강섬유보강콘크리트의 인장파괴메카니즘에 대한 이론연구

Analysis on the Fracture Mechanisms of SFRC under Tension

김 규 선* 이 차 돈** 심 종 성***
Kim, Gyu Seon Lee, Cha Don Sim, Jong Sung
최 기 봉**** 박 제 선*****
Choi, Ki Bong Park, Je Seon

요 약

콘크리트내에 짧은 길이를 갖고 임의의 방향으로 배향된 강섬유는 콘크리트가 인장응력을 받을때 일반콘크리트에 비하여 인장강도와 연성을 증가시키며 이는 콘크리트모체내 강섬유의 균열억제메카니즘에 기인한다. 본연구에서는 기존의 각기다른 spacing 개념들에 의하여 SFRC의 인장강도를 예측하고 정확도를 실험치와 비교하여 평가하였는데 시험체의 경계조건 및 타설시의 진동으로 인한 콘크리트내 강섬유의 재향성을 고려한 단위면적당 섬유수(N1)개념이 실험결과와 가장 좋은 상관관계를 나타내었다. 또한 SFRC의 강도후 영역에 대한 이론적인 해석이 고려되었으며 본 해석은 시험체의 경계조건, 진동효과, 콘크리트모체와 강섬유의 접촉면의 비선형부착특성 고려 및 특히 위험단면에서 매입길이가 다른 각 강섬유의 적합조건을 고려하였다.

Abstract

Short, randomly distributed steel fibers in concrete increase tensile strength and ductility of concrete under direct tension. These improvements are results from crack arrest mechanisms of steel fibers in concrete. These mechanisms are theoretically assessed in terms of different fiber spacing concepts. Results indicate that better correlation exists between experimental result and the spacing concept which takes into account the effect of boundaries as well as the effect of vibration on reorientation of steel fibers inside concrete. Also considered is the micromechanics-based analysis on the post-peak behavior of SFRC. It includes effects of speci-

* 한양대학교 토목공학과 석사과정
** 중앙대학교 건축공학과 조교수
*** 한양대학교 토목공학과 조교수
**** 경원대학교 토목공학과 조교수
***** 강원대학교 토목공학과 교수

• 본 논문에 대한 토의를 1993년 12월 31일까지 학회로 보내주시면 1994년 3월호에 토의회답을 게재하겠습니다.

men boundaries, vibration, nonlinearity in the interface between matrix and fiber, and especially on the compatibility for embeded fiber lengths crossing the critical section. The analytical studies reveal close agreement between test results and theoretical predictions.
Keywords : SFRC, compatibility, crack arrest mechanism, micromechanics, nonlinearity, specimen boundary, vibration

1. 서 론

콘크리트 내의 짧은 길이를 갖고 임의의 방향을 갖는 강섬유를 혼입하여 얻게 되는 강섬유보강콘크리트(Steel Fiber Reinforced Concrete : 이하 SFRC)는 콘크리트내의 강섬유에 의하여 콘크리트가 인장응력을 받을 때 발생되는 단면내의 미세균열확장과 이들의 결합을 강섬유의 branching, bridging역할 등으로 제어함으로써 콘크리트의 인장강도와 함께 강도후 영역에서의 연성을 증가시키게 된다. 강섬유의 혼입으로 인하여 증가되는 콘크리트의 인장강도와 특히 연성은 인장응력에 대하여 취성적인 파괴경향을 갖는 콘크리트 구조물의 거동의 향상을 가져올 수 있다.

SFRC의 인장강도를 예측하는 기본적인 개념에는 spacing 개념과 composite material 개념이 있다[1]. 본 연구에서는 문헌 [2]에 발표된 연구의 부분적 연장으로서 SFRC의 인장강도에 대하여 기존의 연구된 여러 spacing 개념의 적합성을 조사하였다.

SFRC가 강도에 이른 직후 위험단면에 큰 균열(macrocrack)이 형성된다. 강도후 이후의 SFRC의 인장거동은 이 균열의 열림(crack opening)에 대하여 모체의 연화현상과 강섬유의 pull-out 교량역할에 의한 저항으로 인하여 연성의 큰 증가를 갖게된다[3].

본 연구에서는 일반콘크리트에 비하여 크게 향상된 SFRC의 강도후 영역에 대한 SFRC의 거동을 모체 콘크리트의 연화거동과 강섬유의 교량역할에 의한 보강효과에 대한 평균적인 개념과 micromechanics에 근거하여 이론적으로 고찰하였다.

2. SFRC 인장강도

2.1 Spacing개념

Spacing개념은 콘크리트 단면내 균열성장이 길이가 짧고 임의로 분산된 강섬유에 의하여 저지됨으로써 콘크리트의 인장강도가 향상된다는 데에 그 개념을 두고 있다. Spacing 개념은 Romualdi[4]에 의하여 다음과 같은 식으로 콘크리트내에 임의로 분산된 강섬유간의 평균간격(S)이 산정되었다.

$$S = 13.8 \cdot d_f / \sqrt{100 \cdot V_f} \qquad (1)$$

여기서, V_f=섬유혼입율

d_f=섬유의 직경

Romualdi는 식 (1)을 유도하는데 있어 임의의 방향성을 갖는 강섬유에 대하여 인장응력 방향으로의 재향성을 고려하는데, 이는 식 (1)에서 인장응력 방향에 대하여 유효하게 균열을 제어하는 정도의 척도로 쓰였으며 이를 orientation factor (α_o)로 나타내었다.

$$\alpha_o = \frac{\int_0^{\pi/2}\int_0^{\pi/2} L\cos\theta\cos\phi\, d\theta\, d\phi}{L\int_0^{\pi/2}\int_0^{\pi/2} d\theta d\phi} \qquad (2)$$

$$= 0.405$$

위의 식(2)에서 나타난 orientation factor는 콘크리트 모체에 비하여 강섬유의 크기가 비교적 작은 것을 감안하여 강섬유가 마치 무한한 공간속에서 임의의 방향성을 가질 수 있는 확율을 가정하여 산정되었다. Mckee[5]는 SFRC내에 섬유간격을 또 다른 식으로 나타내었는데 이 식에서는 모든 강섬유가 동일한 체적내에 있는 것으로 가정하

여 다음 식으로 섬유간격을 나타내었다.

$$S=\sqrt[3]{\frac{A_f \cdot l_f}{V_f}} \qquad (3)$$

여기서, A_f=섬유단면적

위의 두 식[식(1), 식(3)]을 살펴볼 때 두 식 모두 SFRC의 섬유수가 증가할수록 섬유간의 간격이 작아지는 것을 살펴볼 수 있으며 문헌[2]와 [4]에 의하면 이들 간격에 반비례하여 강섬유보강 콘크리트의 인장강도가 증가하는 것이 보고되었다. 그러나 일반적으로 SFRC의 인장시험체는 유한한 단면크기를 가짐으로써 공시체의 경계부분에 위치한 강섬유는 인장응력 방향으로의 재향성이 증가하게되며, 또한 공시체를 타설할 때 진동기에 의한 진동이 가해짐으로써 모체내의 강섬유는 이론치와 비교하여 진동효과에 의한 방향성의 변화를 갖게된다(2). 이들 영향들은 긍정적으로 강섬유의 인장거동에 영향을 미치게 되는데 단면이 작아질수록, 또한 좀 더 많은 진동이 가해질수록 강섬유가 인장응력 방향으로의 재향성이 증가하게 되기 때문이다. 이들 영향이 고려되지 않았을 때 실험실에서의 제한된 단면적을 갖는 공시체의 인장실험 결과는 실제 구조해석을 위한 올바른 자료로써 쓰여질 수 없다. 이들 경계조건과 진동에 의한 강섬유의 재향성을 고려하여 Soroushian과 Lee(2)는 단위면적당 섬유수(N_1)를 산정하는 다음과 같은 식을 유도하였다.

$$N_1=\alpha_1 \frac{V_f}{A_f} \qquad (4)$$

여기서, α_1=(w, h, l_f)

w, h = 공시체 단면의 폭과 높이

식(4)의 α_1은 공시체의 단면크기 및 강섬유 길이에 따른 함수로서 다음과 같다.

$$3\text{-D}:\alpha=\begin{cases} 6 \cdot l_f/(w \cdot h) \cdot \tan^{-1}(w/\sqrt{6 \cdot l_f}) \cdot \\ \tan^{-1}(h/\sqrt{6 \cdot l_f}) & \text{for w, h} \le l_f \\ l_f h \cdot \tan^{-1}(h/\sqrt{6 \cdot l_f}) \cdot \\ (1.56+0 \cdot 766 \cdot l_f/w) & \text{only for h} \le l_f \\ 0.098 \cdot l_f^2/(w \cdot h)+0.2 \cdot l_f(w+h)/(w \cdot h) \\ -0.405 & \text{for w, h} > l_f \end{cases}$$

$$2\text{-D}:\alpha=\begin{cases} \sqrt{6} \cdot l_f/w \cdot \tan^{-1}(w/(\sqrt{6} \cdot l_f)) & \text{for w} \le l_f \\ 0.31 \cdot l_f/w+0.64 & \text{for w} > l_f \end{cases}$$

식 (4)의 orientation factor는 경계조건을 고려하여 산정되었으며(2), 그 결과는 Fig. 1로 정리될 수 있다. 한편 참고문헌[2]에 의하면 통계적으로 진동에 의하여 변하는 강섬유의 재향성은 3차원과 2차원의 평균값으로 나타내어 질 수 있음이 보고되었다.

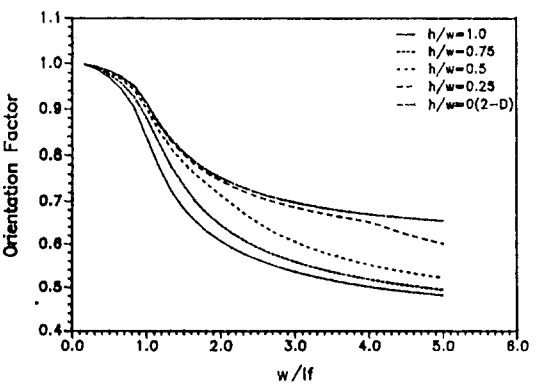


Fig. 1 Orientation factors for different geometric conditions in 2-D 3-D

2.2 Spacing 각 개념과 실험결과와의 비교

본 연구는 위의 각각의 spacing개념에 대하여 문헌(2)에서 나타난 49개의 기존 data와 본 연구자들에 의한 실험 data 18개를 근거로 하여 각 개념들과 SFRC의인장실험 data 67개와의 상관관계를 조사함으로써 각 개념의 적합성을 조사하였다. 본 연구를 위하여 실행된 실험을 정리하면 다음과 같다.

2.2.1 SFRC 인장실험

Type I 포틀랜드 시멘트와 가평에서 채취한 천연골재를 사용하였으며 혼화제는 Daracen 100을 사용하였다. 강섬유는 국내에서 상업적으로 생산되고 있지 않기 때문에 긴 강선을 임의로 절단하여 사용하였으며, 직경이 0.7mm인 직선섬유로서 비중은 7.6이고 인장강도는 210kg/mm^2~240kg/mm^{2}이고, 섬유의 길이는 형상비 60, 80 100에 따라 각각 42mm, 56mm, 70mm 이다.

본 연구에서 사용된 골재의 물성표는 table 1과 같고 배합비는 table 2에 제시되어 있다.

시험체의 성형 및 양생방법은 KS F 2404 및 JCI규준안을 따라서 행하였다. 시험체의 다짐은 소형판상 진동기를 사용하여 다짐을 하였고, 성형이 끝난 공시체는 습윤양생을 하면서 24시간 이내에 시멘트풀을 사용하여 capping을 하였으며, 탈형 후 28일 이상 수중에서 표준양생을 실시하였다. 시험시의 재령은 수중에서 28일 양생한 후 시험시까지 공기중에서 보관하였다.

Table 1 Physical properties of aggregate

	Spec. gravity	Absorption (%)	F.M.
Coarse agg.	2.64	0.90	6.72
Sand	2.63	1.90	2.90

Table 2 Mix proportion

	C	W/C	S/G	(S+G)/C	SP(%)
Mix ratio	1	0.5	1	4.0	0.005

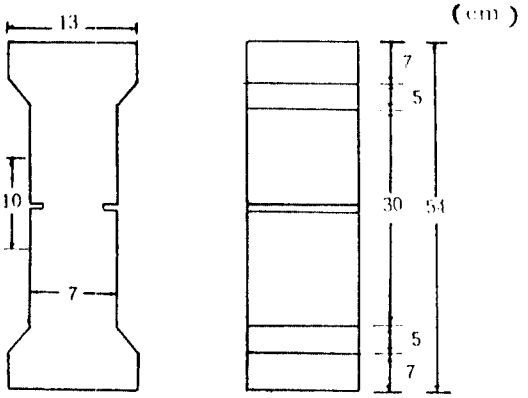


Fig. 2 Specimen details

본 연구에서 사용된 시험체는 중앙부 단면이 7cm×10cm를 갖는 dog-bone 형태의 시험체로서 시험체의 중앙면에 폭 3mm이고 깊이 7mm인 notch를 주었다.

본 연구에서 제작된 직인장 jig는 만능시험기와 시험체를 연결하는 부분을 힌지로 처리하여 편심이 발생하지 않도록 하였고, 시험체 접촉부분은 slip이 발생하지 않도록 양쪽 면을 bolt를 사용하여 고정하였다. 노치(notch)를 중심으로한 주균열에 의한 변위의 정확한 측정을 위해서 JCI와 참고문헌[6]들을 참고로 하여 SFRC의 인장변위를 측정하기 위한 변형측정장치를 인장 jig에 함께 고정할수 있도록 하였으며 여기에 LVDT를 설치하였다. 장착위치는 노치를 중심으로 하여 상, 하로 5cm 되는 곳으로 하였다. 게이지는 1cm크기의 콘크리트 게이지를 사용하였으며 Fig. 3에는 직인장 jig로 set-up된 시험체의 모습이 제시되어있다.

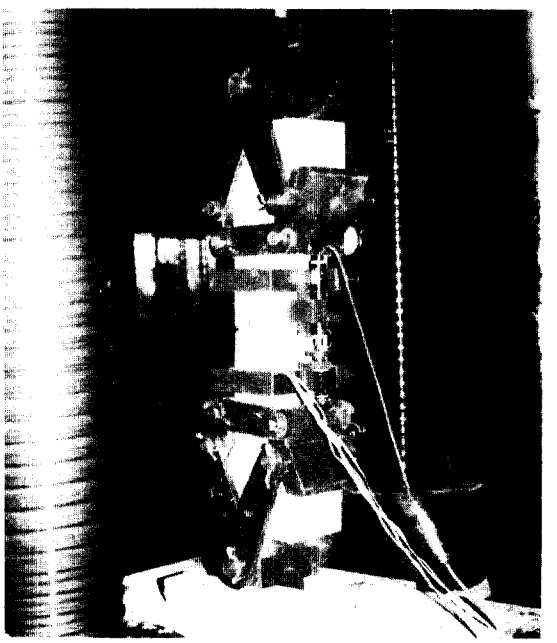


Fig. 3 Specimen under test

2.2.2 SFRC 인장강도와 실험데이터간의 상관관계

본절에서는 식(1), (3), (4)에 의하여 계산된 섬

유간격과 단위면적당 섬유수(N_1)와 인장강도 사이의 상관관계를 통하여 SFRC의 인장강도와 spacing개념을 토대로 한 섬유간격간의 적합성을 검토하였다. table 3과 4에 실험조건 및 결과를 정리하였다.

Fig. 4 (a), (b), (c)에는 식 (1), 식 (3)에 의해 계산된 섬유간격(S) 및 식(4)에 의해 계산된 단위면적당 평균섬유수(N_1)의 상관관계를 회귀분석한 결과를 보여주고 있다. 회귀분석에 사용된 일반식은 $y = 1 + aX^b$ 형태의 멱함수로서 결과는 다음과 같다.

식(1) : $f_{tf}/f_t = 1 + 0.0331 \cdot S^{-0.86}$ (5-a)

상관계수=0.534

식(3) : $f_{tf}/f_t = 1 + 0.1288 \cdot S^{-0.04}$ (5-b)

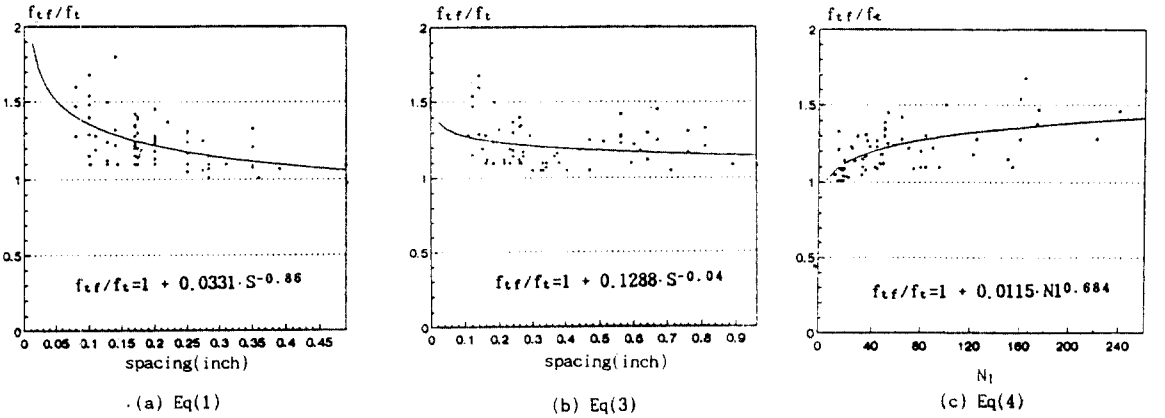
Table 3 Test result[2]

Cross Section		Fiber				f_{tf}/f_t*	Orient ation Factor	Fiber spacing		Average no. of fibers
Width (inch)	Height (inch)	Type of fiber	Length (inch)	Dia. (inch)	V_f (%)		(α_1)	Eq.(1) (inch)	Eq.(3) (inch)	per unit area,ea/in²
3.0	0.75	circular straight	1.0	0.016	0.5–1.5	1.07–1.29	0.692	0.31–0.68	0.34–0.24	17.2–51.7
2.0	2.0	circular	0.5	0.01	1.0–3.0	1.09–1.27	0.586	0.14–0.08	0.16–0.11	74.7–224.0
			0.75	0.01	1.0–3.0	1.21–1.46	0.632	0.14–0.08	0.18–0.13	80.5–241.6
		straight	1.0	0.01	1.0–3.0	1.32–1.59	0.680	0.83–0.48	0.2 –0.14	86.6–260
3.94	0.63	circular	1.0	0.01	0.6–1.8	1.11–1.36	0.669	0.18–0.1	0.24–0.16	51.1–153.4
			1.4	0.014	0.6–1.8	1.10–1.21	0.703	0.25–0.14	0.33–0.23	27.4–82.3
		straight	2.0	0.02	0.6–1.2	1.01–1.15	0.753	0.36–0.25	0.47–0.34	14.4–28.8
3.0	0.5	rectangular straight	0.5	0.017	2.0	1.53	0.637	0.167	0.15	95.5
			0.75	0.017	2.0	1.67	0.667	0.167	0.173	100.0
			1.0	0.017	2.0	1.463	0.696	0.167	0.189	104.3
4.0	4.0	circular straight	0.75	0.01	0.6–1.7	1.10–1.18	0.564	0.18–0.11	0.21–0.15	43.2–122.1
			1.0	0.01	0.6–1.7	1.17–1.28	0.585	0.18–0.11	0.24–0.17	44.7–126.7
			1.5	0.01	0.3–1.2	1.03–1.13	0.632	0.25–0.13	0.34–0.21	48.3–193.2
			0.54	0.016	0.6	1.01	0.545	0.285	0.263	16.27
			1.0	0.016	0.6–1.7	1.05–1.18	0.585	0.29–0.17	0.32–0.23	17.5–49.5
			1.5	0.016	0.6–1.7	1.13–1.34	0.632	0.29–0.17	0.37–0.26	18.9–53.5
			2.2	0.022	1.2	1.04	0.700	0.277	0.411	22.11
			3.0	0.022	0.38	1.07	0.78	0.493	0.699	7.8
			3.3	0.022	0.6–1.2	1.06–1.23	0.812	0.39–0.28	0.59–0.47	12.8–25.7
		circular straight	0.56	0.016	1.7	1.09	0.546	0.169	0.188	46.22
			1.14	0.016	0.6–1.7	1.01–1.14	0.599	0.29–0.17	0.34–0.24	17.9–50.6
			1.68	0.016	0.6–1.7	1.08–1.35	0.649	0.29–0.17	0.38–0.27	19.4–54.9
		duoformed	1.10	0.016	0.3–1.7	1.00–1.17	0.596	0.40–0.17	0.42–0.24	8.90–50.4
			1.65	0.016	0.3–1.7	1.05–1.27	0.646	0.40–0.17	0.48–0.27	9.60–54.7

* f_{tf}/f_t : Ratio of tensile strength of SFRC to tensile strength of matrix

Table 4 Test results

Cross Section		Fiber				f_{tf}/f_t*	Orient ation Factor	Fiber spacing		Average no. of fibers
Width (inch)	Height (inch)	Type of fiber	Length (inch)	Dia. (inch)	V_f (%)		(α_1)	Eq.(1) (inch)	Eq.(3) (inch)	per unit area,ea/in²
2.75	3.93	circular straight	1.65	0.028	0.5–2.0	1.21–1.33	0.720	0.27–0.54	0.58–0.37	14.5–58.1
			2.20	0.028	0.5–2.0	1.09–1.42	0.793	0.27–0.54	0.65–0.41	16.0–64.0
			2.76	0.028	0.5–2.0	1.08–1.45	0.869	0.27–0.54	0.70–0.44	17.5–70.1



(a) Eq(1) (b) Eq(3) (c) Eq(4)

Fig. 4 Relationships between tensile strength ratio and fiber spacing(a, b) or N_1(c)

상관계수=0.226

식(4) : $f_{tf}/f_t=1+0.0115 \cdot N_1^{0.684}$ (5-c)

상관계수=0.579

Fig. 4 (a), (b), (c)에 제시된 상관계수를 보면, 인장강도비는 식(4)에 의해 계산된 단위면적당 평균섬유수[상관계수:0.579]가 식(1)의 섬유간격[상관계수 : 0.534]이나 식(3)의 섬유간격[상관계수 : 0.226]보다 상관성이 있다는 것을 보여준다. 따라서 orientation factor를 산정할때는 섬유가 가지는 시험체 단면의 경계조건과 진동효과를 고려해서 산정해야한다는 것을 알수 있다.

2.3 SFRC 강도후 영역에서의 거동

실제 강도후 영역에서의 SFRC의 인장력에 대한 저항은 모체의 연화거동과 강섬유의 pull-out에 의한 강섬유 교량효과, 그리고 강섬유 pull-out시의 강섬유의 plastic bending, 전단변형, 강섬유의 주변 콘크리트의 crushing 등의 저항에 기인한다[6), (9)]. Brandt[6]는 SFRC가 인장응력을 받을때 강섬유의 debonding, pull-out, plastic deformation, 모체콘크리트의 crushing 등을 고려하여 이들 각각이 흡수되는 파괴에너지의 양을 계산함으로써 최대 파괴에너지의 양을 산정하여 최적의 강섬유 방향을 제시하였다. Naaman[7]의 pull-out 실험보고에 의하면 인장응력에 대하여 경사각을 갖는 강섬유가 pull-out될때 pull-out 강도는 각도에 거의 무관함이 고찰되었다. 그러나 이들 복합적인 영향에 대하여는 아직 충분한 실험 및 이론이 부족한 실정이다.

본 연구에서는 SFRC의 강도후 영역에 대한 이론적 고찰을 위하여 아래 가정을 근거한다:

(1) 파괴단면에는 N_1개념에 의해 산정된 강섬유가 골고루 분산되어 있다.

(2) 각 강섬유는 비선형 pull-out 거동의 지배를 받는다.

(3) 강도후 영역에서의 SFRC의 인장거동은 모체 콘크리트의 연화거동과 pull-out의 중첩에 의하여 결정되며 균열폭과 강섬유의 slip의 크기는 일치한다.

(4) 위험단면을 가로지르는 각 강섬유는 인장응력하에서 위험단면을 중심으로 균열폭이 주어질 경우 각기 다른 강섬유의 매입길이에 대한 적합방정식(compatibility)을 만족한다.

2.3.1 단위강섬유의 pull-out 힘과 slip관계

1) 기본식

강도후 영역에서 위험단면을 가로지르는 강섬유의 pull-out에 대한 메카니즘이 중요하므로 이에 대한 이론 고찰이 선행되어야 한다. 본 연구에서 사용된 local bond-slip의 관계는 Fig. 5에 나타나 있다.

Fig.6과 같이 인장응력과 동일한 방향을 갖는 강섬유의 pull-out힘과 slip관계는 다음과 같은 단계로 산정할 수 있다.

모체내 강섬유 미소자유도에 대한 평형조건식:

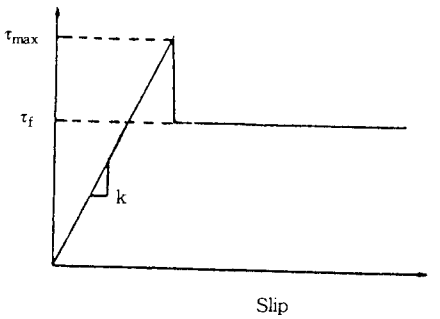


Fig. 5 Assumption of local bond-slip relationship

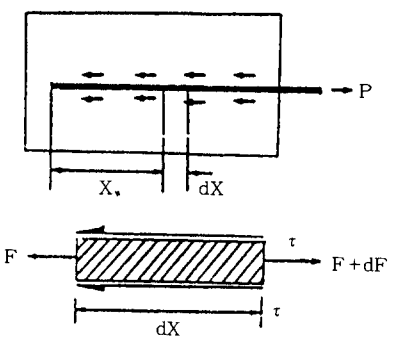


Fig. 6 Local D.O.F of steel fiber

$$dF - \tau\rho dx = 0 \qquad (6-a)$$

또는,

$$\frac{dF}{dx} = \tau \cdot \rho \qquad (6-b)$$

여기서, F=강섬유의 국부하중

τ=콘크리트모체와 섬유의 접촉면에서 국부전단응력

ρ=강섬유의 주변장

전체 평형방정식:

$$P = F + M \qquad (7-a)$$

$$= A_f, E_f \varepsilon_f + A_m E_m \varepsilon_m \qquad (7-b)$$

여기서, M= 콘크리트모체의 국부하중

A_f, E_f= 강섬유의 면적과 탄성계수

A_m, E_m= 콘크리트모체의 면적과 탄성계수

ε_f, ε_m= 강섬유와 모체의 변형율

강섬유 부착응력-slip 관계(탄성영역):

$$\tau = k \cdot Sx \qquad (8)$$

$$Sx = = \int_0^X [\varepsilon_f(x) - \varepsilon_m(x)]dx \qquad (9)$$

여기서, S_x = slip값

위의 식(식(6-b), (7-b), (8), (9))들을 이용하여 다음과 같은 지배방정식과 이에 대한 해인 강섬유 내 위치에 따른 인장내력을 산정한다.

$$\frac{d^2F}{dx^2} - R^2 F = -A P \qquad (10)$$

$$F(0)=0,\ F(\ell)=P$$

식(10)의 해 F(x)는 다음과 같이,

$$F(x) = P(C_1 e^{RX} + C_2 e^{-Rx} + 1/B) \qquad (11)$$

여기서, $A = 1 + \frac{\rho k}{A_m E_m}$

$$B = 1 + \frac{A_m E_m}{A_f E_f}$$

$$R = \sqrt{A \cdot B}$$

$$C_1 = 1/(1-e^{-2R\ell})[1-1/B)e^{-R\ell} + 1/Be^{-2R\ell}]$$

$$C_2 = 1/(1-e^{-2R\ell})[1-1/B)e^{-R\ell} - 1/B]$$

2) 임계하중(critical force)과 임계 slip값

x= ℓ에서 국부부착응력이 τ_{max}에 이르게 될때의 하중(P_c : 이하 임계하중)은 식 (7-b)와 식 (11)을 이용하여 다음과 같은 식으로 산정된다.

$$P_c = \frac{\tau_{max}\rho}{R} \left[\frac{1-e^{-2R\ell}}{(1-1/B)\cdot(1+e^{-2R\ell}+(2/B)e^{-R\ell})}\right] \qquad (12)$$

식 (7-b)와 (9)를 이용하여 적분하면 P_c에 해당하는 slip값(δ_c)은 다음과 같다.

$$\delta_c = \int_0^X S_x dx$$

$$= \frac{P_c(B-2)}{R \cdot A_m \cdot E_m}\left[\frac{1-e^{-2R\ell}}{1+e^{-2R\ell}}\right] \qquad (13)$$

Pull-out하중 P가 P_c보다 작을 경우 콘크리트

모체와 강섬유사이의 접촉면에서는 탄성부착조건이 우세하므로 debonding이 발생하지 않는다.

3) Debonding 영역에서의 pull-out하중과 slip 값

Pull-out하중 P가 임계하중을 넘어서게 되면 강섬유와 모체콘크리트 부착면에서 국부적으로 debonding 영역이 발생하게 되고 하중이 증가할수록 이 영역은 늘어난다[3]. 따라서 콘크리트모체와 강섬유 사이의 접촉면에서는 부착영역과 debonding영역이 공존하게된다.

$$P=P_b+P_d \tag{14}$$

여기서, P_b = 부착영역의 힘

P_d = debonding 영역의 힘

Debonding 영역의 길이를 z 라고 정의하면 부착영역의 길이는 (ℓ -z)로 표현할 수 있다. 그러므로 접촉면의 부착응력을 고려하면 P_b는 식(12)로부터 경계조건을 적절히 변화시킴으로써 산정할 수 있다.

$$P_b=\frac{\tau_{max}\,\rho}{R}\cdot \left[\frac{1-e^{-2R(\ell-z)}}{(1-1/B)\cdot(1+e^{-2R(\ell-z)}+(2/B)e^{-R(\ell-z)})}\right] \tag{15}$$

$$P_b=\tau_f\cdot\rho\cdot z \tag{16}$$

여기서, τ_f=잔유부착강도[Fig.5 참조]

이때의 slip은 식(13)과 마찬가지로 식(9)를 이용하여 두구간으로 나누어 적분하면,

$$\delta=\{P\cdot(B-1)\cdot z-\tau_f\cdot\rho\cdot z^2(B-2)/2+(P-\tau_f\cdot\rho\cdot z)\left[\frac{(1-e^{-R(\ell-z)})}{(1-e^{-R(\ell-z)})}\right]\frac{(B-2)}{R}-\tau_f z\ell\}/(A_m E_m) \tag{17}$$

여기서, z의 범위는 $0\le z\le \ell$ 이다. 그러므로 $z=\ell$ 일때 섬유와 콘크리트모체의 접촉면 전체에 걸쳐 완전한 debonding이 발생하게되며 이때의 pull-out 하중은 다음과 같다.

$$P_{fd}=\tau_f\cdot\rho\cdot\ell \tag{18}$$

이때의 slip값은 식(17)로 부터 다음과 같이 산정된다.

$$\delta_{fd}=\frac{(B-2)\tau_f\cdot\rho\cdot\ell}{2\cdot A_m\cdot E_m} \tag{19}$$

4) 최대 pull-out 하중 (P_{max})에 대한 근사식 산정

최대 pull-out하중은 일반적으로 국부 debonding상태에서 발생한다. 그러나 콘크리트 모체내에 강섬유의 매입길이가 아주 짧은 경우에는 Fig. 7과 같이 비선형부착응력이 형성되어 P_{max}는 임계하중값이 된다.

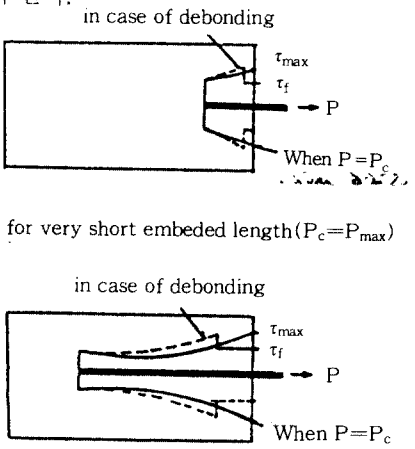


Fig. 7 Bond stress distribution of steel fibers for various embeded lengths

Debonding이 진행되어 debonding영역의 길이가 z_p에 이를때에 pull-out하중이 최대가 된다면 이때 z는 다음식을 만족한다.

$$\left.\frac{dP}{dz}\right|_{z=z_p}=0 \tag{20}$$

식(15)의 분모항을 Q라고 하면 일반적인 강섬유보강콘크리트의 경우 $1-1/B\fallingdotseq 1.0$ ($1/B=1/1500\fallingdotseq 0$) 이므로,

$$Q\fallingdotseq 2/B\,e^{-R(\ell-z)}+1+e^{-2R(\ell-z)} \tag{21-a}$$

$$=e^{-2R(\ell-z)}(1+2/B\cdot e^{R(\ell-z)})+1 \tag{21-b}$$

여기서, $2/B \fallingdotseq 2/1500$ 이므로 $1.001 < 1+2/B\, e^{R(\ell-z)} < 1.06$ 범위에 들므로 $1+2/B\, e^{R(\ell-z)}$항은 근사치로 1로 볼수있다. 따라서 식(14)에 대한 근사식은 다음과 같다.

$$P=\tau_f \cdot \rho \cdot z+\frac{\tau_{max} \cdot \rho}{R}\left[\frac{1-e^{-2R(\ell-z)}}{1+e^{-2R(\ell-z)}}\right] \quad (22)$$

식(22)의 미분식으로 부터 최대하중시의 debonding길이, z_p를 구하면 다음과 같다.

$$z_p=l-\ln X/(2R) \quad (23)$$

강섬유(매입길이=1~4cm, τ_{max}/τ_f=1.1~1.5)에 대하여 근사치와 수치해법에 의한 해는 직선이므로 매우 근사한 값을 갖는다.

실제 pull-out실험에서 얻은 pull-out하중과 slip관계는 Fig. 8에서와 같이 P_c와 P_{max}사이의 기울기는 초기부착계수와 거의 동일하므로 Pc는 무시하고 P_{max}까지 선형으로 고려하여 pull-out하중과 slip관계를 가정할 수 있다. 따라서 본 연구에서는 P_{max}까지 pull-out하중과 slip관계를 선형으로 고려하였다.

2.3.2 SFRC 강도후 영역에 대한 해석

SFRC의 강도후 영역에서의 인장응력에 대한 저항은 강섬유의 pull-out과 모체콘크리트의 연화현상에 의한다.

실제 SFRC의 위험단면내에서의 pull-out을 모델화하기 위해서는 N_l개념을 근거로하여 단면의 경계조건과 진동효과를 고려한 파괴단면에서의 평균섬유수($N=N_l \cdot A_g$, A_g= 인장시험체의 총단면적)를 산정하고 이 강섬유들이 각기 다른 매입길이를 가진다고 가정하면 Fig. 9와 같이 i번째 임의의 섬유가 파괴단면의 양쪽에 서로 다른 길이를 갖고 묻혀있다고 고려할 수 있다. 따라서 Fig. 9 (a)에서 알수있듯이 인장시 SFRC의 강도후 영역의 i번째 강섬유의 전체 slip(δ^i)은 짧게 묻혀진 강섬유의 slip(δ_s^i)과 깊게 묻혀진 강섬유의 slip(δ_ℓ^i)의 합으로 이루어진다. 파괴단면에서 각기 매입길이가 다른 강섬유의 적합조건을 고려하면 식(24)와 같다.

$$\delta^i=\delta_s^i(P)+\delta_l^i \quad (24)$$

여기서 주어진 전체변위가 짧게 묻혀진 강섬유의 최대 slip($\delta_{s,\,max}^i$) 보다 작을 경우에는 매입길이가 각기 다른 SFRC의 적합방정식을 적용하여 식(27)와 같이 산정할 수 있다[Fig. 9 (b)].

$$\delta^i=\frac{P^i\delta_{s,\,max}^{\ i}}{P_{s,\,max}^{\ i}}+\frac{P^i\delta_{s,\,max}^{\ i}}{P_{l,\,max}^{\ i}} \quad (25)$$

δ_s^i가 $\delta_{s,\,max}^i$보다 클 경우 짧게 묻혀진 강섬유는 동

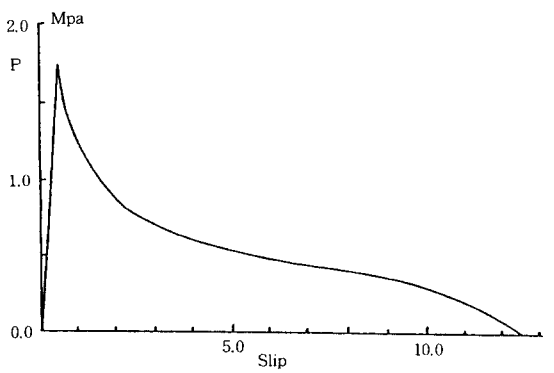


Fig. 8 Typical relationship of pull-out force and slip

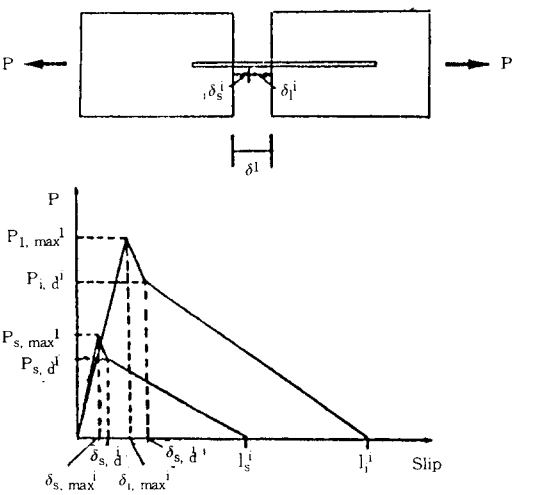


Fig. 9 Idealized relationships of pull-out force and slip of amount of δ_s and δ_l in a simple fiber

적 pull-out(dynamic pull-out)을 하게되므로 이때 다른면에 매입된 길게 묻힌 강섬유의 slip은 일어나지 않는다고 가정한다. 따라서 식 (25)의 P_i는 δ_i의 크기에 종속된 함수로써 다음과 같다:

$\delta_s^i < \delta_{s,max}^i$인 경우 (26-a)

$$P^i = \frac{\delta^i}{\frac{\delta_{s,max}^i}{P_{s,max}^i} + \frac{\delta_{l,max}^i}{P_{l,max}^i}}$$

$\delta_{s,max}^i < \delta_s^i \leq \delta_{s,d}^i$인 경우 (26-b)

$$P^i = \frac{P_{s,d}^i - P_{s,max}^i}{\delta_{s,d}^i - \delta_{s,max}^i} \cdot (\delta_s^i - \delta_{s,max}^i) + P_{s,max}^i$$

$\delta_{s,d}^i < \delta_s^i \leq l_s^i$인 경우 (26-c)

$$P^i = \frac{P_{s,d}^i}{\delta_{s,d}^i - L_s^i} \cdot (\delta_s^i - \delta_{s,d}^i) + P_{s,d}^i$$

$\delta_s^i > l_s^i$인 경우 (26-d)

$P^i = 0$

그러므로 slip (δ)이 주어진 경우 전체 pull-out 하중은 위험단면을 가로지르고 위의 조건들을 만족하는 각 섬유의 pull-out 하중의 합으로 나타내어 진다.

$$P(\delta) = \sum_{i=1}^{N} P^i(\delta) \quad (27)$$

여기서, $N = N_1 \cdot A_g$

앞에서 언급한 강섬유의 pull-out 거동과 콘크리트 모체의 연화거동을 중첩하면 실제 SFRC의 연화거동을 표현할 수 있다. 여기서 모체콘크리트의 연화거동은 Shah et. al. [3]이 제시한 실험식을 사용하였다.

$$\sigma(\omega) = \sigma_p \exp(\gamma\omega\varphi) \quad (28)$$

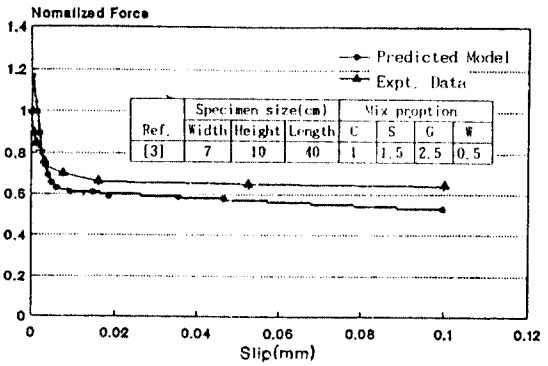
여기서 γ, φ는 시험상수이고 ω는 균열크기이다. 본 연구에서는 γ=691이고, φ=1.01을 사용하였다. 따라서 SFRC의 연화거동은 다음과 같이 나타내어진다.

$$P(\delta) = \sum_{i=1}^{N} P^i(\delta) + \sigma(\delta) \cdot A_g \quad (29)$$

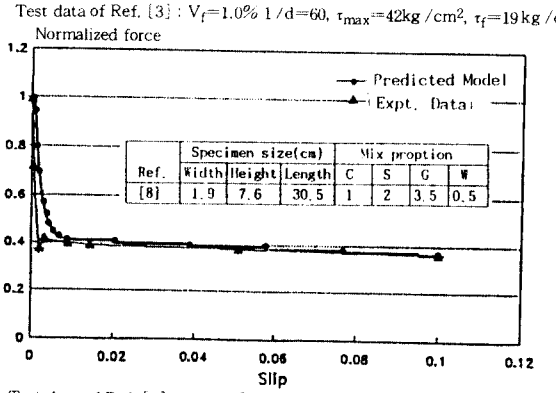
식(29)는 slip(δ)(또는 위험단면에서의 균열크기)가 주어질 경우 이때의 인장력(P)를 예측하는 식으로써 본 연구에서는 δ를 단계별로 미소량씩 증가시키며 그때의 P를 산정한다.

2.3.3 SFRC 강도후 거동 모델과 실험치의 비교

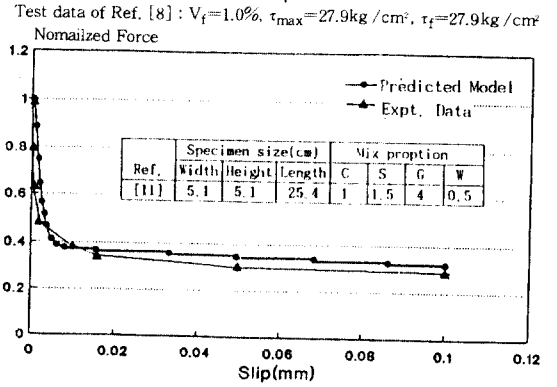
본 연구에서 제안한 강도후 응력-변위도 모델과 문헌들[3, 8]의 실험결과에 의한 응력-변위도를



Test data of Ref. [3] : V_f=1.0% l/d=60, τ_{max}=42kg/cm², τ_f=19kg/cm²



Test data of Ref. [8] : V_f=1.0%, τ_{max}=27.9kg/cm², τ_f=27.9kg/cm²



Test data of Ref.[11] : V_f=0.5% l/d=60, τ_{max}=35kg/cm², τ_f=32kg/cm²

Fig. 10 Comparision the analytical results to experimental result

비교하여 Fig.10에 나타내었다. 이들 실험결과는 강섬유보강콘크리트의 직인장실험에 의한 결과로서 시험체의 배합비 및 시험체의 크기는 Fig. 10에 나타내었다. 이 그림들을 고찰해 볼때 실험치와 모델식이 잘 일치함을 알 수있다. 좀더 정확한 해석을 위하여는 강섬유의 pull-out시에 일어나는 강섬유의 소성변형(plastic deformation), 모체콘크리트의 crushing 등에 대한 고려가 필요하다고 사료된다.

3. 결 론

1. 단위강섬유의 pull-out하중과 slip과의 관계를 이론적으로 고찰하였으며 이를 토대로 강도후 영역에서의 SFRC의 거동을 해석하였다. 본 이론은 기존 이론과 비교하여 경계조건, 진동효과, 모체콘크리트와 강섬유 표면사이의 비선형부착응력의 분배를 고려하였으며 특히 위험단면을 중심으로 서로 다른 매입길이를 갖는 강섬유에 적합조건을 적용하였다. 본 이론식은 시험치와 비교해볼때 만족스런 결과를 얻을수 있었다.

2. Spacing 개념들과 SFRC 강도와의 상관관계에 대하여 식 (1), (3), (4)를 고찰하였다. 이 중 식(4)의 N_1 이론이 실험치와 비교하여 우수하였으며, 따라서 공시체의 경계조건과 진동효과는 고려되어야 한다.

감사의 글

본 논문은 한국과학재단의 지정목적기초연구(Grant No. 91-09-03-2)결과의 일부이며, 저자들은 연구비 지원에 감사를 표합니다.

참 고 문 헌

1. ACI Committee 544, State-of-the-Art Report on FRC ACI 544. 1R-82," ACI, 1982, PP.16
2. Soroushian, P., and Lee, C., "Tensile Strength of Steel Fiber Reinforced Concrete:Correlation with Some Measures of Fiber Spacing", ACI Material Journal, V. No. 5, Sept-Oct. 1990.
3. Gopalaratnam, V. S., and Shah, S. P., "Micromechanical Model for the Tensile Fracture of Steel Fibre Reinforced Concrete", RELEM Syposium, 1986
4. Romualdi, James P., and Mandel, James A. , "Tensile Strength of Concrete Affected by Uniformly Distribution and Closely Spaced Short Length of Wire Reinforcement", ACI Journal, Proceedings V.61, No. 6, June 1964, pp.657-671.
5. Mckee, D. C., "Properties of an Expansive Cement Motar Reinforced with Random Wire Fibers," Ph. d Thesis, University of Illinois, Urbana, 1969
6. Brandt, A. M., "On the Optimization of the Fiber Orientation in Cement Based Composites Materials", RILEM-Polish Acadamy of Sciences, Cracow Tech. University, Sept. 1983, PP. 13-22
7. Naaman, A. E., and Shah, S. P, "Pull-out Mechanism in Steel Fiber Reinforced Concrete," Journal of Structural Division, ASCE, Vol. 102, No. ST8, Aug. 1976, PP. 1537-1548
8. T. Lim, P. Paramasivam, S. L. Lee, "Analytical Model for Tensile Behavior of Steel Fiber Concrete", ACI Material Journal, July-August, 1987
9. A. E. Naaman, J. M. Alwan, H. S. Najin, "Fiber Pullout and Bond Slip. 1:Analytical Study', ASCE, Journal of Structural, Vol. 117, No. 9, 1991
10. A. K. Maji, J. L., Wang Noninvasive Dignosis of Toughening Mechanisms in Fiber Reinforced Concrete, Mat. Res. Soc. Symp. Proc. Vol. 211, 1991
11. Naaman, Antoine E. ;Moavenzadeh,Fred;and McGarry, Frederick J, "Probabilistics Analysis of Fiber Reinforced Concrete," Proceedinga,ASCE,V. 100, EM2, Apr., 1974, PP.397-413

(접수일자 : 1993. 3. 5)