

강섬유보강재가 콘크리트의 파괴인성과 강도에 미치는 영향

The Effects of Steel Fiber on the Fracture Toughness and Strength of Concrete

김경수*

김재욱*

이용우**

배주성***

Kim, Kyoung Soo Kim, Jae Wook Lee, Yong Woo Bae, Ju Seong

요 약

본 실험적 연구는 강섬유의 길이와 혼입율이 콘크리트의 파괴인성과 강도에 미치는 영향을 고찰하기 위하여 수행되었다. 강섬유의 길이(30, 60mm)와 혼입율(0.0, 0.5, 1.0, 1.5, 2.0%)을 달리한 노치를 가진 강섬유보강콘크리트 보를 제작하여 3점 휨시험을 하였으며, 그 실험결과로부터 파괴에너지, CMOD 및 휨강도 등을 구하였다. 또한 파괴에너지로부터 콘크리트의 파괴인성을 평가하였다. 연구결과, 콘크리트의 파괴인성과 강도는 전반적으로 강섬유의 혼입율이 증가할수록 증가하였으며 강섬유의 길이는 휨강도에는 큰 영향을 주었으나 파괴인성과 압축강도에는 거의 영향을 주지 않았다. 또한 강섬유의 분산성, 시공연도 및 굵은골재의 최대치수 등을 고려할 때, 콘크리트의 파괴인성과 강도측면에서 강섬유의 혼입율은 1.0% 정도가 최적이라 판단되며, 그 길이가 긴 경우 약간 유리하였다.

Abstract

This experimental study was performed to investigate the effects of the lengths and volume contents of glued hooked steel fiber for the fracture toughness and strength of concrete.

The notched steel fiber reinforced concrete beams with different fiber length(30, 60mm) and fiber volume content(0.0, 0.5, 1.0, 1.5, 2.0%) were tested under 3-point bending, and the flexural strengths, fracture energy and CMOD were obtained from the experimental data. The fracture energy was used as a means to evaluate the fracture toughness of concrete.

The results showed that the fracture toughness and strength of concrete were generally increased as the content of steel fiber was increased, and the length of steel fiber had a great effect on the flexural strength but little on the compressive strength and fracture toughness.

And also, considering the distributions of steel fiber, workability and the maximum size of coarse aggregates, the optimum content of steel fiber seemed to be about 1.0%, and when its length was longer the results were somewhat favorable.

Keywords : fracture toughness, fracture energy, CMOD, flexural strength.

* 전북대학교 대학원 토목공학과 석사과정

** 정희원, 전북대학교 대학원 토목공학과 박사과정

*** 정희원, 전북대학교 토목공학과 교수

● 본 논문에 대한 토의를 1994년 4월 30일까지 학회로 보내 주시면 1994년 6월호에 토의 회답을 게재하겠습니다.

1. 서 론

건설재료로 가장 널리 사용되고 있는 재료중 하나인 콘크리트는 경제성, 압축강도, 내구성 및 강성 등의 우수한 물성을 가지고 있으나 인장, 휨 및 충격강도가 낮고 에너지흡수능력이 작아 취성적이며 균열에 대한 저항성이 작은 단점을 가지고 있다. 이러한 콘크리트의 단점을 개선하기 위해서 최근에 각종 섬유를 콘크리트속에 분산시켜 만든 섬유보강콘크리트(Fiber Reinforced Concrete : FRC)의 개발 및 이용이 활발히 진행되고 있다. 시멘트계 복합재료로 이용되는 섬유에는 강섬유, 유리섬유, 탄소섬유 등의 무기계섬유와 아라미드 섬유, 폴리프로필렌섬유, 비닐론섬유, 나일론 등의 유기계섬유가 있다.

강섬유보강콘크리트(Steel Fiber Reinforced Concrete : SFRC)는 취성재료인 콘크리트와 연성을 가진 강재의 복합재료이므로 그 파괴기동이 매우 복잡하다. 이러한 복잡한 현상을 해석하기 위하여 각종 매키니즘에 의한 연구가 진행되고 있으며, 그 중에서 유리나 금속재료의 파괴해석에 적용되어온 파괴역학이론을 이들 복합재료에 적용하려는 시도가 이루어지고 있다.^{(1)~(7)} 그러나 이러한 기존의 파괴역학이론들을 콘크리트에 직접 적용하는데는 다음과 같은 문제점이 있다.⁽⁸⁾ 첫째, 콘크리트의 균열선단에는 콘크리트의 불균질성(heterogeneity)으로 인하여 파괴진행영역(fracture process zone)이라는 비선형영역이 크게 존재한다. 이러한 비선형영역은 점진적인 미세균열의 진전으로 인해 발생하며, 콘크리트는 금속재료와 달리 큰 입자의 골재에 의해 이 영역이 상당히 크게 나타난다. 둘째로 콘크리트의 균열선단에서 미세균열로 인하여 균열증가 길이를 명확하게 측정하기 어렵다. 따라서 콘크리트에 적합한 파괴역학이론의 도출이 요구되어 왔으며, 콘크리트에 일반적으로 적용되고 있는 파괴이론은 가상균열이론(Fictitious Crack Model : FCM)⁽⁹⁾, 균열띠이론(Crack Band Theory)⁽¹⁰⁾, 및 2-매개변수 이론(Two-Parameter Theory)⁽¹¹⁾ 등이 있으며 이러한 이론들을 이용한 연구가 최근에 국내에서도 수행되고 있다.^{(12)~(15)}

본 연구는 강섬유의 혼입량과 길이가 콘크리트의 파괴인성과 강도에 미치는 영향을 고찰하기 위해서 강섬유의 혼입량과 길이를 달리한 노치를 가진 시편을 제작하여 3점 휨시험을 수행하였으며, 파괴인성 평가에는 현재 콘크리트에 가장 널리 사용되고 있는 파괴에너지의 개념을 적용하였다.

2. 섬유보강이론과 파괴에너지

2.1 섬유보강콘크리트의 보강이론

콘크리트 매트릭스에 섬유를 혼입한 섬유보강콘크리트의 역학적 거동과 파괴모드는 매트릭스와 섬유의 상대강성, 변형의 적합성 및 계면부착강도와 섬유의 형상에 좌우되며, 섬유의 임계길이는 섬유의 인장력과 매트릭스와 섬유의 부착력의 관계로 부터 다음과 같다.⁽¹⁶⁾

$$l_c = \sigma_{fu} \cdot \frac{d}{2\tau} \quad (1)$$

여기서, l_c : 섬유의임계길이

σ_{fu} : 섬유의극한강도

d : 섬유의직경

τ : 평균 계면부착강도

한편 섬유보강콘크리트를 복합재료로 간주하여 강도에 관한 결합법칙을 적용하면 섬유보강콘크리트의 휨강도는 다음과 같이 표현할 수 있다.⁽¹⁷⁾

$$\sigma_c = \sigma_m(1-V_f) + \sigma_f V_f \quad (2)$$

여기서, σ_c : 섬유보강콘크리트의휨강도

σ_m : 매트릭스의극한휨강도

σ_f : 섬유의 강도

V_f : 섬유의 체적비

섬유의 극한강도를 고려하면 식 (2)는 식 (1)로부터 다음과 같다.

$$\sigma_c = \sigma_m(1-V_f) + 2\tau(\ell / d)V_f \quad (3)$$

식 (3)에서 단면이 원형인 섬유가 부재의 전단면에 대해서 불규칙하게 혼입되었을 경우 힘의 단

일 작용방향과 평행하게 배열된 섬유체적비를 고려한 유효체적과 섬유길이를 고려한 유효길이로부터 섬유보강콘크리트의 휨강도는 다음과 같다. (17)

$$\sigma_c = \sigma_m(1 - V_f) + 0.34\tau(l/d)V_f \quad (4)$$

식 (4)에서 부착강도(τ)는 Lim 등⁽¹⁸⁾이 hooked steel fiber에 대해서 6.9MPa를 제시하였는데, 본 연구에서는 이 값을 사용하였다.

한편 실험으로부터 구한 최대하중에 의한 휨강도는 다음 식으로부터 구하였다.

$$\sigma_c = \frac{3P_{max}L}{2B(H-a)^2} \quad (5)$$

여기서, P_{max} : 측정된 최대하중

L: 지간

B: 보의 폭

H: 보의 높이

a: 노치의 길이

2.2 파괴에너지⁽⁸⁾

본 연구에서 콘크리트의 파괴인성을 평가하기 위하여 적용한 파괴에너지(fracture energy or fracture energy density)는 FCM과 Smearred Crack Band Model에서 정의되는 개념으로 그의 결정과정은 다음과 같다.

파괴에너지(G_F)는 단위면적의 균열이 발생하는 데 필요로 하는 평균에너지의 양으로 정의되며, 일반적으로 3점 휘시험법에 의해 결정할 수 있다. (19,20)

이 방법에 의해 결정된 에너지는 하중에 의한 에너지뿐만 아니라 자중의 효과 역시 포함되기 때문에 자중의 영향을 배제하기 위하여 그림 1과 같이 보의 길이를 지간의 길이의 2배로 함으로서 자중의 영향을 배제할 수 있으며, 또한 그림 1의 밑의 그림과 같이 지점 양단에 추를 설치하여 자중에 의한 모멘트를 상쇄함으로써 자중의 효과를 배제할 수 있다. 이러한 경우, 파괴에너지는 다음과 같다.

$$G_F = \frac{A}{B(H-a)} \quad (6)$$

여기서, A: 하중처짐곡선의 면적

(완전파괴시 총외부일)

B: 보의 폭

H: 보의 높이

a: 노치의 길이

H-a: 완전 파괴시 균열성장길이

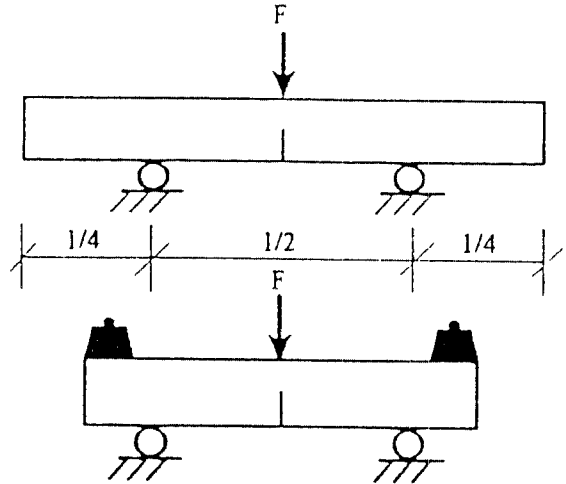


Fig. 1 The test method in order to exclude the effect of the weight of beam

위의 방법을 사용할 경우, 그림 2에서 나타나듯이 하중-처짐곡선에서 긴 꼬리(tail)부분이 형성되며 이론적으로 이것은 무한대가 된다.

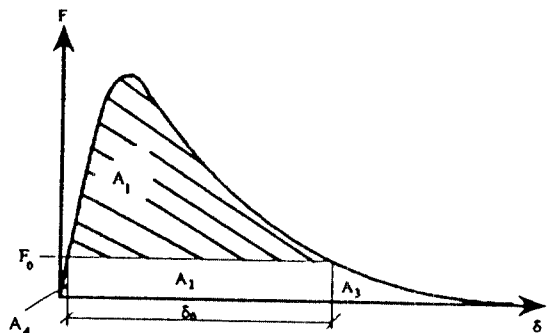


Fig. 2 The load-deflection curve of beam

그림 2에서 자중의 영향으로 인한 부분 A2의 영향은 다음과 같다.

$$A_2 = \frac{M_g \delta_0}{2} \quad (7)$$

여기서, δ_0 : 최종 파괴가 일어나기까지의 변위

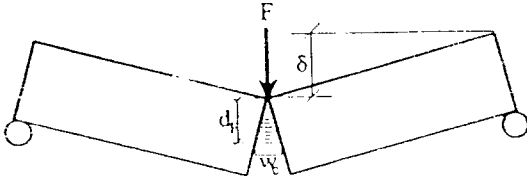


Fig. 3 The last step of the fracture of beam

또한, 그림 3에서 δ_0 이후의 변적 A_3 는 연구결과 A_2 와 같은 $Mg\delta_0/2$ 로 나타났다. 따라서 자중의 영향을 고려한 파괴에너지는 다음과 같이 된다.

$$G_F = \frac{A_1 + Mg\delta_0}{B(H-a)} \quad (8)$$

$$= \frac{A_f}{B(H-a)}$$

상기 식 (8)은 콘크리트의 파괴에너지를 결정하는데 매우 중요하게 이용되고 있으며 자중의 영향이 고려되므로 비교적 정확한 파괴에너지를 산정할 수 있다.

3. 콘크리트보의 파괴실험

3.1 사용재료 및 배합설계

본 실험에 사용한 시멘트는 비중 3.14인 국내 D

사 1종 보통포틀랜드시멘트이고 잔골재, 굵은골재는 모두 진안산 강모래와 강자갈을 사용하였으며 골재의 물리적 성질은 표 1과 같고 굵은골재의 최대치수는 15mm로 하였다. 또한 혼화제는 D사의 나프타린계 AE감수제 CONMIX-ST를 사용하였고 사용된 강섬유는 Belgium의 BEKART사 Dramix제품으로 양끝이 갈고리형으로 개개의 강섬유가 수용성 아교로 부착되어 다발을 형성하였으며, 그 비중은 7.85이고 적용범위는 레미콘트럭 또는 배치플랜트를 이용 가능한 곳의 표준포틀랜드시멘트에 사용된다. 강섬유의 형상 및 크기는 그림 4와 같다.

Table 1 Physical characteristics of aggregates

classification	specific gravity	absorption rate	fineness modulus
fine aggregate	2.48	1.79	3.10
coarse aggregate (15mm)	2.61	1.23	6.98

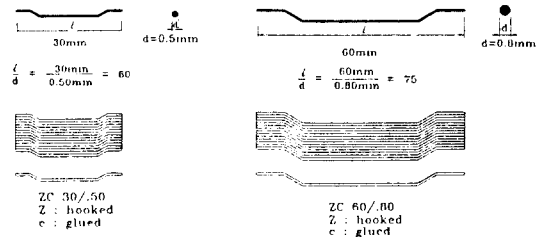


Fig. 4 The shapes and dimensions of used steel fiber

Table 2 Mixing proportion of steel fiber reinforced concrete

fiber length L_f (mm)	fiber content V_f (vol%)	aggre max. size (mm)	slump (cm)	W/C (%)	s/a (%)	air (%)	proportion by unit weight (kg/m ³)					
							water	cement	fine aggre.	coarse aggre.	admix	steel fiber
0	15	15	7	50	43	4	180	359	768	1.033	0.54	0
0.5	15	15	5	50	43	4	180	359	768	1.033	0.54	39.3
1.0	15	15	2	50	43	4	180	359	768	1.033	0.54	78.5
1.5	15	15	0	50	43	4	180	359	768	1.033	0.54	117.8
2.0	15	15	0	50	43	4	180	359	768	1.033	0.54	157.0
0	15	7	7	50	43	4	180	359	768	1.033	0.54	0
0.5	15	7	3	50	43	4	180	359	768	1.033	0.54	39.3
1.0	15	7	0	50	43	4	180	359	768	1.033	0.54	78.5
1.5	15	7	0	50	43	4	180	359	768	1.033	0.54	117.8
2.0	15	7	0	50	43	4	180	359	768	1.033	0.54	157.0

() : aspect ratio

본 실험에 사용한 배합기준은 설계기준강도 210 kg/cm² 로 하여 강섬유의 사용목적에 맞게 J 레미콘사의 레미콘배합을 참고하였으며 강섬유를 혼입하지 않은 부근콘크리트의 목표슬럼프는 7cm 로 하였다. 강섬유의 길이 및 혼입율에 따른 배합 설계표는 표 2와 같다.

3.2 시편 제작

본 실험은 정적 3점 휨시험(static three point bending test)과 압축강도시험을 수행하기 위하여 크기가 150×150×600 mm 로 일정한 일련의 콘크리트 직사각형모와 크기가 150×300 mm 인 실린더 몰드를 각각 27개씩 모두 54개를 제작하였다. 배합시 섬유봉침(fiber ball)현상을 방지하기 위하여 강섬유를 조금씩 뿌려 넣어가면서 삼비비기로 혼합하였고 모든 직사각형모에 초기노치와 모의 길이의 비는 0.5로 일정하게 하였으며 그 형상은 그림 5와 같다.

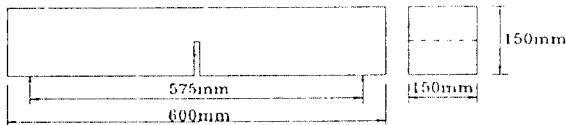


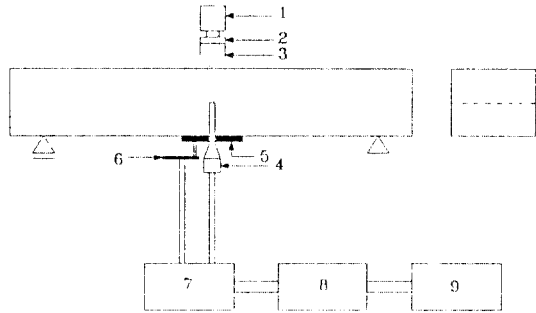
Fig. 5 The dimension of specimen

시편 제작시 몰드는 강재로 제작하였으며 성형 후 탈형이 용이하도록 몰드내부에 광유를 칠하였으며, 타설후 재료의 분리가 일어나지 않도록 진동기로 다졌다. 또한 표면 끝마무리를 한 후 물빠짐으로부터 콘크리트의 응결중실 사이에 발생하는 초기진조관열을 방지하기 위하여 콘크리트 표면을 젖은 마대로 덮어 수분의 증발을 막았으며 48시간 후에 탈형하여 실험 하루전까지 수증양생하였다. 초기노치는 75×150×3 mm의 강판을 시편제작시 몰드의 중앙에 끼웠다가 탈형할 때 제거하여 인위적으로 주었으며 노치선단은 가공하지 않은 상태로 하였다.

3.3 실험장치 및 방법

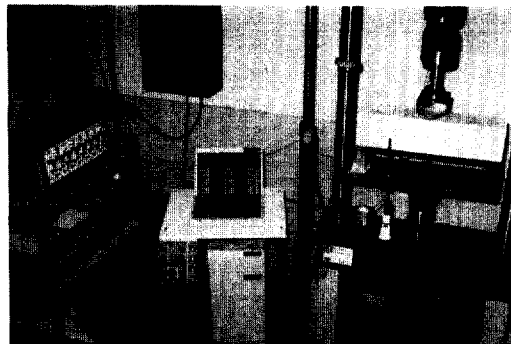
본 연구에서는 정적 3점 휨시험을 수행하기 위하여 UTM(Instron사, 20ton)을 사용하였으며 시험시 하중계로 부터 시험에 하중전달이 균일하게 전달되도록 spherical seat 를 제작하여 하중계와 재하판사이에 설치하였고 재하는 stroke control mode 에서 3 mm/hr 로 하였다.

균열개구변위(Crack Mouth Opening Displacement : CMOD) 측정을 위해서 Tokyo Sokki Co. Ltd 의 clip gage(UB-5A)를 사용하였으며 이를 초기노치 중앙의 양쪽에 고착시키기 위해서 knife edge 를 제작 이용하였다. 또한 중앙



- | | |
|------------------|----------------------------|
| 1. load cell | 2. spherical seat |
| 3. loading plate | 4. clip gage |
| 5. knife edge | 6. displacement transducer |
| 7. bridge box | 8. amplifier |
| 9. X-Y recorder | |

Fig. 6 The schematic diagram of test apparatus



• Photo. 1 The view of experiment

재하점의 처짐을 측정하기 위해서 Tokyo Sokki Co. Ltd 의 displacement transducer(CE-10)를 중앙재하점 하단에 설치하였다. clip gage 와 변위 변환기는 실험전에 micro-meter, X-Y recoder 및 amplifier 등의 보조장치를 사용하여 충분하고 세밀한 calibration 작업을 한 후 실험에 임하였다. 본 실험장치의 구성도는 그림 6과 같으며 실험전경은 사진 1과 같다.

4. 실험결과 및 고찰

4.1 강도특성

4.1.1 일축압축시험 및 초음파속도법에 의한 압축강도

강섬유의 길이와 혼입율에 따른 실린더 공시체의 일축압축시험과 초음파속도법에 의한 압축강도 결과치는 표 3과 같다.

초음파속도법에 의한 압축강도추정식은 $F_c = 215 V_p + 620^{(21)}$ 를 사용하였다.

Table 3 The test results of cylinder compressive strength

series	fiber length (mm)	fiber content (%)	ave. comp. strength by uniaxial comp. test (kg/cm ²)	relative compressive strength	ave. comp. strength by PUNDIT (kg/cm ²)
B 0 0		0	191	1.000	268
B05-Z3	30(60)	0.5	219	1.147	267
B10-Z3	30(60)	1.0	232	1.215	241
B15-Z3	30(60)	1.5	227	1.188	201
B20-Z3	30(60)	2.0	254	1.330	176
B 0 0		0	191	1.000	268
B05-Z6	60(75)	0.5	206	1.079	249
B10-Z6	60(75)	1.0	250	1.309	207
B15-Z6	60(75)	1.5	225	1.178	176
B20-Z6	60(75)	2.0	249	1.304	161

() : aspect ratio

표 3에서 일축압축시험에 의한 압축강도와 초음파속도법에 의한 추정압축강도가 큰 차이가 있고 또한 강섬유의 증가에 따라 반대현상을 나타내고 있음을 알 수 있다. PUNDIT에 의한 초음파속도

법은 콘크리트 내부를 통과하는 종파의 음속과 압축강도사이에 어떤 상관관계가 있다는 경험적 사실에 근거한 것이므로 콘크리트에 사용된 골재 또는 시멘트 등에 따라 많은 차이가 있으며 또한 초음파의 음속만으로 압축강도를 추정한다는 것은 추정오차가 크기 때문에 근래에는 여러가지 비파괴시험법을 병용한 복합비파괴시험법이 사용되고 있다. 본 연구에서는 압축강도의 추정보다는 단지 강섬유를 불규칙하게 혼입한 경우 초음파속도법의 기존 압축강도추정식이 적절한지 여부를 알아보기 위해서 수행한 것으로 초기보정 없이 그대로 사용하였다.

그림 7은 일축압축시험에 의한 압축강도의 평균이며 그림 8은 초음파속도법에 의한 추정압축강도의 평균값이다. 그림 7에서 강섬유의 혼입율의 변화에 따라 압축강도는 혼입율 1.0 %까지는 증가하였으나 1.5 %에서 감소하였고, 다시 2.0 %에서 증가하였다. 이러한 압축강도의 불규칙한 현상은 섬유혼입량이 증가하면 슬럼프의 감소, 다짐불량 및 섬유의 분산성이 각각 다르기 때문에 발생되었다고 판단된다. 한편 압축강도는 강섬유의 길이에 거의 영향을 받지않음을 알 수 있었다.

그림 8로 부터 초음파속도법에 의한 추정압축강도는 강섬유의 혼입율이 증가함에 따라 현저히 감소하였으며, 더욱이 강섬유의 길이가 긴 경우 그 값은 보다 작게 나타났다. 이는 강섬유가 혼입되

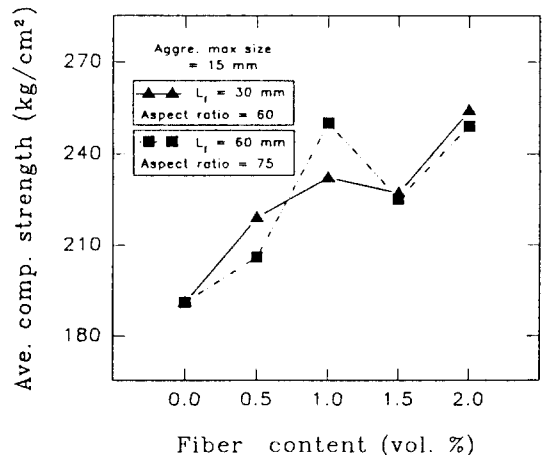


Fig. 7 The average compressive strength by uniaxial compressive test

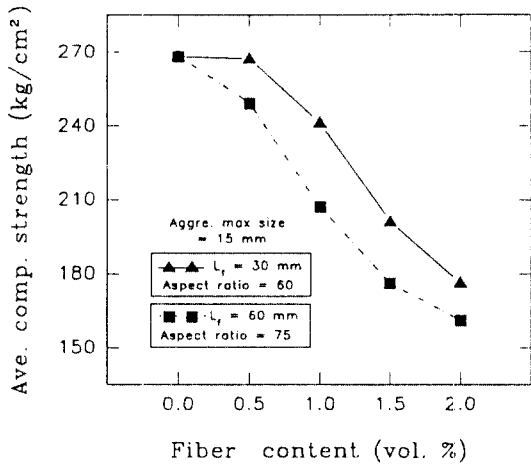


Fig. 8 The average compressive strength by PUNDIT

므로서 콘크리트재료에 또 다른 이질성 재료가 추가되어 초음파 통과시 초음파의 감쇄현상과 회절현상 등으로 인하여 초음파속도가 감소되기 때문에 나타난 결과로 생각된다. 따라서 기존 초음파 속도법에 의한 압축강도추정식은 실제 압축강도와 상반된 결과를 보이므로 강섬유보강콘크리트에 대해서는 보정없이 그 사용이 부적절하다고 판단된다.

4.1.2 휨강도 (flexural strength)

강섬유의 길이와 혼입율에 따른 평균 휨강도는 이론식(4)과 실험식(5)에 의하여 각각 구하였으며 그 결과는 표 4와 같고 그림 9에 나타내었다.

Table 4 The results of flexural strength

series	fiber length (mm)	fiber content (%)	fiber aspect ratio	ave. flexural strength by eq. 5 (kg/cm ²)	ave. flexural strength by eq. 4 (kg/cm ²)	relative strength ratio (eq.5/eq.4)
B00		0		31.38	31.38	1.000
B05-Z3	30(60)	0.5	60	33.02	38.26	0.863
B10-Z3	30(60)	1.0	60	35.57	45.14	0.788
B15-Z3	30(60)	1.5	60	53.56	52.02	1.030
B20-Z3	30(60)	2.0	60	66.75	58.90	1.133
B00		0		31.38	31.38	1.000
B05-Z6	60(75)	0.5	75	32.20	40.02	0.805
B10-Z6	60(75)	1.0	75	53.05	48.86	1.090
B15-Z6	60(75)	1.5	75	72.58	57.30	1.267
B20-Z6	60(75)	2.0	75	107.84	65.94	1.635

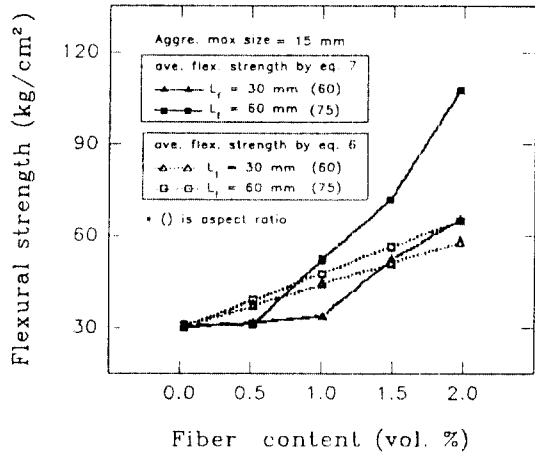


Fig. 9 Average flexural strength for the fiber lengths and fiber contents

그림 9로부터 본 연구에서 사용된 보강재의 경우 실험에 의한 휨강도는 강섬유의 길이가 30mm인 경우, 1.0%의 혼입율에서 무관 콘크리트보다 13%만 증가한 반면에 2.0%의 혼입율에서는 113%나 증가하였으며, 길이가 60mm인 경우 1.0%의 혼입율에서 70%와 2.0%에서 245%의 증가를 보여주고 있다. 이러한 현상은 혼입율 및 길이의 증가로 인한 횡방향으로 배열된 강섬유의 증가와 콘크리트 매트릭스와의 부착면 증가 등이 가져온 결과라 생각된다.

한편, 이론식에 의한 휨강도는 강섬유 혼입율과 길이의 증가에 따라 일정한 증가율을 보이고 있으며, 실험에 의한 휨강도와 다소 차이가 있음을 알 수 있다. 이러한 결과는 콘크리트의 휨실험에서 최대하중 이전의 파괴진행대에서의 강섬유 역할은 파괴진행대가 형성되지 않은 경우보다 상당히 클 것으로 생각되는데 이론식에는 이 영향이 포함되지 않았으며, 특히 휨실험에서는 보의 연단(extreme fiber)에서의 응력이 휨강도를 결정하나 실제로 연단에는 강섬유가 배치될 수 없거나 내부보다 적게 배치되기 때문이라 생각된다.

4.2 파괴인성 평가

강섬유의 길이와 혼입율에 따른 각 시험편의 파괴시험결과로부터 얻은 최대하중과 최대하중에

Table 5 Maximum load, deflection, CMOD and GF

series	fiber length (mm)	fiber content (%)	ave. Pmax (kg)	ave. deflection (mm)	ave. C M O D (mm)	G _F (kg/mm)	relative G _F ratio
B00		0	307	0.21478	0.08574	0.04045	1.000
B05-Z3	30(60)	0.5	323	0.24913	0.17750	0.10075	2.490
B10-Z3	30(60)	1.0	348	0.64719	0.61974	0.14378	3.554
B15-Z3	30(60)	1.5	522	1.08643	0.98667	0.20618	5.097
B20-Z3	30(60)	2.0	653	1.32333	0.97309	0.21110	5.218
B00		0	307	0.21478	0.08574	0.04045	1.000
B05-Z6	60(75)	0.5	315	0.28923	0.18803	0.10486	2.592
B10-Z6	60(75)	1.0	519	1.46893	1.39523	0.17312	4.279
B15-Z6	60(75)	1.5	710	2.62938	2.21921	0.22336	5.521
B20-Z6	60(75)	2.0	1055	3.04267	2.48045	0.32095	7.934

() : aspect ratio

석의 처짐, 균열개구변위(CMOD) 및 하중-처짐곡선으로부터 spline method에 의해 구한 면적(A_t)를 이용하여 식 (8)로부터 구한 파괴에너지(G_F)는 표 5와 같다.

강섬유 길이가 30mm인 경우 혼입율에 따른 하중-처짐 및 하중-CMOD 곡선은 각각 그림 10 및 그림 11과 같고, 길이가 60mm인 경우의 혼입율에 따른 하중-처짐 및 하중-CMOD 곡선은 각각 그림 12 및 그림 13과 같다. 또한 파괴에너지는 그림 14에 나타내었다.

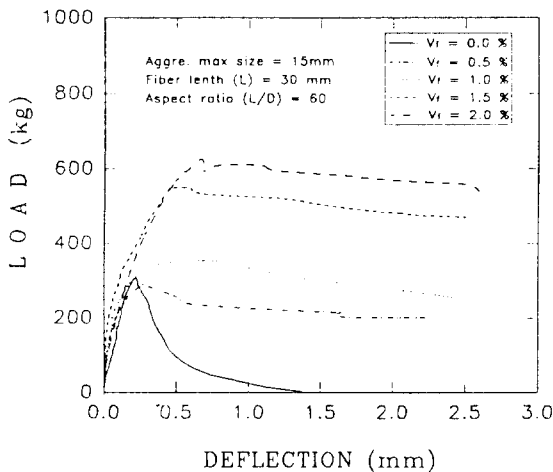


Fig. 10 The load-deflection curves for L_f = 30mm

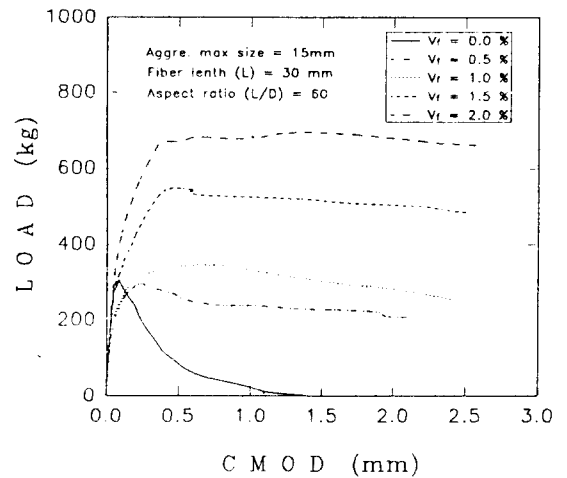


Fig. 11 The load-CMOD curves for L_f = 30mm

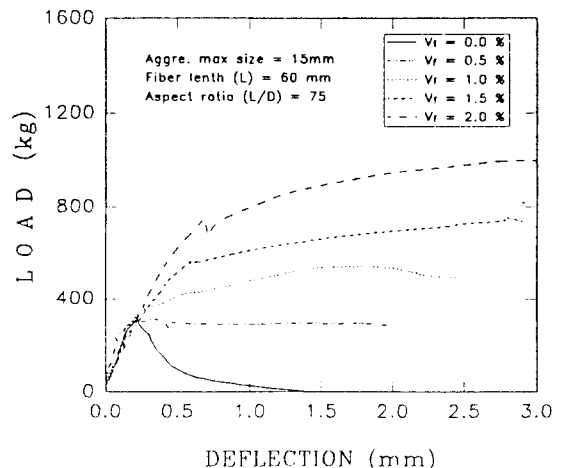


Fig. 12 The load-deflection curves for L_f = 60mm

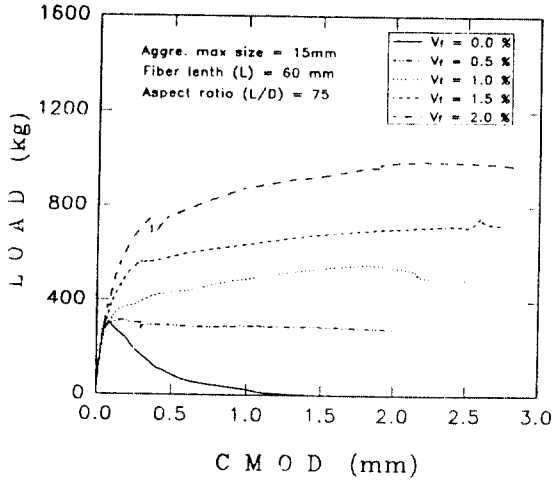


Fig. 13 The load-CMOD curves for $L_f = 60\text{mm}$

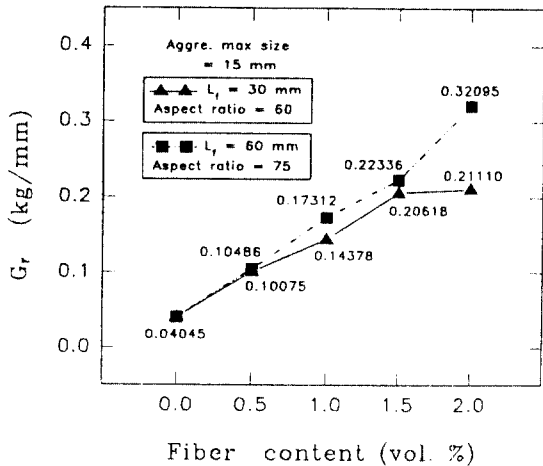


Fig. 14 The fracture energy vs fiber content

그림 10과 그림 12로 부터 무근콘크리트 ($V_f=0.0\%$)의 경우 최대하중에 도달한 후 급속한 파괴가 일어났으나 강섬유보강콘크리트에서는 최대하중에 도달한 후에도 지속적으로 하중을 받으며 서서히 파괴가 진행되었다. 이러한 현상은 강섬유의 bridging작용으로 인한 것으로 강섬유가 콘크리트의 연성화에 크게 기여함을 알 수 있었다. 한편 그림 10과 그림 11 또는 그림 12와 그림 13에서 보듯이 하중-처짐곡선과 하중-CMOD곡선의 아래부분 면적이 거의 유사하기 때문에 하중-CMOD곡선으로 부터도 부재의 파

괴인성의 평가가 가능하리라고 판단된다.

그림 14로부터 본 연구에서 사용된 강섬유의 경우 파괴에너지는 강섬유의 길이가 30mm인 경우, 1.0%의 혼입율에서 무근콘크리트의 파괴에너지의 3.55배이고 2.0%에서는 5.22배이었으며, 강섬유의 길이가 60mm인 경우, 혼입율 1.0%에서 4.28배, 2.0%에서 7.93배임을 알 수 있다. 즉 파괴에너지는 강섬유의 길이 변화에는 크게 영향을 받지 않고 그 혼입율의 증가에 따라 증가하였으며 증가율은 혼입율 1.5%까지는 거의 일정하였으나 2.0%에서는 길이가 60mm인 경우 30mm에 비해 1.4배 크게 나타났다.

이러한 결과로부터 콘크리트의 파괴인성은 강섬유 길이의 변화보다 그 혼입율에 따라 더 큰 영향을 받는다는 것을 알 수 있으나 시편 제작시 강섬유의 혼입율이 1.5%이상일 경우 다짐불량, 슬럼프감소 등의 시공연도와 분산성의 문제점이 발생되므로 혼입율에 따른 파괴인성의 증진효과와 강섬유의 분산성, 시공연도 및 골재의 최대치수 등을 고려할 때 강섬유 혼입율은 1.0% 정도가 적당하다고 판단된다.

5. 결 론

강섬유의 길이(30, 60mm)와 혼입율(0.0, 0.5, 1.0, 1.5, 2.0%)을 달리하여 제작한 강섬유보강콘크리트 직사각형보의 3점 휨 파괴시험을 수행하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) 강섬유보강콘크리트의 압축강도는 강섬유 혼입율과 길이에 따라 무근콘크리트보다 약 10~30%정도로 미소하고 불규칙한 증가를 한 결과로부터 강섬유는 콘크리트 압축강도에 큰 영향을 미치지 않는다고 판단된다.

2) 초음파속도법에 의한 강섬유보강콘크리트의 추정압축강도는 실제압축강도와 상반된 결과를 보이므로 초음파속도법에 사용되어온 기존 강도 추정식을 수정없이 강섬유보강콘크리트에 적용하는 것은 부적절하다고 판단된다.

3) 강섬유보강콘크리트의 휨강도는 강섬유 길이 및 혼입율이 증가할 수록 증가하였으며 길이가 긴 경우 더욱 크게 나타났으므로 혼입율보다 길이

에 더 큰 영향을 받음을 알 수 있었다.

4) 강섬유보강콘크리트의 파괴인성은 강섬유 길이의 변화에는 거의 영향을 받지 않고 혼입율의 증가에 따라 증가하였으므로 강섬유의 길이보다 혼입율이 콘크리트 파괴인성에 더 영향을 미친다고 판단된다.

5) 하중-처짐곡선 뿐만아니라 하중-CMOD곡선으로부터도 콘크리트의 파괴인성 평가가 가능하다고 판단된다.

6) 본 연구의 경우 강섬유보강콘크리트의 파괴인성과 휨강도의 증진효과와 강섬유 혼입에 따른 분산성, 시공연도 및 골재의 최대치수 등을 고려한다면 강섬유의 최적 혼입율은 1% 정도로 판단되며, 강섬유의 길이가 긴 경우 다소 더 유리하였다.

감사의 글

본 논문은 1993년도 한국학술진흥재단의 공모 과제 연구비에 의하여 수행된 연구의 일부이며, 이에 깊은 감사를 드립니다.

참 고 문 헌

1. Harris, B., Varlow, J., and Ellis, C. D., "The Fracture Behavior of Fiber Reinforced Concrete", Cement and Concrete Research, Vol. 2, 1972, pp.447-461.
2. Mindess, S., Lawrence, F. V., and Kesler, C. E., "The J-Integral as a Fracture Criterion for Fiber Reinforced Concrete", Cement and Concrete Research, Vol. 7, 1977, pp. 731-742.
3. Nishioga, K., Yamakawa, S., Hirakawa, and Akihama, S., "Test Method for the Evaluation of the Fracture Toughness of Steel Fiber Reinforced Concrete(SFRC)", Proceedings, International Symposium, RILEM-ACI-ASTM, April, 1978, pp. 87-98.
4. Swamy, R. N., "Influence of Slow Crack Growth on the Fracture Resistance of Fiber Cement Composites", International Journal of Cement Composites, Vol. 2, No. 1, Feb., 1980, pp. 43-53.
5. Brandt, A. M., "Crack Propagation Energy in

- Steel Fiber Reinforced Concrete", International Journal of Cement Composites, Vol. 2, No. 1, Feb., 1980, pp. 35-42.
6. Halvorsen, G. T., "J-Integral Study of Steel Fiber Reinforced Concrete", International Journal of Cement composites, Vol. 2, No. 1, Feb., 1980, pp.13-22.
7. 구봉근, 김태봉, "비선형 파괴역학 파라미터(J-적분)에 의한 강섬유 보강 고강도콘크리트의 파괴인성평가", 대한토목학회논문집, 제 13 권 제 1 호, 1993. 3, pp. 25~37.
8. 오병환, "콘크리트 파괴역학의 이론과 실제응용", 콘크리트 학회지, 제 5권 1호, 1993. 3, pp.22~37.
9. Hillerborg, A., Modeer, M., and Peterson, E., "Analysis of Crack Formation and Crack Growth in Concrete by Means of Fracture Mechanics and Finite Element," Cement and Concrete Research, Vol.6, Nov.1976, pp.773~782.
10. Bazant, Z.P. and Oh, B.H., "Crack Band Theory for Fracture of Concrete", Materiaux et Construction, Vol.16, 1983, pp.69~92.
11. Jenq, Y.S., and Shah, S.P., "Two Parameter Fracture Model for Concrete", Journal of Engineering Mechanics, ASCE, Vol.111, No.10, Oct., 1985, pp. 1227~1241
12. 오병환, "강섬유를 혼입한 철근콘크리트 부재의 휨기동에 관한 이론 및 실험연구", 콘크리트 학회지, 제 3 권 3호, 1991. 9, pp.129~139.
13. 장동일, 채원규, 정원우, 손영현, "강섬유 혼입량에 의한 강섬유보강콘크리트의 파괴에너지에 관한 실험적 연구", 콘크리트 학회지, 제 3권 4호, 1992. 6, pp.79~88.
14. 구봉근, 정경섭, 김태봉, "강섬유보강콘크리트의 유효인성평가", 콘크리트 학회지 제 4 권 2호, 1992. 6, pp.103~110.
15. 구봉근, 정경섭, 김태봉, "강섬유보강이 콘크리트의 강도특성에 미치는 영향", 콘크리트 학회지, 제 4 권 2호, 1992. 6, pp.93~101.
16. 한국콘크리트학회, "섬유보강 콘크리트", 최신콘크리트공학, 기문당, 1993, pp.585~630.
17. Mangat, P.S., "Tensile Strength of Steel Fiber Reinforced Concrete," Cement and Concrete Research, Vol.6, No.2, Mar., 1976, pp.

245~252.

18. T. Y. Lim, P. Paramasivam, and S. L. Lee, "Bending Behavior of Steel Fiber Concrete Beam," ACI Structural Journal, Vol. 84, No. 6, Nov-Dec., 1987, pp.524 ~ 536.

19. Petersson, P.E., "Fracture Energy of Concrete : Method of Determination", Cement and Concrete Research, Vol. 10, Nov. 1980, 78~89.

20. Petersson, P.E., "Crack Growth and Development of Fracture Zones in Plain Concrete and Similar Materials", Report TVMB 1006, Lund Institute of Technology, Lund, Sweden, 1981.

21. 日本建築學會：コンクリート強度推定を爲する非破壊性試験方法 manual, 1983. 1. pp.31~42, pp. 74.

(접수일자 : 1993. 12. 11)