노치 유무와 섬유혼입률에 따른 UHPCC의 휨인장강도 비교

강수태^{1)*}

¹⁾대구대학교 토목공학과

Comparison of Flexural Tensile Strength according to the Presence of Notch and Fiber Content in Ultra High Performance Cementitious Composites

Su-Tae Kang^{1)*}

¹⁾Dept. of Civil Engineering, Daegu University, Gyeongsan 712-714, Korea

ABSTRACT In this study, bending tests were performed on beam specimens made of UHPCC with the fiber content range of 0~5 vol% to investigate the contribution of fiber content to first cracking strength and flexural tensile strength. Also, four-point bending tests for unnotched beam as well as three-point bending test for notched beam were performed to estimate the effect of the presence of notch on the strengths. The experiment result showed that the increase in fiber content made linear improvement in the flexural tensile strength; whereas first cracking strength was enhanced only when at least 1 vol% of fibers was incorporated. Comparison of the bending test results with and without notch showed that the notch effect varied with the fiber content. The increase in fiber content diminished the effect of stress concentration on the notch tip, reducing the difference in the strengths. With much higher fiber content, the effect of stress concentration almost disappeared and the deflection on cracking plane or the size effect dominated the strengths, consequently resulting in higher strengths in the notched beams than the unnotched ones.

Keywords : fiber reinforcement, first cracking strength, flexural tensile strength, fiber content, notch

1. 서 론

초고성능 시멘트 복합체(ultra high performance cementitious Composites, 이하 UHPCC)는 압축강도가 거의 200 MPa에 이르며, 탄성계수가 약 45~55 GPa로 초고강도 콘크리트의 특성을 나타내면서, 동시에 강섬유의 혼입을 통해 인장거동과 인성을 크게 향상시킨 섬유보강 시멘트 기반 재료라고 말할 수 있으며, 최근 다양한 분야로 활용성을 확대하고 있다. UHPCC의 가장 큰 장점 중의 하나는 인장강도의 향상과 높은 인성을 들 수 있다. UHPCC의 직접인장강도는 10 MPa 이상을 나타내고, 변형률 경화거동을 보여 높은 연성과 인성을 나타낸다.

Fig. 1은 보통 콘크리트, 일반 보통강도 또는 고강도 섬유보강 콘크리트(FRC 또는 HSFRC), ECC(engineered cementitious composites) 및 UHPCC의 일축인장거동을 비교하여 나타낸 것이다.¹⁾ 일반 보통강도 또는 고강도 섬유보강 콘크리트는 균열 이후 곧바로 변형률 연화거동을 보이는 반면, ECC나 UHPCC는 균열 이후 변형률 경

화거동을 나타낸다. 또한 UHPCC는 인장강도가 10 MPa 이상으로 매우 높다는 점에서 ECC와도 구별되어진다.

인장강도와 인성 측면에서 탁월한 성능을 보이는 UHPCC를 효율적으로 구조물에 활용하기 위해서는 인장 특성이 구조물 설계에 충분히 반영되어야 하며, 이를 위해서는 먼저 인장거동 특성을 명확히 밝힐 필요가 있다.

일반적으로 콘크리트에 섬유를 혼입하게 되면 강도와 연성거동이 향상되는데, 압축보다 휨이나 인장에 대해 그 효과가 훨씬 더 크다. 일반 섬유보강 콘크리트에서 압축 강도에 대한 섬유보강 효과가 최대 30% 정도로 알려진 반면에,²⁻⁷⁾ 휨이나 인장에 대해서는 100% 이상의 강도증진 효과가 있다.^{6,8-14)} 또한 섬유의 혼입은 강도보다 오히려 인성의 향상에 더욱더 효과적이며, 섬유를 혼입하지 않은 일반 콘크리트에 비해 수십 배의 인성 향상 효과가 있다.^{10,11,15)} 섬유보강 콘크리트의 휨 또는 인장거동은 섬유의 혼입률(V_f), 섬유의 형상(직선형 또는 후크형, 형상비(l_f/d_f)), 그리고 섬유와 매트릭스 사이의 부착강도 등에 의해 영향을 받는다.

현재까지 콘크리트 또는 섬유보강 콘크리트에 대해 직접 또는 간접 인장실험에 관한 수많은 실험들이 수행되었지만, 아직까지 인장거동의 표준화된 평가방법에 대한 충분한 공감대가 형성되지 못하고 있는 실정이다. 콘크

*Corresponding author E-mail: stkang@daegu.ac.kr

Received February 20, 2012, Revised July 9, 2012,

Accepted July 27, 2012

©2012 by Korea Concrete Institute

Fig. 1 Typical response of UHPCC in uniaxial stress state in comparison to ordinary (OC) and high-strength concrete (HSC), fiber-reinforced normal or high-strength concrete (FRC, HSFR), and engineered cementitious composites (ECC)¹⁾

리트의 직접인장실험은 직접적인 방법이지만, 실험방법이 어렵고 균열 발생 이후 2차적인 휨응력의 발생 등 여러가지 요인으로 인해 실험 결과가 많은 편차를 보이고 실험방법에 따라서도 많은 차이를 나타내는 문제점을 보인다. 따라서 일반적으로 간접적인 방법인 쪼갬인장강도 실험 또는 휨인장실험으로 대신하고 있으며, 특히 섬유보강 콘크리트에 대해서는 휨인장실험이 보편적으로 사용되고 있다. 휨인장실험은 방법이 가장 간단하고 쉽게 수행할 수 있기 때문에 주로 많이 사용되고 있으며, ASTM이나 JCI 또는 RILEM 등에서는 휨실험을 통해 섬유보강 시멘트 복합체의 인장거동을 평가하는 방법을 제시하고 있다.¹⁶⁾

한편, 일반적으로 섬유보강 콘크리트에서 노치를 내지 않은 보 실험은 휨강도 또는 휨인성 평가 등에 주로 이용되는 방법이며, 노치 낸 보에 대한 실험은 파괴에너지 또는 역해석기법으로 일축인장거동을 파악하고자 할 때 주로 이용되는 방법이다. 노치 낸 보의 실험에서도 유효단면 높이를 이용하여 휨인장강도를 계산할 수 있지만 노치를 내지 않은 보에서 구한 휨인장강도와 비교할 때 동일한 값을 나타내는데 대해서는 아직 논쟁의 여지가 있다.

섬유보강 콘크리트에서 섬유의 배열은 실험체의 표면에서 경계면 효과(wall effect)에 의해 섬유가 표면에 나란하게 배열되는 경향이 있다. 그러나 섬유보강 콘크리트에 노치를 낼 경우, 균열이 표면으로부터 얼마만큼 떨어진 위치에서부터 진행되기 때문에 섬유의 배열이 표면에서보다 임의방향으로 골고루 분포되어 있을 것이고, 경계효과를 제거함으로써 보다 실제에 가까운 섬유보강 콘크리트의 인장강도를 평가할 수 있다. 따라서 노치가 없는 실험체에서 구한 휨인장강도는 과대평가될 수 있다.

한편 노치가 있는 보에서는 노치로 인해 균열이 진행되는 경로가 미리 정해지게 되는데, 실제 섬유보강 콘크리트 구조물에서는 노치가 없는 상태로 균열의 진행이

인장저항력이 가장 약한 경로에 의해 이루어진다. 이것은 노치가 없는 보의 실험 결과가 섬유보강 콘크리트의 거동을 보다 정확하게 나타냄을 의미한다.

Stähli and Van Mier¹⁷⁾의 연구 결과에 의하면, 단섬유와 장섬유를 혼합하여 사용한 하이브리드 강섬유 보강 콘크리트에서 노치가 없는 보의 4점 재하 실험을 통해 얻은 휨강도가 노치 낸 보의 3점 재하 실험으로 구한 휨강도에 비해 약 40% 정도까지도 작게 나타난다고 보고하고 있다. 한편 Chanvillard et al.¹⁸⁾과 Marković¹⁹⁾은 노치가 없는 경우의 직접인장강도 및 휨인장강도가 노치가 있는 경우에 비해 약간 작은 정도라고 밝히고 있다. 그들의 연구 결과에 따르면, 노치가 없는 실험체에서 구한 강도가 노치 낸 실험체에서 구한 값에 비해 약 5~10% 정도 작게 나타난다. 한편 Habel et al.²⁰⁾의 연구에서는 노치가 없는 실험체에서 구한 인장강도가 노치 낸 실험체의 결과보다 더 좋은 것으로 나타났다. Chanvillard et al.¹⁸⁾과 Habel et al.²⁰⁾의 연구에서는 섬유직경은 0.2 mm, 섬유길이는 13 mm의 높은 인장강도를 가진 강섬유를 사용하였으며, Marković¹⁹⁾의 연구는 l_f/d_f 가 각각 13/0.2와 60/0.7 (mm/mm)인 강섬유와 단섬유를 혼합하여 사용한 하이브리드 강섬유 보강 콘크리트에 대한 결과이다. 이와 같이 노치여부가 직접인장 또는 휨인장 강도에 미치는 영향에 대해 서로 상반된 연구 결과가 보고되고 있다.

따라서 이 연구에서는 UHPCC에 대하여 섬유혼입률에 따른 휨인장강도의 변화를 평가함과 동시에 휨실험의 효율성 제고와 휨인장강도의 합리적 평가를 위하여 휨실험 방법에 따른 휨인장강도를 비교하였다. 노치낸 보의 3점 재하실험 결과로부터 구한 휨인장강도의 타당성을 평가하기 위하여 노치가 없는 보의 4점 재하실험을 통해 구한 값과 비교하여 상관관계를 살펴보았다.

2. 인장강도와 섬유보강 관계에 관한 기존 연구에 관한 고찰

Shah et al.,⁸⁾ Naaman,²¹⁾ Swamy et al.,²²⁾ Mai²³⁾ 등은 휨인장강도를 계산하는데 있어 혼합법칙(the rule of mixture)을 적용할 수 있음을 보였으며, 섬유혼입의 영향을 다음과 같은 식의 형태로 나타내고 있다.

$$\sigma_{cu} = A\sigma_{mu}(1 - V_f) + BV_f(l_f/d_f) \quad (1)$$

Naaman^{21,24)}은 초기균열강도(first cracking strength)와 최대 휨인장강도(post cracking strength)를 다음과 같이 정의하고 있다.

$$\sigma_{cc} = \sigma_{mu}(1 - V_f) + \alpha\tau_{eq} V_f(L_f/d_f) \quad (2)$$

$$\sigma_{cu} = \lambda\tau_{eq} V_f(L_f/d_f) \quad (3)$$

여기서, τ_{eq} 는 등가부착강도를 나타내며, α 는 균열 시 발

생하는 부착슬립과 섬유 방향성과 관련한 계수이고, λ 는 섬유의 길이, 방향성 및 분포밀도 등과 관련한 계수이다.

그리고, Swamy et al.²²⁾은 기존연구들의 많은 실험 결과들에 대한 회귀분석을 통해 다음과 같은 식을 도출하였다.

$$\sigma_{cc} = 0.843\sigma_{mu}V_m + 2.93V_f l_f / d_f \quad (4)$$

$$\sigma_{cu} = 0.97\sigma_{mu}V_m + 3.41V_f l_f / d_f \quad (5)$$

위 식에서 초기균열이 발생할 때의 평균 부착응력(τ)은 3.57 MPa로 계산되었으며, 극한상태에 대한 부착응력(τ_u)은 4.15 MPa로 계산되어졌다.

Law²⁵⁾은 균열 이후에는 매트릭스에 작용하는 응력은 없기 때문에 균열 이후의 휨인장강도를 식 (2)와 같이 나타내는 것에 대해 의문을 제기하기도 하였으며, 관련 연구를 통해 회귀분석을 통해 식 (2)와 같은 형태로 나타낼 수는 있으나 혼합법칙과는 무관하다고 밝히고 있다.

위 식들로부터 휨인장강도에 대한 섬유보강효과는 매트릭스의 강도, 섬유의 혼입률 및 섬유의 형상비와 밀접한 관련이 있음을 알 수 있다.

3. 실험

3.1 사용 재료

3.1.1 시멘트 및 실리카폼

이 연구의 실험에서는 보통 포틀랜드 시멘트를 사용하였다. 실리카폼은 UHPCC 제조 시 반드시 필요한 재료로서, 시멘트 입자 사이의 공극을 메우는 역할을 하고 입자가 완벽한 구형이므로 다른 입자들 사이에서 유효작용을 하여 유동성을 향상시키며 1차 수화생성물인 $\text{Ca}(\text{OH})_2$ 와의 포졸란 반응을 통해 2차 수화생성물 CSH 겔을 형성하여 재료의 밀도를 향상시켜 강도와 내구성을 크게 증대시키는 역할을 한다. 시멘트와 실리카폼의 물리화학적 성질은 Table 1과 같다.

3.1.2 골재

잔골재는 밀도 2.62 g/cm^3 , 평균입경이 0.5 mm 이하의 모래를 사용하였고, 굵은골재는 사용하지 않았다.

3.1.3 고성능 감수제

낮은 물결합재비에서도 충분한 유동성을 확보하기 위해서 고성능 감수제를 사용하였다. 이 연구에서 사용한

고성능 감수제는 폴리칼본산계의 고성능 감수제(밀도 1.01 g/cm^3 , 암갈색)를 사용하였다.

3.1.4 충전재

충전재(filler)는 석영질 미세입자로서 시멘트의 수화반응을 활성화하고 구성입자들 사이의 공극을 메움으로써 밀도를 향상시킬 뿐만 아니라, 일정 조건 하에 화학적으로 포졸란 반응을 일으키는 등 강도향상에 도움이 되는 재료이다. 따라서 UHPCC 제조 시에 일반적으로 사용되고 있다. 여기에서 사용한 충전재는 입자의 평균입경은 약 $4 \mu\text{m}$ 정도이며, SiO_2 의 함유율은 98% 이상이고, 밀도는 2.60 g/cm^3 이다. Table 2는 충전재의 화학적 성질을 나타낸 것이다.

3.1.5 강섬유

강섬유는 인장응력 및 휨응력이 작용할 때 인성향상을 목적으로 사용되는 고탄성용 강섬유(밀도 7.5 g/cm^3 , 길이 13 mm , 직경 0.2 mm , 형상비 65, 인장강도 2500 MPa)를 콘크리트 체적비로 혼입하여 사용하였다.

3.2 실험 방법

이 연구에서는 우선 섬유의 혼입이 UHPCC의 인장거동에 미치는 영향을 파악하기 위하여 섬유혼입률을 실험 변수로 하여 실험을 실시하였다. 섬유를 투입하기 전 UHPCC 매트릭스의 배합은 Table 3과 같으며, 섬유혼입률은 0에서 5 vol.%까지 고려하였으며, 섬유직경 0.2 mm 의 강섬유를 사용하였다.

실험체는 $100 \times 100 \times 400 \text{ mm}$ 크기의 휨실험체로 제작하였다. 일반 콘크리트와 달리 UHPCC는 타설방법과 양생방법에 따라라도 강도특성이 크게 달라진다. UHPCC는 굵은골재를 사용하지 않는 모르타르 수준의 매트릭스를 가지고, 유동성이 매우 좋은 특징을 가진다. 그래서 매트릭스에 혼합된 강섬유가 유체의 흐름에 따라 섬유의

Table 2 Chemical properties of filler

Item	Ig.loss (%)	Chemical composition (%)				
		Al_2O_3	MgO	CaO	Fe_2O_3	SiO_2
Filler	0.01	0.06~0.5	< 0.02	< 0.02	0.01~0.07	99.3~99.8

Table 3 Mix proportion of UHPCC matrix (ratio in weight)

Water/binder	Cement	Silica fume	Filler	Sand	Superplasticizer
0.2	1	0.25	0.3	1.1	0.018

Table 1 Physical & chemical properties of cement and silica fume

Item	Specific surface area (cm^2/g)	Density (g/cm^3)	Ig.loss (%)	Chemical composition (%)					
				SiO_2	Al_2O_3	Fe_2O_3	CaO	MgO	SO_3
Cement	3413	3.15	1.40	21.01	6.40	3.12	61.33	3.02	2.3
Silica fume	200000	2.10	1.50	96.00	0.25	0.12	0.38	0.1	-

방향성이 민감하게 변하고 따라서 인장에 대한 섬유 브리징(bridging) 효과에 상당한 차이가 나타난다. 유체 흐름은 구조물의 형상이나 타설방법 등에 따라 영향을 받으므로, 제조 시 타설방법에 대한 주의가 필요하다. 타설방법은 구조물의 형상을 고려하여 섬유의 배열이 브리징 효과에 가장 유리하도록 하는 것이 바람직하며, Fig. 2는 휨실험체 제작 시 타설방법을 보이고 있는 것으로 섬유가 인장력이 작용하는 축방향으로 배열되도록 타설을 실시하였다.

실험체는 90°C 고온에서 48시간 증기양생 후 실험 때까지 20°C 수중에서 양생을 실시하였다. 경화 후 휨실험체의 일부는 노치 낸 보에 대한 휨실험을 위해 가운데에 높이 30 mm, 폭 4 mm의 노치를 콘크리트용 다이아몬드 칼을 이용하여 만들었다.

노치를 내지 않은 보에서는 Fig. 3과 같이 4점재하 휨실험을 실시하였으며, 노치 낸 보에 대해서는 Fig. 4와 같이 3점재하 휨실험을 실시하였다.

Table 4는 노치 낸 보의 휨실험 결과와 노치가 없는 보의 휨실험 결과를 보여주고 있으며, 초기균열이 발생하는 시점의 응력으로 정의되는 초기균열발생강도(σ_{cc})와 최대하중에서의 휨인장응력으로 정의되는 휨인장강도(σ_{cu})는 다음의 식을 이용하여 구하였다.

Fig. 2 Placing method in specimen preparation

Fig. 3 Four-point bending test for unnotched beam

Fig. 4 Three-point bending test for notched beam

for unnotched beam

$$\sigma_{cc} = \frac{P_{cr}L}{bh^2}, \quad \sigma_{cu} = \frac{P_{max}L}{bh^2} \quad (8)$$

for notched beam

$$\sigma_{cc} = \frac{3P_{cr}L}{2bh_e^2}, \quad \sigma_{cu} = \frac{3P_{max}L}{2bh_e^2} \quad (9)$$

여기서, P_{cr} 및 P_{max} 는 각각 균열이 발생하는 시점의 하중과 최대하중을 의미하고, L , b 및 h 는 각각 실험체의 지간길이, 단면폭 및 단면높이를 나타낸다. 그리고 h_e 는 노치 낸 보에 대해 전체 단면높이에서 노치의 높이를 뺀 값을 의미한다. 노치 낸 보의 실험 결과로부터 휨인장강도를 산정할 때, 균열면 높이에 따른 크기효과는 고려하지 않고 계산하였으며, 결과 분석 시 노치에 의한 영향을 평가할 때 크기효과의 영향을 고려하였다.

초기균열발생강도는 노치가 없는 보에서는 휨실험체의 중앙부에 설치된 LVDT를 이용하여 Fig. 5와 같이 하중-중앙처짐 관계 곡선으로부터 정의하였다. Fig. 5(a)는 상대적으로 작은 섬유혼입률인 1 vol.%의 강섬유를 혼입한 경우의 한 예를 나타낸 것으로, 균열이 발생한 직후 하중이 떨어지는 것을 볼 수 있다. 이런 경우에는 균열 발

(a) In a case of $V_f = 1\%$

(b) In a case of $V_f = 3\%$

Fig. 5 Definition of first cracking point in the unnotched beam

Table 4 Test results of unnotched and notched beams

Fiber vol. (%)	For unnotched beam test				For notched beam test			
	At first cracking		At maximum load		At first cracking		At maximum load	
	Strength (MPa)	Deflection (mm)	Strength (MPa)	Deflection (mm)	Strength (MPa)	Deflection (mm)	Strength (MPa)	Deflection (mm)
0	12.677 (0.800)	0.054 (0.002)	12.677 (0.800)	0.054 (0.002)	8.885 (0.401)	0.030 (0.004)	8.885 (0.401)	0.030 (0.004)
1	12.794 (0.643)	0.057 (0.004)	21.806 (0.507)	0.758 (0.269)	8.606 (0.494)	0.037 (0.003)	16.400 (0.317)	0.922 (0.122)
2	18.150 (3.583)	0.078 (0.020)	36.664 (5.666)	1.136 (0.247)	12.489 (0.667)	0.056 (0.004)	34.698 (2.347)	0.934 (0.139)
3	20.105 (0.547)	0.099 (0.014)	42.394 (3.451)	1.066 (0.266)	15.651 (2.277)	0.048 (0.006)	47.056 (1.936)	0.884 (0.145)
4	20.932 (2.265)	0.101 (0.027)	48.587 (5.379)	1.061 (0.186)	21.533 (0.955)	0.098 (0.014)	52.186 (2.689)	1.136 (0.133)
5	27.473 (1.985)	0.130 (0.015)	55.697 (3.501)	0.936 (0.113)	31.430 (1.316)	0.141 (0.015)	61.674 (4.664)	1.184 (0.110)

The results present mean value obtained from 3~5 specimens for each case, and standard deviation in parentheses.

생시점을 명확히 확인할 수 있다. 하지만 섬유혼입률이 높을 경우에는 하중-중앙처짐 곡선에서 균열발생 시점을 명확히 정의하기가 쉽지 않다. 이 연구에서는 Fig. 5(b)와 같이 초기 선형구간과 균열이 발생한 이후에 나타나는 2차 선형구간의 연장선이 만나는 점을 초기균열 발생시점으로 정의하였다.²⁶⁾ Fig. 5(b)는 강섬유를 3 vol.%로 혼입한 경우의 한 예를 나타낸 것이다. 노치가 있는 보에서는 하중-균열폭 관계 곡선으로부터 동일한 방법으로 초기균열강도를 정의하였다.

Table 4의 실험 결과를 살펴보면 섬유혼입률이 증가함에 따라 초기균열발생강도와 휨인장강도가 모두 전체적으로 증가하는 것을 확인할 수 있으며, 섬유를 혼입하지 않은 경우와 섬유를 5 vol.% 혼입한 경우를 비교해보면, 초기균열발생강도는 약 2배에서 3배의 강도증가 효과가 있는 반면, 휨인장강도는 4배에서 6배의 강도증가 효과가 있는 것을 알 수 있다. 따라서 매트릭스 내에 혼입된 강섬유는 균열발생을 억제하는 효과가 있을 뿐만 아니라, 균열 발생 이후에도 균열면에서 브리징 역할을 통해 균열단면이 유효한 인장응력을 가지도록 하여 휨인장강도 향상에 더 큰 효과가 있음을 알 수 있다.

한편 실험 결과에서 특이한 점은 노치가 없는 보와 노치 낸 보에 대해 섬유를 1 vol.% 혼입한 경우와 섬유를 혼입하지 않은 경우를 비교했을 때다. 두 경우에 대해 휨인장강도는 섬유를 혼입하였을 때 강도가 향상되는 것을 볼 수 있지만, 초기균열발생강도는 큰 차이가 없는 것으로 나타났다.

4. 결과 분석

4.1 노치가 없는 보에 대한 실험 결과

우선 노치가 없는 보에 대한 실험 결과를 살펴보기로

하자. 섬유혼입에 따른 섬유보강효과를 평가하기 위해 비교기준이 되는 것은 강섬유가 없는 휨실험체의 휨인장강도이다. 그 결과를 살펴보면 초기균열이 발생함과 동시에 실험체의 파괴가 일어나서, 초기균열발생강도와 휨인장강도가 같으며, 휨인장강도의 평균값은 12.677 MPa이고 표준편차 0.800 MPa이다. 섬유혼입률에 따른 초기균열발생강도 및 휨인장강도를 살펴보면 매트릭스가 아주 높은 강도를 나타내기 때문에 각 개체별 실험 결과의 편차가 조금 크게 나타나는 경향은 있지만, 섬유혼입률에 따른 강도증가 경향은 뚜렷하게 확인할 수 있다. 그러나 섬유혼입률이 1 vol.%인 경우, 초기균열발생강도는 섬유를 혼입하지 않은 경우에 비해 크게 향상되지 않았다. 이와 같은 결과는 초기균열발생강도에 대해서는 강도증가 효과를 볼 수 있는 섬유혼입률의 하한값이 존재하는 것을 의미한다. 이에 반해 휨인장강도에서는 이와 같은 경향이 나타나지 않았다. 따라서 섬유보강효과를 분석하는데 있어 초기균열강도와 휨인장강도에 대해 이와 같은 경향을 고려하여 분석방법을 약간 달리하여 접근하였다. 앞서 언급한 바와 같이 초기균열발생강도나 휨인장강도에 대해 섬유보강효과를 표현하는 가장 일반적인 형태는 식 (2)와 같다. 이 식을 이용하여 초기균열발생강도에 대해서는 식 (2)를 그대로 적용하였으며, 휨인장강도에 대해서는 계수 A 의 값을 1로 하여 적용하였다.

초기균열강도(σ_{cc})에 대한 섬유혼입률에 따른 강도증가 효과를 분석하기 위해 식 (2)를 그대로 적용하였다. 그리고 식 (2)를 V_f 의 일차함수 형태로 다시 나타내면 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\sigma_{cc} = \{B(l_f/d_f) - A\sigma_{mu}\}V_f + A\sigma_{mu} \quad (10)$$

위 식에서 상수 A 와 B 는 섬유혼입률 1 vol.%에서 5 vol.%에 대한 실험 결과의 회귀분석을 통해 결정할 수 있다.

이 때 σ_{mu} 는 매트릭스의 휨인장강도로서 실험을 통해 구한 12.667 MPa를 적용하였다. 회귀분석을 통해 구한 A 와 B 의 값은 초기균열발생강도에 대해서는 각각 0.809와 5.102이며, 따라서 섬유보강에 따른 초기균열발생강도 식은 다음과 같이 표현할 수 있다. 그리고 1 vol.% 정도가 초기균열발생강도의 강도향상에 효과가 있는 최소한의 섬유혼입률로 판단된다.

$$\sigma_{cc} = 0.809\sigma_{mu}(1 - V_f) + 5.102V_f(l_f/d_f) \quad (11)$$

그리고 휨인장강도(σ_{cu})에 대해서는 식 (2)에서 계수 A 의 값을 1로 하였다. 그리고 식 (2)를 다시 쓰면 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\sigma_{cu} - \sigma_{mu} = \{B(l_f/d_f) - \sigma_{mu}\}V_f \quad (12)$$

위 식에서 상수 B 는 섬유혼입률 0 vol.%에서 5 vol.%까지의 실험 결과의 회귀분석을 통해 결정할 수 있으며, 구한 B 의 값은 14.321이다. 따라서 섬유보강에 따른 휨인장강도 식은 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\sigma_{cu} = \sigma_{mu}(1 - V_f) + 14.321V_f(l_f/d_f) \quad (13)$$

Fig. 6(a)와 (b)는 노치가 없는 보에서 초기균열발생강도 및 휨인장강도에 대해 실험 결과와 회귀분석 식을 비교하여 나타낸 것이다.

4.2 노치가 있는 보에 대한 실험 결과

노치 낸 보에 대해서도 노치가 없는 보에 대한 분석과 같은 과정으로 실시하였다. 먼저 강섬유가 없는 휨실험체의 휨인장강도 결과를 보면, 휨인장강도의 평균값은 8.885 MPa이고 표준편차는 0.401 MPa를 나타내었다. 이 결과는 노치가 없는 보의 휨인장강도와 비교할 때 약 70% 정도로 노치에서의 응력집중현상으로 인해 파괴면 내 선형응력분포로부터 계산된 값이 결과적으로 감소하였기 때문이다. 이러한 경향은 취성재료일수록 더 크게 나타나며 고강도 콘크리트일수록 더 취성적인 거동을 나타낸다. 따라서 UHPCC 매트릭스와 같은 초고강도 콘크리트에서는 강도감소가 더욱 뚜렷하게 나타난다. 섬유혼입률이 증가할수록 초기균열발생강도 및 휨인장강도가 대체로 증가하며, 초기균열발생강도의 경우, 노치 없는 보에서의 마찬가지로 1 vol.% 혼입한 경우와 섬유를 혼입하지 않은 경우에서 큰 차이가 없었다.

노치가 없는 보에 대해서와 마찬가지로 분석하였을 때, 초기균열발생강도에 대해 계수 A , B 의 값은 각각 0.560과 7.047이며, 휨인장강도에 대해 계수 B 의 값은 17.222이다. 따라서 노치 낸 보에 대해 섬유보강효과를 고려한 초기균열발생강도와 휨인장강도는 다음과 같은 식으로 표현할 수 있다.

$$\sigma_{cc} = 0.173\sigma_{\mu}(1 - V_f) + 8.438V_f(l_f/d_f) \quad (14)$$

Fig. 6 σ_{cc} and σ_{cu} vs. V_f relations

$$\sigma_{cu} = \sigma_{mu}(1 - V_f) + 17.222V_f(l_f/d_f) \quad (15)$$

Fig. 6(c)와 (d)는 노치 낸 보에서 초기균열발생강도 및 휨인장강도에 대해 실험 결과와 회귀분석 식을 비교하여 나타낸 것이다.

4.3 노치 유무에 따른 영향

이 연구에서의 노치가 없는 보와 노치 낸 보의 휨실험 결과를 종합적으로 분석해 본 결과, 노치의 유무에 따른 강도값의 차이는 섬유혼입률에 따라 다르게 나타났다.

Fig. 6(e)과 (f)는 노치 없는 보와 노치 낸 보에 대한 실험 결과를 함께 도시한 것이다. Fig. 6(e)은 초기균열발생강도에 대한 노치여부의 영향을 비교하여 나타낸 것으로, 섬유혼입률 1 vol.%를 전후에서부터 휨인장강도의 차이가 섬유혼입률이 증가함에 따라 줄어들을 볼 수 있으며, 4 vol.% 이상에서는 노치낸 보의 강도가 더 크게 나타나는 것을 볼 수 있다. Fig. 6(f)은 휨인장강도에 대해 노치여부에 따른 휨강도를 비교하여 나타낸 것으로, 초기균열발생강도와 비교하면 강도의 차이가 적게 나타나지만, 대체적인 경향은 섬유혼입률이 증가함에 따라 휨강도의 차이가 줄어들고, 2 vol.%에서는 거의 같으며, 그 이상에서는 오히려 노치 낸 보의 휨강도가 크게 나타나는 경향을 볼 수 있다. 이러한 경향성은 노치가 없는 보의 휨강도($\sigma_{unnotched}$)에 대한 노치 낸 보의 휨강도($\sigma_{notched}$)의 비로 정의된 노치민감도를 이용하여 살펴보면 보다 명확히 확인할 수 있으며, Fig. 7과 같다. 완전탄소성 재료의 경우 노치에 전혀 민감하지 않기 때문에 노치 민감도가 1의 값을 가지게 되고, 취성재료일수록 노치민감도가 낮아진다. 앞서 언급한 바와 같이 섬유가 혼입되지 않은 UHPCC는 높은 강도를 나타내며, 매우 취성적이기 때문에 노치로 인한 응력집중의 영향이 크고, 따라서 노치 민감도가 크게 나타난다. 초기균열발생강도의 경우, 2 vol.% 혼입 시까지 노치 민감도가 약 0.7 전후를 보이다가 3 vol.%부터 증가하는 경향을 나타내고 있다. 반면 휨인장강도는 섬유혼입량의 증가와 함께 노치 민감도가 증가하는 것을 볼 수 있다. 초기균열발생강도는 일반적으로 섬유의 역할보다는 매트릭스의 강도에 더 크게 영향을 받기 때문에 휨인장강도에 비해 민감도의 변화가 천천히 일어나는 것으로 판단된다. 4 vol.% 이상의 섬유가 혼입된 경우에 노치 민감도가 1 이상의 값을 보이는 것은 매트릭스에 비해 섬유의 가교저항 역할이 훨씬 크게 작용하여 응력집중의 영향이 거의 없고, 또한 강제적인 균열면 유도도 인해 균열경로가 노치없는 보에 비해 더 건전하기 때문으로 판단된다. 휨인장강도의 경우에는 섬유혼입률 3 vol.% 이상에 노치 민감도가 1 이상의 값을 보이는데, 이와 같은 결과는 섬유혼입률이 증가함에 따라 노치에 의한 응력집중 효과가 거의 없고, 크기효과가 지배적으로 작용했기 때문으로 판단된다.

일반적으로 UHPCC는 섬유를 약 2 vol.%로 혼입하는

(a) For first cracking strength

(b) For flexural tensile strength

Fig. 7 Notch sensitivity

경우가 많으며, 이러한 경우, 이 연구 결과에 따르면 초기균열발생강도는 노치 낸 보에서 강도가 약 30% 정도 적게 나오고, 휨인장강도는 5% 정도로 큰 차이가 없는 것을 알 수 있다.

5. 결 론

이 연구에서는 UHPCC에서 섬유혼입률과 휨인장강도와의 관계를 살펴보았으며, 노치에 따른 영향을 파악하기 위해 노치가 없는 보에 대한 4점 재하실험 및 노치 낸 보에 대한 3점 재하실험을 같이 실시하였다. 이 연구를 통해 다음과 같은 결론을 도출하였다.

- 1) 섬유혼입률을 0에서 5 vol.%까지 1 vol.%씩 변화시키면 초기균열발생강도 및 휨인장강도의 변화를 실험을 통해 살펴본 결과, 섬유혼입률 증가에 따른 강도증가 경향은 초기균열발생강도보다 휨인장강도에 대해서 보다 뚜렷하게 나타났으며, 초기균열강도에서는 1 vol.% 이하의 섬유혼입에서는 강도향상 효과가 거의 없는 것으로 나타났다. 이와 같은 결과로부터 초기균열발생강도를 향상시키기 위한 섬유혼

입률의 하한값이 존재하는 것으로 판단할 수 있으며, 회귀분석을 통해 약 1 vol.% 전후의 강섬유를 혼입했을 때 비로소 UHPCC의 초기균열강도를 향상시킬 수 있을 것으로 추측된다.

- 2) 또한 노치 유무에 따른 UHPCC의 휨인장강도를 비교하고 두 강도값 사이의 상호관계를 밝히고자 하였다. 이 연구에서는 보 길이에 대한 노치 깊이가 0.3인 경우를 고려하였으며, 노치여부에 따른 강도 차이는 섬유혼입률이 작을수록, 그리고 휨인장강도보다는 초기균열발생강도에서 좀 더 크게 나타났다. 섬유혼입률이 작을수록 노치에 의한 응력집중의 영향이 매우 크게 작용하여 노치가 없는 보에 비해 노치 낸 보의 강도가 현격히 작게 나타난 반면, 섬유혼입률이 증가함에 따라 노치에서의 응력집중에 의한 영향은 감소하여 강도 차이가 줄어드는 것을 볼 수 있었다. 또한 3~4 vol.% 이상의 섬유혼입률에서는 응력집중의 영향은 거의 없고 균열면의 상태 또는 크기효과가 지배적으로 작용하여 노치 낸 보가 노치가 없는 보에 비해 좀 더 큰 강도값을 나타내었다.

감사의 글

이 논문은 2012학년도 대구대학교 학술연구비 지원에 의한 것이다.

참고문헌

1. Li, V. C. and Fischer, G., "Reinforced ECC-An Evolution from Materials to Structures," *Proceedings of the 1st fib Congress-Concrete Structures in the 21st Century*, Osaka, 2002, pp. 105-122.
2. Kim, K. S., Kim, J. W., Lee, Y. W., and Bae, J. S., "The Effects of Steel Fiber on the Fracture Toughness and Strength of Concrete," *Journal of the Korea Concrete Institute*, Vol. 6, No. 1, 1994, pp. 131-141.
3. Fanella, D. A. and Naaman, A. E., "Stress-Strain Properties of Fiber Reinforced Mortar in Compression," *ACI Journal Proceedings*, Vol. 82, No. 4, 1985, pp. 475-483.
4. Ezeldin, S. and Balaguru, P. N., "Normal-and High-Strength Fiber-Reinforced Concrete under Compression," *Journal of Materials in Civil Engineering*, Vol. 4, No. 4, 1992, pp. 415-429.
5. Nataraja, M. C., Dhang, N., and Gupta, A. P., "Stress-Strain Curve for Steel-fiber Reinforced Concrete under Compression," *Cement and Concrete Composites*, Vol. 21, No. 5-6, 1999, pp. 383-390.
6. Song, P. S. and Hwang, S., "Mechanical Properties of High-Strength Steel Fiber-Reinforced Concrete," *Construction and Building Materials*, Vol. 18, Issue 9, 2004, pp. 669-673.
7. Yazici, S., Inan, G., and Tabak, V., "Effect of Aspect Ratio and Volume Fraction of Steel Fiber on the Mechanical Properties of SFRC," *Construction and Building Materials*, Vol. 21, Issue 6, 2007, pp. 1250-1253.

8. Lee, H. H. and Lee, H. J., "Characteristic Strength and Deformation of SFRC Considering Steel Fiber Factor and Volume Fraction," *Journal of the Korea Concrete Institute*, Vol. 16, No. 6, 2004, pp. 759-766.
9. Kim, M. H., Kim, J. M., and Nam, S. I., "An Experimental Study on the Development and Application of Steel Fiber Reinforced Concrete," *Journal of the Korea Concrete Institute*, Vol. 6, No. 1, 1994, pp. 142-151.
10. Park, S. B. and Lee, B. C., "Mechanical Properties of Steel Fiber Reinforced Concrete Using Waste Glass," *Journal of the Korea Concrete Institute*, Vol. 14, No. 6, 2002, pp. 1032-1039.
11. Chang, D. L., Kwak, J. H., and Chai, W. K., "An Experimental Study on the Fracture Behavior of Steel Fiber Reinforced Concrete Structures," *Journal of the Korean Society of Civil Engineers*, Vol. 11, No. 3, 1991, pp. 19-27.
12. Shah, S. P. and Rangan, V. B., "Fiber Reinforced Concrete Properties," *Journal of American Concrete Institute*, Vol. 68, 1971, pp. 126-135.
13. Mangat, P. S., "Tensile Strength of Steel Fiber Reinforced Concrete," *Cement and Concrete Research*, Vol. 6, Issue 2, 1976, pp. 245-252.
14. Jianming G., Wei S., and Keiji M., "Mechanical Properties of Steel Fiber-Reinforced, High-Strength, Lightweight Concrete," *Cement and Concrete Composites*, Vol. 19, Issue 4, 1997, pp. 307-313.
15. Hannant, D. J., *Fiber Cements and Fibre Concrete*, John Wiley and Sons Ltd., Chichester, UK, 1978, 219 pp.
16. Naaman, A. E., Fisher, G., and Krstulovic-Opera, N., "Measurement of Tensile Properties of Fiber Reinforced Concrete: Draft Submitted to ACI Committee 544," *High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC5)*, Mainz, Germany, 2007, pp. 3-9.
17. Stähli, P. and Van Mier, J. G. M., "Three-Fibre Type Hybrid-Fibre Concrete," *5th International Symposium on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures (FraM-CoS)*, Colorado, 2004, pp. 1105-1112.
18. Chanvillard, G. and Rigaud, S., "Complete Characterisation of Tensile Properties of Ductal UHPFRC according to the French Recommendations," *Proceeding of the 4th International RILEM Workshop-High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC4)*, Ann Arbor, USA, 2003, pp. 21-34.
19. Markovi, I., "High-Performance Hybrid-Fibre Concrete-Development and Utilization," Doctorial Thesis, Universiteit van Belgrado, Servi, DUP Science, The Netherlands, 2006, pp. 90-92.
20. Habel, K. and Gauvreau, P., "Response of Ultra-High Performance Fiber Reinforced Concrete (UHPFRC) to Impact and Static Loading," *Cement and Concrete Composites*, Vol. 30, No. 10, 2008, pp. 938-946.
21. Naaman, A. E., "A Statistical Theory of Strength for Fiber Reinforced Concrete," Ph. D. Thesis, Massachusetts Institute of Technology, USA, 1972, 196 pp.
22. Swamy, R. N., Mangat, P. S., and Rao, C. V. S. K., "The Mechanics of Fiber Reinforcement of Cement Matrices," *An International Symposium: Fiber Reinforced Concrete*, American Concrete Institute, Detroit, USA, 1974, pp. 1-28.

23. Mai, Y. M., "Strength and Fracture Properties of Asbestos-Cement Mortar Composites," *Journal of Material Science*, Vol. 14, Issue 9, 1979, pp. 2091-2102.
24. Naaman, A. E., "High Performance Fiber Reinforced Cement Composites," *Proceeding of the IABSE Symposium on Concrete Structures for the Future*, Paris, France, 1987, pp. 371-376.
25. Laws, V., "On the Mixture Rule for Strength of Fibre Reinforced Cements," *Journal of Material Science Letters*, Vol. 2, Issue 9, 1983, pp. 527-572.
26. Park, S. H., Kim, D. J., Ryu, G. S., and Koh K. T., "Tensile Behavior of Ultra High Performance Hybrid Fiber Reinforced Concrete," *Cement and Concrete Composites*, Vol. 34, Issue 2, 2012, pp. 172-184.

요 약 이 연구에서는 UHPCC에서 섬유혼입률에 따른 초기균열강도 및 휨인장강도의 변화를 0~5 vol.% 범위에서 조사하였으며, 노치의 여부에 따른 영향을 파악하기 위해 노치가 없는 보에 대한 4점 재하실험 및 노치 낸 보에 대한 3점 재하실험을 같이 실시하였다. 실험 결과로부터 섬유혼입률이 증가함에 따라 휨인장강도는 선형적으로 강도가 향상됨을 확인할 수 있었고, 초기균열강도의 경우에는 1 vol.% 이상에서는 강도향상을 나타내었으나 그 이하의 섬유혼입에서는 강도향상 효과가 거의 없는 것으로 나타났다. 노치 유무에 따른 휨 실험으로부터 구한 UHPCC의 초기균열발생강도 및 휨 인장강도를 비교했을 때, 섬유혼입률에 따라 노치의 영향이 변하는 것으로 나타났다. 섬유혼입률이 증가함에 따라 노치에서의 응력집중의 영향이 감소하여 강도 차이가 점차 줄어들었으며, 높은 섬유혼입률에서는 노치에 의한 응력집중효과는 없어지고 균열면의 상태 및 크기효과의 영향이 지배적으로 작용하여 노치낸 보의 강도가 좀 더 크게 나타났다.

핵심용어 : 섬유보강, 초기균열강도, 휨인장강도, 섬유혼입률, 노치