

鋼纖維補強콘크리트 Deep Beam의 剪斷特性에 관한 研究

A Study on the Shear Properties of Steel Fiber Reinforced Concrete Deep Beams

文濟吉* · 洪益杓**

Moon, Je Kil · Hong, Ik Pyo

Abstract

Four series of fiber reinforced concrete deep beams without shear reinforcement were tested to determine their cracking shear strengths and ultimate shear capacities. Results of tests on 20 reinforced concrete deep beams (including 16 containing steel fibers) are reported. Three parameters were varied in the study, namely, the concrete compressive strength, volume fraction of fibers, and the shear span to depth ratio.

The effects of fiber incorporation on failure modes, deflections, strains, cracking shear strength, and ultimate shear strength have been examined. Resistance to shear stresses have been found to be improved by the inclusion of fibers. Based on these investigations, a method of computing the shear stress of steel fiber reinforced concrete deep beam is suggested. The comparisons between computed values and experimentally observed values are shown to validate the proposed theoretical treatment.

요 지

본 논문은 강섬유보강콘크리트 deep beam의 전단특성을 규명하고 균열전단강도와 극한전단강도를 예측하기 위한 것으로 섬유로 보강된 16개의 보를 포함한 총 20개의 보를 4 series로 나누어 실험을 수행하였다. 실험의 변수는 콘크리트의 강도, 섬유혼입률, 전단지간 등이며, 실험 과정을 통해 파괴형상, 처짐, 변형률, 전단강도 등을 측정하였다.

실험결과로부터 섬유의 혼입량이 많아지고, 콘크리트의 강도가 커질 수록, 그리고 전단지간이 짧아질 수록 섬유보강콘크리트 deep beam의 균열및 극한전단강도가 증가됨을 밝혔다. 또한, 실험성적을 회귀분석하여 균열전단강도와 극한전단강도 추정식을 제안 하였다. 제안된 추정식에 의한 계산값과 실험성적을 비교 검토하여 그 상관성을 확인하였다.

1. 서 론

콘크리트의 인장강도를 초과하는 주인장응력이

콘크리트보의 전단지간에 작용할 때 부재의 사방향 균열이 복부에 생기게 되며 결국은 보를 파괴시키게 된다. 또한 콘크리트의 취성은 부재에 초기균열이 형성된 후 매우 빠른 속도로 보를 파괴시키는 원인이 된다. 콘크리트에 강섬유가 혼입되면 콘크리트내에

* 정희원 · 건국대학교 교수, 이학박사

** 정희원 · 안양전문대학 부교수

균등하게 분산되는 섬유들의 균열억제 mechanism에 의해 콘크리트의 취성특성이 변화하여 상당한 인성을 갖도록 하는 효과가 있다.^(12,13)

Deep beam의 거동은 비교적 큰 시간을 갖는 가늘고 긴 보의 경우와는 달리 부재의 수직응력과 전단변형의 영향을 받는다.⁽⁹⁾ 철근콘크리트 deep beam의 정확한 해석은 까다로운데 여기에 강섬유가 혼입되면 더욱 복잡해질 것이다. 몇몇 연구들은 철근콘크리트 deep beam의 극한하중을 예측하는 실험적 및 반실험적 공식을 제안했다.^(6,9) 그러나 섬유가 혼입된 deep beam에 대한 연구는 매우 제한적인 것이었다. Narayanan⁽⁹⁾의 실험결과 deep beam에 섬유가 혼입되면 콘크리트와 섬유의 부착력으로 인해 높은 arch action의 증가를 가져다 주었다. 콘크리트내에 강섬유가 혼입되면 섬유가 복부철근보다 좁은 간격으로 분산되고, 초기전단균열이 발생한 후 극한전단하중에 이르기까지 섬유가 부착이탈되기에 필요한 추가적인 에너지를 가지므로 보의 전단보강으로 강섬유의 혼입은 스테럽이나 절곡철근보다 유리한 점을 갖는다.⁽⁴⁾

본 연구는 종방향의 인장철근을 갖는 강섬유보강 콘크리트 deep beam에서 강섬유의 복부전단보강 효과를 규명하고자 하는 것이다. 최근 장대지간의 교량이나 고층건물 등의 시공에 점차 사용이 확대되고 있는 고강도콘크리트에서 강섬유의 혼입효과를 알아보기 위해 콘크리트의 압축강도를 4단계로 나누어 230kg/cm²에서 550kg/cm²에 이르도록 변화시키고 여기에 섬유의 혼입량을 변수로 하였으며, 종래의 연구들^(1,2,3,5,10,11,14,15)에서 보의 전단강도에 큰 영향을 미치는 것으로 알려진 전단지간을 변화시켜 각 series별 실험을 수행하였다.

본 논문은 20개 보에 대한 전단실험을 실시하여 파괴형상, 하중-처짐관계, 하중-변형률관계, 전단강도 등을 측정 및 분석하여 다른 자료들과 비교 검토

하였다. 측정된 자료에 따라 회귀분석을 실시하여 deep beam의 균열전단강도 추정식을 제안하고, Narayanan⁽⁹⁾이 제안한 섬유보강콘크리트 deep beam의 극한전단강도 추정식을 수정 제안하였다. 그리고 계산된 추정값과 본 연구에서 얻어진 측정값을 비교분석하여 제안된 추정공식의 타당성을 확인하였다.

2. 실험

2.1 사용재료

2.1.1 시멘트

시멘트는 국내에서 생산되는 제1종 보통포틀랜드 시멘트로 비중이 3.10이상인 것을 사용했다.

2.1.2 골재

잔골재는 한강(미사리)산 모래,굵은골재는 안양산 쇄석을 사용했으며, 이의 물리적성질은 표 1과 같다.

2.1.3 강섬유

강섬유는 양단에 갈고리(hook)가 있는 Belgium BEKAERT사의 Dramix섬유를 사용하였으며, 이는 개개의 섬유가 수용성 아교다발로 붙어있어 콘크리트 반죽 속에서 분산이 용이하도록 만들어진 것으로 표 2와 같은 성상을 갖는 것이다.

2.1.4 철근

전단강도 실험용 보 공시체의 제작에 사용된 인장철근은 일반적으로 사용하는 SD30 철근으로 항복강도가 3,148kg/cm²이고, 탄성계수는 2.04 × 10⁶kg/cm²였다.

표 2. Dimensions of Steel Fiber

Type	Specific Gravity	Length (mm)	Diameter (mm)	Aspect Ratio
ZP 30/50	7.85	30	0.50	60

표 1. Physical Characteristics of Aggregates

Classification	Max. Size of Aggregate(mm)	Specific Gravity	Absorption Ratio(%)	Fineness Modulus
Fine Aggregate	—	2.59	1.50	2.98
Coarse Aggregate	13	2.70	0.82	6.36

표 3. Chemical Admixture

	Class	Type	Main Constituent	Specific Gravity	Standard Dosage Rate
High-Range Water Reducer	ASTM C 494 Type F	Liquid	Naphtalene-polymers	1.21	0 - 2.5%

2.1.5 혼화제

콘크리트의 고강도화와 시공성의 향상을 위해서는 혼화제의 사용이 필수적이기 때문에 ASTM C 49 Type F로 규정된 나프탈린계 고강도 감수제 DA-DREX SUPER 20을 사용하였으며 강섬유 투입 전 목표slump는 15cm였다. 사용한 혼화제의 화학적 성분 및 성상은 표 3과 같다.

2.2 배합설계

배합은 콘크리트의 강도변화와 강섬유의 투입에 따른 시공성확보를 위해 예비시험을 통해 강도변화에 적합한 물시멘트비에 따라 180kg의 단위수량을 고정시켜 놓은 상태에서 단위시멘트량을 변수로 하여 설계하였으며, 상기 사용골재에 적합한 최소의 잔골재율을 채택하였다.

이에 따라 배합은 A, B, C, D의 4가지 형태로 하였으며, 기존의 자료들^(7,8,13)을 검토한 결과 얻어진 최적의 섬유용적비를 1.0%로 정하여 섬유혼입률을

각 배합마다 0%와 1.0%로 나누어 비교하였다. 단, 가장 폭넓게 이용될 수 있는 예상콘크리트압축강도 400kg/cm²의 B배합에 대해서는 강섬유의 혼입효과를 분석하기위해 섬유혼입률을 0%, 0.5%, 1.0%, 1.5%의 4가지로 나누어 실험을 실시하였으며, 고강도 콘크리트에 속하는 B,C,D배합의 콘크리트 반죽에서는 강섬유의 투입으로 인한 워커빌리티의 개선을 위해 강섬유 투입 전 목표 슬럼프를 15cm로 하여 실험을 수행하였다. 이에 따른 배합설계표는 표 4와 같다.

2.3 실험보의 설계

실험보인 deep beam의 단면형상은 폭(b)이 10cm, 유효높이(d)가 24cm, 총높이(h)가 30cm인 단철근 직 4각형보로 부재의 총길이는 40~60cm이고, 지간(L)은 30~50cm이며, 인장철근량 $A_s = 5.068\text{cm}^2(4-D13)$ 를 배치하여 강도설계법에 따른 과소철근보로 설계하였다. 복부의 전단보강이 없기 때문에 모든 부재가

표 4. Standard mix-proportioning table

Mix Type	Fiber Content(%)	Aggre.Max. Size(mm)	Slump (cm)	W/C (%)	s/a (%)	Unit Weight(kg/m ³)					
						W	C	S	G	S.P.	Steel Fiber
A	0	13	8	51	43	180	350	787	1088	1.2	0
	1.0	13	0	51	43	180	350	787	1088	1.2	78.5
B	0	13	17	40	43	180	450	752	1039	3.6	0
	0.5	13	7	40	43	180	450	752	1039	3.6	39.3
	1.0	13	5	40	43	180	450	752	1039	3.6	78.5
	1.5	13	2	40	43	180	450	752	1039	3.6	117.8
C	0	13	16	34	43	180	530	723	999	5.3	0
	1.0	13	5	34	43	180	530	723	999	5.3	78.5
D	0	13	14	30	43	180	600	697	963	10.2	0
	1.0	13	7	30	43	180	600	697	963	10.2	78.5

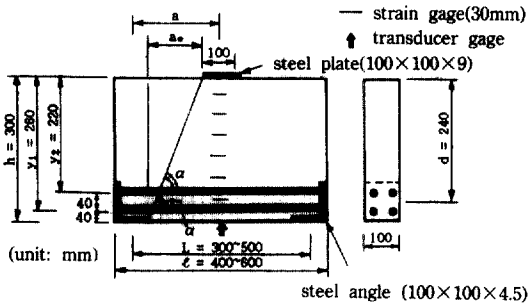


그림 1. Details of deep beams.

전단파괴를 일으키도록 제작되었다. 실험부재의 전단시간 변화는 콘크리트부재의 전단강도에 주요변수로 알려진^(1,2,3,5,10,11,14,15) 전단시간비(a/d)를 0.6, 0.8, 1.0으로 변화시키기 위해서이며, 특히 B배합의 콘크리트에서는 이들 사이에 0.7과 0.9의 a/d 를 추가시켜 실험부재의 전단시간변화에 따른 전단강도특성의 변화추이를 알아보았다.

실험부재의 단면형상, 치수 및 게이지 부착위치는 그림 1과 같으며, 지지부에서 철근의 정착을 돕고 국부적인 지압파괴를 방지하기 위해 인장철근을 L형강(angle)에 아아크(arc)용접하였다.

2.4 실험체의 제작 및 양생

콘크리트의 반죽은 30ℓ 용량의 회전식 믹서로 굵은골재와 잔골재를 넣고 30초정도 혼합한 후 시멘트를 넣어 각 재료가 충분히 고르게 분산된 뒤에 물을 첨가하여 1분간 다시 혼합하였다. 반죽이 끝난 후 슬럼프가 측정되었으며, 슬럼프값을 측정한 다음에는 이에 알맞는 혼화제량을 첨가하여 충분히 재료가 비벼지면 회전되는 믹서속에 강섬유를 손으로 투입하여 섬유가 고르게 분산될 때까지 반죽을 계속하였다. 섬유가 혼입된 콘크리트의 워커빌리티를 알기 위해 다시 슬럼프시험을 실시 하였다.

반죽된 콘크리트로 압축 및 활열인장강도 실험용 지름 10cm, 높이 20cm의 원주형공시체를 각 배합마다 3개씩 총 60개, 지간 변화에 따른 전단강도시험용 deep beam 공시체 총 20개를 제작하였다. 전단강도실험용 부재 제작에 사용된 거푸집은 두께 12mm의 합판으로 만들었으며 거푸집의 변형방지를 위해 강봉조임볼트로 보강하였다. 콘크리트의 타설 시에는 붓으로 충분한 다짐을 실시하였으며, 압축

및 활열인장강도실험용 공시체는 타설 24시간 후에 시멘트풀로 캐핑을 실시하였다. 모든 공시체는 제작 48시간 뒤에 탈형하여 살수한 후 마포를 덮고 비닐로 밀폐시켜 재령 25일까지 습윤양생을 실시하였다. 각 공시체는 재령 25일 후 대기중에 노출시켜 재령 28일에 해당되는 실험을 실시하였다.

2.5 실험장치 및 방법

압축강도와 활열인장강도 실험은 100t용량의 유압식 만능시험기를 사용하여 KS F 2405(콘크리트의 압축강도시험방법)와 KS F 2423(콘크리트의 인장강도시험방법)에 따라 시행하였다. 전단강도실험에서 실험부재의 지지조건은 단순보이며, 3점하중재하방식으로 중앙부에서 연직하중을 가하는데 하중보정을 위해서는 100t용량의 load cell을 이용하고, 하중재하점의 지압파괴와 편심재하를 방지하기 위해 재하점을 그림 1과 같은 두께 9mm, 폭 10cm의 정4각형 강판으로 보강했다. 실험부재의 중앙점하부에는 처짐측정을 위해 transducer를 설치하여 하중증가에 따른 변위량을 X-Y recorder로 기록하였으며, 각 하중단계마다 균열형상 및 균열폭을 최소독치 0.01mm의 광학균열측정기(eye gage)로 측정하여 기록하였다. 또한, 부재의 높이에 따라 변화하는 응력분포상태를 알아보기 위해 부재의 상면에서 4cm, 8cm, 12cm, 16cm, 20cm, 24cm되는 곳에 strain gage를 부착하여 변형을 측정하였다.

3. 실험결과 및 고찰

3.1 기본 강도실험

3.1.1 압축강도

섬유보강콘크리트는 강섬유의 혼입률이 증가함에 따라 그림 2와 같이 거의 선형적으로 증가하고, B배합의 경우에 섬유혼입률 1.5%에서 증가율은 7% 정도이다. 전반적인 섬유 혼입에 따른 압축강도의 증가율은 10%미만으로 강섬유의 보강이 콘크리트의 압축강도 개선에 별로 효과가 없음을 보여주었으며 각 배합마다의 실험결과는 표 5와 같다.

3.1.2 활열인장강도

콘크리트에 강섬유의 혼입으로 인한 콘크리트의 인장강도와 인성의 개선은 콘크리트배합에서 섬유의

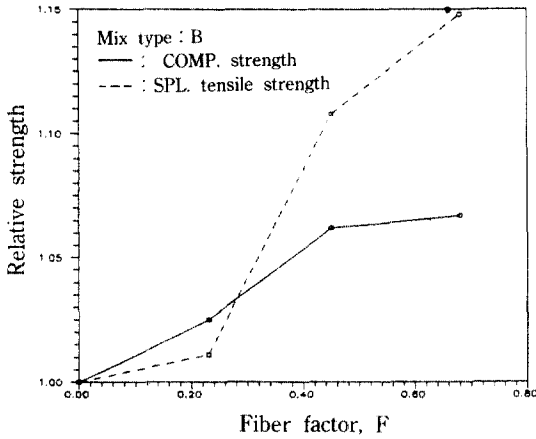


그림 2. Variation of each strength as a function of fiber factor.

분산용적(ρ_f), 섬유의 형상비(l_f/d_f), 섬유와 matrix의 부착계수(β) 등 3가지 영향을 섬유계수(fiber factor) F 라 하는 복합된 parameter로 결합시켜 다음과 같이 표현한다.⁽⁹⁾

$$F = (l_f/d_f) \cdot \rho_f \cdot \beta \quad (1)$$

여기서, β 는 섬유의 각기 다른 부착특성으로 계산된 것으로 뽑기(pull-out)실험에 의하면⁽⁹⁾ 횡단면이 원형일때 0.5, 크립프(crimp)되거나 단부갈고리가 있으면 0.75, 튼니모양의 섬유이면 1.0이다.

본 연구에서 섬유보강콘크리트의 활열인장강도는 실험용 공시체가 하중을 받아 초기 활열균열이 생길 때의 인장강도를 말한다. 강섬유의 혼입률이 증가함에 따라 강섬유보강콘크리트의 활열인장강도는 그림 2와 같이 거의 선형적으로 증가하였고, B배합의 콘크리트에서 강섬유혼입률 1.0%와 1.5%의 경우에는 압축강도증가율의 약 2배에 이르는 활열인장강도의 증가를 보였다. 섬유혼입에 따른 전반적인 활열인장강도의 증가율은 A배합의 섬유혼입률 1.0%와 B배합의 섬유혼입률 1.5%에서 최대 15%정도의 증가를 보여주었는데 이런 모든 경향은 압축강도의 경우와 유사하다. 콘크리트의 활열인장강도 실험은 실험의 수행이 간단하고 일관된 결과를 보여준다. 또한, 섬유보강콘크리트보가 하중을 받아 파괴될 때의 파괴형상이 활열인장강도실험에서 원주형공시체파괴와 유사하기 때문에 섬유보강콘크리트의 인

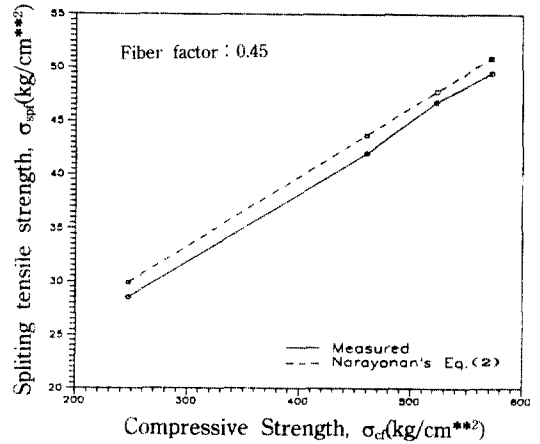


그림 3. Compressive strength versus splitting tensile strength relationship.

장강도를 평가하는 신뢰성있는 방법으로 사용되고 있으며 비틀림 전단강도의 측정목적으로도 이용되고 있다.⁽⁹⁾

섬유보강콘크리트의 활열실험결과가 유용치 않거나 활열인장강도실험을 수행하지 못했을 경우에 회귀분석에 의한 다음과 같은 공식을 이용할 수 있는데, 섬유보강콘크리트의 활열원주형공시체 인장강도 σ_{spl} 는 섬유보강콘크리트 원주형공시체 압축강도 σ_{cf} 와 섬유계수 F 를 가지고 다음 식으로 구할 수 있다.⁽⁹⁾

$$\sigma_{spl} = (1.25\sigma_{cf}/A) + B + C\sqrt{F} \quad (2)$$

여기서, A, B, C는 계수로서 A는 $20 - \sqrt{F}$ 의 무차원, B는 7.1kg/cm^2 , C는 10.2kg/cm^2 이다.

그림 3은 본 실험에서 수행한 표 5의 활열인장강도 실험결과와 식 (2)에 의해 얻어진 값들을 비교한 것으로 모든 배합의 경우에 거의 비슷한 경향을 보이나, 식 (2)에 의한 값이 다소 과대평가됨을 알 수 있었다. 그러나 두 값의 차는 A배합과 B배합의 콘크리트에서 최대 5%정도이고, C배합과 D배합의 콘크리트에서는 2~3%정도의 차이 밖에 보이지 않으므로 섬유보강콘크리트의 활열인장강도를 평가하는 신뢰할 수 있는 공식이라 생각된다.

3.2 전단거동

3.2.1 파괴형상

表 5. Deep beam details and test results

Series No.	Beam No.	Mix type	L (cm)	a/d	a _c (cm)	α (degrees)	Fibers		σ _c or σ _{cf} (kg/cm ²)	σ _{sp} or σ _{sp1} (kg/cm ²)		Observed shear Strength (kg/cm ²)		Predicted Shear Strength (kg/cm ²)		V _{co} /V _{cp}	V _{uo} /V _{up}
							ρ _f (%)	F		Observed Eq. (2)	V _{co}	V _{uo}	V _{cp}	V _{up}			
1	DAP 1	A	40	.8	10.0	71.6	0.0	.00	228	24.8	—	35.00	53.96	37.62	—	.93	—
	DAF 1	A	30	.6	5.0	80.7	1.0	.45	247	28.5	29.9	56.04	82.50	58.23	91.73	.96	.90
	DAF 2	A	40	.8	10.0	71.6	1.0	.45	247	28.5	29.9	48.96	68.54	49.25	79.87	.99	.86
	DAF 3	A	50	1.0	15.0	63.4	1.0	.45	247	28.5	29.9	44.38	57.08	43.86	66.94	1.01	.85
2	DBP 1	B	40	.8	10.0	71.6	0.0	.00	433	37.9	—	39.58	73.75	43.26	—	.92	—
	DBF 6	B	40	.8	10.0	71.6	0.5	.23	444	38.3	40.4	51.25	87.50	48.56	95.33	1.06	.92
	DBF 2	B	40	.8	10.0	71.6	1.0	.45	460	42.0	43.7	52.29	92.71	55.05	101.16	.95	.92
	DBF 7	B	40	.8	10.0	71.6	1.5	.68	462	43.5	45.6	69.58	99.17	60.83	103.53	1.14	.96
	DBF 1	B	30	.6	5.0	80.7	1.0	.45	460	42.0	43.7	62.71	119.58	64.04	117.30	.98	1.02
	DBF 4	B	35	.7	7.5	76.0	1.0	.45	460	42.0	43.7	55.83	110.83	58.90	109.40	.95	1.01
	DBF 5	B	45	.9	12.5	67.4	1.0	.45	460	42.0	43.7	53.54	92.29	52.06	92.66	1.03	1.00
3	DCP 1	C	40	.8	10.0	71.6	0.0	.00	493	45.3	—	48.75	88.96	46.44	—	1.05	—
	DCF 1	C	30	.6	5.0	80.7	1.0	.45	523	46.8	47.8	63.33	124.79	66.10	126.39	.96	.99
	DCF 2	C	40	.8	10.0	71.6	1.0	.45	523	46.8	47.8	55.42	114.38	57.12	108.73	.97	1.05
4	DDP 1	D	40	.8	10.0	71.6	0.0	.00	551	44.8	—	51.67	112.71	46.22	—	1.12	—
	DDF 1	D	30	.6	5.0	80.7	1.0	.45	572	49.5	50.9	76.88	142.08	67.27	131.50	1.14	1.08
	DDF 2	D	40	.8	10.0	71.6	1.0	.45	572	49.5	50.9	59.58	117.92	58.28	112.99	1.02	1.04
	DDF 3	D	50	1.0	15.0	63.4	1.0	.45	572	49.5	50.9	48.54	97.92	52.89	93.43	.92	1.05

하중이 증가됨에 따른 부재의 파괴형상은 모든 deep beam에서 비슷한 것이었다. 보에 어떤 일정한 하중이 작용되면 부재의 복부에 사인장균열이 발생하는데 초기균열은 대부분 복부의 중앙부에서 생겼다.

그림 4와 같이 B배합의 보에서 첫번째 균열이 발생된 뒤에 약간의 하중이 증가되면 첫번째 균열이 생성된 전단지간의 반대지간에 대칭을 이루는 전단 균열이 예외없이 발생함을 알 수 있었다. 이런 현상은 A, C, D배합의 모든 보에서도 그러했다. 하중이 점차 커지면서 전단균열의 폭은 커지고 길이는 늘어나는데, 섬유유 혼입량이 많은 보 일수록 균열의 폭과 간격이 좁아짐을 보였다. 이는 균열이 콘크리트속에서 매트릭스와 섬유유 부착으로 발생하는 섬유유의 연결작용으로 인해 균열폭의 확대를 억제하고 응력을 재분배하기 때문이라 생각되며, 이런 영향으로 인해 주균열의 주위에는 미세균열(microcrack)이 생성됨을 볼 수 있었다. 배합 A인 보통콘크리트에서 부터 배합 B, C, D에 이르도록 콘크리트의 압축 및 할열인장강도가 증가됨에 따라 균열의 폭이

좁고 간격도 작음을 볼 수 있었는데 이는 매트릭스의 높은 강성(stiffness)으로 인한 낮은 변형과 균열의 억제효과라 생각된다.

보에서 a/d가 커질수록 균열이 많이 발생되는데 이는 전단지간이 길어짐으로 인해 전단균열발생구역이 확대되어 생기는 것이라 보여지며, 휨균열은 a/d 0.6과 0.7에서는 전혀 발생되지 않았고 0.8이상의 보에서 전단균열이 발생된 후 단지 몇개의 균열만이 큰 휨모멘트구역에서 발생됨을 보여주었다.

이상과 같은 과정을 통해 실험보들은 보에 발생한 초기균열이 하중이 증가함에 따라 점차 진전되고 또한 확장되어 극한하중에 도달하면 파괴되는데 파괴되기 직전에는 부재의 표면에 밀착된 섬유유 부착이탈로 인하여 표면의 콘크리트가 부스러지면서 발생하는 것이라 생각되는 작은 소리들을 들을 수 있어 파괴를 예감할 수 있었으며, 모든 보의 파괴는 부재의 상단 재하점에서 부재의 하단 지지점으로 이어지는 거의 일정한 균열형태의 진전으로 할열되어짐을 나타내었다. 그러나 어느 경우에도 섬유유 그 자체는 끊어지지 않았다.

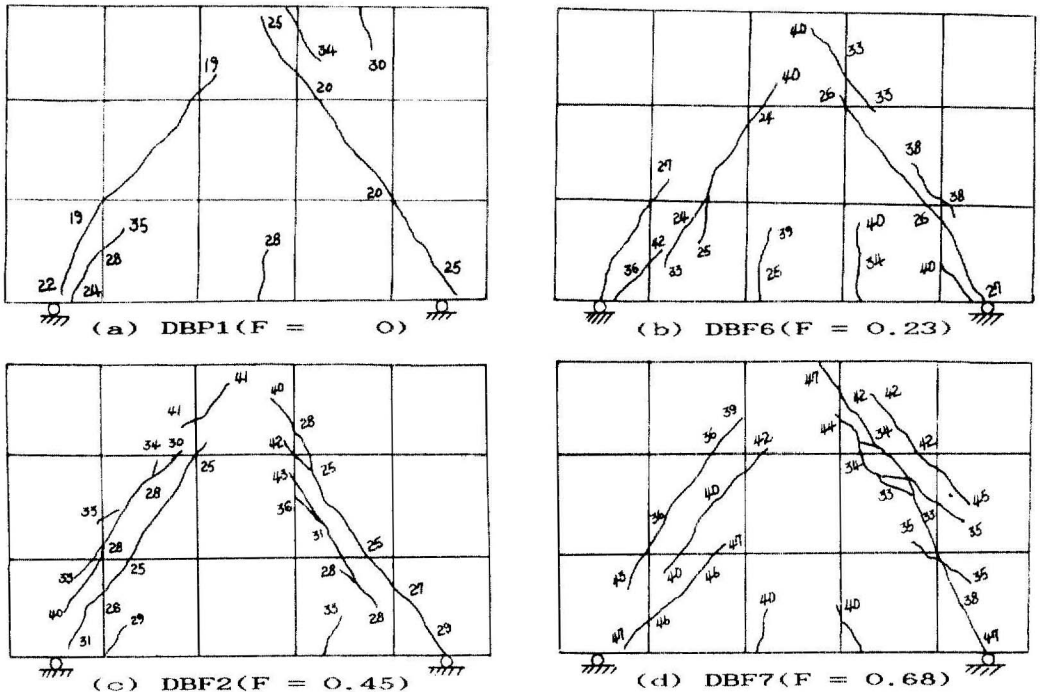


그림 4 Crack patterns for test deep beams(Mix type "B").

3.2.2 하중-처짐 관계

모든 실험보들은 그림 5와 같이 극한전단강도의 80%~90%에 이르기까지 거의 선형거동을 했으며, 그 이후부터 극한강도에 도달될 때까지의 변형은 비선형이었다. 그림 5(a)는 콘크리트의 배합이 A에서 D에 이르는 보의 실험결과로써 a/d가 1.0이고 F가 0.45인 경우인데 이때 콘크리트의 강도가 비교적 낮은 A배합의 보는 동일한 하중수준에서 고강도인 B,C,D배합의 보에 비해 매우 큰 처짐을 보인다. 그림 5(b)는 B배합의 보에서 a/d가 0.8일때 F가 0,0.23, 0.45, 0.68로 변화되는 경우로써 섬유혼입량이 증가 되면 보통의 가늘고 긴 (slender)보와는 달리 매우 높은 강성의 증가를 나타냈다. 그림 5(c)는 B배합의 보에서 F가 0.45인 경우에 a/d가 0.6~1.0인 경우로 a/d의 증가와 함께 처짐이 많아지는 경향을 나타냈다. 이상과 같이 하중-처짐곡선들은 일반적으로 콘크리트의 강도가 증가될수록, F값이 커질수록, a/d가 작아질수록 보의 강성이 개선됨을 나타내었다. 초기전단균열이 발생된 후의 보의 연성은 섬유를 혼입하거나 혼입하지 않은 부재 모두에서 거의 비슷한 경향을 보였기 때문에 deep beam에서는 균열발생 후 섬유로 인한 재료의 연성화가 다른 연구⁽⁹⁾와 같이 현저한 것이 아님을 보여주었다.

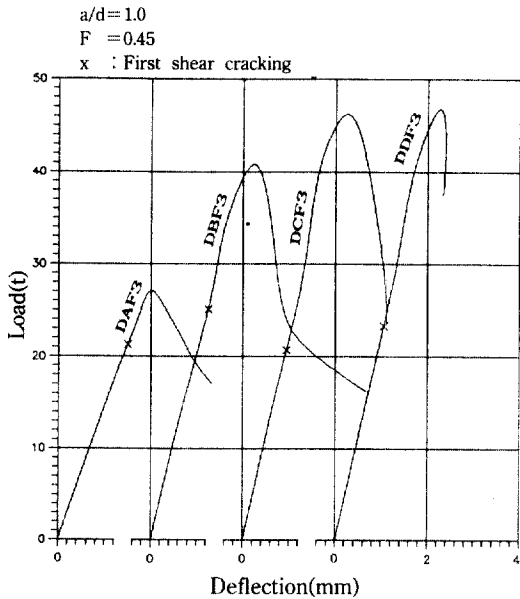


그림 5(a). Load versus central deflection curves.

3.2.3 하중-변형을 관계

실험부재에 초기 사인장균열이 발생되고 발전됨으로써 보의 깊이를 따라 생기는 콘크리트의 변형은 증가되었다. 그림 6은 실험보에 하중이 5t씩 증가 되었을 때 25t까지 매 5t마다의 시간중양단면의 변형률을 측정 한 것으로 25t의 하중재하시에 압축측

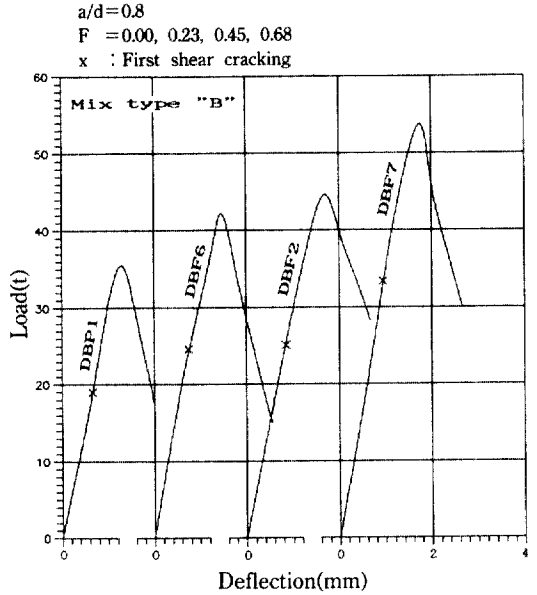


그림 5(b). Load versus central deflection curves.

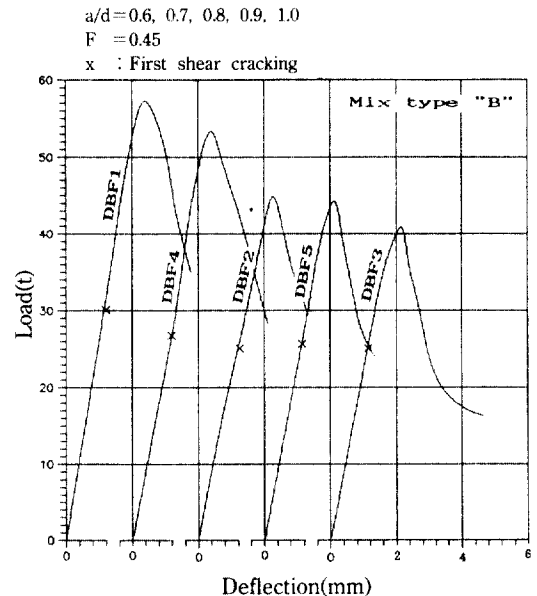


그림 5(c). Load versus central deflection curves.

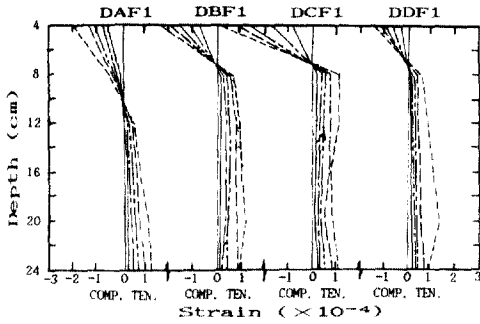


그림 6(a). Variation of strain along the depth of deep beams.

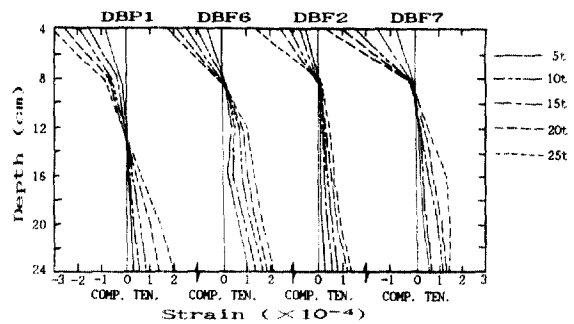


그림 6(b). Variation of strain along the depth of deep beams (Mix type "B").

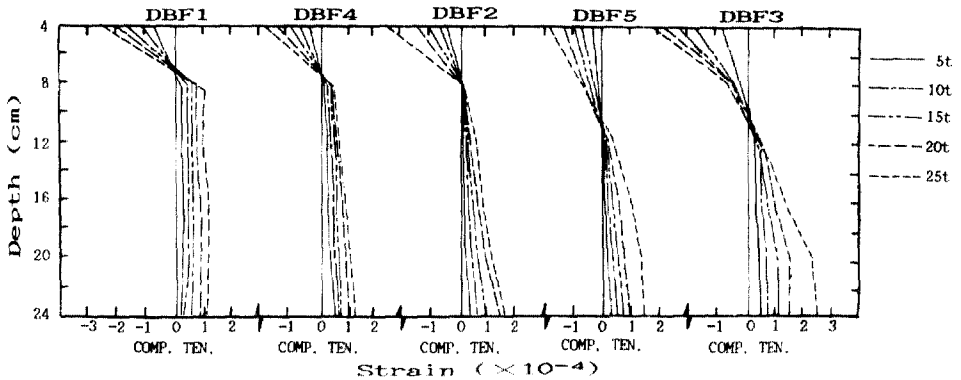


그림 6(c). Variation of strain along the depth of deep beams (Mix type "B").

연단에서 4cm 떨어진 점의 최대압축변형률은 0.00015~0.00040, 24cm 떨어진 점(유�효깊이 d에 해당) 점의 최대인장변형률은 0.00010~0.00040으로 매우 다양했다. 이는 지간 중앙단면의 변형률분포가 비선형이고 하중재하의 초기상태에서도 그러하다는 것을 보여준다.

그림 6(a)는 실험부재의 콘크리트배합이 A에서부터 D로 변화됨에 따른 a/d가 0.6, F가 0.45인 보의 변형률 측정결과로 콘크리트의 강도가 증가함에 따라 중립축이 압축축으로 이동함을 나타내었고, 그림 6(b)는 B배합의 콘크리트보에서 F가 0에서 0.23, 0.45, 0.68로 커짐에 따른 변형률상태로 DBF7보를 제외하고는 F가 커짐에 따라 중립축이 압축축으로 이동함을 나타낸다. 그림 6(c)는 B배합의 보에서 F가 0.45일 때 a/d를 0.6내지 1.0의 5단계로 나누어 시험한 결과로 a/d의 증가와 함께 중립축이 인장축으로 이동하였다. 위와 같은 결과들로 볼 때 콘크리트의

강도가 커질수록, F가 증대될수록, a/d가 감소할수록 중립축은 압축축으로 이동하였고 또한 실험된 모든 보에서 중립축은 대략 부재의 상연에서 0.2h~0.4h의 범위에 있었다.

3.3 전단강도

각 series에서의 실험결과들은 표 5에 나타내었다. 모든 보의 균열전단강도와 극한전단강도 실험값은 섬유계수 F, 콘크리트의 강도, 전단지간의 비(a/d)에 영향을 현저히 받는다.

3.3.1 균열전단강도

각 보에서 초기전단균열이 발견되었을 때의 전단응력을 균열전단강도 v_{cr} 라 하며, 실험된 보에서 각 변수들이 균열전단강도에 미치는 영향은 그림 7과 같다. 그림 7(a)는 콘크리트의 활열인장강도가 증가됨에 따라 균열전단강도가 거의 선형적인 증가를 보이며, a/d가 0.6인 경우에는 그 증가율이 현저히

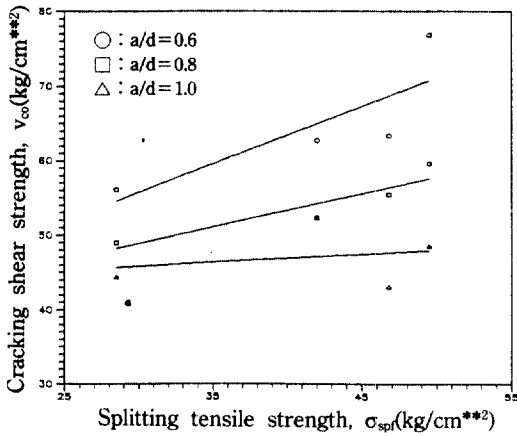


그림 7(a). Shear cracking strength plotted against splitting tensile strength.

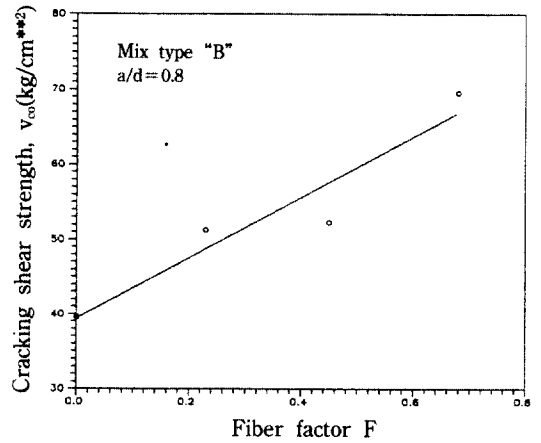


그림 7(b). Shear cracking strength plotted against fiber factor.

커졌다. 그림 7(b)와 (c)는 B배합의 콘크리트보로 F의 증가와 a/d의 감소에 따라 일정한 양은 아니지만 선형적인 증가를 나타내었다.

현재 섬유보강콘크리트 deep beam의 균열전단강도에 관한 신뢰할 만한 예측방법은 아직 없다. 그러나 최근 Narayanan⁽¹⁰⁾은 보통의 가늘고 긴 섬유콘크리트 보에 대한 실험결과를 근거로 균열전단강도를 추정하는 반실험적 공식을 다음과 같이 제안했다.

균열전단강도(cracking shear strength):

$$v_c = A' \cdot \sigma_{sp} + B' \cdot \rho_s \cdot d/a + C' \cdot F \quad (3)$$

여기서, A', B', C'는 계수로, A'는 0.24의 무차원, B'는 204kg/cm², C'는 5.1kg/cm²이다.

본 연구의 결과들을 검토해 볼 때 σ_{sp} , ρ_s 와 d/a, F 등은 균열전단강도와 거의 선형의 관계를 유지하는 것으로 관찰되었으므로 Narayanan의 식 (3)을 근거로 실험된 총 20개 보의 값을 회귀분석하여 섬유보강콘크리트 deep beam의 균열전단강도를 예측할 수 있는 다음 식을 제안하고자 한다.

$$v_{cp} = A^* \cdot \sigma_{sp} + B^* \cdot \rho_s \cdot d/a + C^* \cdot F \quad (4)$$

여기서, A*, B*, C'는 계수로 A*는 0.43의 무차원, B*는 1,027kg/cm², C*는 22.3kg/cm²이며, 이 식 (4)를 이용한 결과 0.894의 상관계수를 얻을 수 있었다. 따라서, 콘크리트 deep beam에 강섬유가 혼입되

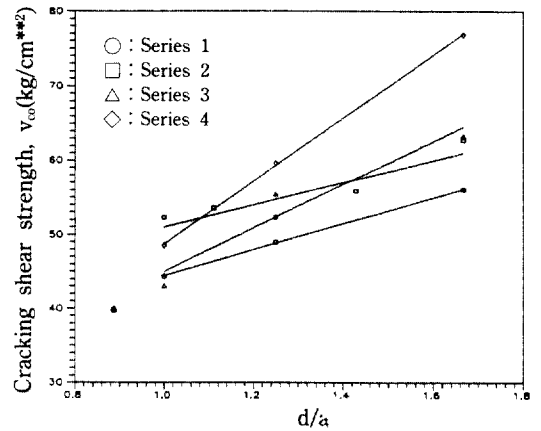


그림 7(c). Shear cracking strength plotted against shear-span ratio.

로써 얻어지는 강섬유의 균열전단강도에 대한 기여도는 본 논문에 제안된 식의 제1항에 있는 콘크리트의 활열 인장강도 증가에 따른 몫과 제3항의 섬유계수로 부터 얻어지는 값을 합하여 추정할 수 있을 것이라고 생각한다.

3.3.2 극한전단강도

보에 하중이 증가됨에 따라 초기 전단균열이 발생한 후 모든 실험 부재는 많은 추가하중(reserved shear strength)을 저항하고 파괴되었다. 이와 같은 현상은 다른 연구들^(3,6,10,14,15)에서도 나타난 것처럼 주로 a/d의 감소에 따른 것이라 보여진다. 여기서, 추가하중비율은 비교적 저강도인 1 series보에 비해

2,3,4 series의 고강도 보에서 현저한 증가를 보였으므로 콘크리트의 강도의 증가에 따라 추가하중량은 많아짐을 알 수 있었다. 이런 현상은 고강도 콘크리트의 강성과 관계되는 것으로 보이며, 이는 deep beam에 전단하중이 작용되면 높은 강성으로 인해 변형이 제한되어 초기에 균열은 생기지만 파괴되지는 않고 여분의 전단하중을 지속적으로 지지한다고 볼 수 있다. 따라서 deep beam의 전단강도는 일반적으로 가늘고 긴 보에서의 경우와는 다른 설계시의 해석을 요구한다고 생각한다.

그림 8은 실험보의 각 변수들이 극한전단강도에 미치는 영향을 나타낸 것이다. 그림 8(a)는 콘크리트의 활열인장강도가 증가됨에 따른 극한전단강도의 결과를 나타낸 것으로 비교적 일정한 차이를 갖는 선형의 값을 보인다. 그림 8(b)와 (c)는 B배합의 보에서 F의 증가와 a/d의 감소에 따라 극한전단강도가 점진적 증가를 나타내었다.

이상의 실험결과로 볼 때 섬유보강콘크리트 deep beam의 극한전단강도는 각 변수들과 선형의 관계를 갖는다고 보여진다.

하나의 해석적 model이 종래의 철근콘크리트 deep beam에서 극한전단을 예측하기 위해 Kong 등에 의해 제안되었다.⁽⁹⁾ 이는 보의 파괴가 하중재하점과 반력점을 잇는 선을 따라 사방향 형태를 이룬다는 제안이다. 사방향 균열에 의해 분리되는 보의 힘의 평형에 근거해 만들어진 그들의 제안을 근거로 Narayanan⁽⁹⁾ 등은 섬유보강콘크리트 deep

beam에 적용할 수 있는 다음과 같은 극한전단강도 추정식을 발표했다.

$$v_u = C_1(1 - 0.35 a_e/h) \sigma_{spt} \cdot b \cdot h + C_2 \sum A_{s1} \cdot y/h \cdot \sin^2 \alpha \quad (5)$$

여기서,

C_1 = 보통콘크리트에서 1.05, 경량콘크리트에서 0.75의 값을 갖는 무차원 계수.

C_2 = 원형철근에 대해 1,020kg/cm², 이형철근에 대해 2,295kg/cm²을 갖는 계수.

h = 보의 총 높이(cm)

b = 보의 폭(cm)

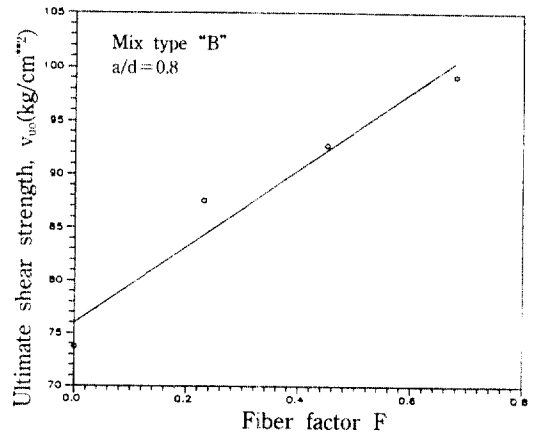


그림 8(b). Ultimate shear strength plotted against fiber factor.

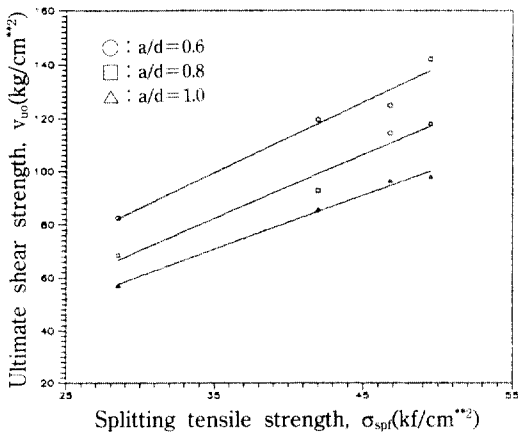


그림 8(a). Ultimate shear strength plotted against splitting tensile strength.

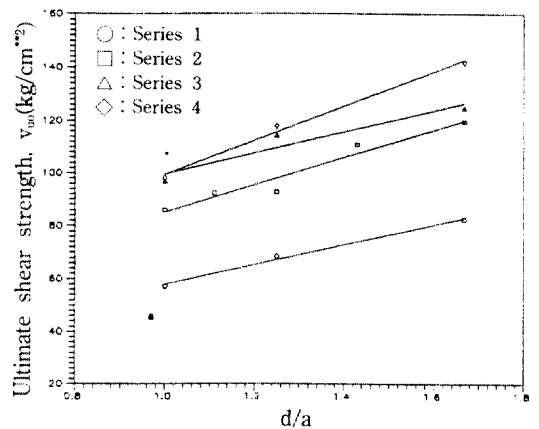


그림 8(c). Ultimate shear strength plotted against shear-span ratio.

a_e = 유효 순 전단지간 (그림 1을 참고)(cm)
 n = 종방향철근의 총 개수(인장철근을 포함)
 A_{s1} = 개개의 종방향철근 단면적(인장철근을 포함)
 (cm²)
 y = 보의 상연에서 부터 철근까지의 거리 (즉,
 y_1 은 철근 1의 깊이이고, y_2 는 철근 2의 깊이
 등)(cm)
 α = 경사진 파괴 예상면과 종방향철근이 이루는
 각(degree)
 v_u = 극한전단력(kg)

실험된 deep beam의 극한전단력 측정값과 식 (5)
 로 계산한 극한전단력 추정값은 매우 낮은 상관성을
 보였다. 따라서, 본 연구중 섬유로 보강된 deep
 beam 16개의 실험성능을 가지고 회귀분석을 하였다.
 종방향(인장)철근은 실험의 변수가 아니었으므로 식
 (5)의 제2항을 Narayanan이 제시한 값으로 고정시
 키고 분석을 실시한 결과 강섬유보강콘크리트 deep
 beam의 극한전단력을 추정하는 다음 식을 얻었다.

$$v_{up} = C^*_1(1 - 0.86 a_e/h) \sigma_{spf} \cdot b \cdot h + C_2 \sum_{i=1}^n A_{s1} \cdot y / h \cdot \sin^2 \alpha \quad (6)$$

여기서, C^*_1 는 1.77의 무차원 계수이다. 식 (6)을
 이용한 계산결과와 실험값은 0.941의 상관계수를
 가지며, 이는 표 5에 나타난 것처럼 1 series보다는
 고강도인 2, 3, 4series의 섬유보강콘크리트 deep
 beam에서 보의 극한전단력을 예측하는데 더욱 적
 합한 것으로 나타났다.

4. 결 론

본 연구는 실험을 통해 콘크리트의 강도, 섬유혼
 입률, 전단지간 등의 변화에 따른 강섬유로 보강된
 철근콘크리트 deep beam의 특성을 알아보고자 수
 행하였다.

실험결과 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

1) 섬유보강콘크리트의 활열인장강도는 압축강도
 와 거의 선형적으로 비례하였다. 활열인장강도 실험
 을 수행하지 못한 경우에 사용하는 Narayanan의
 활열인장강도 추정식은 본 실험의 결과 보다 약간
 과대 평가되었으나 신뢰할 만 했다.

2) 철근콘크리트 deep beam에 강섬유가 보강되면

파괴에 이르는 모든 단계에서 강성이 향상되고 균
 열폭 및 균열간격이 감소되었다.

3) 전단을 받는 deep beam의 균열전단강도는
 실험을 통해 각 변수들과 선형적인 관계를 얻었으
 므로 제안된 식 (4)에 의해 추정할 수 있다.

4) 섬유보강콘크리트 deep beam의 극한전단강도
 는 Narayanan이 제안한 식을 수정한 식 (6)으로
 추정할 수 있다.

참 고 문 헌

1. ACI Committee 544, "Design Consideration for Steel Fiber Reinforced Concrete", *ACI Struct. Journal*, Vol. 85, No. 5, Sep.-Oct. 1988, pp. 563-580.
2. Andrew G. Mphonde and Gregory C. Frantz, "Shear Tests of High- and Low-Strength Concrete Beams", *ACI Struct. Journal*, July-Aug. 1984, pp.350-357.
3. Barrington and Mankit Kwun, "Shear in RC Beams without Web Reinforcement", *ASCE Struct. Journal*, 1981, pp. 907-921.
4. Batson G., Jenkins E. and Spatney R., "Steel Fibers as Shear Reinforcement in Beams", *ACI Struct. Journal*, Oct. 1972, pp. 640-644.
5. Hans W. Reinhardt and Joost C. Walraven, "Cracks in Concrete Subject to Shear", *ASCE Struct. Journal*, Jan. 1982, pp. 207-224.
6. MacGREGOR J. G. and Hawkins N. M., "Suggested Revisions to ACI Building Code Clauses Dealing with Shear Friction and Shear in Deep Beams and Corbels", *ACI Struct. Journal*, Title No. 74-49, Nov. 1977, pp. 537-545.
7. Mansur M. A., Ong K. C. G. and Paramasivan P., "Shear strength of Fibrous Concrete Beams without Stirrups", *ASCE Struct. Journal*, 1986, pp. 2066-2079.
8. Mansur M. A., Lee C. K. and Lee S. L., "Deformed Wire Fabric as Shear Reinforcement in Concrete Beams", *ACI Struct. Journal*, Sep.-Oct. 1987, pp. 392-399.
9. Narayanan R. and Darwish I. Y. S., "Fiber Concrete Deep Beams in Shear", *ACI Struct. Journal*, March-April 1988, pp. 141-149.
10. Narayanan R. and Darwish I. Y. S., "Use of Steel Fibers as Shear Reinforcement", *ACI Struct. Journal*, May-June 1987, pp. 216-227.
11. Narayanan R. and Darwish I. Y. S., "Shear in

- Mortar Beams Containing Fibers and Fly Ash”, *ASCE Struct. Journal*, 1988, pp. 84-102.
12. Romualdi J. P. and Baston G. B., “Behavior of Reinforced Concrete Beams with Closely Spaced Reinforcement”, *ACI Journal*, Vol. 60, June 1963, pp. 775-790.
 13. Swamy R. N. and Bahia H. M., “Influence of Fiber Reinforcement on the Dowel Resistance to Shear”, *ACI Journal*, Symposium Paper, Title No. 76-17, March 1979.
 14. Zsutty T. C., “Beam Shear Strength Prediction by Analysis of Existing Data”, *ACI Journal*, Title No. 65-71, Nov. 1968, pp. 943-951.
 15. Zsutty T. C., “Shear Strength Prediction for Separate Categories of Simple Beam Tests”, *ACI Journal*, Feb. 1971, pp. 138-143.

(接受：1993. 1. 9)