN)				Failure mode	
		ρ_w	$\rho_w \sigma_{wy}$		T	C	N(kN)	TCR	VCR	TMAX	VMAX		
1	400 (mm)	1.9 (%)	19.1 (MPa)	4D-19 $f_y=840$ (MPa)	1	1	300	115	126	185	202	S	
2					1	1	100	80	87	136	148	S	
3					1	0	100	180	98	265	145	S	
4		1	1		300	120	131	139	152	S			
5		1	1		100	75	82	120	131	S			
6		-1	0		100	-127	70	-165	90	S			
7	800 (mm)	0.95 (%)	19.1 (MPa)	4D-25 $f_y=366$ (MPa)	1	1	300	150	95	258	164	S	
8					1	1	100	120	76	216	136	S	
9	1				1	300	125	136	174	190	S		
10	400 (mm)	1.9 (%)	19.1 (MPa)		4D-25 $f_y=366$ (MPa)	1	1	200	110	120	185	202	S
11						1	0	300	160	87	331	181	S
12						1	1	300	112	122	127	139	S
13		1	1	200		102	111	133	145	S			
14		1	0	300		210	115	272	148	S			
15		1	1	300		-160	101	-253	160	B*			
16	800 (mm)	0.95 (%)	19.1 (MPa)	4D-25 $f_y=366$ (MPa)	1	0.5	300	260	123	367	174	S*	

S - 19 - H - (1/1) - 300

Concrete force(Axial) N(kN), compression
Loading condition(tension(T)/compression(C))
Amount of shear reinforcement(H:@50mm, L:@100mm)
Diameter of longitudinal reinforcement(19:D19, 25:D25)
Bond length(S:400mm, L:800mm)

• Failure mode
S : shear failure
B : bond failure
* : Failure by cyclic loading
• T, N, C : Reference to fig.1

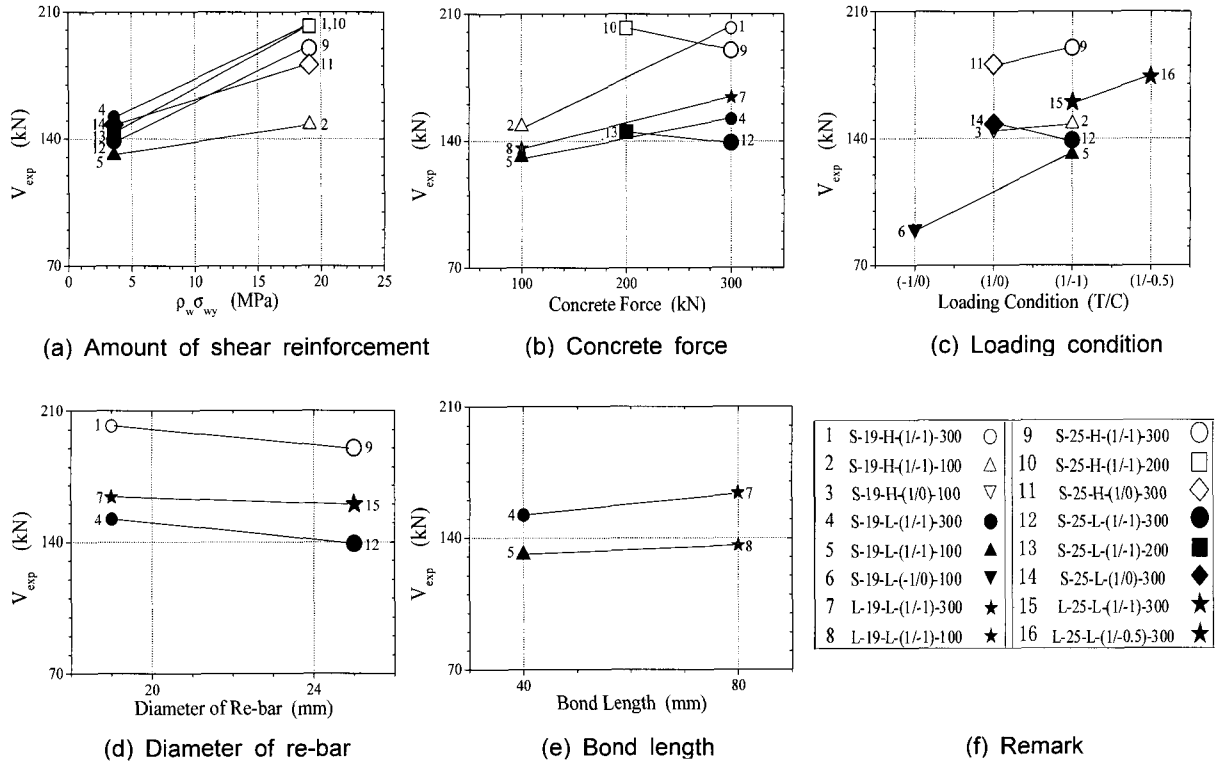


Fig. 3 Relationship between shear force and test parameter

력(V_{CR}), 최대내력(V_{MAX})의 일람을 나타내었다. 최종적인 파괴모드로는 L-25-L-(1/1)-300 시험체가 반복 가력에 의한 부착파괴, 그 외의 시험체에서는 전단파괴의 양상을 나타내었다. 전단보강근의 양이 많은($\rho_w\sigma_{wy} = 19.1 \text{ MPa}$) 시험체의 경우, 대각균열 발생 후 하중의 증가와 함께 전단 균열이 진전되지만 전단보강근은 항복하지 않고 최종적으로 콘크리트의 압축파괴에 의한 전단파괴의 양상을 나타내었다. 이에 반해, 전단 보강량이 적은($\rho_w\sigma_{wy} = 3.6 \text{ MPa}$) 시험체는 대각균열 발생 후, 전단보강근이 항복하여, 균열 폭이 크게 증가하는 전단파괴의 양상을 나타내었다. 주철근의 부착길이가 긴 시험체(L-25-L-**-*)는 단조하중에 의한 재하능력의 한계로, 파괴가 이루어지지 않아 반복하중을 가하는 것에 의해, L-25-L-(1/1)-300의 시험체는 부착파괴, L-25-L-(1/0.5)-300의 시험체는 전단파괴로 되었다.

Fig. 3에 실험에 의해 구한 실험 변수와 최대내력과의 관계를 나타내고 있다. 다른 조건이 같은 직접 비교가 가능한 시험체는 선으로 연결하여 설명하고 있다. 또한, 전단보강근의 양이 많은($\rho_w\sigma_{wy} = 19.1 \text{ MPa}$) 시험체는 흰색으로(○□△), 적은 시험체는 검은색(●■▲)으로 나타내었으며, 콘크리트에 가한 압축력 N이 100 kN, 200 kN, 300 kN의 시험체는 각각 △, □, ○로 구별하여 표시하였다. 또한 주철근 직경의 차이는 기호의 크기(큰 것이 D25)로 구별하였다.

Fig. 3의 (a)에서 콘크리트의 압축력 N이 200, 300 kN의

경우, 전단보강근 양이 $\rho_w\sigma_{wy} = 3.6 \text{ MPa}$ 에서 $\rho_w\sigma_{wy} = 19.1 \text{ MPa}$ 로 증가함에 따라 30% 정도 내력이 상승하지만, N = 100 kN의 경우 그 상승률이 조금 둔화됨을 알 수 있다. 그림의 (b)에서, 콘크리트에 가한 압축력 N이 큰 시험체 일수록 최대내력이 증대하지만, 전단보강근의 양이 작을수록 그 상승률이 둔화됨을 알 수 있다. 한편, N = 200 kN과 300 kN 시험체 사이에는 오히려 N = 300 kN인 시험체의 내력이 약간 저하함으로 미루어 축 방향 압축력이 미치는 영향에는 상한이 존재함을 유추해 볼 수 있다. Fig. 3(c)는 가력 조건의 영향을 나타낸다. 주철근의 단부에 가한 인장력 T와 압축력 C의 조합이 1/1과 1/0, 1/0.5에서는 최대내력의 현저한 변화는 보이지 않지만, 한쪽 단부에 압축력만을 가한 0/1의 경우, 다른 것에 비해 최대내력이 크게 저하하였음을 알 수 있다. 또한, 부착길이, 주철근 직경의 변화에 따른 최대내력의 변화는 그다지 크지 않다는 것을 Fig. 3(d), (e)에서 확인할 수 있다. 이러한 특징은 트러스기구에 의한 전단력 전달의 한계가 전단보강근의 양과 콘크리트의 축방향 압축력의 복합적인 영향에 주로 의존한다는 것과, 주철근 응력 조건의 차이에 기인하여 발생한다고 생각되는 부착 조건의 차이에는 비교적 둔감한 범위가 크다는 것을 추론할 수 있다.

Fig. 4는 전단보강근의 변형도 분포 및 주철근의 변형도 분포로부터 구한, 최대내력 시의 시험 영역 주위의 응력 분포를 나타내고 있다. 주철근의 부착력 분포는, 압축 단

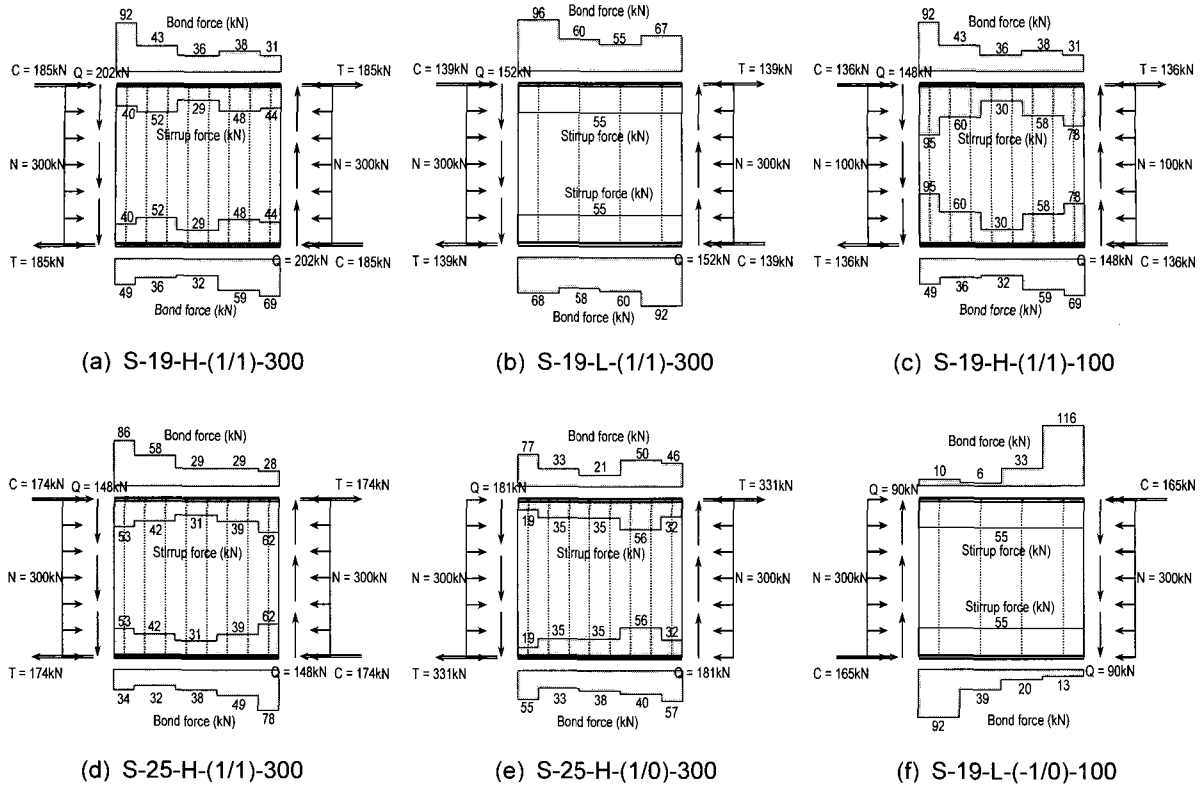


Fig. 4 Distribution of stress around the critical region

부에서 인장 단부에 걸쳐 일정한 분포가 아닌, 압축 측이 크고 인장 측이 작은 분포를 나타낸다.

또한, 전단보강근의 인장력 분포는 콘크리트의 축방향 압축력이 작은 경우, 전단보강근의 양이 많은 ($\rho_w \sigma_{wy} = 19.1 \text{ MPa}$) 시험체(Fig. 4(c))에서 중앙부는 작고 양 단부에서 큰 전단보강근의 인장력 분포를 나타내었다.

Fig. 5는 각 시험체의 주철근에 설치한 스트레인게이지 (WSG)에 의해 나누어진 각 구간의 국부 부착응력(τ_b)과 그 위치에서의 철근 응력(σ_s)과의 관계를 나타내고 있다.

Fig. 5(a)~(d), (h)는 부착길이가 짧은 시험체($l_b = 400 \text{ mm}$), (e)~(g)는 부착길이가 긴 시험체($l_b = 800 \text{ mm}$)로, 국부 부착응력은 WSG의 설치 간격이 50 mm 혹은 100 mm에 대한 평균응력으로 구하였다. Fig. 5(a)~(d)에서, 부착길이가 짧은 시험체의 경우, 철근이 인장응력으로 되는 영역에서 Fujii-Morita에 의한 부착강도 계산치(τ_{fm})⁶⁾에 가까운 크기에서 최대치를 나타내며, 콘크리트의 축방향 압축력이 $N = 300 \text{ kN}$ 로 큰 경우 최대 부착응력을 유지하는 것에 대해, $N = 100 \text{ kN}$ 로 작은 경우 인장응력의 증가와 더불어 부착응력이 저하함을 알 수 있다. 한편, 철근의 응력이 압축이 되는 경우, 압축 단부 영역에서는, Fujii-Morita에 의한 부착강도 계산치(τ_{fm})의 2배 이상의 부착응력을 발휘하고 있으며, 압축응력이 큰 영역일수록 큰 부착응력을 발휘하고 있다. 또한, (a)~(d) 시험체는 모

두 전단 파괴한 실험체로 부착 할열 파괴에 상당하는 부착강도는 이들 계측치보다 더 크다는 것을 의미한다.

부착길이가 긴 시험체인 (e)~(g) 그림도 마찬가지로 양상을 나타낸다. 유일하게 부착할열 파괴가 선행한 (g) S-25-L/1-300 시험체의 경우, 반복하중의 영향도 있지만, 압축 영역이 되는 2개 구간에서의 최대 부착응력은 Fujii-Morita에 의한 부착강도 계산치의 1.8~2.1배, 인장 영역에서는 계산치의 0.8~1.1배의 부착응력을 발휘하였다. 또한, (h)는 한쪽 단에 압축력만을 가한 시험체로, 철근의 응력이 압축인 경우 부착-미끄러짐 강성이 높기 때문에 짧은 거리에서 부착력을 전달하여, 부착응력 분포가 크게 변화하는 형상을 나타낸다고 생각된다.

Fig. 6은 실험에서 구한 각 시험체의 최대내력시의 국부 부착응력과 주철근 응력과의 관계를 나타낸다. 여기서 τ_{fm} 은 Fujii-Morita에 의한 부착강도를 의미한다. 그림 중에 검게 칠한(●, ■) 것은 국부 부착응력이 부착강도에 도달하지 않은 경우를, ○□는 부착강도에 도달한 경우를 나타낸다. 주철근의 응력이 압축이 되는 영역에서는 부착강도에 도달하기 전에 최대내력으로, 주철근의 응력이 인장으로 되는 영역에서는 부착강도에 다다른 후 최대내력에 이르렀음을 알 수 있다. 또한, 그림 중의 선은 $N = 200, 300 \text{ kN}$ (○, ●)만을 대상으로 한 것으로, 부착강도에 도달하지 않은 경우에는 상한치를, 부착강도에 도달한 경우는 하한 값을 취하고 있다. 여기서, 콘크리트에 가한 압축력이

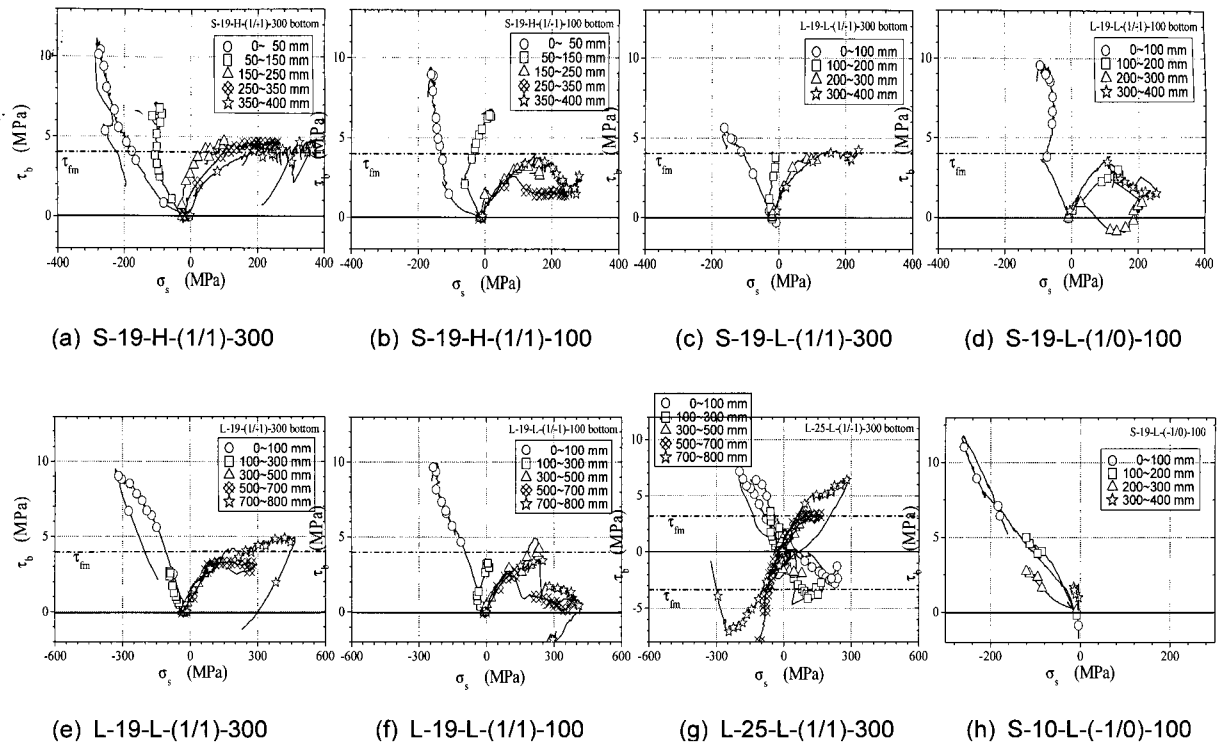


Fig. 5 Relationship between local bond stress and rebar stress

큰 시험체만을 대상으로 한 것은 Fig. 4에서 설명한 바와 같이 콘크리트에 가한 압축력이 작을수록 주철근의 부착응력이 이른 단계에서 열화하여, 주철근의 부착응력이 최대내력에 그다지 영향을 미치지 않기 때문이다.

4. 전단저항기구

앞서 설명한 바와 같이, 실험에서 구한 주철근의 부착력 분포는 압축 단부에서 인장 단부에 걸쳐 일정한 분포를 나타내지 않고, Fig. 4와 같이 압축 영역에서의 부착력이 인장 영역에 비해 큰 분포를 나타낼 경우, Fig. 7과 같이 일정한 각도를 가진 균일응력 트러스기구(Uniform Truss Mechanism)과 부채형 트러스기구(Fan-shape Truss Model)

을 중첩시킨 저항 기구를 생각해 볼 수 있다.

실험에서 콘크리트에 가한 압축력은, Fig. 7과 같이 전부 균일응력 트러스기구에서 모두 사용하며, 부채형 트러스기구에서의 스트럿 함력이 모이는 위치는 Fig. 7(b)와 같이 주철근의 압축 단부로 가정하였다. 또한 트러스 기구에서의 콘크리트의 경사 압축 스트럿의 압축응력이 최대로 되는 부분은 주철근의 부착력과 전단보강근 인장력의 함력이 가장 큰 OPR영역이 된다. OPR영역 내에서도 O점 부근에서는 스트럿 상호간의 썩기 작용에 의해 2축 응력 상태가 되어 콘크리트의 압괴는 발생하지 않는다고 가정하여, A영역이 콘크리트의 압괴가 발생하는 위험영역으로 가정하였다.

균일응력 트러스와 부채형 트러스를 중첩시킨 복합 트

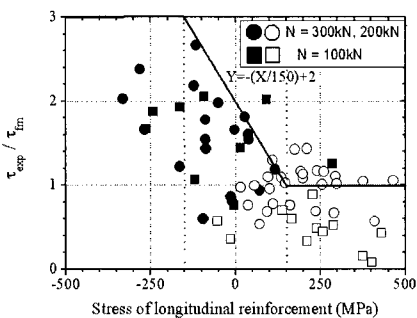
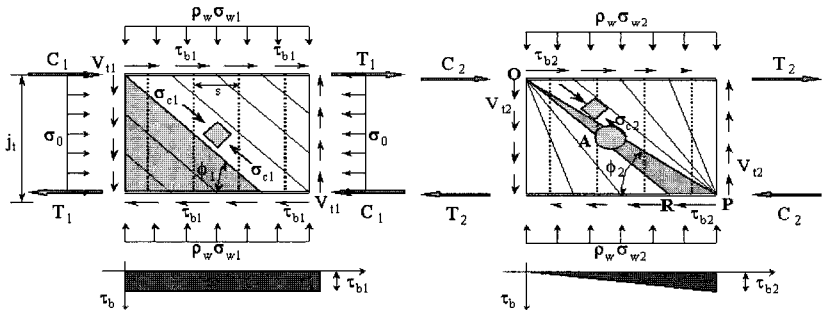


Fig. 6 Relationship between maximum bond stress and rebar stress



(a) Uniform truss mechanism (b) Fan-shape truss mechanism

Fig. 7 Composite truss mechanism

러스 기구에 의해 전단저항 기구를 설명할 경우, 다음과 같은 3가지 현상에 의해 최대내력이 결정된다.

- 1) 주철근 인장 축의 국부 부착과파 (Mode I)
- 2) 콘크리트 경사 압축 스트럿의 압축과파 (Mode II)
- 3) 전단보강근의 항복 (Mode III)

즉, 최대내력 시에는 이들 3가지 현상 중 한가지 또는, 복수로 발생하고 있음을 의미한다. 해석에 있어서는, 균일 응력 트러스 기구의 부착응력($0 < \tau_{b1} = \tau_{fm}$)을 변화시켜, 콘크리트의 경사 압축응력(σ_c , 균일응력 트러스 + 부채형 트러스)이 유효 압축강도 이하, 전단보강근의 응력($\rho_w \sigma_{wy}$, 균일응력 트러스 + 부채형 트러스)이 항복점 이하인 것을 조건 하에서 최대의 저항 전단력을 구하는 수법을 취하였다. 이러한 해석의 흐름을 Fig. 8에 나타내었다. 그림에서 알 수 있는 것처럼, 최대저항 전단력(전단 능력)을 나타낼 때 발생하는 물리현상 (Mode I, Mode II, Mode III)도 동시에 명확해진다. 해석은, 본 실험에서 미리 가한 콘크리트의 압축력(σ_0 , 텐션쉬프트 현상에 의해 발생)과 일정 트러스 기구에서의 부착응력($0 < \tau_{b1} = \tau_{max} = \tau_{fm}$)을 가정하는 것으로, 균일응력 트러스의 각도(ϕ_1)가 자동적으로 정해지며, 이에 따라 균일응력 트러스 기구에서의 전단보강근에 의한 인장력($\rho_w \sigma_{w1}$), 콘크리트의 경사 압축 스트럿 응력(σ_{c1})을 구한 다음, 부채형 트러스 기구에 사용되는 전단보강근의 인장력($\rho_w \sigma_{w2} = (\rho_w \sigma_{wy} - \rho_w \sigma_{w1})$)을 가정하는 것에 의해, 부채형 트러스 기구에서의 콘크리트 경사 압축 스트럿의 응력(σ_{c2})과 부채형 트러스 기구의 압축 단부에서의 부착응력(τ_{b2})을 계산하여, 균일응력 트러스기구의 부담 전단내력(V_{t1})과 부채형 트러스기구의 부담 전단력(V_{t2})을 구할 수 있다.

이상의 가정과 계산에 의해, 모든 미지수(균일응력 트러

스의 각도 ϕ_1 , 균일응력 트러스기구에 사용되는 부착응력 τ_{b1} , 부채형 트러스기구 압축단부 부착응력 τ_{b2} , 균일응력 트러스기구에 사용되는 전단보강근의 응력 $\rho_w \sigma_{w1}$, 부채형 트러스기구에 사용되는 전단보강근의 응력 $\rho_w \sigma_{w2}$, 균일응력 트러스기구의 콘크리트 압축 스트럿응력 σ_{c1} , 부채형 트러스기구의 콘크리트 압축 스트럿응력 σ_{c2})의 조합에 의해 균일응력 트러스기구(V_{t1})와 부채형 트러스(V_{t2})를 중첩한 복합 트러스기구의 최대 전단내력(V)을 구하는 순서로 되어 있다.

4.1 균일응력 트러스기구의 부담 전단력 (V_{t1})

균일응력 트러스기구의 위험 영역에서의 응력 상태를 Fig. 7(a)에 설명하고 있다. 실험에서 가한 콘크리트의 압축력(N , 텐션쉬프트 현상에 의해 발생)은 전부 균일응력 트러스기구에서 사용되기 때문에, 콘크리트의 축 압축응력(σ_0)는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\sigma_0 = N / (b \cdot j_t) \quad (1)$$

또한, 식(1)에 의해 부착응력($0 < \tau_{b1} = \tau_{fm}$)을 가정하는 것으로 균일응력 트러스기구의 각도($0^\circ < \phi_1 < 90^\circ$), 전단보강근의 인장력($\rho_w \sigma_{w1} = \rho_w \sigma_{wy}$), 콘크리트 경사 압축 스트럿의 응력($\sigma_{c1} \leq \nu \sigma_B$, 유효압축강도)을 다음 식에 의해 구할 수 있다.

$$\tan \phi_1 = (\tau_{b1} \cdot \Sigma \psi) / (\sigma_0 \cdot b) \quad (2)$$

$$\rho_w \sigma_{w1} = (\tau_{b1} \cdot \Sigma \psi \cdot \tan \phi_1) / b \quad (3)$$

$$\sigma_{c1} = (\tau_{b1}) \cdot \Sigma \psi / b \cdot \sin \phi_1 \cdot \cos \phi_1 \quad (4)$$

여기서, $\Sigma \psi$ 는 주철근 주변 둘레 길이의 합을 의미한다. 또한, 균일응력 트러스기구에 의해 전달되는 전단내력은 부착응력 τ_{b1} , 전단보강근의 인장력 $\rho_w \sigma_{w1}$, 콘크리트 경사 압축 스트럿의 응력 σ_{c1} 으로 나타내면 다음 식과 같다.

$$V_{tb1} = \tau_{b1} \cdot \Sigma \psi \cdot j_t \quad (\tau_t \leq \tau_{fm}) \quad (5)$$

$$V_{tc1} = \sigma_{c1} \cdot b \cdot j_t \cdot \sin \phi_1 \cdot \cos \phi_1 \quad (\sigma_{c1} \leq \nu \sigma_B) \quad (6)$$

$$V_{th1} = \rho_w \sigma_{w1} \cdot j_t \cdot \cot \phi_1 \quad (\rho_w \sigma_{w1} \leq \rho_w \sigma_{w1}) \quad (7)$$

$$V_{t1} = V_{tb1} = V_{tc1} = V_{th1} \quad (8)$$

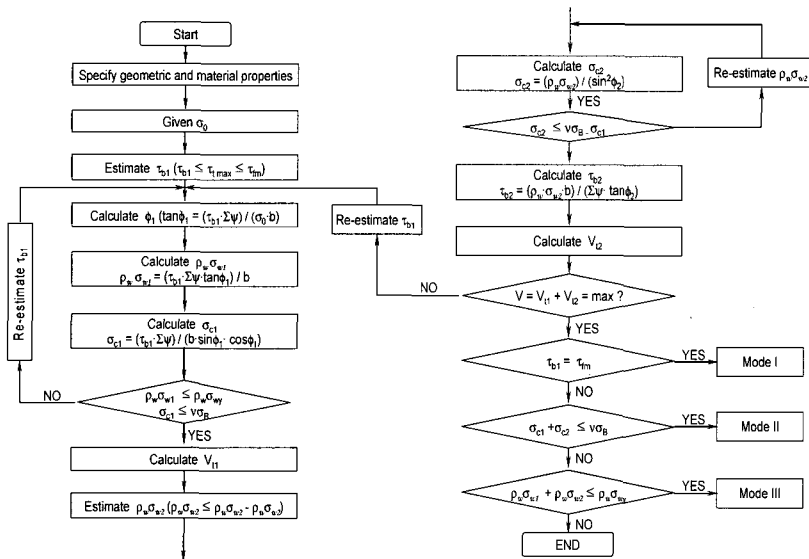


Fig. 8 Flow of analysis

Table 2 Result of analysis

Specimen	$V_{ti}/V_T(\%)$	Mode I	Mode II	Mode III	Specimen	$V_{ti}/V_T(\%)$	Mode I	Mode II	Mode III
S-19-H-(1/1)-300	56	●	●		S-25-H-(1/1)-300	72	●	●	
S-19-H-(1/1)-100	66	●	●		S-25-H-(1/1)-200	75	●	●	
S-19-H-(1/0)-100	56	●	●		S-25-H-(1/0)-300	72	●	●	
S-19-L-(1/1)-300	42			●	S-25-L-(1/1)-300	41			●
S-19-L-(1/1)-100	15			●	S-25-L-(1/1)-200	31			●
S-19-L-(1/0)-100	15			●	S-25-L-(1/0)-300	41			●
L-19-L-(1/1)-300	61		●		L-25-L-(1/1)-300	59		●	
L-19-L-(1/1)-100	31		●		L-25-L-(1/0.5)-300	59		●	

Mode I : Local bond failure of tension side, Mode II : Crushing of concrete, Mode III : Yielding of Hoop

4.2 부채형 트러스기구의 부담 전단력 (V_{t2})

부채형 트러스기구에 의해 전달되는 전단내력은 Fig. 7 (b)에 보이는 것처럼 부채형 트러스 기구에 사용되는 전단보강근의 인장력($\rho_w \sigma_{w2} = \rho_w \sigma_{wy} - \rho_w \sigma_{w1}$)을 가정하는 것으로 구할 수 있다. 이것을 부착응력 τ_{b2} , 전단보강근의 인장력 $\rho_w \sigma_{w2}$, 콘크리트 경사 압축 스트럿의 응력 σ_{c2} 로 표현하면 다음 식과 같다.

$$V_{th2} = \rho_w \sigma_{w2} \cdot b \cdot j_t \cdot \cot \phi_2 \quad (\rho_w \sigma_{w2} \leq \rho_w \sigma_{wy} - \rho_w \sigma_{w1}) \quad (9)$$

$$V_{tc2} = \sigma_{c2} \cdot b \cdot j_t \cdot \sin \phi_2 \cdot \cos \phi_2 \quad (\sigma_{c2} \leq \nu \sigma_B - \sigma_{c1}) \quad (10)$$

$$\sigma_{c2} = \rho_w \sigma_{w2} / (\sin^2 \phi_2) \quad (11)$$

$$V_{tb2} = \tau_{b2} \cdot \Sigma \psi \cdot j_t \quad (12)$$

$$\tau_{b2} = \rho_w \sigma_{w2} \cdot b / (\Sigma \psi \cdot \tan \phi_2) \quad (13)$$

$$V_{t2} = V_{tb2} = V_{tc2} = V_{th2} \quad (14)$$

5. 해석 결과 및 고찰

Fig. 9는 일정 트러스기구와 부채형 트러스기구를 조합한 복합 트러스기구에 의한 해석 결과를 설명하고 있으며,

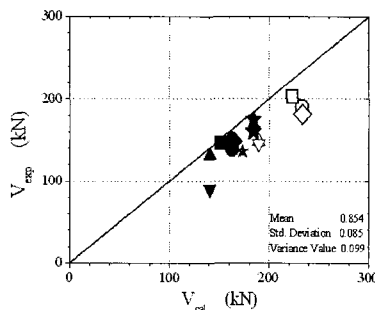
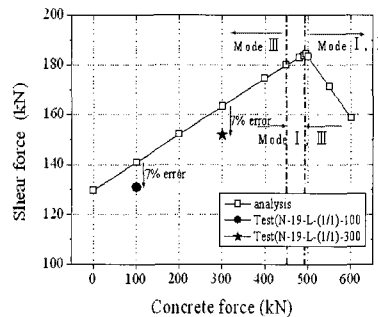


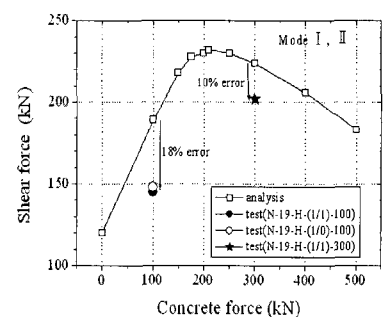
Fig. 9 Comparison between experimental and analytical maximum shear force

전체적으로 우수하게 최대내력을 예측하고 있음을 알 수 있다. 단, 가력조건으로 주철근 단부에 압축력만을 가한 시험체(S-19-L-(0/1)-100)에 있어서는, 부착응력이 발생하는 영역이 짧기 때문에, 실험결과와 약간의 차이가 있음을 알 수 있다. Table 2 에는 복합 트러스 기구에 의한 해석으로 구한 최대내력 시의 파괴모드를 나타내고 있다. 전단보강근의 양이 작은($\rho_w \sigma_{wy} = 3.6 \text{ MPa}$) 시험체 중, 부착길이가 짧은 시험체($L = 400 \text{ mm}$)는 전단보강근의 항복만으로 최대내력이 결정되었으며(Mode III), 부착길이가 긴 시험체($L = 800 \text{ mm}$)는 콘크리트의 압축파괴에 의해 최대내력이 결정되었다(Mode II). 전단보강근의 양이 많은 시험체($\rho_w \sigma_{wy} = 19.1 \text{ MPa}$)에서는, 인장 축의 부착파괴와 콘크리트의 압축파괴에 의해 최대내력이 결정되어, 실험에서 관찰된 파괴 형식과 그림6에 설명한 국부 부착응력 분포의 형상과 일치하고 있다. 또한 전단보강근의 양이 많은 시험체일수록(인장축과 압축축 부착응력 차가 적은) 균일응력 트러스의 부담분이 크며, 전단보강근이 적은 시험체일수록(인장축과 압축축 부착응력 차가 큰) 부채형 트러스의 부담분이 크다는 것을 해석을 통해 확인하였다.

Fig. 10은 주근의 직경이 19mm인 시험체에 대한 해석 결과를 나타낸 것으로, 콘크리트의 압축력의 변화에 따른 최대내력의 변화를 실험결과와 직접 비교하여 설명하고 있다. Fig. 10(a)의 전단보강근의 양이 적은 시험체는, 콘크리트에 가한 압축력이 증가할수록 최대내력도 증가하지만, 콘크리트에 가한 압축력이 500 kN을 경계로 최대내력이 한계치에 이르는 해석결과를 나타내고 있다. 파괴



(a) $\rho_w \sigma_{wy} = 3.6 \text{ MPa}$



(b) $\rho_w \sigma_{wy} = 19.1 \text{ MPa}$

Fig. 10 Relationship between analyzed shear force and concrete force

모드에 대해서도 콘크리트의 압축력이 450 kN까지는 전단보강근의 항복(Mode III)으로, 450~490 kN 사이는 인장축의 부차파괴와 전단보강근의 항복(Mode I, Mode III)으로 최대내력이 결정되며, 490 kN보다 콘크리트에 가한 압축력이 크면 인장축의 부차파괴와 콘크리트의 압축파괴에 의해 최대내력이 결정됨(Mode I, Mode II)을 알 수 있으며, 실험 결과도 해석 결과와 같은 결과를 나타내었다. Fig. 10(b)는 전단보강근의 양이 많은 시험체의 해석 결과와 실험결과를 비교하고 있다. 이 경우, 콘크리트에 가한 압축력 N이 200 kN을 전후하여 최대내력이 한계치에 이르고, 파괴모드는 인장축의 부차파괴와 콘크리트의 압축파괴에 의해 최대내력이 결정되는 것(Mode I, Mode II)을 설명하고 있다. 그러나 이러한 결과는, Table 1에서 실험으로부터 주철근의 직경이 25mm인 시험체에서 전단보강근의 양이 많은 시험체의 경우 콘크리트의 압축력(N)이 300 kN보다 200 kN이 최대내력이 큰 것으로 해석 결과와 실험 결과가 일치하지만, 전단보강근의 양이 적을 경우 실험결과와 해석결과가 상반되는 양상을 나타내기 때문에 대한 추가적인 검토 및 보완실험이 요구된다.

6. 결 론

역대칭 휨모멘트를 받는 철근콘크리트 보 부재의 부재 단부의 텐션쉬프트 영역 사이를 대상으로 하여 트러스 기구만을 재현 하도록 한 모델 실험법을 고안하여, 다음과 같은 사실을 확인하였다.

- 1) 전단보강근의 양($\rho_w \sigma_{wy}$)이 많을수록, 콘크리트에 가한 압축력이 클수록 전단내력이 큰 폭으로 상승하였다. 또한, 가력조건으로, 주철근의 단부에 압축력만을 가한 실험체에서는 내력이 크게 저하하였다. 그러나, 부차길이, 주철근 직경의 변화에 의한 내력의 현저한 변화는 확인되지 않았다.
- 2) 주철근 단부의 가력조건, 전단보강근의 양, 콘크리트 압축응력 크기에 따라 최대내력 시에 발휘되는 부차력 분포가 다름을 확인하였다. 인장 단부에서의 부차응력은 Fujii-Morita에 의한 부차강도 계산치의 0.8~1.1배, 압축측에서는 1.8~2.1배의 값을 나타냈다.
- 3) 일정 트러스기구와 부채형 트러스기구를 중첩한 복합

트러스기구로 해석한 결과, 최대내력은 ①주철근 인장축의 부차파괴(Mode I), ②콘크리트 경사 압축 스트럿의 압축파괴(Mode II), ③전단보강근의 항복(Mode III)의 3가지 현상에 의해 결정되는 것을 확인하였다. 이들은, 일정 트러스기구의 부차응력을 가정하는 것으로 트러스 기구의 각도를 구하고, 주철근 인장축의 부차응력이 부차강도 이하, 콘크리트의 경사 압축 스트럿 압축응력(일정 트러스+부채형 트러스)이 유효 압축강도 이하, 전단보강근의 응력(일정 트러스+부채형 트러스)이 항복점 이하인 조건을 기본으로 하였다.

- 4) 부차응력 분포의 상이함에 기초한 부채형 트러스를 가미한 복합 트러스기구에 의한 해석에서는, 파괴모드 및 콘크리트에 가한 압축력의 변화에 의한 내력의 변화에 대해 실험 결과를 우수하게 평가하였으나, 축방향 압축력의 영향에 대해서는 추후 추가적인 검토가 요구된다.

참고문헌

1. AIJ, *Design Guidelines for Earthquake Resistant Reinforced Concrete Buildings Based on Ultimate Strength Concept*, Architectural Institute of Japan, Tokyo, 1990, pp.104~150.
2. CEB-FIP, *Model Code for Concrete Structures. CEB-FIP International Recommendations*, Comit Euro-International du Beton, 1991, pp.145~179.
3. AIJ, *Design Guidelines for Earthquake Resistant Reinforced Concrete Buildings Based on Inelastic Displacement Concept*, Architectural Institute of Japan, Tokyo, 1999, pp.138~162.
4. M. P. Nielsen, *Limit Analysis and Concrete Plasticity*, CRC Press, CRC Press, Florida, 1999, pp.262~283.
5. Collins. M. P, "Towards a Rational Theory for RC Member in Shear", *ASCE Journal of the Structural Division*, Vol.104, No.ST4. 1978 Apr., pp.649~666.
6. S. Fujii et al, *Effect of Transverse Reinforcement on Splitting Bond Strength*, Transactions of the Japan Concrete Institute, Vol.3, 1981, pp.237~244.

요 약

현재 유럽 및 일본의 경우 기둥 및 보 부재에 대한 전단 설계에 있어, 전단기구로서 전단보강근과 주철근의 부차작용을 필요로 하지 않는 아치기구와 전단보강근과 주근의 부차 작용을 필요로 하는 트러스기구를 고려하여, 양자의 합으로 전단내력을 평가하는 방식을 취하고 있다. 이러한 설계 방법은 매우 명료하고, 또한 힘의 평형 조건에 기초하여, 단적으로 부차의 좋고 나쁨 및 전단보강근 양의 대소로 정해지는 상한 값으로 전단 내력을 평가하는 것이 특징이다. 본 연구에서는, 역대칭 휨 모멘트를 받는 철근콘크리트 보 부재에서 단부의 텐션쉬프트 영역 사이를 대상으로 한 주철근의 축 방향 응력(압축, 인장) 및 주근의 직경, 부차길이의 상이함에 기인하는 부차거동의 차이와 트러스 기구와의 관계를 명확히 하는 것을 목적으로, 트러스기구만이 재현 가능한 모델 실험법을 제안하고, 전단보강근의 양, 부재의 축압축 응력의 크기 및 부차 영역 양단의 주철근에 가하는 힘의 크기를 실험 변수로 한 부재 실험을 실시하였다. 실험에서 얻은 결과에 기초하여, 양단부 주철근에 가한 힘의 차이로 인해 발생하는 부차응력 분포의 차이를 고려한 일정 트러스 기구와 부채형 트러스기구를 중첩한 복합 트러스 모델을 제안하였다.

핵심어 : 부차 작용, 부차강도, 전단저항기구, 트러스기구, 텐션쉬프트 현상