

# FRP Bar로 보강된 콘크리트 깊은보의 전단강도에 관한 실험적 연구

## Experimental Study on Shear Strength of Concrete Deep Beam Reinforced FRP Bars

조 장 세†      김 민 숙\*      이 영 학\*\*      김 희 철\*\*\*  
Cho, Jang Se      Kim, Min Sook      Lee, Young Hak      Kim, Heecheul

### 요 지

본 연구는 섬유 보강 폴리머(Fiber Reinforced Polymers, 이하 FRP) bar로 보강된 콘크리트 깊은보의 전단강도를 평가하기 위하여 전단경간비, 보강비, 유효깊이, 주근의 종류를 변수로 총 15개의 시험체에 대한 전단 실험을 수행하였다. 전단 실험을 토대로 FRP bar로 보강된 콘크리트 깊은보의 균열 및 처짐에 대한 거동 조사를 수행하였으며, ACI 318-08의 스트럿-타이 모델(이하 STM)을 이용한 전단강도와 아치작용을 고려한 기존 제안식에 의한 전단강도를 비교·평가하였다. 그 결과 FRP bar로 보강한 경우가 Steel bar로 보강한 경우보다 전단강도가 증가하는 것으로 나타났으며, 전단강도 산정에 있어 ACI 318-08 STM을 이용한 방법이 경험식에 의한 방법보다 상대적으로 정확했다.

**핵심용어** : FRP 보강근, 깊은보, 전단강도, 스트럿-타이 모델, ACI 318-08, 균열

### Abstract

This study carried out shear experiment for concrete deep beam reinforced FRP(Fiber Reinforced Polymers) bar to investigate shear strength of deep beam. The test conducted for 15 specimens, and the variables were shear span-to-depth ratio, reinforcement ratio, effective depth, reinforcement components of shear strength. crack, deflection are investigated based on shear experimental. We compared shear strength using ACI 318-08 STM with proposed equations that considered arching action according to shear span-to-depth ratio. Consequently shear strength of deep beam reinforced FRP bar presented higher shear strength than steel bar. ACI STM's predictions are better accurate than other predicting equations.

**Keywords** : FRP bar, deep beam, shear strength, strut-tie model, ACI 318-08, crack

## 1. 서 론

콘크리트 구조체의 보강근으로써 부식에 취약점을 가진 철근과는 달리 비부식성과 경량, 비자기성, 고강도의 재료적 성질을 가진 Fiber Reinforced Polymers(이하 FRP)가 철근의 대체 재료로 널리 사용되고 있다. FRP를 보강근으로 사용한 콘크리트 보는 부식에 대한 높은 내성과 더불어 자중감소, 강도증가, 사용연도증가를 통한 부재의 효율적인 사용을 가능하게 한다.

FRP bar를 보의 휨 보강재로 사용할 경우, FRP의 높은 인장강도는 보의 휨성능을 증진시켜주나 낮은 탄성계수로 인한 균열폭의 증가와 장부작용의 감소, 골재맞물림 현상의 감소로 인해 전단성능을 감소시킨다. 또한 인장력 제한 시 뚜렷한 항복점 없이 갑작스런 파단을 일으키는 FRP를 보강재로 사용할 경우 안전성 측면과 추후 구조설계의 적용에 있어 불합리한 단면설계를 유발할 수 있다. 이에 FRP bar로 보강된 콘크리트 보의 전단거동 및 전단 강도 대한 연구가 필요하다.

† 책임저자, 학생회원 · 경희대학교 건축공학과 석사과정

\* 학생회원 · 경희대학교 건축공학과 박사과정

\*\* 교신저자, 정회원 · 경희대학교 건축공학과 조교수

Tel: 031-201-2864 ; Fax: 031-204-3815

E-mail: leeyh@khu.ac.kr

\*\*\* 정회원 · 경희대학교 건축공학과 교수

• 이 논문에 대한 토론을 2011년 4월 30일까지 본 학회에 보내주시면 2011년 6월호에 그 결과를 게재하겠습니다.

일반적인 보의 경우, 전단 보강없이 FRP bar로 보강된 보의 전단강도에 대한 연구는 활발히 진행되어 왔으며 전단력 산정에 관련된 식 또한 비교적 합리적인 값을 도출하는데 이르렀다(Tureyen 등, 2003; Razaqpur 등, 2006; El-Sayed 등, 2006). 하지만 FRP bar로 보강된 깊은보의 전단강도에 대한 연구는 전무하며, 또한 그에 대한 구조설계기준 조차 마련되지 않은 실정이다.

전단경간비 2.5이상의 보는 일반적인 보이론의 적용이 가능하나 전단경간비 2.5이하에 해당되는 깊은보는 부재 전체가 국부적인 응력집중현상이 일어나는 D영역에 속하기 때문에 보이론이 적용될 수 없으며, 아치작용에 의하여 하중이 지지된다. 하지만 기존의 연구에서는 FRP bar로 보강된 일반적인 보의 전단강도를 산정하는 식에 아치작용을 고려한 항이 추가된 식을 제안하였으며, 전단경간비를 변수로 포함한 실험에서 제안식의 적합성을 검증하였다. Steel bar로 보강할 경우에 적용 가능한 설계기준인 ACI 318-08(ACI Committee 318, 2008)에서는 깊은보의 전단강도 산정 방법을 경험식에 의한 방법 대신 D영역을 고려할 수 있는 스트럿-타이 모델(이하 STM)을 이용한 설계법을 지침으로 제정하고 있다.

따라서 본 연구에서는 FRP bar로 보강된 깊은보의 거동에 대한 분석과 기존 기준 및 제안식들의 적합성을 조사하는 것을 목표로 하였다. 이를 위해 부재의 전단력에 영향을 미치는 요소들인 전단경간비, 보강비, 유효깊이, 주근의 종류를 변수로 전단실험을 수행하였으며, ACI 318-08의 STM 통한 전단강도와 아치효과가 고려된 일반보의 전단력 산정식을

통한 전단강도의 비교·평가와 더불어 파괴 거동에 대한 조사를 실시하였다.

## 2. 실험

### 2.1 재 료

시험체에 사용된 콘크리트의 설계 강도는 27MPa이며, KS F 2405에 따라 압축강도 실험을 실시한 결과, 평균 26.1MPa의 압축강도를 나타냈다. 보강근은 탄소 섬유 보강 폴리머(Carbon Fiber Reinforced Polymer, CFRP)와 아라미드 섬유 보강 폴리머(Aramid Fiber Reinforced Polymer, 이하 AFRP), 이형 철근을 사용하였다. 보강근의 재료값은 표 1과 같이 제조사에서 제시하는 값을 사용하였으며, 콘크리트의 배합비는 표 2와 같다.

표 1 보강근 재료값

	직경 (mm)	면적 (mm <sup>2</sup> )	인장강도 (MPa)	탄성계수 (GPa)
Steel	10	78.54	400	200
AFRP	9	63.62	1,826.9	80.7
CFRP	9	63.62	1,955.8	120.2

표 2 콘크리트 배합표

압축강도 (MPa)	W/C (%)	물 (kg/m <sup>3</sup> )	굵은골재 (kg/m <sup>3</sup> )	잔골재 (kg/m <sup>3</sup> )
27	44.9	161	924	841

표 3 시험체 일람

시험체명*	f <sub>ck</sub> (MPa)	b (mm)	d (mm)	인장/항복강도 (MPa)	탄성계수 (MPa)	전단경간비	보강비(%)			변수			
							ρ	ρ <sub>b</sub>	ρ <sub>min</sub>				
A3D9M-1.4	26.1	200	250	1,826.9	80,697	1.4	0.38	0.12	0.12	a/d			
A3D9M-1.7						1.7	0.38			a/d, ρ			
A3D9M-2.1						2.1	0.38			a/d			
A4D9M-1.7						1.7	0.51			ρ, d			
A5D9M-1.7						1.7	0.64			ρ, E, f <sub>tu</sub> (f <sub>y</sub> )			
A3D9S-1.7						1.7	0.50			d			
A5D9L-1.7			310	1.7	0.51	d							
C3D9M-1.4			250	1,955.8	120,214	1.4	0.38	0.15	0.11	a/d			
C3D9M-1.7						1.7	0.38			a/d, ρ			
C3D9M-2.1						2.1	0.38			a/d			
C4D9M-1.7						1.7	0.51			ρ, d			
C5D9M-1.7						1.7	0.64			ρ, E, f <sub>tu</sub>			
C3D9S-1.7						1.7	0.50			d			
C5D9L-1.7						310	1.7			0.51	d		
S4D10-1.7						250	400			200,000	1.7	0.63	2.87

\*시험체 표기법 - "C4D9M-1.7"

C : 보강근 종류(A-Aramid, C-Carbon, S-steel), 4 : 보강근 갯수(3, 4, 5), D9 : 보강근 지름(9mm, 10mm)

M : 단면 유효깊이(S-190mm, M-250mm, L-310mm), 1.7 : 전단경간비(1.4, 1.7, 2.1)

## 2.2 시험체 제작

AFRP bar와 CFRP bar로 보강된 시험체 각 7개와 Steel bar로 보강된 시험체 1개를 제작하여 총 15개의 시험체에 대한 실험을 수행하였다. 시험체의 총 길이는 2,000 mm이며 순경간은 1,500mm이다. 폭은 200mm로 일정하며 전단경간비(1.4, 1.7, 2.1)와 보강비(0.38%, 0.51%, 0.64%), 유효깊이(190mm, 250mm, 310mm)를 변수로 두어 시험체를 제작하였다. 뿔빔 및 미끌림에 의한 파괴를 방지하기 위하여 반력지점에서 양단으로 210mm의 정착길이를 두었으며 피복두께는 40mm로 하였다. 모든 시험체는 전단파괴를 유도하기 위하여 전단보강근을 설치하지 않았으며, FRP의 파단에 의한 취성파괴를 방지하기 위해 ACI 440.1R-06에서 제시하는 균형보강비(ACI Committee 440, 2006) 이상으로 보강하였다. 표 3에 시험체 일람을 나타내었다.

## 2.3 실험 준비 및 과정

하중재하는 단순지지상태에서 시험체 중앙부에 2점 가력 형태로 최대 용량 1,000kN의 오일잭 시스템을 사용하여 평균 15kN/min의 속도로 진행하였다. 오일잭 하부에 로드셀을 부착하여 하중을 측정하였고, 시험체 중앙 하부에 LVDT를 설치하여 수직 변위를 측정하였다. 콘크리트와 FRP의 변형률은 시험체의 중앙 상부와 하부에 각각 Strain Gage를

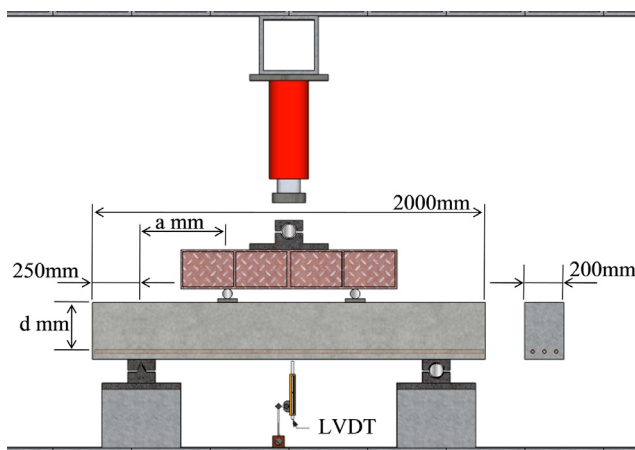


그림 1 실험 셋팅 및 시험체 치수

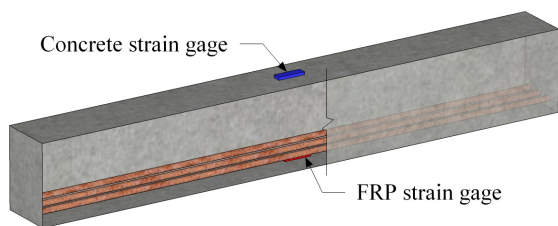


그림 2 게이지 위치

부착하여 측정하였다. 초기균열 발생 후 버니아캘리퍼스를 사용하여 시험체 중앙부의 균열폭을 측정하였다. 이와 관련된 사항은 그림 1과 2에 도식화하여 나타내었다.

## 3. 실험 결과 및 분석

### 3.1 전단강도

본 연구에서는 그림 3과 같은 형상의 STM을 적용하여 변수에 따른 전단강도를 분석하였다. 실험결과를 표 4에, 변수별 하중-처짐 곡선은 그림 4, 5, 6, 7에 나타내었다. 모든 시험체는 초기균열을 기점으로 처짐이 증가하는 것을 알 수 있으며, 실험 종료시점에서 FRP 시험체는 취성, Steel 시험체는 연성 거동하는 것을 알 수 있다.

그림 4에 보강비를 변수로 한 시험체의 하중-처짐 곡선을 나타내었다. 재료적 오류로 인해 조기 파괴된 C4D9M-1.7 시험체를 제외한 시험체에서 보강비가 증가할수록 시험체에 작용하는 최대하중이 증가하며, 같은 하중에서 처짐이 감소하는 것으로 나타났다. 보강비의 증가는 스트럿의 폭이 넓혀 단면력을 증가시키고, 단면력이 증가함에 따라 최대하중이

표 4 실험 결과

시험체명	실험		최대 변형률, $\mu\epsilon$		파괴 모드**
	하중 (kN)	처짐 (mm)	보강근	콘크리트	
A3D9M-1.4	272.1	18.2	8,744	-1,771	SC
A3D9M-1.7	198.0	22.7	8,960	-2,121	SC
A3D9M-2.1	176.0	34.5	12,226	-1,124	SC
A4D9M-1.7	242.0	26.8	6,588	-2,188	SC
A5D9M-1.7	267.9	15.9	6,350	-1,747	SC
A3D9S-1.7	219.2	28.3	9,782	-2,418	SC
A5D9L-1.7	268.5	16.7	8,099	-2,642	SC
C3D9M-1.4	338.5	17.0	7,072	-2,257	SC
C3D9M-1.7	213.1	13.6	7,879	-1,899	SC
C3D9M-2.1	105.3	10.0	3,922	-841	ST
C4D9M-1.7	192.2	13.0	3,860	-1,306	ST
C5D9M-1.7	302.8	18.0	6,466	-2,407	SC
C3D9S-1.7	209.7	18.3	6,363	-2,878	SC
C5D9L-1.7	290.8	16.7	5,923	-2,412	SC
S4D10-1.7	203.0	10.3	36,614	-2,420	SC

\* 재료의 오류로 인해 조기 파괴됨. 다른 시험체에 비하여 콘크리트와 보강근의 변형률이 현저하게 낮음

\*\* SC=Shear compression failure, ST=Shear tension failure

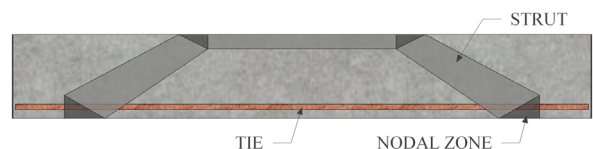


그림 3 스트럿-타이 모델

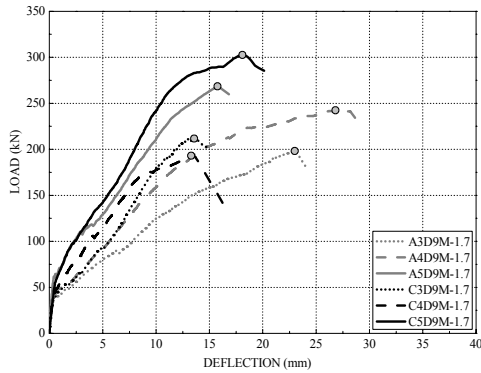


그림 4 하중-처짐 그래프(변수 :  $\rho$ )

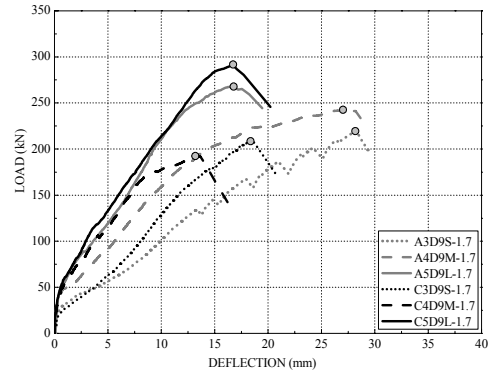


그림 6 하중-처짐 그래프(변수 :  $d$ )

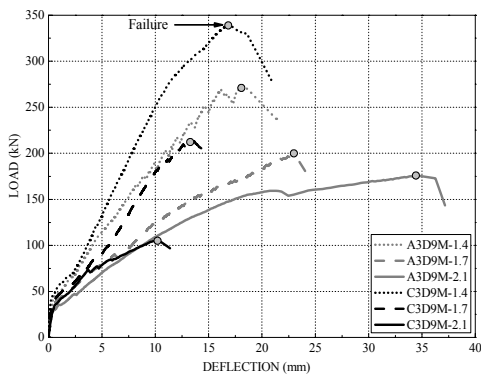


그림 5 하중-처짐 그래프(변수 :  $a/d$ )

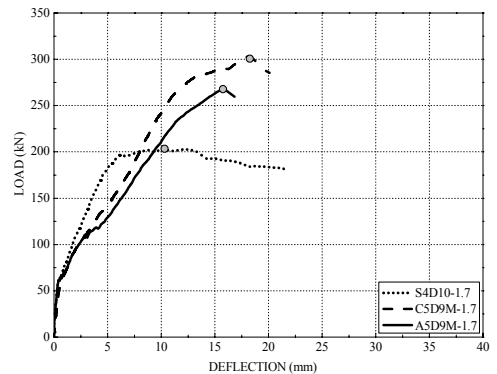


그림 7 하중-처짐 그래프(변수 : bar)

상승하는 것으로 사료된다. 보강비가 증가할수록 처짐이 작게 나타나는 것은 보강비에 따른 축강성 증가와 더불어 장부 작용의 증가에 기인한 결과라고 판단된다. 보강근의 종류에 따라서는 CFRP 시험체의 최대하중이 AFRP 시험체의 최대하중보다 크며, 같은 하중에서 처짐이 감소하는 것으로 나타났다. 이는 인장강도가 스트럿의 폭에 직접적으로 영향을 주며, CFRP가 AFRP보다 상대적으로 인장강도가 크기 때문인 것으로 판단된다. 또한 AFRP보다 큰 CFRP의 탄성계수는 시험체의 축강성을 높여, 같은 하중에서 처짐을 감소시키는 것으로 나타났다.

전단경간비를 변수로 한 시험체의 하중-처짐 곡선은 그림 5와 같이 재료적 오류로 인해 조기 파괴된 C3D9M-2.1 시험체를 제외한 시험체에서 전단경간비가 작을수록 최대하중이 증가하였으며, 같은 하중에서 처짐은 감소하는 것으로 나타났다. 이러한 경향은 전단경간비 감소에 따른 스트럿의 작용하중 비율의 감소효과 보다 스트럿 폭의 증가로 인한 단면력 상승효과에 더 큰 영향을 받기 때문인 것으로 판단된다. 수평 타이와 경사 스트럿 사이각의 증가는 부재 전체에 작용하는 하중에 대해 경사 스트럿에 작용하는 하중의 비율을 감소시키는 동시에 스트럿의 폭 또한 넓혀주지만, 결과적으로 전단경간비가 작아지는 경우 스트럿에 작용하는 하중의 비율

의 감소효과 보다 스트럿 폭의 증가로 인한 단면력 상승효과가 더 크기 때문인 것으로 사료된다. 같은 하중에서 전단경간비가 감소할수록 처짐이 작게 측정되는 결과 또한 아치작용에 의하여 지지되는 깊은보에 있어, 경사 스트럿 폭의 증가는 실질적으로 보를 지탱하는 스트럿의 강성 증가의 효과를 가져 오기 때문인 것으로 판단된다. 같은 전단경간비에서 주근의 종류가 다를 경우는 변수가 보강비인 시험체의 경우와 같이 인장강도와 탄성계수가 상대적으로 큰 CFRP로 보강된 시험체가 AFRP로 보강된 시험체보다 최대하중이 크며, 같은 하중에서 처짐이 작은 것으로 나타났다.

유효깊이를 변수로 한 시험체의 하중-처짐 곡선은 그림 6과 같다. C4D9M-1.7을 제외한 시험체에서 유효깊이가 증가함에 따라 같은 하중에서 처짐이 감소하며, 최대하중이 증가하는 것을 알 수 있다. 이는 유효깊이의 증가에 따른 단면적 증가는 상대적으로 보강량을 증가시키며, 이는 수평·경사 스트럿의 폭이 넓혀 단면력을 증가시키고, 단면력 증가에 따라 최대하중 상승 및 같은 하중에서 처짐을 감소시키는 것으로 판단된다.

보강근의 종류에 따른 하중-처짐 곡선은 그림 7에 나타내었다. 그 결과 상대적으로 인장강도가 큰 재료로 보강된 시험체의 순서로 최대하중이 높게 측정되었다. 보이론이 적용

되는 일반적인 보에서는 보강근의 탄성계수와 보강량이 전단력을 결정하지만, 깊은보의 경우에는 인장강도가 전단력을 결정하는 중요 인자임을 알 수 있다. AFRP와 CFRP로 보강된 시험체는 높은 인장강도로 인하여 콘크리트 수평·경사 스트럿의 폭이 증가되었으며, 이는 최대하중의 증가로 이어졌다. FRP의 낮은 탄성계수로 인한 축강성의 저하에도 불구하고 높은 인장강도가 이를 보완해 준다는 설명으로도 해석이 가능하다. 같은 하중에서의 처짐은 탄성계수가 큰 재료로 보강된 시험체 순으로 작게 나타났다. 이는 인장강도의 증가에 따른 최대하중의 증가와는 달리 각 하중에 대응되는 처짐이 주근의 탄성계수에 기인하기 때문인 것으로 사료된다.

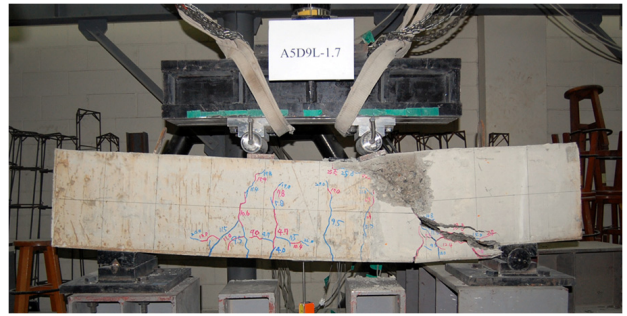


그림 8 A5D9L-1.7의 파괴형상

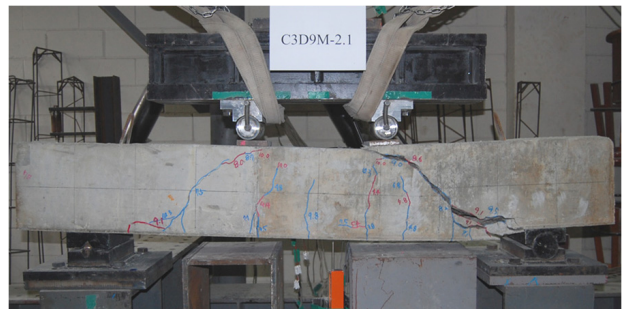


그림 9 C3D9M-2.1의 파괴형상

### 3.2 파괴모드 및 균열양상

일반적인 보는 사인장균열로 인하여 전단 파괴되지만 깊은보의 경우에는 사인장균열에 의한 분리와 동시에 지점 간 압축대에서 생성되는 강한 압축력에 의한 지점부근의 파쇄가 동반된다. 그림 8과 같이 이러한 파괴를 깊은보의 일반적인

해당 변수	AFRP 보강 시험체	CFRP 보강 시험체
a/d	A3D9M-1.4	C3D9M-1.4
a/d, ρ	A3D9M-1.7	C3D9M-1.7
a/d	A3D9M-2.1	C3D9M-2.1
ρ, d	A4D9M-1.7	C4D9M-1.7
ρ, E, f <sub>tu</sub>	A5D9M-1.7	C5D9M-1.7
d	A3D9S-1.7	C3D9S-1.7
d	A5D9L-1.7	C5D9L-1.7
E, f <sub>tu</sub> (f <sub>y</sub> )	S4D10-1.7	● : 최대하중 시 발생한 균열

그림 10 균열도

파괴형태인 전단압축파괴라 하며, 재료의 오류로 인해 조기 파괴된 C3D9M-2.1, C4D9M-1.7 시험체를 제외한 모든 시험체에서 발생되었다. 조기 파괴된 두 시험체는 그림 9와 같이 사인장균열에 의한 전단인장파괴로 실험이 종료되었다.

그림 10에 모든 시험체의 균열도를 나타내었다. 모든 시험체에는 보 중앙부근에서 초기균열이 발생되었다. 이 균열은 순수 휨 구간에서 수직으로 발생하는 휨균열이며 최대하중에 도달하여도 수직으로만 확산된다. 초기균열 발생 후 전단경간에서도 이와 같은 수직균열이 발생되나 하중이 증가할수록 가력지점을 향하여 진전되는 경향이 있다. 전단경간은 휨과 전단을 동시에 받는 부분으로 초기는 휨에 지배적이었던 단면이 점차 전단지배로 바뀌면서 균열양상 역시 사인장균열로 바뀌기 때문인 것으로 판단된다. 전단경간에서 발생한 휨전단균열은 사인장균열 및 반력지점 부근의 균열과 연결된다. 또한 응력집중현상이 발생하는 가력지점부근에서는 균열이 이미 진전된 후 상대적으로 더 큰 하중을 받게 되고 이는 가력지점의 파쇄를 발생시킨다. 가력지점부근의 파쇄는 이미 생성된 휨전단균열, 사인장균열과 이어져 전단압축파괴로 이어진다. 재료적 오류로 인하여 조기 파괴된 C3D9M-2.1, C4D9M-1.7 시험체의 초기균열 양상은 다른 시험체와 동일하나 사인장균열이 발생 후 급속도로 균열이 진전되어 파괴로 이어졌다.

전단경간비가 변수인 시험체의 경우, 전단경간비가 감소할수록 가력지점의 압축파쇄가 뚜렷하게 나타났으며 휨전단균열이나 사인장균열은 강한 압축대가 형성되는 가력지점으로 확산되지 못하고 그 밑이나 옆을 지나가는 형태로 발생하였다. 시험체에 따라 가력지점 사이를 관통하여 균열이 생성되기도 하였다. 보강비가 변수인 시험체는 보강비가 증가할수록 전단압축파괴의 형태가 뚜렷한 것으로 나타났다. 유효깊이에 따른 시험체는 유효깊이가 증가함에 따라 균열이 증가할수록 균열 간 폭이 넓어지는 것으로 나타났다. 이는 상대적으로 콘크리트의 공허분이 차지하는 비율과 FRP의 면적이 증가하기 때문에 변형을 흡수하는 능력이 커지기 때문인 것으로 사료된다. 보강재에 따라 전반적으로 탄성계수가 큰 Steel, CFRP, AFRP로 보강된 시험체의 순으로 균열폭이 좁은 것으로 나타났다. 탄성계수가 큰 보강재일수록 균열에 대한 저항능력이 크기 때문에 같은 하중이 작용하여도 보강근 변형이 적게 일어나며, 대신 보강근 주변의 콘크리트에서 변형을 더 많이 받기 때문에 균열 간 폭이 좁은 것으로 판단된다.

### 3.3 균열폭

그림 11과 12과 같이 시험체의 균열폭을 측정된 결과, 보

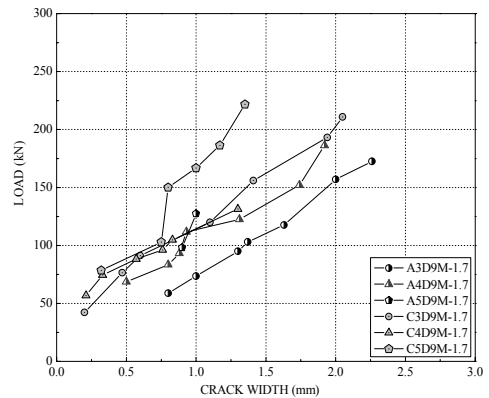


그림 11 하중-균열폭 그래프( $\rho$ )

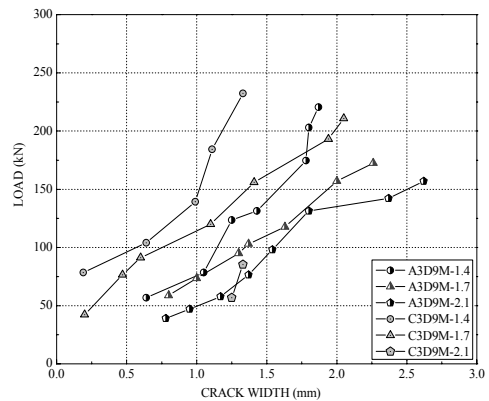


그림 12 하중-균열폭 그래프(a/d)

강비와 전단경간비가 증가함에 따라 균열폭이 증가하는 것으로 나타났다. 균열폭 증가 양상 비교 시 탄성계수와 인장강도가 높은 CFRP로 보강된 시험체가 AFRP로 보강된 시험체보다 같은 하중에서 더 좁은 균열폭의 양상을 가지는 것으로 판단된다. 또한 CFRP 시험체가 AFRP 시험체보다 균열폭의 진전이 상대적으로 더 빠르게 이루어졌다. 이는 균열폭이 축강성과 직접적으로 관계가 있으며, 축강성이 증가할수록 균열폭이 감소하는 것을 알 수 있다.

### 3.4 변형률

전체적으로 FRP bar로 보강된 깊은보의 변형은 일반보와 유사한 형태로 나타났다. 초기균열이 일어나기 전까지는 미소의 변형률을 나타내며, 작용하중 증가에 따라 균열이 진전될수록 변형률이 현저히 증가됨을 알 수 있다.

모든 시험체의 콘크리트 변형률은  $-3,000\mu\epsilon$ 이하로 나타났으며, 이는 시험체에 최대하중이 작용되기 전까지 휨파괴가 일어나지 않았음을 의미한다. 모든 시험체의 FRP의 변형률은  $6,000\mu\epsilon$ 이상으로 측정되었다. 대표적으로 AFRP bar

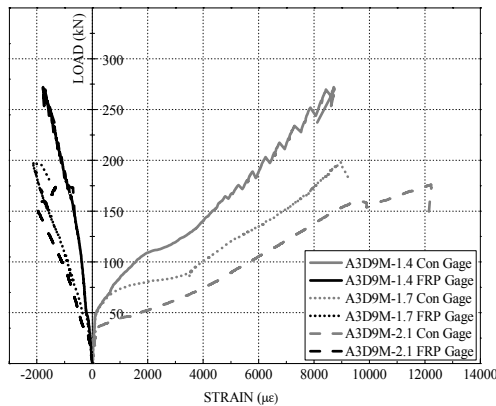


그림 13 하중-변형률 그래프(a/d)

로 보강된 시험체 중 전단경간비가 변수인 시험체의 변형률-하중 곡선을 그림 13에 나타내었다. AFRP 시험체는 최대하중 이후 급격하게 하중이 감소하며 동시에 항복변형을 통한 연성확보 없이 취성적으로 변형됨을 알 수 있다.

#### 4. 전단강도 산정값 비교·평가

##### 4.1 전단강도 산정 기준 및 기존 제안식

시험체의 전단강도 산정값을 비교·평가하기 위하여 ACI 318-08(ACI Committee, 2008), Nedhi의 유효계수(Nedhi 등, 2008)와 CSA S806-02, JSCE-97의 전단강도 식(CSA S806-02, 2002; JSCE, 1997), Razaqpur의 제안식(Razaqpur 등, 2006)을 사용하였다.

##### 4.1.1 ACI 318-08의 유효계수

ACI 318-08은 스트럿의 단면력을 결정하기 위하여 유효 압축강도를 사용한다. 유효압축강도를 결정하는 조건은 다음과 같이 경사스트럿의 인장구속 조건에 따라 상이하하며, 본 연구는 0.6의 유효계수 값을 적용하여 전단강도를 산정하였다.

- 1) For a strut of uniform cross-sectional area over its length : 1.0
- 2) For struts located such that the width of the midsection of the strut is larger than the width at the nodes(bottle-shaped struts) :
  - ① With reinforcement satisfying A.3.3 : 0.75
  - ② Without reinforcement satisfying A.3.3 : 0.60λ
- 3) For struts in tension members, or the tension flanges of members : 0.40
- 4) For all other cases : 0.60

##### 4.1.2 Nehdi의 유효계수

Nehdi는 STM의 유효압축강도를 결정하는 유효계수에 대한 모델을 제안하였다. 본 연구와 유사하게 전단보강근 없이 FRP bar로 휨 보강된 콘크리트 깊은보에 대한 전단실험을 수행하였다. ACI 318-08의 STM에서는 구속철근이 없을 경우 0.6의 유효계수를 제시하였지만 Nehdi는 실험에 따른 균열양상에 따라 축강성을 두 가지로 분류하여 유효계수의 값을 달리 적용하였다. 또한 유효깊이에 따른 크기효과를 적용하는 계수를 적용하였다. 여기서,  $E_f$ 는 FRP bar의 탄성계수,  $\rho_f$ 는 휨보강비를 나타낸다.

$$\beta_s = 0.68 - 0.012 \left( \frac{a}{d} \right)^4, \quad (E_f \rho_f)^{1/3} \leq 10 \quad (1a)$$

$$\beta_s = 0.75 - 0.01 \left( \frac{a}{d} \right)^4, \quad (E_f \rho_f)^{1/3} > 10 \quad (1b)$$

$$k = \frac{250 + d}{550} \quad \text{for } d \geq 300\text{mm} \quad (1c)$$

##### 4.1.3 CSA S806-02

캐나다의 FRP 보강부재 설계 기준인 S806-02에서는 FRP bar로 보강된 보의 전단력을  $V_{C,F}$ 로 나타내었다. 식 (2b)의  $V_{C,F}$ 는 콘크리트저항계수(본 연구에서는 1), 콘크리트 압축강도, 보강비, FRP bar의 탄성계수, 전단경간비, 단면유효깊이, 폭에 대한 식이며 식 (2a)의 범위에서 산정되어 한다. 또한 식 (2c)는  $V_f d / M_f \leq 1.0$ 을 만족해야 한다. 여기서 λ는 콘크리트 자중고려 계수,  $V_f$ 는 작용전단력,  $M_f$ 는 작용모멘트를 나타낸다.

$$0.1 \lambda \phi_c \sqrt{f'_c} b_w d \leq V_{c,f} \leq 0.2 \lambda \phi_c \sqrt{f'_c} b_w d \quad (2a)$$

$$V_{C,F} = 0.035 \lambda \phi_c \left( f'_c \rho_f E_f \frac{V_f}{M_f} d \right)^{1/3} b_w d \quad (2b)$$

$$\frac{V_f}{M_f} d \leq 1.0 \quad (2c)$$

##### 4.1.4 JSCE-97

일본의 설계기준인 JSCE-97에서는 FRP bar로 보강된 콘크리트 보의 전단강도 산정식 다음과 같이 나타내었다. 식 (3c)는 크기효과를, 식 (3d)는 FRP bar의 축강성을 Steel bar로 치환하여 반영한다. 전단경간비를 고려하는 계수에 관련된 식은 식 (3e), (3f)와 같다. 여기서  $f_{cd}'$ 는 콘크리트의 압축강도,  $N_d$ 는 작용축력,  $M_d$ 는 작용모멘트,  $\gamma_b$ 는 부재 안전계수를 나타낸다.

$$V_{c,f} = \beta_d \beta_p \beta_n \beta_{vd} b_d d / \gamma_b \quad (3a)$$

$$f_{vd} = 0.2(f'_{cd})^{1/3} \leq 0.72N/mm^2 \quad (3b)$$

$$\beta_d = (1000/d)^{1/4} \leq 1.5 \quad (3c)$$

$$\beta_p = (100\rho_f E_f / E_s)^{1/3} \leq 1.5 \quad (3d)$$

$$\beta_n = 1 + M_o / M_d \leq 2 \text{ for } N'_d \geq 0 \quad (3e)$$

$$\beta_n = 1 + 2M_o / M_d \geq 0 \text{ for } N'_d < 0 \quad (3f)$$

4.1.5 Razaqpur의 제안식

Razaqpur는 실험을 통하여 CSA S806-02의 전단력 산정식을 수정하였다. 식 (4a)와 식 (4b)는 각각 균열이 생기지 않은 콘크리트의 전단공헌분식과 골재의 맞물림 작용에 의한 전단공헌분식을 나타내며 두 식을 합하여서 콘크리트 보 전체의 전단강도를 산정한다. (4c)는 전단경간비를, 식 (4e)는 축강성을, 식 (4f)는 아치작용을, 식 (4g)는 크기효과를 반영한다.

$$V_{c1} = 0.035k_m k_s k_a \sqrt{f'_c} b_w d \quad (4a)$$

$$V_{c2} = 0.035k_m k_s k_a k_r \sqrt{f'_c} b_w d \quad (4b)$$

$$k_m = \left( \frac{V_F d}{M_F} \right)^{2/3} \quad (4c)$$

$$V_{c2} = 0.035k_m k_s k_a [1 + k_r] \sqrt{f'_c} b_w d \leq 0.2k_s \sqrt{f'_c} b_w d \quad (4d)$$

$$k_r = (E_f \rho_f)^{1/3} \quad (4e)$$

$$k_a = 1.0 \text{ for } \left( \frac{M_F}{V_F d} \right) < 2.5 \quad (4f)$$

$$k_s = 1.0, \text{ for beams with } d \leq 300mm \quad (4g)$$

$$k_s = \frac{750}{450 + d}, \text{ for beams with } d > 300mm \quad (4h)$$

4.2 전단강도 산정값 비교

STM과 아치작용 효과가 포함된 전단강도 산정식을 통한 예상하중 결과를 표 5와 그림 14에 나타내었다. 그 결과, D 영역을 고려하여 부재를 해석할 수 있는 STM을 이용한 예상하중이 실험결과와 비교적 근접한 값을 나타내었다. ACI 318-08의 경우, 실험하중/예상하중의 평균이 1.08이며 변동계수가 8.8%인 것으로 나타났다. 반면 Nehdi의 유효계수를 본 실험에 적용시킨 결과, 실험하중/예상하중의 평균이 1.13이며 변동계수가 11.7%로 아치작용을 고려한 산정식보다 정확한 예측결과를 나타내지만, 해당 실험 데이터에 국한되어 제안된 식이기 때문에 ACI 318-08의 유효계수를 적용한 결과보다 정확성이 낮은 것으로 판단된다.

아치작용이 고려된 Razaqpur, JSCE-97, CSA S806-

표 5 실험결과와 기준 및 기준 제안식과의 비교

시험체명	P <sub>exp</sub> /P <sub>ACI</sub>	P <sub>exp</sub> /P <sub>Neh</sub>	P <sub>exp</sub> /P <sub>Raz</sub>	P <sub>exp</sub> /P <sub>CSA</sub>	P <sub>exp</sub> /P <sub>JSCE</sub>
A3D9M-1.4	1.04	0.98	1.38	4.35	6.07
A3D9M-1.7	0.93	0.96	1.39	3.38	4.41
A3D9M-2.1	1.05	1.41	1.75	3.22	4.90
A4D9M-1.7	1.09	1.12	1.56	3.75	4.90
A5D9M-1.7	1.16	1.20	1.62	3.86	5.04
A3D9S-1.7	1.12	1.16	1.88	4.50	5.48
A5D9L-1.7	1.08	1.10	1.41	3.35	4.62
C3D9M-1.4	1.22	1.16	1.53	4.74	6.61
C3D9M-1.7	0.94	0.97	1.33	3.18	4.16
C3D9M-2.1*	0.59	0.79	0.93	1.69	2.06
C4D9M-1.7*	0.81	0.84	1.10	2.61	3.41
C5D9M-1.7	1.23	1.27	1.53	3.82	4.99
C3D9S-1.7	1.02	1.06	1.60	3.77	4.59
C5D9L-1.7	1.09	1.11	1.36	3.18	4.38
Mean	1.08	1.13	1.53	3.75	5.01
S.D**	0.10	0.13	0.17	0.53	0.72
C.O.V*** (%)	8.8	11.7	11.1	14.2	14.4

\* : 평균 및 표준편차, 변동계수 산정 시 제외하였음

\*\* : Standard deviation(표준편차)

\*\*\* : Coefficient of variation(변동계수)

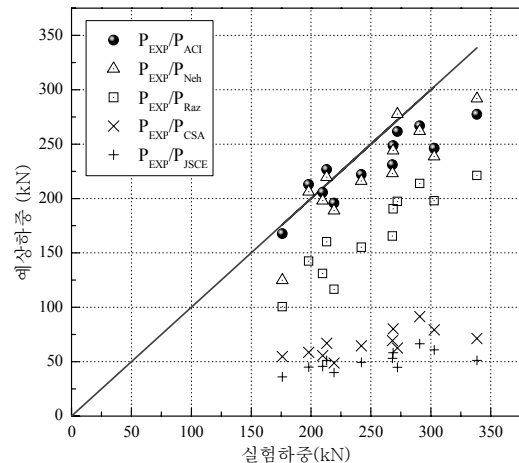


그림 14 예상하중-실험하중 그래프

02의 전단강도 산정식은 시험체의 전단력을 과소평가하는 경향이 나타났다. 이는 일반적인 보의 식에 아치작용의 효과와 크기효과에 대한 고려가 있는 식으로써 일관성을 보이지만 D 영역의 특성이 정확히 반영할 수 없으며, 또한 STM과 같이 치수화를 통한 해석이 아니기 때문인 것으로 사료된다. B 영역의 전단메커니즘을 토대로 제안된 식은 깊은보에서의 적용에 한계가 있음을 보여준다.

5. 결 론

FRP bar로 보강된 콘크리트 깊은보의 전단강도 및 거동



에 대한 조사를 위하여 보 부재의 전단력에 영향을 주는 요소들인 전단경간비, 보강비, 유효깊이, 주근의 종류를 변수로 전단실험을 수행하였다. 그 결과, FRP로 보강된 시험체의 전단강도 산정 시 아치작용이 적용된 산정식을 적용할 경우 깊은보의 하중 메커니즘을 반영하기에 한계가 있는 반면 부재 전체의 하중 전달 흐름을 명확하게 시각화해 주고 응력집중현상을 반영하는 STM을 통한 해석이 적절한 것으로 나타났다. 또한 FRP로 보강된 시험체는 Steel로 보강된 시험체와는 달리 취성적으로 거동하는 것으로 나타났다. 본 연구를 통하여 다음과 같은 결론을 내릴 수 있다.

- 1) FRP bar로 보강된 콘크리트 깊은보의 전단력은 전단경간비가 감소할수록 보강비, 유효깊이, 인장강도가 증가할수록 높게 나타나는 경향이 있으며, 이는 STM의 형상을 이용하여 분석이 가능하다.
- 2) 보이론이 적용되는 일반보에서의 전단강도는 축강성에 따라 전단력이 결정되지만 깊은보의 경우에는 인장력에 따라 전단력이 결정된다. 인장강도와 보강비가 클수록 수평·경사 스트럿의 단면력이 증가하며, 아치작용에 의한 하중 전달 능력이 상승하여 전단력이 커지는 경향이 있다. 반면 처짐의 경우에는 여전히 축강성에 기인하는 것으로 나타났다.
- 3) FRP bar의 높은 인장강도는 부재의 수평·경사 스트럿의 폭을 넓혀주어, 아치작용의 상승과 연결된다. 같은 보강비의 경우, CFRP와 AFRP로 보강된 시험체의 전단강도는 Steel로 보강된 시험체에 비해 각각 49.2%, 32.0% 증가되었으며, 부재의 강도 증가 및 자중감소 측면에서 FRP bar는 깊은보에서 적용 가능한 효과적인 보강부재라 판단된다. 하지만 FRP는 인장강도가 높은 반면, 탄성계수가 낮아 처짐과 균열폭의 증가를 야기하며, 취성적 특성에 따른 급작스런 파괴는 사용성 문제에 있어 해결되어야 할 사항인 것으로 판단된다.
- 4) 향후 FRP bar로 보강된 콘크리트 깊은보의 현장적용과 설계 기준 정립을 위하여 다양한 시험체에 대한 연구수행이 필요하며, 기존연구결과 분석을 통하여 유효계수제안에 관한 연구 및 사용성 문제에 대한 연구가 필요할 것으로 판단된다.

#### 감사의 글

본 연구는 2009년도 경희대학교 교원 연구년 지원에 의한 결과임(KHU-20081525).

#### 참 고 문 헌

- 조장세, 이영학, 김희철 (2010) AFRP 보강된 콘크리트 깊은보의 전단강도에 관한 실험적 연구, 한국전산구조공학회 정기학술대회 논문집.
- ACI Committee 318 (2008) *Building Code Requirements for Structural Concrete (318-08) and Commentary (318R-08)*, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan.
- ACI Committee 440 (2006) *Guide for The Design and Construction of Concrete Reinforced with FRP Bars (440.1R-06)*, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan.
- CSA S806-02 (2002) *Design and Construction of Building Components with Fibre Reinforcement Polymers*, Canadian Standard Association, Rexdale, Ontario, Canada.
- El-Sayed, A.K., EI-Salakawy, E.F., Benmokrane, B. (2006) Shear Strength of FRP-reinforced Concrete Beams without Transverse Reinforcement, *ACI Structural Journal*, 103(2), pp.235~243.
- Japan Society of Civil Engineers (1997) *Recommendations for Design and Construction of Concrete Structures using Continuous Fiber Reinforced Materials*, Research Committee on Continuous Fibre Reinforced Materials, A. Machida(ed), Tokyo, Japan.
- Nehdi, M., Omeman, Z., EI-Chabib, H. (2008) Optimal Efficiency Factor in Strut-Tie Model for FRP-Reinforced Concrete Short Beams with  $(1.5 < a/d < 2.5)$ , *Material and Structure*, 41(10), pp.1,713~1,727.
- Razaqpur, A.G., Isgor, B.O. (2006) Proposed Shear Design Method for FRP-Reinforced Concrete Members without Stirrups, *ACI Structural Journal*, 103(1), pp.93~102.
- Tureyen, A.K., Frosch, R.J. (2003) Concrete Shear Strength : Another Perspective, *ACI Structural Journal*, 100(5), pp.609~615.

- 논문접수일 2010년 7월 19일
- 논문심사일
  - 1차 2010년 8월 12일
  - 2차 2010년 10월 14일
- 게재확정일 2010년 10월 25일