

초고강도 섬유보강 콘크리트 프리스트레스트 거더의 극한 전단력

Ultimate Shear Capacity of Prestressed Girder of Ultra High Performance Fiber Reinforced Concrete

한상목* · 오향국**

Han, Sang Mook · Wu, Xiangguo

Abstract

This study is to investigate the ultimate shear load of prestressed girder made of Ultra High Performance Fiber Reinforced Concrete (UHPFRC). Nine girders were tested until failure in shear. An analytical model to predict the ultimate shear load was formulated based on the Two Bounds Theory. A fiber reinforcing model was constituted based on the random assumption of steel fiber uniform distribution. The predicted values were compared with the conventional predictions and the test results. The proposed equations for computing the ultimate shear strength can be used for the ultimate failure status analysis, which could also be utilized for numerical limit analysis of prestressed UHPFRC girder. The established fiber reinforcing theoretical model can also be a reference for micro-mechanics analysis of UHPFRC.

Key words : shear, ultra-high performance, prestressed girder, steel fiber, concrete plasticity, two bound theory

요 지

본 연구는 전단철근이 없는 초고강도 섬유보강 콘크리트 프리스트레스트 I형거더의 극한전단파괴하중 산정에 대한 이론적 근거를 마련하는데 있다. 9개의 초고강도 섬유보강 콘크리트 거더에 대한 극한 전단하중을 측정하였다. 전단하중을 산정하기 위한 해석식은 두 경계이론을 근거로 유도되었다. 섬유가 부담하는 전단력 산정모델은 섬유가 방향과 길이면에서 균일하게 분포한다는 가정하에서 구성되었다. 본 논문에서 제안한 초고강도 섬유보강 콘크리트 거더에 대한 전단 강도식을 기존의 섬유보강 콘크리트 전단강도식과 실험에 의한 전단하중과 비교한 결과 비교적 정확한 산정값을 보여주었다.

핵심용어 : 전단, 초고강도 섬유보강 콘크리트, 프리스트레스트 거더, 강섬유, 콘크리트 소성, 두 경계방법

1. 서 론

초고강도 섬유보강 콘크리트(Ultra High Performance Fiber Reinforced Concretes, UHPFRC)는 150 MPa 이상의 압축강도, 40 MPa 정도의 휨강도 그리고 8~10 MPa의 인장강도 특성을 가지고 있는 새로운 세대의 섬유보강 콘크리트(FRC)이다. UHPFRC는 호주의 Shepherds 교량(Cavill, 2003), 미국 Iowa주의 Wapello 교량(Graybeal, 2004), 일본의 Kyushu 고속도로 교량(Okuma, 2006)에 실제적으로 적용된 바 있다. 미국은 초고강도 섬유보강 콘크리트로 제작된 교량의 설계법을 확립하기 위하여 교량의 시범시공과 더불어 계측관리를 계속하고 있다. 초고강도 이면서 압축영역에서 연성파괴거동을 가지는 UHPFRC 구조물은 유럽을 중심으로 널리 연구되고 있으며 발전을 거듭하고 있다.

UHPFRC의 인장응력이 유사취성 특성을 가지고 있다 하더라도 압축과 휨거동이 다량의 섬유구속에 의하여 연성거동과 다중균열 상태를 보여주고 있다. 그러므로 전단철근 또는 스테럽이 배제된 UHPFRC 프리스트레스트 거더의 압축응력 구역이 연성거동을 한다. 실험 결과에 의하면 전단철근이 없는 UHPFRC 프리스트레스트 거더의 첫번째 사인장 균열과 극한 전단 파괴하중 사이에 상당한 격차가 있음을 볼 수 있다. 보통강도 또는 고강도의 섬유보강 콘크리트에 대한 기존의 전단강도 식으로는 실험 결과로 볼 때 초고강도 섬유보강 콘크리트 프리스트레스트보의 극한전단 파괴 강도(USFL)를 해석하는 데 상당한 차이가 있음을 볼 수 있다.

UHPFRC I형 거더의 전단강도에 대한 역학적으로 의미 있는 해석식을 구하는 것은 어렵기 때문에 역학적 개념을 가지고 있는 상한경계이론(upper bound theorem)과 하한 경계이론(lower bound theorem)을 적용하여 구하는 것이 합리적

*정회원 · 금오공과대학교 토목환경공학부 교수 (E-mail: smhan@kumoh.ac.kr)

**금오공과대학교 토목환경공학부 박사과정

이다. 상한경계해석(upper bound solution)은 UHPFRC I형 거더의 가상 변위에 대한 에너지에서 구하며 하한경계해석(lower bound solution)은 사인장 균열면의 역학적 평형에서 균열모멘트를 구한다.

직경 0.2 mm, 길이 13 mm, 섬유혼입량이 체적 대비 2%인 강섬유의 보강에 의해서 UHPFRC는 압축구역에서 연성거동과 다중 균열의 특성을 가진다. 이제까지 FRC에서 섬유보강에 의한 고려사항은 $V_f L_f / D_f$ 로써 미세역학적 관계가 결여된 개념을 사용하였다. 즉 섬유의 기하학적 형태 외에도 역학적 특성 변수는 콘크리트 보강의 역학적 개념에 영향을 미친다. 좀 더 세밀한 섬유보강 특성변수 즉, 섬유체적비, 섬유길이, 섬유직경, 부착강도 및 인장강도 등을 고려하여 극한 전단파괴하중에서 섬유가 담당하는 부분에 대해 섬유의 방향과 뿔힘 길이는 균일하다는 가정하에서 원론적 관계를 유도하였다. 섬유보강에 대한 이론적 역학 모델은 UHPFRC 프리스트레스트 거더의 상한경계해를 유도하는데 사용되었다. 운동 역학적 파괴이론에 근거하여 균열 경계면에서 매트릭스와 강섬유에 의한 가상일을 두개 부분으로 분류한 에너지 법칙을 적용하여 상한 경계해를 구하였다. 상한해 중 가장 낮은 경계와 하한해 중 가장 높은 경계가 만나는 교점을 극한 전단파괴하중으로 규정하였으며, 두 경계의 교점을 구하기 위하여 반복법을 사용하였다.

3종류의 전단경간비, 두 종류의 복부 폭, 두 종류의 프리스트레스트를 변수로 I형 프리스트레스트 거더를 제작하였으며 UHPFRC I형 거더의 전단 파괴를 유도하기 위하여 5 cm, 7 cm의 얇은 복부폭으로 시험체를 제작하였다. 본 논문에서 제안한 극한전단력에 대한 강도식은 실험결과와 상당한 일치율을 보여 주었으며 UHPFRC 프리스트레스트 거더의 극한 파괴상태 해석에 적용될 수 있을 것이다.

2. 실험

2.1 재료

본 실험에 사용된 UHPFRC의 배합표는 표 1과 같다. 최

적충전밀도 이론에 근거하여 콘크리트내에 가장 적은 공극이 내포되도록 가장 굵은 입자가 0.4 mm 규사, 20 μ m 정도 직경의 실리카플로우, 시멘트, 실리카흙 등으로 구성되어 있다. 강섬유는 직경 0.2 mm, 길이 13 mm, 세장비 65로서 콘크리트 체적의 2% 정도를 투여하였다. 물시멘트비가 20%인 UHPFRC에 유동성을 부여하기 위하여 폴리카본 아크릴릭 에스터 계열의 고성능 유동화제를 사용하였다. 거푸집 탈형 후 90°C로 약 48시간 정도 고온스팀 양생을 실시하였다. 고온 증기양생은 시멘트 수화를 촉진시켜서 건조수축과 크리프에 의한 영향을 최소화하는 작용을 한다.

2.2 실험체

프리스트레스트힘, 복부폭, 전단경간비 등 세개의 실험변수에 따른 거동을 보기 위하여 표 2와 같이 9개의 실험체를 제작하였다. 여기서 FP는 12.7 mm 7연선 프리스트레스트 강선 항복응력의 80%인 12tonf씩 긴장한 상태를 말하여, NP는 강재를 긴장하지 않은 상태를 나타낸다. 복부의 폭은 전단파괴를 유도하기 위하여 7 cm와 5 cm로 두 종류의 변수를 두었으며, 전단경간비는 7.5, 5 그리고 2.5 등 세 종류를 두어 전단경간비에 따른 거동을 관찰하였다. 상부 플랜지에 3개의 강선을 10tonf씩 긴장하여 상하부 프리스트레스트 긴장에 의한 전단거동을 측정하였다.

2.3 실험방법

그림 1과 같이 삼점지지 하중 실험을 수행하였으며, 하중은 분당 1 mm의 변위를 가하는 변위제어 방식으로 하중을 가하였다. 전단 파괴모드로 파괴되면서 하중을 더 이상 받을 수 없는 상태를 전단 파괴하중 상태로 규정하였으며 이에 대한 측정결과를 표 3에 정리하였다.

3. 소성한계 해석법에 의한 극한 전단 파괴 강도

섬유보강 콘크리트에 대한 전단파괴의 역학관계와 전단강도에 대한 많은 연구가 진행되어왔다. Mahmoud Imam et

표 1. 배합표(Relative weight ratio to cement)

W/C	Cement	Silica Fume	Silica Flour	Fine Aggregate	Steel Fiber	Super plasticizer
0.2	1	0.25	0.3	1.1	0.02	0.015

표 2. 실험체 종류

No	Name of Girder	a/d	Web width,(mm)	Prestressing force, (kN)		Effective prestressing force (kN)	Compressive strength (kN/mm ²)
				Low flange	Upper flange		
1	FP-W7-L15	7.5	70	600	0	507.08	0.143
2	NP-W7-L15	7.5	70	0	0	0	0.139
3	FP-W7-L15-B	7.5	70	300	600	747.79	0.143
4	FP-W7-L10	5	70	600	0	507.08	0.137
5	FP-W7-L10-B	5	70	300	600	747.79	0.139
6	FP-W5-L10	5	50	600	0	508.37	0.145
7	NP-W5-L10	5	50	0	0	0	0.143
8	FP-W5-L5	2.5	50	600	0	508.37	0.145
9	NP-W5-L5	2.5	50	0	0	0	0.143

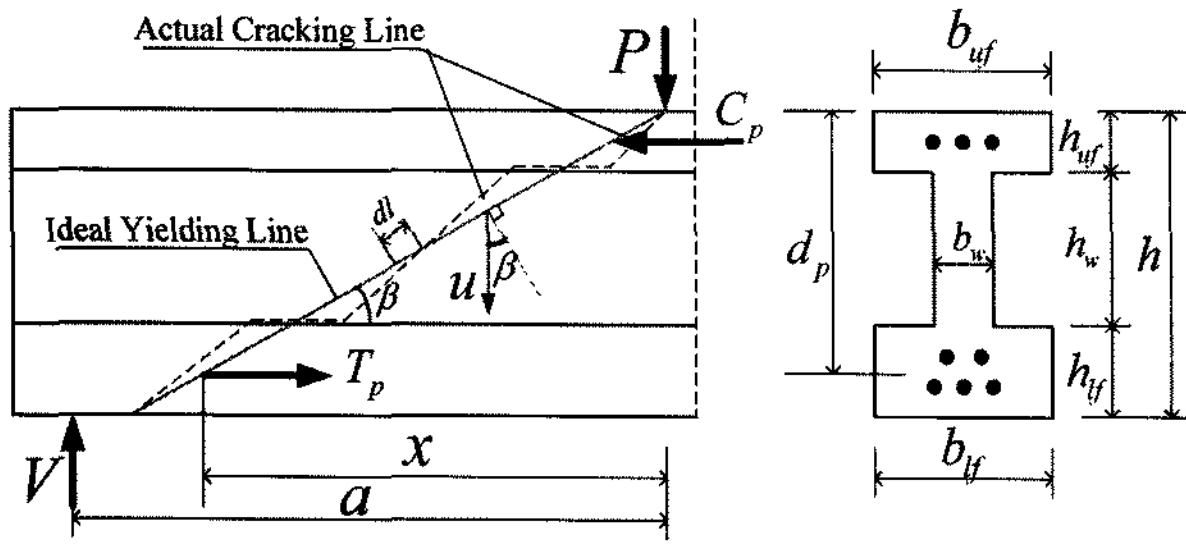


그림 1. 균열의 가상 직선 항복선

al(1997).은 FRC전단거동을 파악하기 위하여 많은 실험체 전단거동 실험을 수행하였고, Kwak et al.(2002)은 전단철근이 없는 고강도 섬유보강 콘크리트의 극한전단강도식을 제안하였다. Imam(1997)과 Kwak은 식 (1)과 식 (2)와 같이 보통강도 및 고강도 섬유보강 콘크리트에 대한 극한전단 강도식을 제안하였다. 이 두식의 계산값과 실험에 의한 전단강도와 비교를 표 3과 그림 7에 나타내었다.

$$\text{Imam } v_u = 0.54 \phi^3 [\sqrt{f_{ck}} + 249 \sqrt{\rho l (a/d)^5}] \quad (1)$$

$$\text{Kwak } v_n = A e f_{spfc} \exp\left(\rho \frac{d}{a}\right)^{\exp 2} + B v_b^{\exp 3} \quad (2)$$

상한경계 소성해석법은 전단내하력을 구하는 데 적용되었다. Hoang은 전단철근이 설치되지 않고, 종방향 철근만 배근된 집중하중을 받는 단순T형보의 전단강도식을 제안하였다 (Hoang, 1997). 본 논문에서는 고강도 T형보에 대한 Hoang의 모델을 바탕으로 UHPFRC의 I형 거더에 적합하도록 상한경계 소성해석법을 제안하였다. 상한경계 소성해석법에 의한 극한 전단력 V_u 는 그림 1의 가상균열발생선의 활동 파괴역학에 근거해서 구할 수 있다. 하한 경계 소성해석법에 의한 최초균열하중 V_{cr} 은 그림 2의 상부점 B에서 모멘트 평형으로 구할 수 있다.

4. UHPFRC 프리스트레스트 I형 거더의 극한 전단력 (Upper Bound Solution)

UHPFRC의 내부 소모일은 매트릭스와 강섬유 내부 에너지 각각의 합으로 식(3)과 같이 나타낼 수 있다. 그러므로 UHPFRC의 극한 전단력은 매트릭스와 섬유의 각각의 극한 전단력의 합으로 식(4)와 같이 표현된다.

$$W = W_c + W_f \quad (3)$$

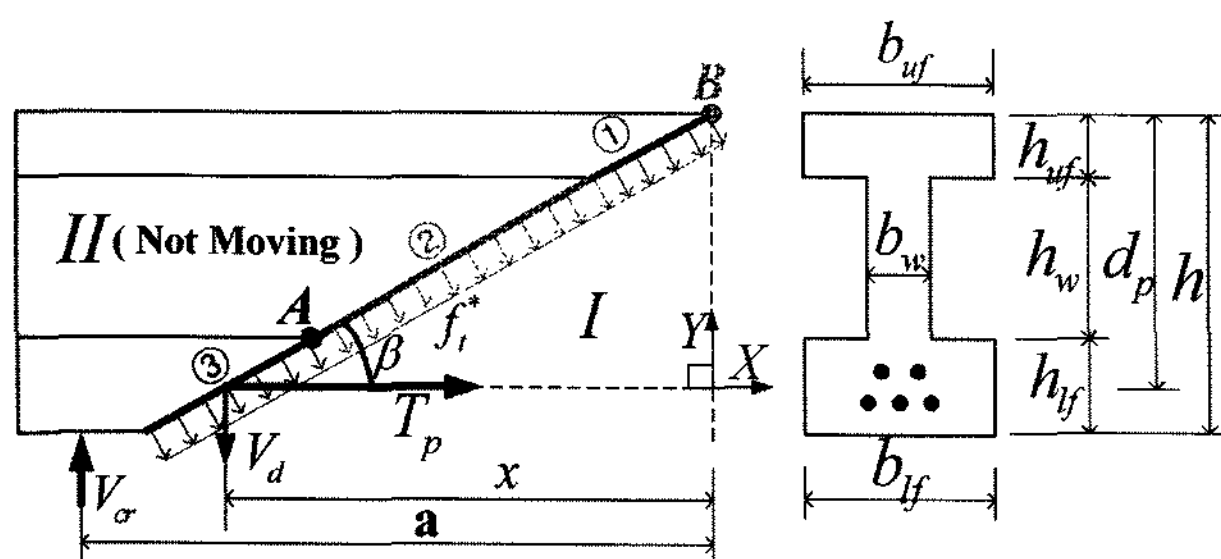


그림 2. 균열의 평형상태

$$V_u = V_{uc} + V_{uf} \quad (4)$$

여기서, W_c 와 W_f 는 균열이 진전되는 동안 UHPFRC의 매트릭스와 섬유에 의해 각각 수행된 에너지이다. V_{uc} 와 V_{uf} 는 매트릭스와 섬유의 균열면에서 가상변위에 의한 전단 내하력이다.

4.1 매트릭스의 전단력 V_{uc}

I형 거더의 기하학적 형태에 따라 매트릭스에 의한 일 W_c 는 식(5)와 같이 분류할 수 있다.

$$W_c = W_{cw} + W_{cuf} + W_{clf} \quad (5)$$

여기서 W_{cw} , W_{cuf} 과 W_{clf} 는 매트릭스 복부, 상부 플랜지 및 하부 플랜지에 의한 내부일을 나타낸다. 복부와 두개의 플랜지의 활동 균열 파괴역학적 개념은 그림 1과 같이 균열선을 직선으로 가정하여 구한다. 가상변위에 의한 가상일은 식(6)과 같이 나타낸다

$$V_{uc} \cdot u = W_c \quad (6)$$

콘크리트 소성의 평면응력 한계 해석법에 근거해서 균열면의 소모일 W_l 은 식 (7)과 같이 간단화 할 수 있다(Nielsen, 1984).

$$W_l = 0.5 f_c u b [1 - \cos \beta] \quad \text{with } (f_t^* \ll f_c^*) \quad (7)$$

여기서 β 는 그림 1에서 볼 수 있듯이 항복 가정 균열선과 종립축사이의 각이며 식 (8)로 나타낼 수 있다.

$$\cos \beta = x / \sqrt{x^2 + d_p^2} \quad (8)$$

콘크리트 소성이론에 따르면, 유효인자 v 를 가진 유효압축응력 f_c^* 는 $f_c^* = v f_{ck}$ 와 $v = 0.8$ 을 사용한다(Hoang, 1997, Zhang, 1994). 임계 대각 균열의 경우 균열면은 그림 1과 같이 단면 전체에 걸쳐 발생한다고 가정한다. 그러므로 소성 등가응력 분포 가정이 가능하며 균열전단면에 직각으로 인장응력 $f_t^* = \gamma_0 f_t / 3$ 이 작용한다(Hoang, 1997, Zhang, 1994). 여기서 γ_0 는 1.7, f_t 는 UHPFRC 일축인장응력, f_t^* 는 UHPFRC 유효인장응력, f_c^* 는 UHPFRC 유효압축응력, 방정식(7)에 근거해서 균열면에 대한 가상일을 식 (9)과 같이 정리할 수 있다.

$$W_{cw} = f_t^* u b_w h_w \frac{(1 - \cos \beta)}{2 \sin \beta}$$

$$W_{cuf} = f_c^* u b_{uf} h_{uf} \frac{(1 - \cos \beta)}{2 \sin \beta}$$

$$W_{clf} = f_c^* u b_{lf} h_{lf} \frac{(1 - \cos \beta)}{2 \sin \beta} \quad (9)$$

여기서, b_w , b_{uf} , b_{lf} 와 h_w , h_{uf} , h_{lf} 는 복부, 상부 플랜지, 하부 플랜지의 폭과 높이를 나타낸 것이다. 그림 2와 같이 거더를 파트 I, 파트II 두 부분으로 나눈다. 파트II는 균열선위의 변형되지 않는 부분이고, 파트 I의 전체가상 변위는 u 로 표시

한다. 균열선을 따른 가상일은 아래 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$W_c = f_c^* \left(\frac{1 - \cos \beta}{2 \sin \beta} \right) (b_w h_w + b_{uf} h_{uf} + b_{lf} h_{lf}) \cdot u$$

$$= f_c^* u \left(\frac{1 - \cos \beta}{2 \sin \beta} \right) A_c \cdot u \quad (10)$$

식 (6)과 (10)에서 매트릭스가 부담하는 전단 내하력 V_{uc} 를 구할 수 있다

$$V_{uc} = 0.5 \gamma f_c^* (1 - \cos \beta) A_c / \sin \beta \quad (11)$$

여기서 γ 는 모델 안전계수로서 0.8이다

4.2 섬유가 부담하는 전단력 V_{uf}

UHPFRC에서 가능한 섬유의 파괴모드로 섬유인장파괴, 섬유의 인발 등을 들 수 있다. 본 시험체에 사용하였던 섬유의 길이 L_f 가 섬유의 임계길이 $L = 0.5 \sigma_f D_f / \tau_{fm}$ (Nielsen, 1984) 보다 짧기 때문에 즉, $L_f = 13 \text{ mm} < L_c = 24 \text{ mm}$ 이므로 섬유 인발에 의한 인장력을 고려하기로 한다. 여기서 σ_f 는 강섬유의 인장응력, τ_{fm} 은 상호 부착 응력, D_f 는 강섬유 직경이다.

섬유 인발과 섬유의 부착파괴는 에너지 분산 과정으로 간주된다. 섬유 인발로 인한 일은 균열이 발생된 매트릭스에서 섬유가 뽑혀져 나오는 과정에서 마찰에 저항하는 역학관계로 정의할 수 있으며, 부착파괴는 섬유와 매트릭스 간의 상호부착이 파괴되는 것으로 정의한다. 매트릭스 내에서 섬유는 균일하게 분포한다고 가정한다. 즉 어느 단면에서도 섬유의 방향 또는 섬유의 인발길이가 동일한 확률로 분포한다. 그림 3(a)와 같이 단면 면적이 $b \times L$ 인 균열단면내의 $b_i \times L_f$ 인 미소단일 면적을 생각해 본다. 그림 3(b)에서 L_{fvi} 는 균열 단면에서 강섬유의 수직투영길이이고, l_j 는 섬유의 묻힘길이이고, N_{ds} 는 그림 3(b)와 같이 L_f 입방체의 균열 후 균열 표면에 남아있는 강섬유의 수이다. 그림 3(c)를 보면 섬유의 불규칙적인 방향과 수직투영길이가 L_{fvi} 인 섬유 i 의 불규칙적인 길이를 볼 수 있다. 확률론적인 가정에 의하면 섬유의 수직방향 투영길이는 균일분포를 따르는 불규칙 변수로 볼 수 있다. 그러므로 그림 4(a)처럼 모든 섬유의 투영길이는 0에서 $L_f/2$ 까지 균일한 분포로 분산된다고 가정한다. j 번째 섬유의 수직투영길이는 식(12)와 같이 표현할 수 있다.

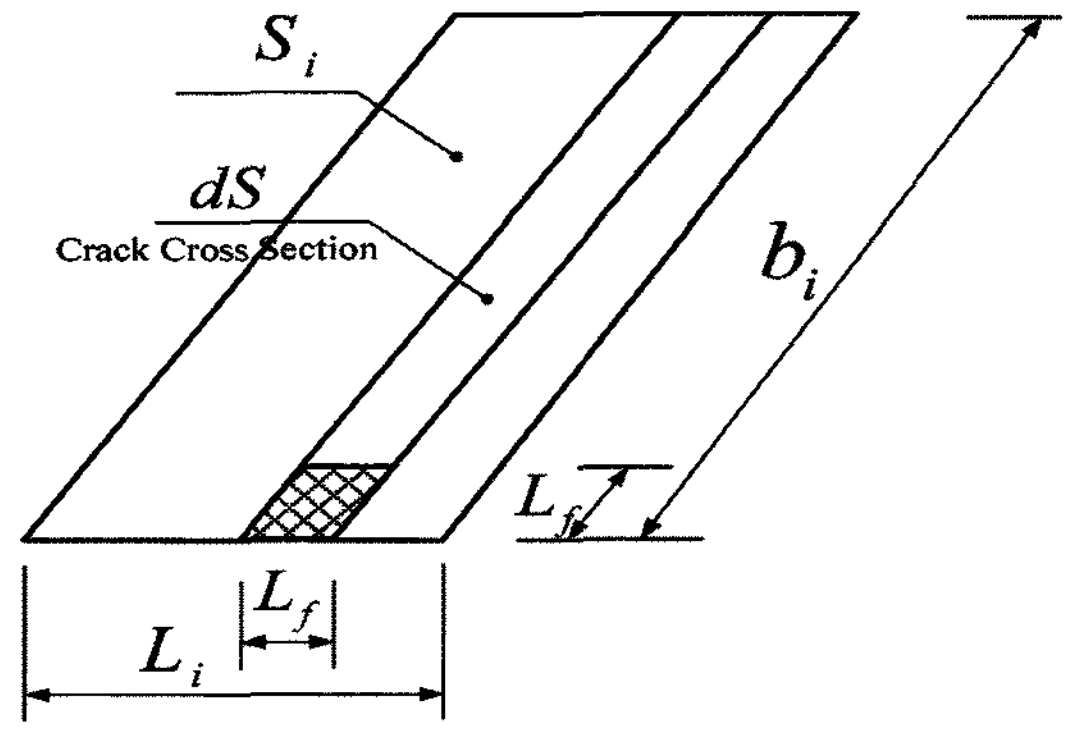
$$L_{fvi} = L_f(i-1)/(2N_{ds}) \quad (12)$$

L_{fvi} 의 분포에 상응하게 단위 입방체 내에서 섬유의 묻힘길이 l_j 는 다음 식으로 표현할 수 있다.

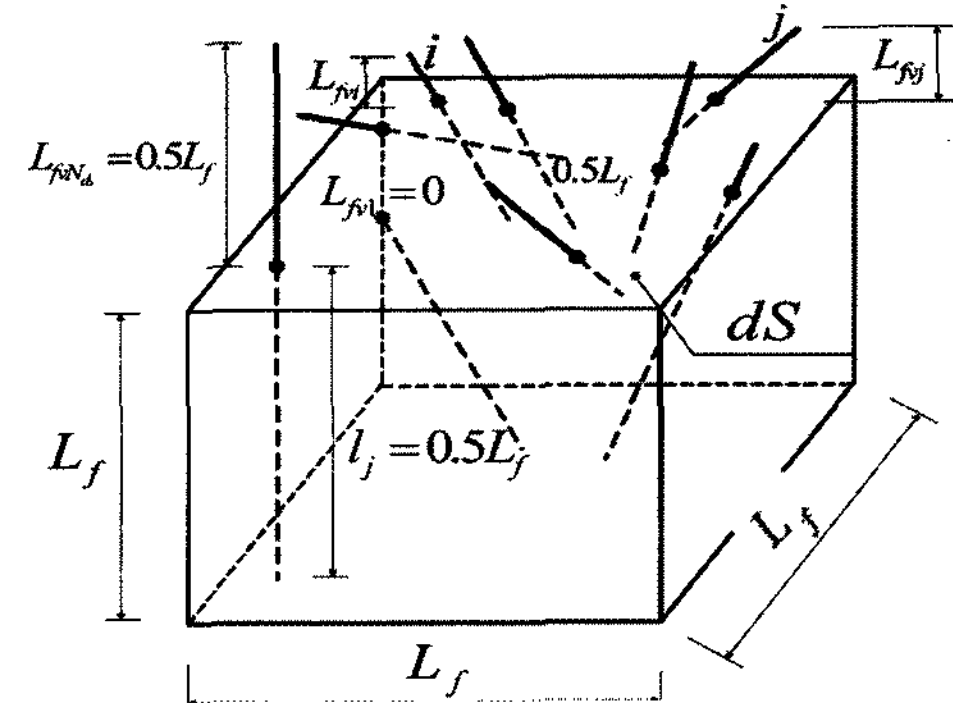
$$l_j = \frac{1}{N_{ds}-1} \left(L_f - \frac{L_f}{2} \right) \cdot (N_{ds}-j) + \frac{L_f}{2}$$

$$= \frac{L_f}{2} \left(1 + \frac{N_{ds}-j}{N_{ds}-1} \right) \quad (13)$$

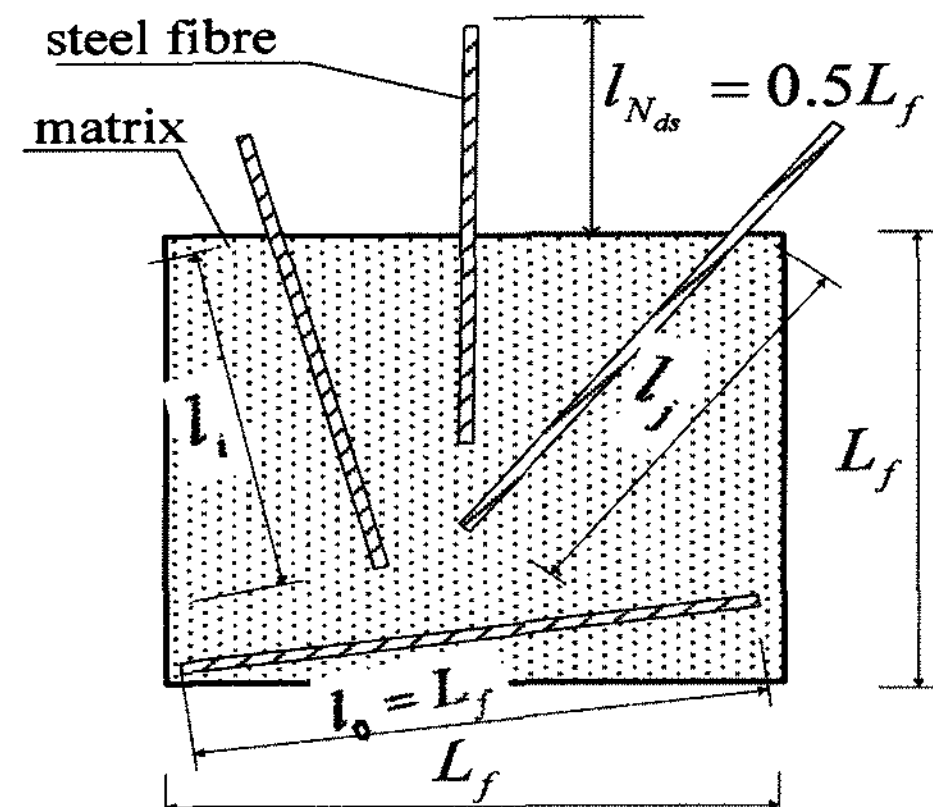
P_i 와 P_j 는 L_{fvi} 와 l_j 의 확률분포이며 균일분포이므로 $1/N_{ds}$ 로 정의될 수 있다. 여기서, $L_{fvi} \in [0, L_f/2]$ and $L_f \in [L_f/2, L_f]$ for $i, j = 1, 2, \dots, N_{ds}$.



(a) Micro section



(b) Random distribution of fiber



(c) Fiber projection

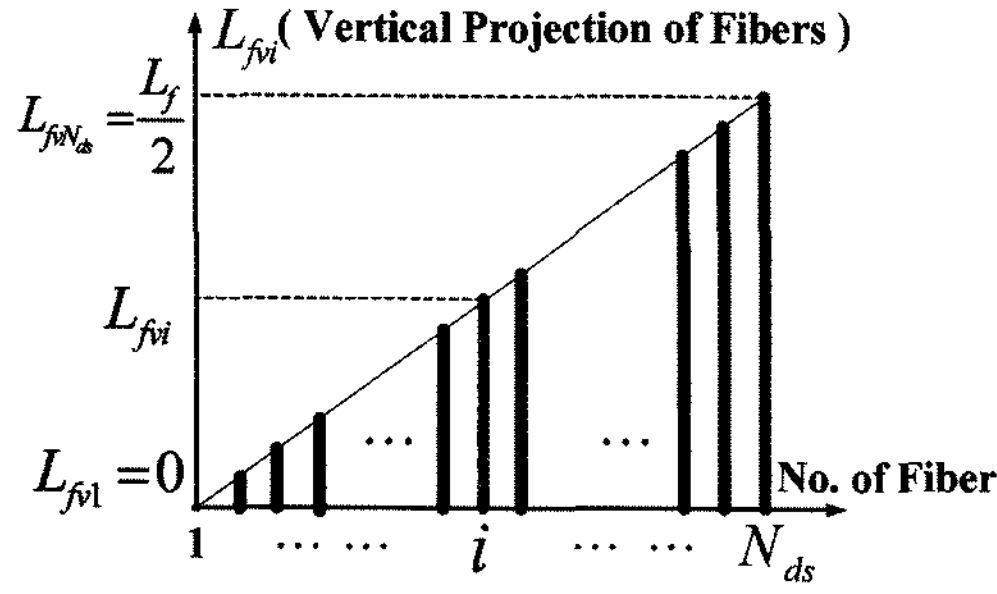
그림 3. 단위 체적 내에서 섬유의 임의분포

섬유 체적비를 계산함에 있어서 해당 콘크리트 요소 내에 묻힌 길이가 길어 남아있는 부분 l_j 와 인접요소내의 묻힘 길이가 길어 해당 요소에서 뽑혀지는 부분 L_{fvi} 로 구성된다고 가정할 수 있다. 단위 체적당 섬유의 총 개수는 6개 표면에 대칭적으로 묻힌 섬유배열을 감안하여 계수6을 반영한 섬유 체적비를 구하면 식 (14)와 같다.

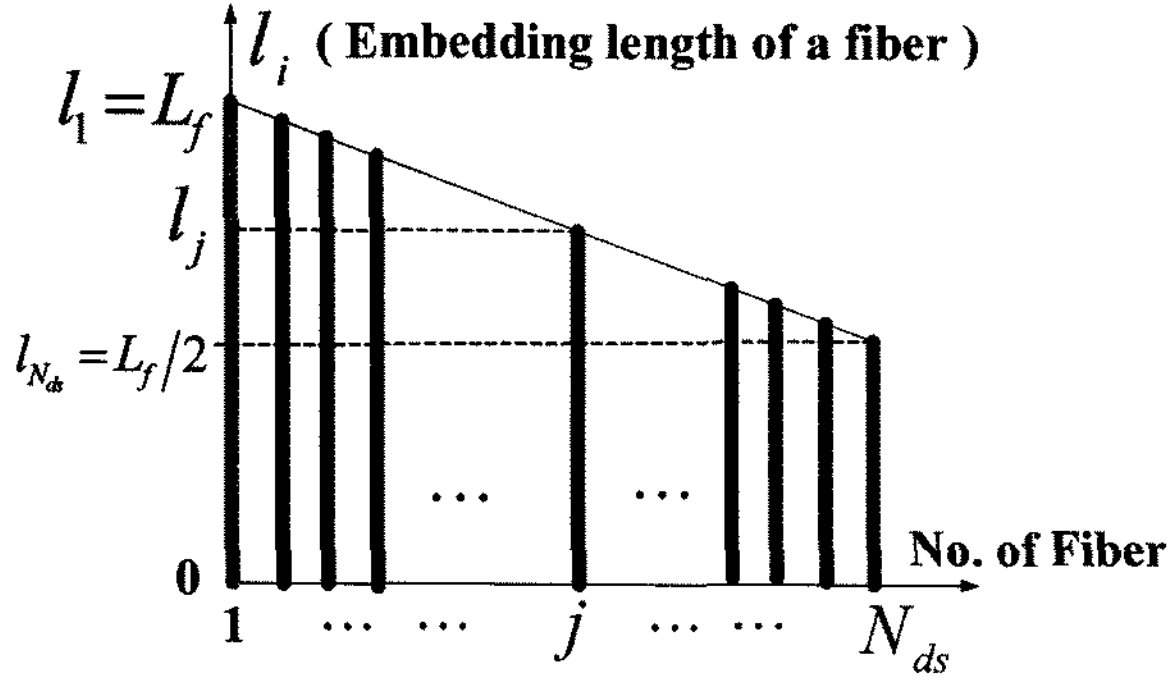
$$V_f = \frac{6}{L_f^3} \left(\frac{\pi D_f^2}{4} \right) \left(\sum_{j=1}^{N_{ds}} l_j + \sum_{j=1}^{N_{ds}} L_{fvi} \right) = \frac{3}{2} \pi N_{ds} \frac{D_f^2}{L_f} \quad (14)$$

여기서 $\sum_{j=1}^{N_{ds}} l_j$ 는 식(13)으로부터 $\frac{3}{2} N_{ds} L_f$ 로 정리된다. 그러므로 섬유의 개수 N_{ds} 는 식 (15)와 같이 나타낼 수 있다.

$$N_{ds} = 2 V_f L_f^2 / (3 \pi D_f^2) \quad (15)$$



(a) vertical projection of fibers



(b) Embedding length of fibers

그림 4. 섬유연직 투영길이와 묻힘길이

섬유의 뽑힘 가상일은 경계면 부착응력에 뽑힘 면적을 곱함으로써 식 (16)과 같이 정리될 수 있다.

$$w_{fpi} = \pi D_f \tau_{fm} L_{fvi}^2 d_f / 2 \quad (16)$$

여기서 부착계수 d_f 는 표면이 매끄럽고 직선인 경우, 변형된 섬유, 후크섬유에 따라 각각 0.5, 0.9 그리고 1.0 값을 가진다. 식 (16)에 식 (12)를 대입시키고 미세면적의 모든 섬유에 적용시켜 합을 구하면 미세 면적내의 전체 섬유에 대한 인발 가상일은 아래 식처럼 정리될 수 있다.

$$dW_{fp} = 2 \sum_{i=1}^{N_{ds}} w_{fpi} = \frac{\pi D_f d_f \tau_{fm} L_f^2}{24} \left(2N_{ds} - 3 + \frac{1}{N_{ds}} \right)$$

여기서 $-3 + 1/N_{ds}$ 은 $2N_{ds}$ 에 비해 너무 작으므로 생략할 수 있다. 그러므로 dW_{fp} 를 다시 정리하면 식 (17)과 같다.

$$dW_{fp} = \frac{\pi}{12} b_i D_f d_f \tau_{fm} L_f N_{ds} \quad (17)$$

식 (15)을 식 (17)에 대입하면 섬유인발 일에 대해 식(18)과 같이 나타낼 수 있다

$$dW_{fp} = \frac{d_f \tau_{fm} V_f b_i L_f^3}{18 D_f} \quad (18)$$

취성의 특성을 가진 매트릭스에서 인발과정 전에 부착력 저하가 발생한다. 이 부착력 저하에 의한 일은 식 (19)로 나타낸다(James, 1990).

$$w_{fdi} = \frac{\pi D_f^2 \sigma_f}{48 E} \sigma_f L_{fvi} d_f \quad (19)$$

식 (12)를 식 (19)에 대입하고 미세면적의 모든 섬유에 대해 적용하면 인발 동안의 미세단면에서의 섬유에 의한 부착력 저하는 식 (20)으로 표현된다. 균열을 중심에 두고 섬유를 따라 대칭적으로 발생하는 부착력 저하 거동은 Victor C. Li.(1988)에 의해서 합리적으로 설명되었다. 즉, 균열을 중심에 두고 한 편의 부착력 저하가 섬유의 길이방향에 걸쳐 다 발생되면 다른 한편의 섬유의 부착력 저하가 중지된다. 따라서 양방향의 부착력 저하는 대칭적으로 발생하며, 전체 부착력 저하에 의한 일은 한 쪽의 부착력 저하에 의한 일의 두배가 되며 균열시 반대편의 묻힘길이가 긴 섬유에도 두배의 부착력 저하가 발생하므로 총 4배의 부착력저하에 의한 가상 일을 식 (20)과 같이 산정한다.

$$dW_{fd} = 4 \sum_{i=1}^{N_{ds}} W_{fdi} = \frac{\pi D_f^2 \sigma_f^2}{12 E} d_f \frac{L_f (N_{ds} - 1)}{4} \quad (20)$$

큰 값의 N_{ds} 에 대해서 식 (20)을 정리하면 식 (21)와 같다.

$$dW_{fd} = \frac{\pi D_f^2 \sigma_f^2}{48 E} d_f b_i N_{ds} \quad (21)$$

식 (15)를 식 (21)에 대입하면 섬유의 부착력 저하에 의한 일은 식 (22)와 같이 나타낸다.

$$dW_{fd} = d_f V_f b_i \sigma_f^2 L_f^2 / (72E) \quad (22)$$

섬유의 인발과 부착력 저하에 의한 가상일을 정리 하면

$$dW_f = d(W_{fp} + W_{fd}) = dW_{fp} + dW_{fd} \quad (23)$$

식 (18)과 (22)를 식(23)에 대입하면 미세면적에서 섬유에 의한 가상일의 합은 다음과 같다

$$dW_f = \frac{b_i V_f d_f L_f^2}{18} \left(\frac{\tau_{fm} L_f}{D_f} + \frac{\sigma_f^2}{4E} \right) \quad (24)$$

균열단면적에서 섬유에 의한 가상일의 합은 복부, 상부플랜지, 하부플랜지 각각의 체적에 대해 적분한 값의 합으로 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} W_f &= \sum_{w,uf,lf} \int_{s_i} dw_f = \frac{V_f d_f L_f}{18} \left(\frac{\tau_{fm} L_f}{D_f} + \frac{\sigma_f^2}{4E} \right) \cdot \sum_{w,uf,lf} b_i L_i \\ &= \frac{V_f d_f L_f A_c}{18 \sin \beta} \left(\frac{\tau_{fm} L_f}{D_f} + \frac{\sigma_f^2}{4E} \right) \end{aligned} \quad (25)$$

인발에 의한 변형량은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\mu_{Lp_i} = \sum_{i=1}^{N_{ds}} (L_{fvi} P_i) = \frac{L_f (N_{ds} - 1)}{4 N_{ds}} \quad (26)$$

$$du_{dSp} = N_{ds} \mu_{Lp_i} = \frac{1}{4} L_f (N_{ds} - 1) \quad (27)$$

부착력 저하에 의한 변형량은 식 (29)로 쓸 수 있다.

$$\mu_{Lp_i} = \sum_{i=1}^{N_{ds}} (2L_{fvi} P_i \sigma_f / E) = \frac{\sigma_f L_f (N_{ds} - 1)}{2EN_{ds}} \quad (28)$$

$$du_{dSd} = N_{ds} \mu_{Lp_i} = \sigma_f L_f (N_{ds} - 1) / (2E) \quad (29)$$

그러므로 매트릭스와 섬유간의 미세면적에서의 변형량은 인발과 부착력 저하에 의한 변형의 합으로 구성되며 결과 식은 다음과 같다.

$$du_{dS} = du_{dSp} + du_{dSd} = L_f (N_{ds} - 1) \left(\frac{1}{4} + \frac{\sigma_f}{2E} \right)$$

매트릭스와 섬유간의 전체변형량은 복부, 상부 플랜지, 하부플랜지 각각에 대해 적분한 값의 합이 된다.

$$u_e = L_f (N_{ds} - 1) \left(\frac{1}{4} + \frac{\sigma_f}{2E} \right) = L_f \left(\frac{2V_f L_f^2}{3\pi D_f^2} - 1 \right) \left(\frac{1}{4} + \frac{\sigma_f}{2E} \right) \quad (30)$$

섬유가 부담하는 전단력 V_{uf} 는 섬유에 의한 가상일을 변형량으로 나눈 값으로 식 (31)과같이 표현된다.

$$V_{ur} = \frac{W_f}{u_e} = \gamma \frac{\pi V_f d_f A_c D_f (4E \tau_{fm} L_f + D_f \sigma_f^2)}{6 \sin \beta \cdot (E + 2\sigma_f) (2V_f L_f^2 - 3\pi D_f^2)} \quad (31)$$

식(11)과 (31)로부터 매트릭스와 섬유에 의한 UHPFRC 전단력에 대한 상한경계해를 구할 수 있다.

$$V_u = V_{uc} + V_{uv} = \gamma \left[\frac{1}{2} f_c \cdot \left(\frac{1 - \cos \beta}{\sin \beta} \right) A_c + \frac{\pi V_f d_f A_c D_f (4E \tau_{fm} L_f + D_f \sigma_f^2)}{6 \sin \beta \cdot (E + 2\sigma_f) (2V_f L_f^2 - 3\pi D_f^2)} \right] \quad (32)$$

5. UHPFRC I형 거더의 균열하중 V_{cr} (Lower Bound Solution)

전단파괴가 예상되는 단면에서 주응력 σ_1 이 인장강도 f_t 를 초과하면서 사인장 균열이 시작된다. 그림 2에서 볼 수 있듯이 사인장 파괴면은 거더 중심에서 x만큼 떨어진 프리스트레스 긴장재 중심에서 단면 상부의 B점까지 사인장 직선면으로 가정한다. 그림 1의 실제균열 파괴선과 달리 직선균열 파괴선으로 간단화하더라도 인장응력이 균열파괴면에 수직하기 때문에 B점에 대한 내부모멘트 합을 구하는 데에는 큰 영향을 미치지 않는다. 임계사인장 균열에 있어서 균열면은 시험 시편 전체에 걸쳐 발달된 형태로 가정한다. 그러므로 그림 2의 소성등가 응력분포 $f_i = \gamma_0 f_t / 3$ 로 간주되며 소성계수 γ_0 는 1.7이다(Hoang, 1997, Zhang, 1994). 사인장 균열 극한상태에서 압축구역은 없는 것으로 가정하며, UHPFRC 배합에서 굵

은 골재는 배제되었기 때문에 골재의 맞물림에 의한 전단력 또한 없는 것으로 가정한다. 그림 2의 사인장 균열선에서 상부 플랜지 부분 균열선을 ①, 복부부분 균열선을 ②, 하부플랜지 부분 균열선을 ③으로 각각 나누어 모멘트를 취한다. B점을 모멘트 중심으로 힘의 평형식을 정리하면 다음과 같다.

x 방향의 평형 방정식

$$T_p + f_t [h_{uf} b_{uf} + h_w b_w + h_{lf} b_{lf}] = 0 \quad (33)$$

Y방향의 평형 방정식

$$V_{cr} - V_d - f_t (h_{uf} b_{uf} + h_w b_w + h_{lf} b_{lf}) \cot \beta = 0 \quad (34)$$

B점에서 모멘트 평형방정식

$$-V_{cr} \cdot a + T_p \cdot d_p + V_d \cdot x - C_p (0.5 h_{uf}) + \frac{\Phi_1}{\sin^2 \beta} = 0 \quad (35)$$

여기서, $C_p = P_j A_{ps}' / A_p' = f_{pu} A_{ps}'$

$$T_p = P_j A_{ps} / A_p = \phi_{L_f} f_{pu} A_{ps}$$

T_p : 프리스트레스 텐던의 등가인장력,

f_{pi} : 프리스트레스 강제 인장응력,

Φ_1 : I형 거더의 기하학적 상수:

$$0.5 f_t (h_{uf}^2 b_{uf} + h_w^2 b_w + h_{lf}^2 b_{lf} + 2 h_w h_{uf} b_w + 2 h_{lf} b_{lf} h_{uf} + 2 h_{lf} b_{lf} h_w)$$

_종방향 텐던의 장부작용에 의한 작용력 V_d 는 다음과 같이 나타낸다(Gao, 1994).

$$V_d = \eta \cdot V_{cr} \quad (36)$$

η : 장부작용 영향계수 $0.03(A_p / A_c)^{0.45} f_c^{0.235} / \lambda$ 내부 미세공극에 의한 영향을 고려하기 위하여 감소계수 γ 를 도입한다. 회귀분석에 의하여 NP에 대해서는 0.3, FP에 대해서는 0.5를 적용한다. 식 (36)을 식 (35)에 대입하여 V_{cr} 에 대해 정리하면 식(37)과 같다.

$$V_{cr} = \frac{\gamma}{\lambda(a - \eta x)} (T_p d_p - 0.5 C_p h_{uf} + \Phi_1 \csc^2 \beta) \quad (37)$$

상한 경계해에 의한 극한전단력과 하한 경계해에 의한 균열전단력의 교점이 UHPFRC의 극한전단력이 되며, 이 때의 x에 의해 사인장 항복선이 결정된다. 이 교점의 해는 Newton-Raphson방법을 반복적으로 적용하여 구한다.

6. 해석 결과와 고찰

프리스트레스 긴장력, 전단경간비, 강선배치 등을 실험변수로 9개의 I형 거더를 제작하여 내하력 실험을 수행하였다.

표 3. 전단강도의 실험과 해석값

No	시험체 종류	전단강도 (kN)		Crack line position x (mm)	
		해석	실험	해석	실험
1	FP-W7-L15	220	319	2045	2600
2	NP-W7-L15	198.4	259	2634	2800
3	FP-W7-L15-B	220.8	354	1450	1800
4	FP-W7-L10	397.6	456	1724	2000
5	FP-W7-L10-B	419.2	462	1696	1900
6	FP-W5-L10	388	404	1670	1800
7	NP-W5-L10	147.2	283	1120	1500
8	FP-W5-L5	903.2	1253	673	805
9	NP-W5-L5	373.6	699	540	880

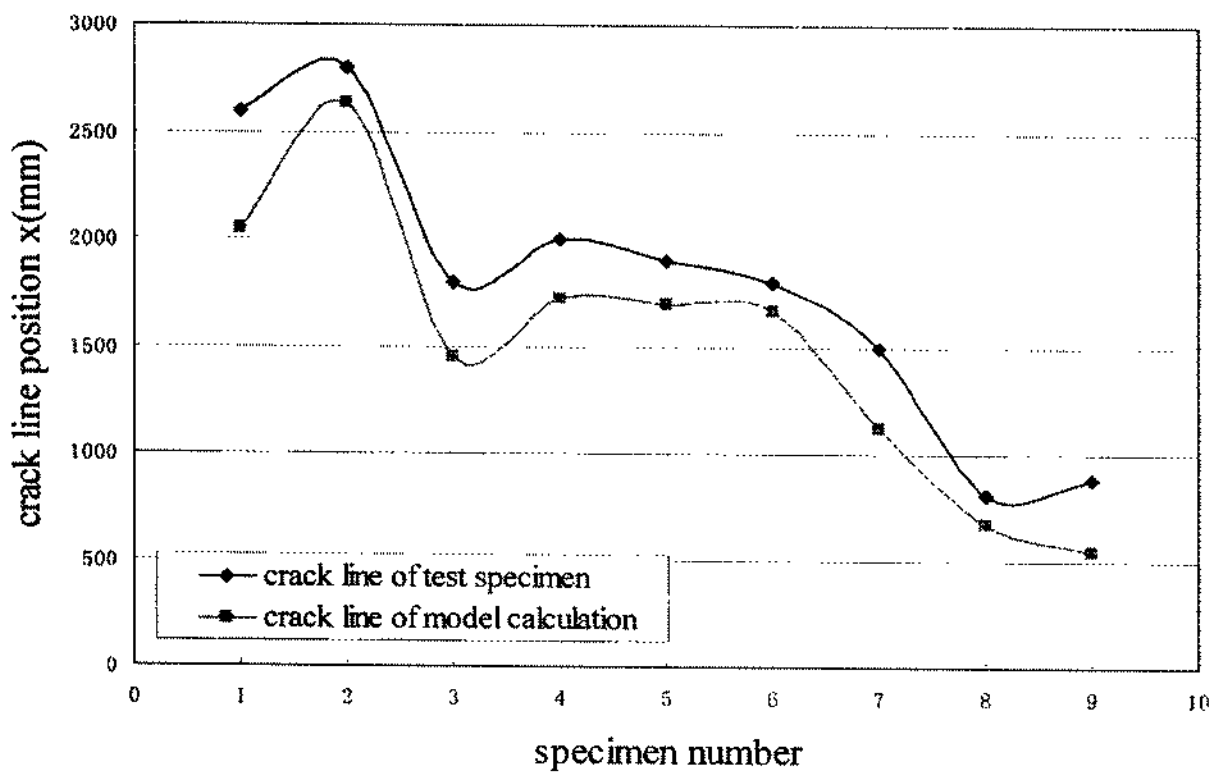


그림 5. 균열 발생점의 해석과 실험 결과 비교

실험에 의한 극한 전단하중과 두 경계이론(Two Bounds Theory)에 의한 해석결과와의 비교를 표 3에 정리 하였다. 또한 균열선 위치 x의 해석값과 실험 측정치가 비교적 근사하게 일치함을 표 3에서 볼 수 있으며, 균열 형성점 x와의 관계를 도시하면 그림 5와 같다. 그림 6에서는 균열 가정선과 실제의 사인장 파괴형상이 비슷함을 보여주는 일례이다.

극한전단파괴 하중과 두 경계해석 결과치는 그림 7에서 볼 수 있듯이 상당히 일치함을 볼 수 있다. 그러나 FP-W5-L5 거더 즉, 전단 경간비가 2.5이고 강제응력의 80%까지 프리스트레스 긴장력을 가한 경우 일반보에 비해 보의 높이가 상대적으로 큰 역학적 관계에 따른 아치거동(Arch Action)에 의해서 해석치보다 훨씬 큰 실험치가 측정되었다. 그 외의 경우 실험변수에 큰 차이 없이 실험치와 해석치가 비슷한 경향을 보이고 있다.

기존의 전단철근이 없는 보통강도 및 고강도 섬유보강 콘크리트 부재의 전단강도식을 UHPFRC 프리스트레스 거더에 적용하면 Kwak(2002)의 경우 과다산정이 되고, Imam(1997)의 경우 과소산정이 된다. UHPFRC 프리스트레스 거더의 전단강도 해석에는 초고강도의 매트릭스 특성과 높은 섬유함유율을 반영하는 전단강도를 고려하는 두 경계 해석법이 유효함을 알 수 있다.

7. 결 론

9개 UHPFRC 프리스트레스 I형 거더에 대한 전단파괴 실험

초고강도 섬유보강 콘크리트 프리스트레스 거더의 극한 전단력

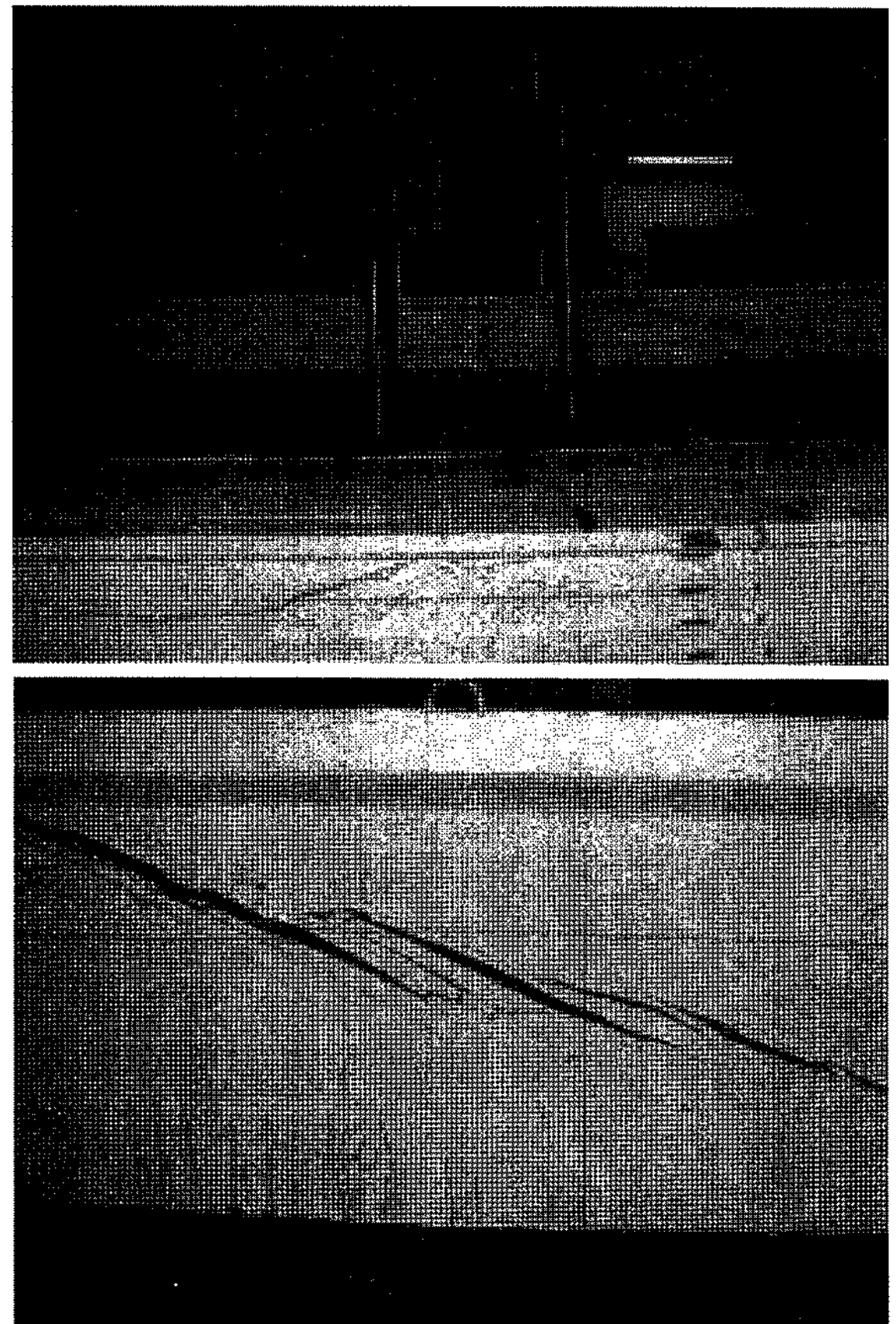


그림 6. 초고강도 섬유보강 콘크리트 거더 실험 및 균열

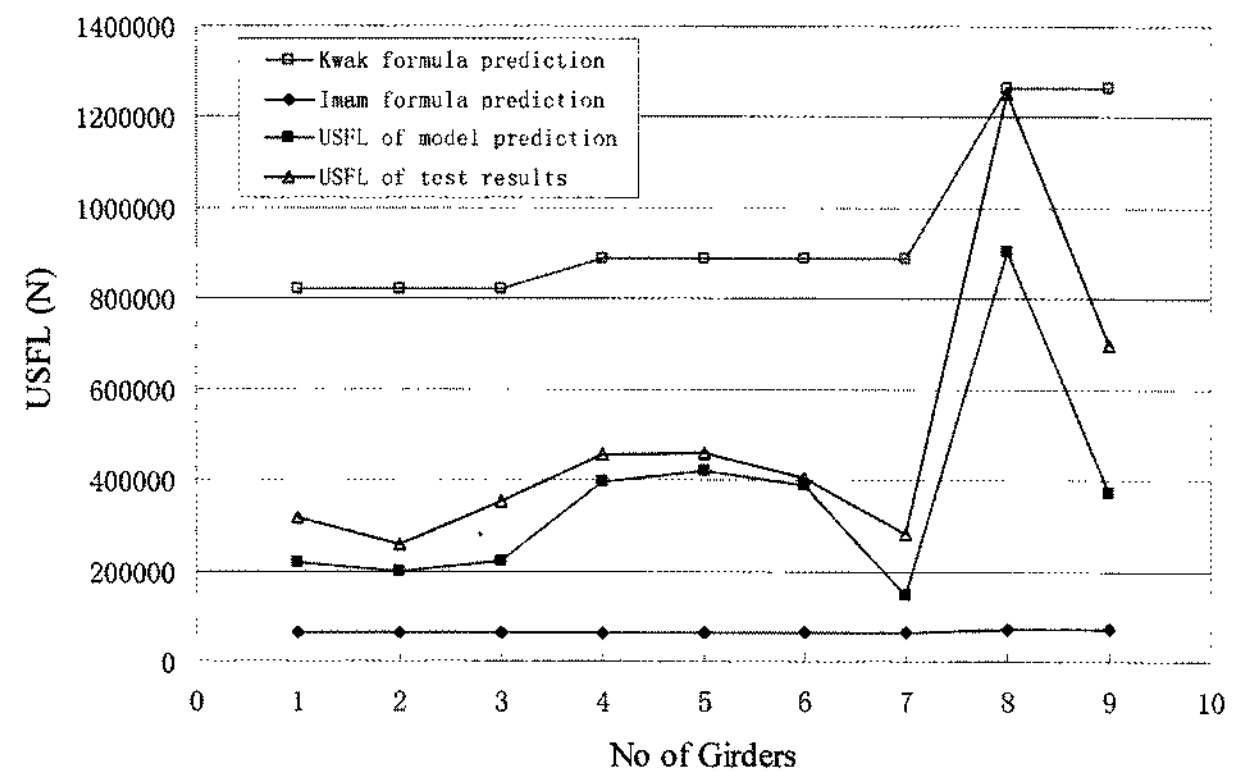


그림 7. UHPFRC 거더의 극한 전단력에 대한 해석과 실험 결과 비교

을 실시하고, 극한전단 파괴 하중에 대한 해석식을 비교한 결과 다음과 같은 결론을 도출하였다.

- (1) 매트릭스와 섬유의 내부 변형에너지에 의한 상한 경계해석법과 I형 거더의 사인장 균열면의 평형에서 구한 균열 하중 즉 하한 경계해석법의 교점에서 구한 극한 전단력은 기존의 전단 강도식에 비해 UHPFRC 프리스트레스 I형 거더의 전단력 해석에 정확한 결과를 보여준다.
- (2) 균일한 확률분포를 가진 섬유의 전단하중 모델은 매트릭스 전단강도에 섬유가 담당하는 부분을 포함시킨 기존 방법보다 정확한 결과를 보여준다. 섬유의 체적비, 섬유의 물리적 및 기하학적 형상을 고려하면서 미세역학적 개념으로 섬유의 인발 및 부착력 저하 관계를 고려한 전단력

강도식은 다량의 섬유를 사용하는 그리고 0.2 mm의 직경과 세장비 65인 섬유를 혼입하는 UHPFRC 부재의 정확한 해석에 필요한 방법이라 생각된다.

- (3) 보부재의 전단 위험단면이 일률적으로 지점에서 유효높이만큼 떨어진 곳에 있으며, 균열각은 45°로 설정되는 것과 달리 두 경계 해석법에서는 중심에서 거리 x 를 구할 수 있으며, 경사균열의 거리를 구할 수 있다. 즉, 보의 전단 경간비, 복부의 폭, 프리스트레스 힘에 따라서 보의 경사 길이와 중심에서 거리를 사실적으로 구할 수 있는 장점이 있다.

감사의 글

이 연구는 “고성능/다기능 콘크리트 개발 및 활용기술”의 일부로 이루어진 것으로 본 연구를 지원해준 Concrete Corea 연구단에 감사드립니다.

참고문헌

A. K. Sharma (1986) Shear Strength of Steel Fiber Reinforced Concrete Beams. *ACI Journal*, Vol. 83, No. 1, pp. 624-628.

Ashour, A. F. (1999) Upper Bound Analysis for Reinforced Concrete Deep Beams with Fixed End Supports. *ACI Struct. Journal*, Vol. 96, No. 2, pp. 167-173.

Cavill, B., and Chirgwin, G. (2003) The Worlds First Ductal Road Bridge Sherpherds Gully Creek Bridge. *21st Biennial Conference of the Concrete Institute of Australia*, Brisbane.

Danying Gao and Jianxiu Liu (1994) *Basic theory of steel fibre reinforced concrete*. Scientific and Technical Documents Publishing House, Beijing, P.R. China, pp. 260-275.

Graybeal, B., Hartmann, J., and Perry, V. (2004) Ultra High Performance Concrete for Highway Bridge. *FIB Symposium*, Avignon, 26-28, April.

Hoang, C., Linh (1997) *Shear Strength of Non Shear Reinforced*

Concrete Elements. Part 1-Statically Indeterminate Beams. Technical University of Denmark, Department of structural Engineering and Materials, Report R, No. 16, Lyngby.

Hoang, L. C. (1997) *Shear Strength of Non-Shear Reinforced Concrete Elements, Part 2-T-Beams. Report No.29*. Technical University of Denmark, Department of Structural Engineering and Materials, pp. 35.

Imam, M., Vandewalle, L., Mortelmans, F. and Van Gemert, D. (1997) Shear Domain of Fibre-Reinforced High Strength Concrete Beams. *Journal of Engineering Structures*, Vol. 19, No. 9, pp. 738-747.

James J. Beaudoin (1990) *Handbook of Fiber-Reinforced Concrete (Principles, properties, developments and applications)*. Noyes Publications, New Jersey, U.S.A., pp. 22.

Kwak, Y. K., Eberhard, M. O., Kim, W. S., and Kim, J. (2002) Shear Strength of Steel Fiber-Reinforced Concrete Beams without Stirrups. *ACI Structural Journal*, Vol. 99, No. 4, pp. 530-538.

Nielsen M. P. (1984) *Limit Analysis and Concrete Plasticity*. Prentice Hall, Inc. Englewood Cliffs. New jersey, pp. 1-28, 205-235.

Okuma, Het al. (2006) The First Highway Bridge Applying Ultra High Strength Fiber Reinforced Concrete In Japan. *7th International Conference on short and medium span bridge*, Montreal, Canada.

Youjiang Wang, Victor C. Li and Stanley Backer (1988) Modelling of fiber pull-out from a cement matrix. *International Journal of Cement Composites and Lightweight Concrete*, Vol. 10, No. 3, pp. 143-149.

Zhang, J. P. (1994) *Strength of Cracked Concrete. Part I-Shear Strength of Conventional Reinforced Concrete Beams, Deep Beams, Corbels and Prestressed Reinforced Concrete Beams without Shear Reinforcement*. Technical University of Denmark, Department of Structural Engineering, Report R No. 311, Lyngby.

◎ 논문접수일 : 2008년 03월 03일
 ◎ 심사의뢰일 : 2008년 03월 03일
 ◎ 심사완료일 : 2008년 04월 02일