Journal of the Korea Concrete Institute
Vol.14, No.6, pp.900~909, December 2002

합성섬유보강 콘크리트 보의 균열 후 거동 예측

오병환[1] · 김지철[1]* · 박대균[1] · 원종필[2]

[1]서울대학교 토목공학과 [2]건국대학교

(2002년 4월 9일 원고접수, 2002년 11월 7일 심사완료)

Realistic Prediction of Post-Cracking Behaviour in Synthetic Fiber Reinforced Concrete Beams

Byung-Hwan Oh[1], Ji-Cheol Kim[1]*, Dae-Gun Park[1], and Jong-Pil Won[2]

[1] Dept. of Civil Engineering, Seoul National University, Seoul, 151-742, Korea
[2] Dept. of Civil Engineering, Konkuk University, Seoul, 143-701, Korea

(Received April 9, 2002, Accepted November 7, 2002)

ABSTRACT

Fibers play a role to increase the tensile strength and cracking resistance of concrete structures. The post cracking behavior must be clarified to predict cracking resistance of fiber reinforced concrete. The purpose of this study is to develop a realistic analysis method for the post cracking behavior of synthetic fiber reinforced concrete members. For this purpose, the cracked section is assumed to behave as a rigid body and the pullout behavior of single fiber is employed. A probabilistic approach is used to calculate effective number of fibers across crack faces. The existing theory is compared with test data and shows good agreement. The proposed theory can be efficiently used to describe the load-deflection behavior, moment-curvature relation, load-crack width relation of synthetic fiber reinforced concrete beams.

Keywords : fiber reinforced concrete, synthetic fiber, post cracking behavior, pullout test, fiber, crack width

1. 서 론

콘크리트 구조물에서 섬유는 터널라이닝, 암반 및 법면의 보호, 금속의 방식라이닝, 노후한 구조물의 보수 등에 예전부터 사용되어 오고 있다. 최근에는 두께 제한 극복, 건조수축균열 방지를 위하여 도로포장에 활용되고 있으며, 원활한 교통의 소통을 위하여 초기 고강도를 필요로 하는 도로포장의 보수에도 사용되고 있고, 보의 스터럽과 같은 2차 보강재를 대체하여 사용되기도 한다. 또한, 프리스트레스트 콘크리트 구조물의 정착부의 균열보강 등에도 활용되고 있다.

이와 같이 포장콘크리트, PSC 구조물의 정착부, RC 거더의 전단보강 등 철근의 일부 대체제로서 섬유의 역활이 증대되고 있으며, 기존 터널라이닝의 용도로 사용되었던 강섬유는 부식에 취약하기 때문에 최근들어 구조용 합성섬유 보강재의 개발이 활발해지고 있다.

일반적으로 콘크리트는 인장응력에 취약하여 인장강도에 도달하기 전에 이미 미세균열이 발생하며, 이와 같은 취성파괴를 억제하기 위하여 균열을 억제하고 연성거동을 유도하는 섬유를 사용한다. 즉, 섬유는 균열이후의 거동을 지배하게 되므로 이의 정확한 모델링이 무엇보다도 중요하다.

섬유보강 콘크리트의 균열이후의 거동은 섬유보강 콘크리트의 인장강도뿐만이 아니라 섬유의 부착거동에 의해서 지배된다. 따라서, 섬유보강 콘크리트의 압축 및 인장강도에 대한 연구[1~6] 이외에도 섬유와 콘크리트 사이의 부착강도를 모델링하기 위한 실험 및 이론적 연구가 활발히 진행되어 왔다[7~9]. 또한, 보의 휨실험을 통해서 섬유보강 콘크리트의 균열후 거동 및 인성을 평가하기 위한 연구도 활발히 진행되어 왔다[10~15]. 실험적인 연구 이외에도 Banthia와 Armelin[16] 등은 균열이후의 거동을 규명하기 위한 이론적인 연구도 수행하였는데, 섬유의 방향에 따른 부착강도 실험을 통하여 균열면에서의 섬유의 부착력을 산정하고, 이를 이용하여 보의 균열후 거동을 예측할 수 있는 식을 제안하였다. 이외에도, 섬유의 방향과 묻힌 길이 등이 섬유의 인발력과 보의 균열후 거동에 미치는 영향에 대해서도 연구가 수행되어 왔다[17~19].

본 연구에서는 균열발생이후 섬유의 인발거동을 고려하여 최근에 개발되고 있는 합성섬유보강콘크리트보의 균열

* Corresponding author
Tel : 02-880-7350 Fax : 02-887-0349
E-mail : civilcon@gong.snu.ac.kr

후 거동(post-cracking behavior)를 예측할 수 있는 기법을 연구하는데 그 목적을 두고 있다. 기존의 연구와는 달리 섬유의 묻힌 길이에 따른 인발력의 변화를 고려하기 위하여 확률론적 접근을 시도하였다.

2. 섬유보강콘크리트의 후균열거동 해석모델

2.1 해석의 기본개념

섬유보강콘크리트보의 균열후 거동을 해석하기 위하여 Fig. 1과 같이 휨하중을 받는 보를 고려한다. 이 보에는 Fig. 1과 같이 변형률과 응력이 작용하고, 특히 균열이 발생하는 인장측에는 균열에 의한 변위와 섬유의 인발에 의한 인장저항력이 Fig. 3과 같이 발생한다. 따라서, 본 해석모델에서는 우선적으로 압축영역에서의 응력-변형률 관계, 인장측의 응력과 변형률 관계, 그리고 균열이후의 응력과 균열폭 관계에 대한 모델구성이 이루어져야 한다(Fig. 1~Fig. 3).

2.2 콘크리트의 응력-변형률 관계

2.2.1 콘크리트의 압축응력-변형률곡선

콘크리트의 압축상태에서의 응력-변형률 관계는 일반적으로 Hognestad's 식을 많이 사용하며[21], 본 연구에서도 이를 기본적으로 사용하였다.(Fig. 4)

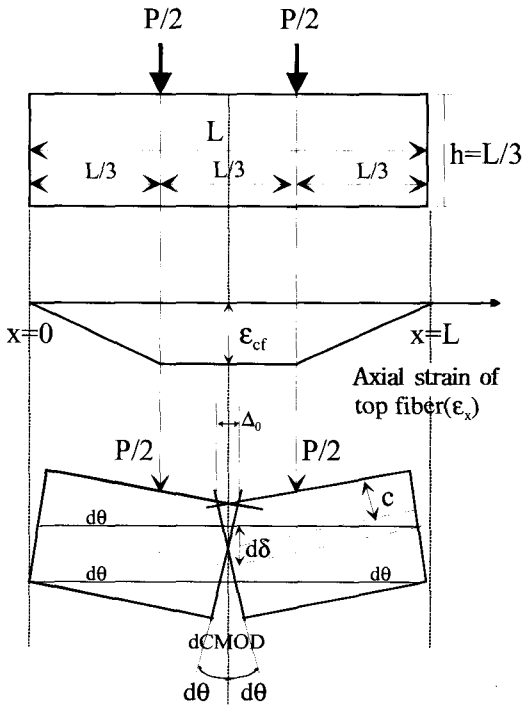


Fig. 1 Failure mode of FRC beam under load

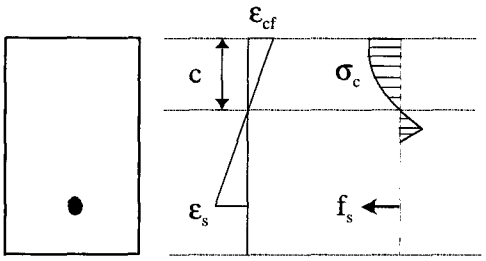


Fig. 2 Stress and strain relation of RC beam

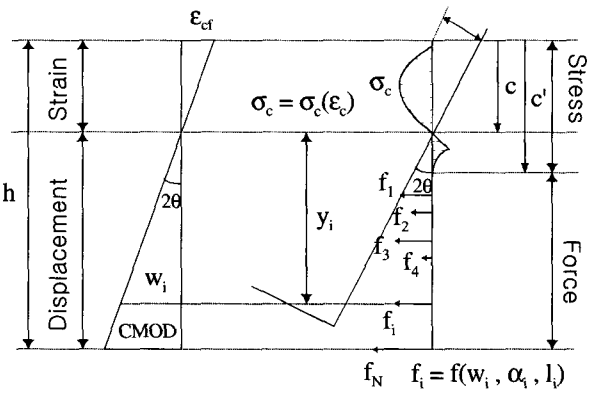


Fig. 3 Schematic view of forces and stresses acting on cracked section of beam

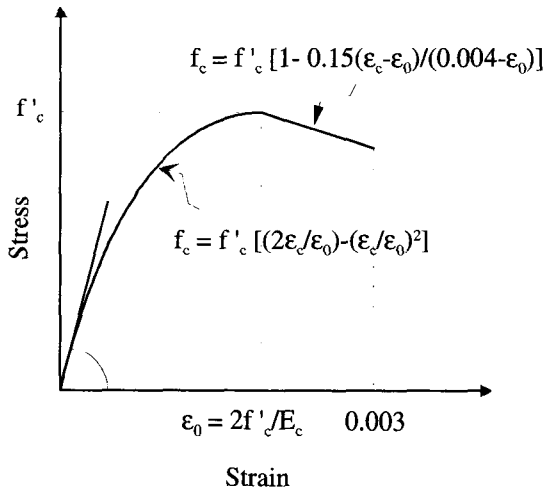


Fig. 4 Hognestad's stress-strain curve for concrete

$$f_c = f_c'\left[2\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_o} - \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_o}\right)^2\right] \text{for, } 0 \le \varepsilon_c \le \varepsilon_o \quad (1)$$

$$f_c = f_c'\left[1 - \frac{0.15}{0.004 - \varepsilon_o}(\varepsilon_c - \varepsilon_o)\right] \text{for, } \varepsilon_o \le \varepsilon_c \le 0.003 \quad (2)$$

보 상단의 콘크리트 변형률이 ε_{cf}일 때, 보의 압축영역에 작용하는 압축력 C_c 는 압축강도 f_c'에 대한 평균

개념으로 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$C_c = \alpha f_c' bc \tag{3}$$

여기서, α는 평균응력계수로서 콘크리트의 비선형 응력 변형률 관계를 등가의 사각형 응력-변형률 관계로 변환하는 계수이다. 이는 응력-변형률 곡선의 아랫면의 면적을 등가 사각형의 면적과 같다고 놓음으로써 구할 수 있다.

$$\int_0^{\varepsilon_{cf}} f_c \, d\varepsilon_c = \alpha f_c' \times \varepsilon_{cf} \tag{4}$$

$$\alpha = \frac{\int_0^{\varepsilon_{cf}} f_c \, d\varepsilon_c}{f_c' \, \varepsilon_{cf}} \tag{5}$$

이때, 압축력 C_c의 작용위치는 보의 상단으로부터 γc에 위치해 있다.

$$d_c = \gamma c \tag{6}$$

여기서, d_c 는 보의 압축측 상단으로부터 압축력의 작용점까지의 거리이다.

중심계수(centroid factor) γ 는 압축응력-변형률 관계의 도심에 대한 적분을 통해 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\gamma = 1 - \frac{\int_0^{\varepsilon_{cf}} \varepsilon_c f_c \, d\varepsilon_c}{\varepsilon_{cf} \int_0^{\varepsilon_{cf}} f_c \, d\varepsilon_c} \tag{7}$$

2.2.2 콘크리트의 인장응력-변형률 관계

(1) 균열발생이전의 거동

콘크리트의 인장응력이 인장강도에 도달하기 이전에는 즉, 균열발생이전에는 탄성거동을 하는 것으로 가정할 수 있다. 이때의 탄성계수는 콘크리트의 압축강도의 함수로 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$E_{ct} = 5500\sqrt{f_c'} \quad (\text{MPa}) \tag{8}$$

(2) 인장강도이후(균열이후)의 거동

콘크리트의 인장응력이 인장강도에 도달되면 균열이 발생하기 시작하며, 이때에는 균열폭에 따라 응력이 감소하는 과정을 겪는다. 여기서, 균열시의 변형률은 휨인장강도 f_r을 이용하여 다음과 같이 얻어진다.

$$\varepsilon_{cr} = \frac{f_r}{E_{ct}} \tag{9}$$

본 논문에서는 균열이후의 응력 σ_{ct}을 균열폭 w의 증가에 따라 Fig. 5와 같이 지수적으로 변한다고 가정하고[20], 식 (10)과 같이 표현하였다. 여기서, k = 60.787, and λ = 1.01 이다..

$$\frac{\sigma_{ct}}{f_{cr}} = e^{-k \cdot w^{\lambda}} \quad , w(\text{in mm}) \tag{10}$$

여기서, k = 60.787, and λ = 1.01 이다.

2.3 부재에 작용하는 하중, 단면력 및 변위 계산

본 논문에서는 휨을 받는 보가 균열이전에는 탄성거동을 하지만, 균열이후에는 Fig. 1과 같이 주 균열을 중심으로 강체변형을 하는 것으로 근사적으로 고려하였다. 이것은 균열이후에는 변형이 균열부위로 집중화되기 때문에 균열부위에서 소성힌지(plastic hinge) 거동을 하는 것으로 볼 수 있다.

보 중간부분의 상단 압축변형률이 Fig. 1과 같이 ε_0 일 때, 압축연단의 변위량 Δ_0는 다음과 같이 구할 수 있다. 이때, 압축변형률 분포 ε_x는 Fig. 1과 같다.

$$\Delta_0 = \int_0^L \varepsilon_x \, dx = \varepsilon_{cf} \cdot \frac{2}{L} \tag{11}$$

여기서, 보의 회전각 $d\theta$는 Fig. 1 의 관계로부터 다음식으로 표시할 수 있다.

$$d\theta \cong \frac{\Delta_0}{2c} \tag{12}$$

또한, 중앙점에서의 처짐은 회전각을 이용하여 다음 식 (13)과 같이 구할 수 있고, 하단면에서의 개구부 균열폭은 식 (14)와 같이 유도된다.

$$d\delta = d\theta \cdot \frac{L}{2} \tag{13}$$

$$dCMOD = 2[d\theta(h-c)] \tag{14}$$

그리고, 하중 P는 모멘트의 평형 조건으로부터 다음과 같이 구해진다.

$$P = 6 \cdot \frac{M_e}{L} \tag{15}$$

여기서, 평형 모멘트 M_e는 Fig. 3에서 보듯이 콘크리트의 압축응력 σ_c와 인장측에서 균열면의 각 섬유의 인발력 f_i 로부터 내부모멘트를 취함으로서 얻어진다. 즉,

$$\int_0^c \sigma_c(b \cdot dy) + \sum_1^N f_i = 0 \tag{16}$$

$$M_e = \int_0^c \sigma_c(b \cdot dy) \cdot y + \sum_1^N (f_i \cdot y_i) \tag{17}$$

여기서, 위 식들의 첫 번째 항은 콘크리트의 압축응력과 인장응력을 모두 고려한 것이다. 그리고 섬유의 인발력 f_i는 균열폭과 직접관계가 있으며, 이것은 섬유의 부착응력과 슬립관계로부터 구할 수 있다. 이를 위해 우선 각각의 섬유 위치 y_i에서의 균열폭을 구하면 Fig. 3의 관계로부터 다음과 같이 균열폭을 정의할 수 있다.

$$w_i = [\frac{CMOD}{(h-c)}] \cdot y_i \tag{18}$$

상기 식 (18)에서 섬유는 인장측에 불규칙하게 배치되어 있으므로 이의 영향을 고려하여 구해야 한다. (Fig. 6 참조)

실제로 Banthia와 Armelin[16]은 섬유 혼입률 별로 평균 섬유갯수를 조사한 결과 정규분포를 따르며, 단위면적당 Table 1과 같은 값을 갖는 것으로 보고하였다.

한편, Soroushian과 Lee[3]는 단위면적당 섬유갯수 N_1을 다음 식으로 제시하였다. 여기서, α는 섬유방향계수(orientation factor), V_f는 섬유혼입률, A_f는 섬유횡단면적이다.

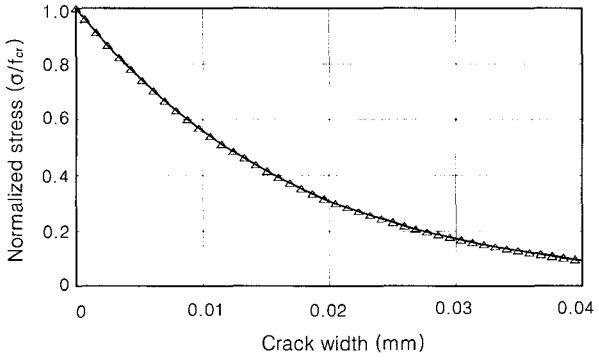


Fig. 5 Tension softening curve after cracking (Shah's model)[20]

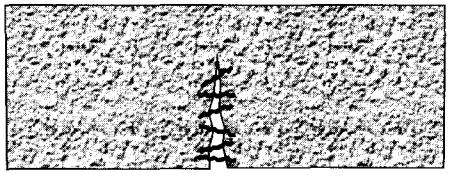


Fig. 6 Orientation and embedded length of randomly distributed fibers

Table 1 Average number of fibers according to fiber content[16]

Fiber content, percent of volume	0.75 %	1.50 %
Average, fibers per 4cm^2	7.922	15.173
Standard deviation, fibers per 4cm^2	6	8.9
Sample size, n	448	493

$$N_1 = \alpha \frac{V_f}{A_f} \tag{19}$$

섬유의 방향계수 α는 콘크리트 모체에 비하여 섬유의 크기가 작은 것을 고려하여 섬유가 마치 무한한 공간 속에서 임의의 방향성을 가질 수 있는 확률을 계산한 것이다. 즉, Fig. 7에서와 같이 어떤 사면체 공간에서 z 방향을 균열방향이라고 할 때, α는 섬유의 방향이 불규칙하므로 균열면에 직각으로 유효한 섬유로 환산하는 의미를 가지며 따라서, 각 면적당 40.5 % 섬유가 균열면에 직각으로 배치된 효과를 발휘한다.(식(20))

$$\alpha_0 = \frac{\int_0^{\frac{\pi}{2}} \int_0^{\frac{\pi}{2}} l_f \cos\theta \cos\psi \, d\theta d\psi}{(\frac{\pi}{2})^2 \, l_f} = 0.405 \tag{20}$$

일반적인 경우에 공간 내에서 임의로 위치하려는 섬유의 자유를 구속하는 경계에서 z방향 방향계수는 3차원 임의의 방향에서 유도된 0.405보다 큰 경향을 나타낸다.

Soroushian[3,17]등에 의하면, 2개의 경계가 섬유방향을 구속하도록 되어 있을 경우(α_1) 인장응력의 전형적인 방향인 z 방향으로의 방향계수를 구할 수 있다.

$$\alpha_1 = \begin{cases} \dfrac{\int_{d_f/2}^{h/2} \beta_1 dy}{h/2} & \text{for } h < l_f \\ \dfrac{l_f}{h} \dfrac{\int_{d_f/2}^{l_f/2} \beta_1 dy}{l_f/2} & \text{for } h \geq l_f \end{cases} + (0.405)(1 - l_f/h) \tag{21}$$

단,

$$\beta_1 = \frac{\int_0^{\pi/2} \int_{\gamma_0}^{\gamma} l_f \cos\theta \cos\psi \, d\theta d\psi}{l_f(\pi/2)\gamma} \tag{22}$$

$$\gamma_0 = \sin^{-1}(d_f/l_f)$$

$$\gamma = \sin^{-1}(2y/l_f)$$

4개 경계가 섬유방향을 구속하고 있을 경우(α_2) 에도, 위의 식과 유사하게 인장응력의 전형적인 방향인 z 방향으로의 방향계수를 구할 수 있다.

Fig. 3에서 인장영역에서 저항하는 섬유의 인장력은 인장영역을 N개의 층으로 나누어 Fig. 8과 같이 각 층의 섬유 인장력 F_i에 각층별 섬유개수를 곱하므로서 구할 수 있다. 여기서 섬유인발력은 단일섬유의 부착응력-슬립관계로부터 구할 수 있으며, 이때 슬립량은 Fig. 1에서의 균열폭 w_i와 같다고 할 수 있다. 즉, 균열폭이 커짐에 따라 슬립량에 따른 인발력이 커지게 된다. 섬유의 인발력과 슬립관계는 다음 3절에서 실험적으로 구해진다.

이때, 섬유가 뽑히지 않기 위한 최소한의 소요 정착길이 L_t는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$L_t = \frac{F}{\sum_0 \cdot \tau_u} \tag{23}$$

여기서, τ_u는 섬유의 부착강도로서 인발강도시험에서 얻어지며, F는 휨균열폭에 따른 섬유의 인발력이다. 즉, 섬유에 작용하는 힘 F 에 따라 요구되는 소요 정착길이가 달라진다. 섬유가 뽑히지 않아야 인장저항을 하므로 뽑히지 않으려면 묻힘길이가 소요정착길이 L_t보다 커야 한다. Fig. 8은 소요정착길이와 섬유가 뽑히지 않을 확률을 각층별로 표시한 것이다.

여기서, 섬유가 뽑히지 않고 견딜 확률 P_r은 다음과 같이 2가지 경우로 구한다.

① 소요정착길이가 섬유길이의 반보다 작을 때, ($L_t \le \frac{l_f}{2}$)

일정한 길이 l_f 를 가지는 섬유들이 x축을 따라 배열될 때, Fig. 9(a)는 균열단면의 한쪽 편을 나타낸 것이다. 여기서 섬유가 소요정착길이를 지나 B 영역에 존재해야만 임의하중 P에 대해 뽑히지 않고 견딜 수 있다. 따라서, 묻힘길이에 따라 유효한 섬유들은 B영역에 존재하고, 섬유들이 뽑히지 않고 견딜 확률 P_r은 다음과 같이 정의된다.

$$P_r = \frac{B\text{ 영역의 넓이}}{\text{전체영역의 넓이}} = 1 - \frac{A\text{ 영역의 넓이}}{\text{전체영역의 넓이}}$$

$$= 1 - \frac{\frac{1}{2} \times (h-c) \times L_t}{(h-c) \times \frac{l_f}{2}} = 1 - \frac{L_t}{l_f} \tag{24}$$

② 소요정착길이 $L_t > \frac{l_f}{2}$ 일 때,

이때에는 Fig. 9(b)에 따라 다음과 같이 섬유가 뽑히지 않을 확률을 구한다.

$$P_r = \frac{B\text{ 영역의 넓이}}{\text{전체영역의 넓이}} = \frac{\frac{1}{2} \times \frac{l_f}{2} \times k}{(h-c) \times \frac{l_f}{2}}$$

$$= \frac{1}{2} \times \frac{\frac{l_f}{2}}{L_t} = \frac{1}{4} \frac{l_f}{L_t} \tag{25}$$

단, k는 삼각형의 닮음에서 아래와 같이 구한다.

$$(h\text{-}c) : Lt = k : \frac{l_f}{2}, \quad k = \frac{l_f}{2} L_t \times (h-c) \tag{26}$$

결론적으로, 보의 균열면에서의 단면력을 구할 때 섬유의 기여는 각층의 섬유개수에다 방향계수 α와 뽑히지 않고 유효한 섬유확률 P_r을 곱하여 구할 수 있다. 섬유보강콘크리트 보의 휨해석 과정이 Fig. 10에 요약되어 있다.

3. 섬유보강콘크리트 보의 균열거동실험

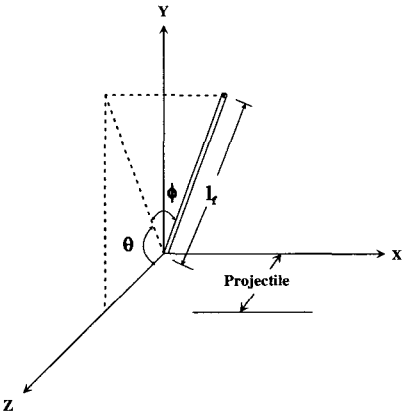


Fig. 7 Three-dimensional fiber orientation

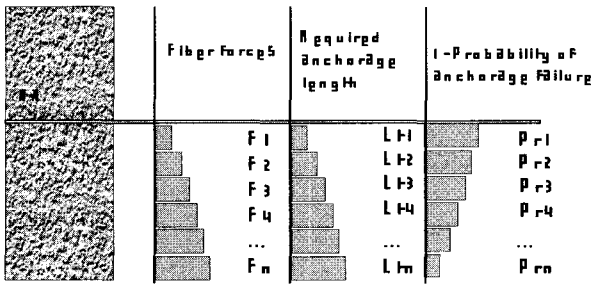
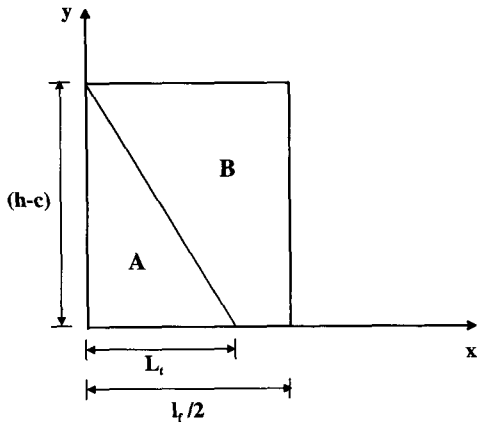
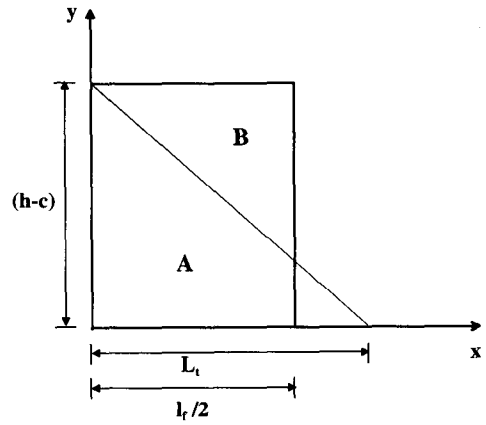


Fig. 8 Fiber force, required anchorage length, and probability of non-anchorage failure



(a) $L_t \leq \frac{1}{2} l_f$



(b) $L_t > \frac{1}{2} l_f$

Fig. 9 Relation between required anchorage length and embedded fiber length

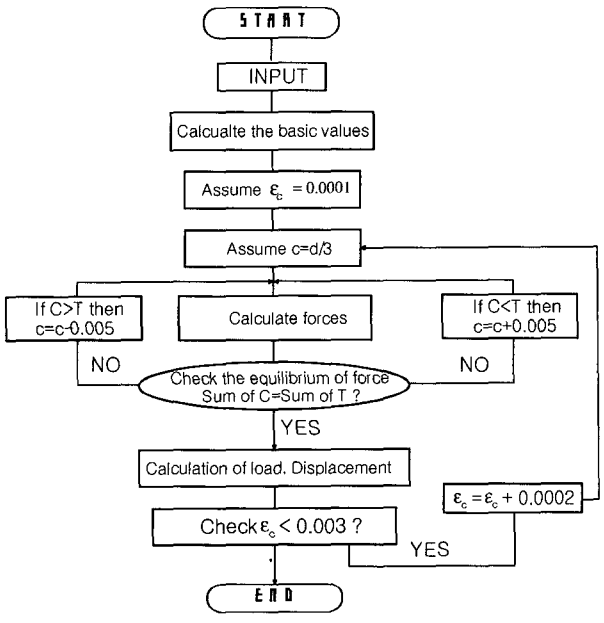


Fig. 10 Flowchart

3.1 단일섬유의 인발실험

본 연구에서는 길이 50 mm의 절곡형(crimped type) 구조용 합성섬유를 사용하여 인발하중-슬립관계를 구하였다.

단일 섬유의 인발시험을 위하여 Fig. 11과 같은 인장시편을 제작하였다. 양쪽을 분할하는 얇은 플라스틱 판에 1개의 섬유지름에 구멍을 뚫어서 1개의 섬유를 끼운 상태에서 콘크리트 시편을 제작한다. 양생기간 28일 후에 그림과 같이 시험시편을 장치한 후에 변위제어 방식의 UTM을 사용하여 0.5 mm/min의 재하속도로 시험을 실시하여 변위 2.5 mm이상의 load-slip 의 곡선을 data acquisition system 에 의해 얻어 단섬유(1개)의 인발하중-변위곡선을 구한다. Fig. 12는 인발시험과정을 보여주고 있다.

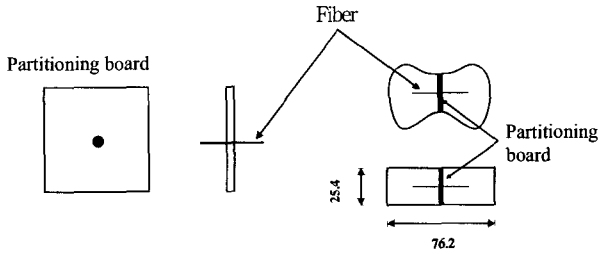


Fig. 11 Pullout test specimen

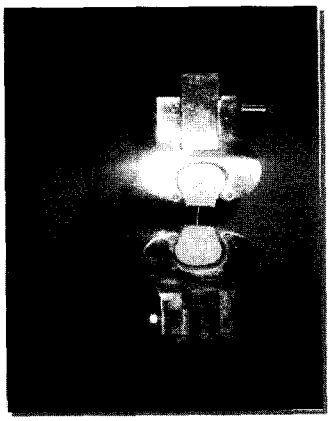


Fig. 12 Photograph of pullout test

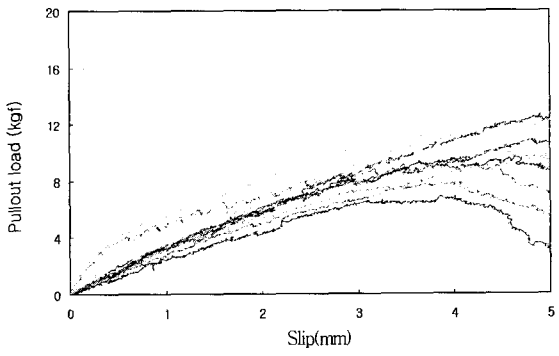


Fig. 13 Load-slip relation of crimped type of synthetic fiber

Fig. 13은 동일한 단일섬유의 인발시험결과를 나타낸것으로서 그 거동의 분산을 보이고 있다. 따라서, 이 관계곡선의 평균곡선을 단일섬유의 부착(인발)력-슬립관계로 사용한다. 이 평균적인 부착력-슬립관계식은 식 (27)과 같이 표시할 수 있다. 여기서, A, B, C, D 는 상수이다.

$$F = \frac{As}{B + Cs^D} \qquad (27)$$

3.2 섬유보강 콘크리트보의 휨거동 실험

3.2.1 실험변수

단위시멘트량 453 kg/m^3, 물-시멘트비 45 %, 잔골재율(S/a) 70 %로 배합설계를 하여 실험을 수행하였고, 실험변수는 Table 2와 같다.

3.2.2 실험방법

일본의 JCI-SF4 규정[11]에 의하면, 인성(toughness)은 에너지흡수능력으로 에너지적 의미로 표현된다. 이 에너지가 하중과 하중재하점에서의 하중재하방향 처짐과의 곱으로 표현되므로, 처짐이 하중재하점에서 측정되어야만 한다. 그러나, 이 시험법에서는 하중점에서 처짐대신 시험체 span의 중앙에서의 처짐값을 취하고 있다. Fig. 14는 이 규정의 휨강도 시험의 개략도로써 four-point loading으로 실시해야 하며, Fig. 15는 이 시험의 변위측정 장치를 나타낸 것이다.

Table 2 Mixture proportions

W/C (%)	S/A(%)	Unit weight(kg/cm^2)				Fiber content (1%)
		Cement	Water	Sand	Gravel	
45	70	453	204	1115	487	9

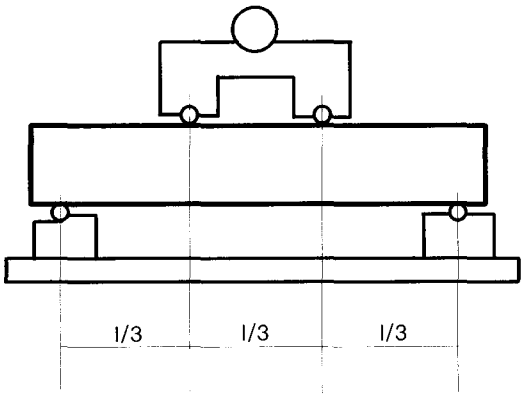


Fig. 14 Schematic view of flexural test

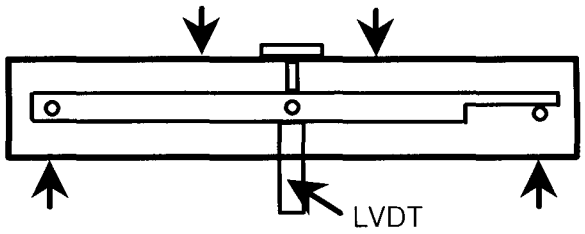


Fig. 15 Equipment for displacement measurement

그 첫째 이유는 하중재하점의 처짐측정 방법이 아직 일반적으로 이용되고 있지 않다는 점이다. 하중재하점의 처짐을 측정하기 위해, 적어도 두 개의 처짐측정기가 필요하고 두점의 측정치의 평균치로부터 처짐값을 산정하는 것은 복잡하므로 섬유보강체의 휨실험 하중-처짐곡선의 처짐은 대부분 span 중앙점에서 측정되어 왔다. 두 번째 이유는 휨인성을 결정할 때에 있어 하중 및 처짐한계가 처짐량으로 주어질 때, 그 한계치까지의 하중-처짐곡선 아래의 면적은 하중재하점에서 측정한 경우와 span 중앙에서 측정한 경우의 차가 상대적으로 적게 나타난다. 그렇지만, 그 한계치가 하중에 의해 주어졌을 때는 처짐측정위치에 따른 면적의 차이가 크게 될 것이다. 따라서, 이 규정에서는 처짐량으로 한계치를 정하고 있다.

휨시험체의 하중-처짐곡선의 형상에 영향을 미치는 것으로는 하중재하속도, 시험장비의 강성, 지지점에서의 구속도 등을 들 수 있다. 최대하중을 초과하여 처짐을 측정하는 경우에 있어, 하중재하속도는 단일 시험체의 하중재하를 약 15~30분 만에 끝내기 위하여 분당 재하속도를 변위제어방식으로 $l/1500 \sim l/3000$의 범위에서 하고 있다. 일반적으로, 인성은 넓은 의미에서 재료의 연성과 변형성의 개념을 포함하고 있고, 좁은 의미로는 에너지 흡수능력의 의미를 갖는다. 따라서, 일정하게 정해진 한계까지의 하중-처짐곡선 아래면적으로 정의되는 휨인성으로 섬유보강체의 인성이 계산된다.

한계점은 다음과 같은 이유로 처짐이 span(l)의 1/150이 되는 곳을 선택하게 된다. 일반적으로, 처짐한계가 낮게 취해질 때 휨인성에 미치는 섬유혼입량 및 형상비의 효과는 뚜렷하게 나타나지 않는다. 반대로, 지나치게 높게 잡았을 때는 시험체의 변형이 크게 될 것이고, 많은 경우에 있어서 처짐측정에 곤란을 겪게 될 것이다. 기존에 보고된 10×10×40 cm 휨시험체를 이용한 시험결과에 의하면[14], 처짐한계가 2 mm로 선정되고, 이 점까지의 휨인성이 계산된다면, 섬유의 혼입량과 형상비에 의한 차이는 매우 잘 표현될 것이다. 또한, 15×15×53 cm 휨시험체에 대한 실험연구보고는 드물지만, 처짐한계와 span사이의 비율은 10×10×40 cm 시험체와 동일한 것으로 판단되고 있다.

한편, 미국의 ASTM규정[10]과는 달리 일본의 JCI[11]규정

에 의하면 소위 modulus of rupture라 말하는 휨강도 f_r는 하중이 최대일 때로 정의하며 등가휨강도(equivalent flexural strength) f_e는 하중-처짐 곡선에서 span(l)의 1/150에 해당하는 변위까지의 면적 T_b를 계산하여 구할 수 있도록 규정하고 있다.

4. 해석결과 및 실험결과의 비교

Fig. 16과 Fig. 17은 하중-처짐곡선으로서, 본 논문에서 제시한 방법에 의한 이론치와 실험치를 합성섬유의 혼입율이 각각 1,0 %, 1.5 %인 경우에 대해 비교한 것인데, 섬유의 혼입률이 달라질 때 실험결과와 비슷한 것을 알 수 있다. Fig. 18에서 Fig. 22는 각각 섬유의 혼입율에 따른 중앙처짐과 CMOD의 이론값을 나타낸 것이다. 섬유의 혼입률이 증가할 때, 그 인성이 증가하는 것을 알수 있으며 (Fig. 18, Fig. 22), 하중-CMOD 곡선에서 보면, 동일한 CMOD 일 때 섬유의 혼입률이 클수록 저항하는 하중이 크다는 것을 알 수 있다(Fig. 9). CMOD-처짐 곡선에서 보면, 동일한 처짐이 발생했을때 섬유의 혼입률이 클수록 CMOD 값이 커진다는 것을 알 수 있다(Fig. 20). 처짐이 증가함에 따라, 중립축 깊이는 균열이전에는 증가하다가 균열이후에는 급격히 감소한 후에 소폭으로 감소하여 콘크리트의 압축부 선단까지 올라가는 것을 알 수 있다(Fig. 21).

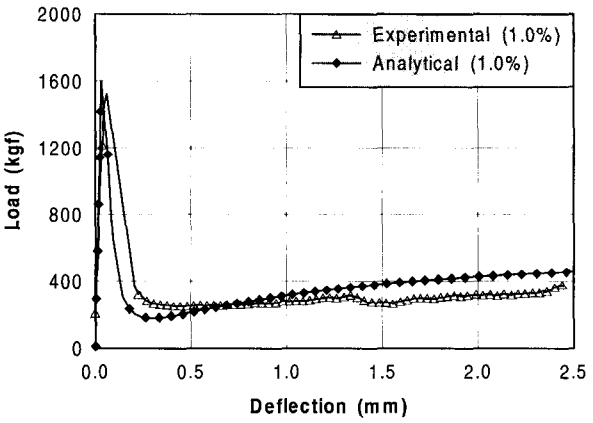


Fig. 16 Crimped type of synthetic fiber of fiber content, 1 % of volume

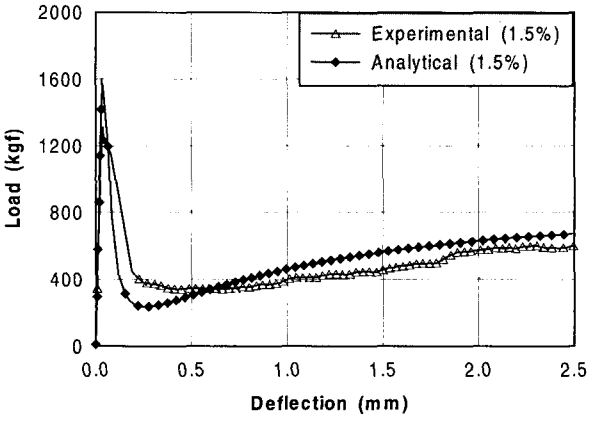


Fig. 17 Crimped type of synthetic fiber of fiber content, 1.5 % of volume

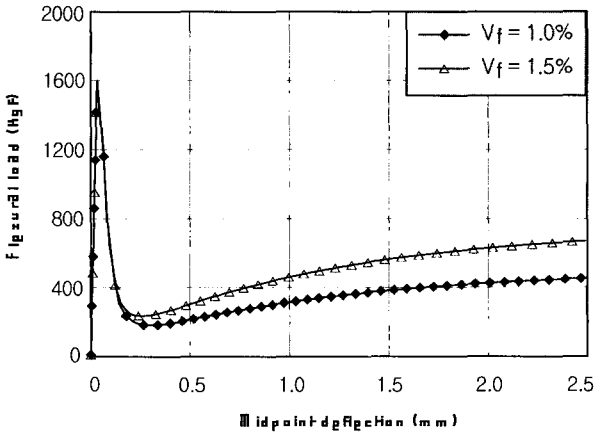


Fig. 18 Analytical result on load and deflection curve

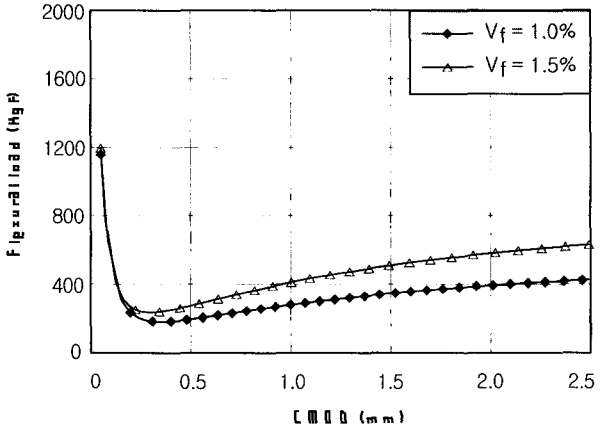


Fig. 19 Analytical result on load and CMOD curve

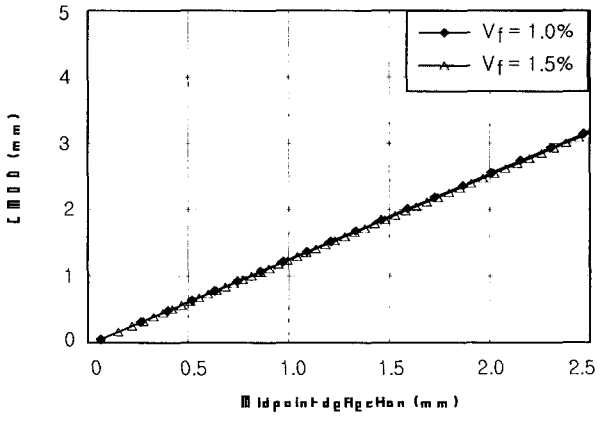


Fig. 20 Analytical result on CMOD and deflection curve

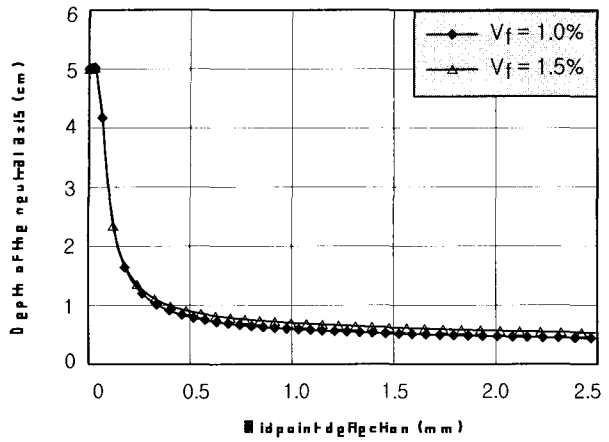


Fig. 21 Analytical result on depth of the neutral axis and deflection curve

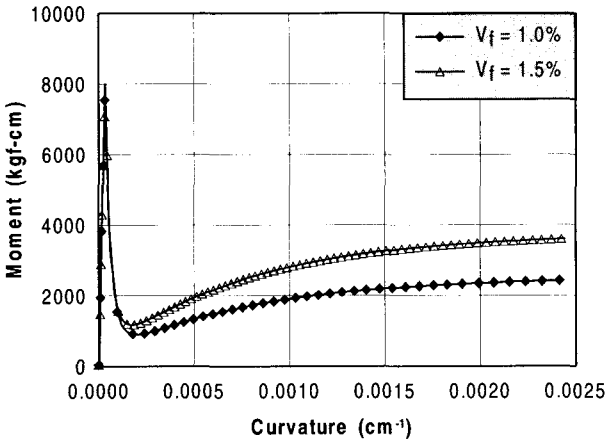


Fig. 22 Analytical result on Moment and curvature relation

5. 결 론

1) 균열이후의 섬유에 의한 균열 연결효과에 의한 모체 보강효과를 모체의 균열폭과 섬유의 인발거동을 이용하여 해석할 수 있는 모델을 연구 제시하였다.

2) 섬유의 인발실험을 통하여 단일섬유의 콘크리트와의 부착특성실험을 수행하였고, 균열단면에서 섬유의 매입길이와 매입방향성의 무작위성을 확률적으로 고려하여 균열단면을 통과하는 유효 섬유 개수 산정방법을 제시하였으며 이를 이용하여 균열이후 섬유의 인장력을 산정하였다.

3) 균열이후 휨특성 해석을 수행하여 단일섬유의 특성으로부터 균열이후 보부재 휨거동의 합리적인 예측이 가능하도록 하였다.

4) 본 이론을 구조용 합성섬유 보강콘크리트 보의 휨거동, 즉, 하중-처짐 거동 등의 실험결과와 비교한 결과 비교적 잘 일치하는 것으로 나타났다.

5) 본 이론은 합성섬유 보강콘크리트보의 후-균열거동 예측에 유용하게 이용될 수 있을 것으로 사료된다.

Notation

A_f	= 섬유의 혼입율
c	= 중립축의 깊이
c′	= 콘크리트의 인장응력이 작용하는 곳까지의 깊이
$d\delta$	= 보의 중앙처짐의 증가량
$d\theta$	= 균열면의 회전각의 증가량
E_{ct}	= 콘크리트의 인장부 탄성계수
f_c , σ_c	= 콘크리트의 압축응력
f_c'	= 콘크리트의 압축강도
f_{cr}	= 콘크리트의 인장강도
f_i	= i번째 섬유의 인발력
F_t	= 전체 섬유의 인발력
l_f	= 섬유의 길이
L_f	= 섬유의 소요정착길이
V_f	= 섬유의 혼입율
w_i	= i번째 섬유의
y_i	= i번째 섬유의
ε_x, ε_c	= 일반적인 변형율 및 콘크리트의 변형율
ε_0	= 콘크리트에 최대 압축응력이 작용할 때의 변형율
ε_{cf}	= 콘크리트 압축선단의 변형율
σ_{ct}	= 콘크리트의 인장응력

참고문헌

1. M. C. Nataraja, N. Dhang, and A. P. Gupta, "Stress-Strain Curves for Steel-Fiber Reinforced Concrete Under Compression," *Cement & Concrete Composites* Vol.21, 1999, pp.383~390
2. Ezeldin AS, Balaguru PN. "Normal and High Strength Fiber Reinforced Concrete under Compression," *Journal of Materials in Civil Engineering*, 1992;4(4), pp.415~427.
3. Soroushian, P. and Lee, C., "Tensile Strength of Steel Fiber Reinforced Concrete : Correlation with Some Measures of Fiber Spacing," *ACI Material Journal*, Vol. 87, No.5, Sept.-Oct., 1990.
4. Romualdi, J. P. and Mandel, J. A., "Tensile Strength of Concrete as Affected by Uniformly Distributed and Closely Spaced Short Lengths of wire Reinforcement," *ACI Journal, Proceedings* Vol. 61, No 6, June 1964, pp.650~670.
5. Chriostoper K. Y.. Leung, Y.. and Phlip Geng, "Micromechanical Modeling of Softening Behavior

In Steel Fiber Reinforced Cementitious Composites," *Int. J. Solids Structures*, 1998, Vol. 35, No. 31-32, pp.4205~4222.
6. D. Lange-Kornbam and B. L. Karihaloo, "Tension Softening of Fibre-Reinforced Cementitious Composites," *Cement and Concrete Composites* Vol.19, 1997, pp.315~328.
7. (주) 하이콘, "구조용 합성섬유의 최적형상함수 결정에 관한 연구," SK 건설 주식회사 최종보고서, 2001. 7.
8. Goparalatnam, V. S; Surendra, S. P.;Gordon, B. B.; Criswell, M. E.; Ramakrishnan, V.; and Wecharatana, M., "Fracture Toughness of Fiber Reinforced Concrete," *ACI Materials Journal*, Vol. 88, No. 4, July-Aug. 1991, pp.339~353.
9. Banthia, N. and Trottier, J., "Concrete Reinforced with Deformed Steel Fibers, Part I : Bond-Slip Mechanism," *ACI Material Journal*, Vol. 91, No. 5, Sept.-Oct., 1994, pp.435~446.
10. ASTM C 1018-89, "*Standard Test Method for Flexural Toughness and First-Crack Strength of Fiber Reinforced Concrete(Using Beam with Third-Point Loading)*," 1991 Book of ASTM Standards, Vol. 04.02, ASTM, Philadelphia, pp.507~513.
11. Japan Concrete Institute, JCI SF4, *Method of Test for Flexural Strength and Flexural Toughness of Fiber Reinforced Concrete.*
12. ACI Committee 544, "*Design Considerations for Steel Fiber Reinforced Concrete.*"
13. Lim, T. Y.; Paramasivam, P.,; and Lee, S. L., "Bending Behavior of Steel Fibers Concrete Beams," *ACI Materials Journal*, Vol. 84, No. 6, Nov.-Dec., 1987, pp.524~536.
14. Oh, B. H. "Flexural Analysis of Reinforced Concrete Beams Containing Steel Fibers," *ASCE, Journal of Structural Engineering* 1992, Vol. 118, No. 10, 2691-8.
15. Victor C. Li., Z. Lin., and T. Matsumoto, "Influence of Fiber Bridging on Structural Size-Effect," *Int. Journal of Solids Structures* Vol. 35, 1998, pp.4223~4238.
16. Banthia, N. and Armelin, H., "Predicting the Flexural Postcracking Performance of Steel Fiber Reinforced Concrete from the Pullout of Single Fibers," *ACI Materials Journal*, Vol. 94, No. 1, Jan.-Feb., 1997, pp.18~31.
17. Soroushian, P. and Lee, C., "Distribution and Orientation of Fibers in Steel Fiber Reinforced Concrete," *ACI Materials Journal*, Vol. 87, No. 5, Sep.-Oct., 1990, pp.433~439.
18. 김규선, 이차돈, 심종성, 최기봉, 박제선, "강섬유보강 콘크리트의 인장파괴메카니즘에 대한 이론연구," 콘크리트학회지, 1993,06 Vol. 5, No. 2, pp.141~150.
19. 김규선, 이차돈, 심종성, 최기봉, 박제선, "SFRC의 인장 파괴거동에 대한 해석," 콘크리트학회 봄 학술발표회 논문, 1993, pp.65~72.
20. Gopalaratnam, V. S. and Shah, S. P., "Softening Response of Plain Concrete in Direct Tension," *ACI Journal, Proceedings* Vol. 82, No. 3, Mar., 1985, pp.310~323.
21. Park, R. and Paulay. T., *Reinforced Concrete Structures.* John Wiley and Sons, Inc., New York, N. Y., 1975.

요 약

섬유는 콘크리트의 취약점인 인장 및 균열저항성을 증가시켜 그 효용성을 크게 한다. 그러나, 섬유의 균열저항성을 합리적으로 예측하기 위해서는 균열후의 거동예측기법이 정립되어야 한다. 따라서, 본 연구의 목적은 최근 들어 개발되고 있는 구조용 합성섬유 보강콘크리트의 균열후 거동(Post-Cracking Behavior)을 예측하기 위한 해석기법을 제시하는데 있다. 이를 위하여 합성섬유 보강 콘크리트 보의 균열단면해석에 있어서, 우선적으로 균열단면을 강체운동으로 가정하고, 균열폭(crack width) 및 균열면에 대해 기울기 90。 인 단일섬유의 인발실험(pullout test)에 의한 인발 하중(pullout load)과 변위(slip)의 관계를 이용하여 개개 섬유의 균열이후 거동을 묘사하였다. 또한 실제 섬유의 매립방향과 매립길이의 다양성을 확률적으로 고려하여 균열면에서의 유효섬유개수를 산정한 뒤에 FRC 보의 휨거동해석을 수행하였고, FRC 보 실험을 시행한 결과와 비교한 결과 잘 일치하는 것으로 나타났다. 본 해석결과로부터 하중-처짐 곡선, 모멘트-곡률 곡선 등을 도출할 수 있으며, 본 연구의 모델은 일정수준의 균열 저항성 또는 인성지수(toughness performance)를 얻기 위한 섬유의 기하형상을 개발하는데 유용한 방법으로 사용될 수 있다. 또한 평균응답, 파괴모드의 운동학으로 표현된 이 모델은 FRC 보 실험 결과들을 유사하게 예측할 수 있기 때문에 앞으로 섬유보강콘크리트 부재의 합리적인 설계 및 해석에 효율적으로 활용될 수 있을 것으로 사료된다.

핵심용어 : 섬유보강콘크리트, 합성섬유, 후균열거동, 인발실험, 섬유, 균열폭