

TBM 터널 세그먼트용 강섬유보강 콘크리트의 인장특성 평가

문도영¹, 장수호², 배규진³, 이규필^{4*}

Evaluation of tensile properties of SFRC for TBM tunnel segment

Do-Young Moon, Soo-Ho Chang, Gyu-Jin Bae, Gyu-Pil Lee

ABSTRACT In order to reduce the amount of steel reinforcements in TBM tunnel segments, the use of Steel Fiber Reinforced Concrete(SFRC) is being tried. The steel fibers with higher aspect ratio than that used in tunnel shotcrete are preferred to compensate the deficiency in tensile strength of the segments. In this study, the tensile properties of SFRC with aspect ratio of steel fibers equal to 80 were evaluated through flexural test and Double Punch Test. In the results of flexural test, flexural strengths of the SFRC were increased about 30%~150% thanks to bond of steel fibers used to concrete and could be properly predicted by the equation proposed by Oh(2008). There was a great difference in the estimated direct tensile strengths of the SFRC by the equations presented in ACI and RILEM. It was found that the Double Punch Test could be suitable methodology to estimate the direct tensile strength presented in RILEM of the SFRC.

Keywords: Double punch test, tensile strength, SFRC

요약 TBM 터널 세그먼트의 철근량을 감소시키기 위한 연구로서, 강섬유 보강콘크리트의 사용이 시도되고 있다. 이와 같은 터널 세그먼트에는 철근의 감소로 인해 필요한 인장성능의 확보를 위하여 샷크리트에 사용되는 강섬유에 비해 매우 높은 형상비의 강섬유를 활용하는 것이 필요하다. 본 연구에서는 강섬유의 형상비가 80인 강섬유 콘크리트의 인장특성을 휨시험과 Double Punch Test를 통해 평가하였다. 휨시험결과, 사용된 강섬유의 충분한 부착강도로 인해 30%~150%의 강도 증진을 나타냈으며, 오영훈(2008)의 예측식을 통한 휨인장강도예측이 가능한 것으로 판단된다. 이 실험을 근거로 설계에 필요한 직접인장강도를 ACI와 RILEM의 식에 의해 평가한 결과, 적용기준에 따라 큰 차이가 있는 것으로 나타났다. 또한, DPT 실험을 통해 RILEM에서 권고하고 있는 직접인장강도의 정밀도 있는 예측이 가능한 것으로 판단된다.

주요어: Double punch test, 인장강도, 강섬유 보강 콘크리트

접수일(2012.05.01), 수정일(2012.05.10), 게재확정일(2012.05.18)

¹경성대학교 토목공학과 조교수

²한국건설기술연구원 Geo-인프라연구실 연구위원

³한국건설기술연구원 Geo-인프라연구실 선임연구위원

⁴한국건설기술연구원 Geo-인프라연구실 수석연구원

*교신저자: 이규필 (E-mail: freely@kict.re.kr)

1. 서 론

강섬유 보강 콘크리트(Steel Fiber Reinforced Concrete, 이하 SFRC)는 콘크리트의 인성증가, 내구성 증진 등의 효과를 기대하기 위하여 사용된다(문도영 등, 2011; Mangat 등, 1987). 또한, 최근에는 철근의 인장부담을 개선하는 차원에서 강섬유로 인한 인장성능개선 효과를 정량적으로 평가하여 소요철근을 줄이고자 하는 연구가 한창이다(Chiaia 등, 2009; Dobashi 등, 2006). 국내에서는 SFRC가 터널의 샷크리트(shotcrete)에 주로 사용되지만, 유럽과 일본 등에서는 영구지보재인 TBM 터널의 세그먼트 공장제품에 사용된다(김상명, 2008; 송용수, 2010).

TBM 터널의 세그먼트에는 인장단면의 경우 인장, 전단 및 횡방향 보강을 위하여 200 kg/m^3 이상의 철근이 사용된다. 압축단면의 경우에도 최소철근비 규정에 의하여 상당한 철근이 사용된다. 터널 공사비의 약 40%가 세그먼트의 공사비이며, 세그먼트 공사비의 약 40%가 철근공사비와 철근재료비임을 감안할 때, 철근의 소요량을 감소시키고자 하는 노력은 전체 공사비를 절감하는데에도 큰 영향을 줄 수 있다.

강섬유의 보강은 상기한 바와 같이 콘크리트 구조물의 균열억제, 사용성 개선 등과 같은 2차적인 성능의 개선 뿐 아니라 휨 및 전단 성능과 같은 1차적인 구조성능의 개선에도 이바지 할 수 있음에도 불구하고 그동안은 매우 소극적인 관점에서 연구가 진행되어왔다. 그러나, 최근 SFRC의 성능이 크게 개선되면서, 미국, 유럽, 일본 등에서 강섬유를 활용하여 콘크리트내에 인장성능 보강을 위한 철근량의 감소에 대한 적극적인 연구가 진행되고 있다. 이와 같은 적극적인 차원에서의 SFRC에 대한 연구는 주로 TBM 터널의 세그먼트 분야에서 선도적으로 진행되고 있다(Chiaia 등, 2009; Dobashi 등, 2006).

유럽, 일본 등에서 현재 개발되고 있는 SFRC 세그먼트는 철근의 일부 또는 전부를 SFRC로 대체한 제품이며, 제품과 지반하중 특성에 따라 약 $30 \text{ kg/m}^3 \sim 80 \text{ kg/m}^3$ 의 강섬유를 혼입한 콘크리트를 사용하고 있다. 사용하는 강섬유의 제원은 섬유의 형식은 다양하나, 강섬유 형상계수(l/d)가 최소 80 이상으로 터널 샷크리트에 사용되는 강섬유에 비하여 매우 큰 것을 알 수 있다. 대부분 섬유의 길이는 60 mm 이상이며, 직경도 0.5 mm 이상으로 현재 국내 강섬유 회사에서 생산하고 있는 강섬유의 제원과는 매우 상이하다. 이는 국내 강섬유의 수요시장이 터널 샷크리트에 집중되어 있기 때문이다.

SFRC를 활용한 영구 지보재인 터널 세그먼트의 개발은 무엇보다 그 성능의 평가에 대한 면밀한 분석이 수반되어야 한다. 본 연구에서는 고성능 터널 세그먼트 개발에 사용될 형상계수가 80인 강섬유를 활용한 압축강도 40 MPa, 60 MPa급의 SFRC의 인장특성평가를 휨시험과 Double Punch

Test 방법(이하 DPT)을 통하여 평가하였다. 휨시험은 SFRC의 휨인장강도의 평가와 거동에 대한 직접적인 분석에 활용하였으며, DPT 시험은 간접적인 평가 방법이지만, 시험결과의 변동성이 매우 적은 시험방법으로 휨 시험결과를 평가하는데도 활용되었다. DPT 시험은 국내에서는 전혀 시도된 적이 없는 방법이지만 2005년 이후로 그 효용성이 유럽을 중심으로 검증되었으며, 최근에는 스페인의 공식 시험방법으로 인정되었다. DPT 시험방법은 소성이론에 근거하며, 파괴면이 휨시험의 파괴면에 1.7배에 달해 강섬유의 분산도에 크게 영향을 받지 않는다. 또한 시험방법이 매우 간단하여 시험 오차를 최소화 할 수 있는 장점이 있다(Malatesta 등, 2009; Cho 등, 2012).

2. 실험방법

2.1 휨시험

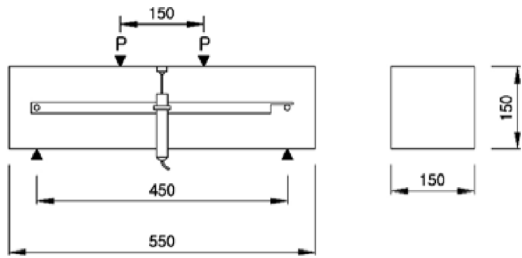
본 연구에서는 SFRC의 휨강도 시험을 수행하였다. 휨강도는 KSF 2566(KSF, 2010)의 기준에 의하여 수행되었다. 본 기준은 ASTM C 1609M-07(ASTM, 2007)의 기준과 동일하다. 동일한 변수에 대하여 3회의 시험을 수행하고 결과를 평균하였다. 그림 1(a)는 휨시험체의 제원과 시험방법을, 그림 1(b)는 시험전경을 나타내고 있다. 휨강도는 식 (1)에 의해 계산되었다. 시험은 변위제어로 수행되었으며, 0.45 mm/min의 속도로 가력하였다. 시험 중 하중과 수직변위를 그림 1와 같이 계측하였다.

$$f_r = \frac{P \cdot l}{b \cdot h^2} \quad (1)$$

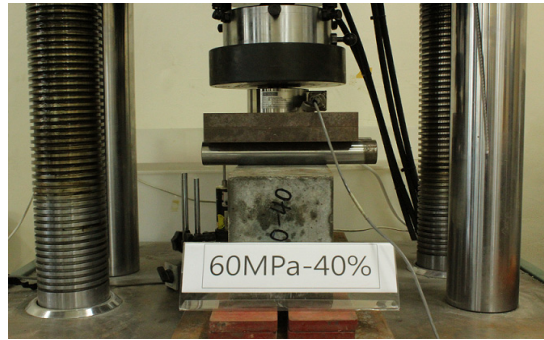
여기서, P 는 최대하중(N), b 는 파괴면의 폭(mm), h 는 파괴면의 높이(mm), l 은 지점간 간격(mm)을 의미한다.

2.2 DPT 시험

DPT 시험은 할렬인장강도 시험과 같은 간접적인 인장특성 평가시험 방법이다. 압축강도 시험에 사용되는 직경 150 mm, 높이 150 mm~300 mm의 원형공시체의 상면과 하면에 놓인 두 개의 둥근 재하판(일명 Punch)을 통해 압축하중을 가함으로써 재하판 하부에 웨지(wedge) 영향으로 인한 원추형 3축 인장응력이 발생하도록 하여 파괴하는 시험방법이다(그림 2 참고). 따라서 시험체의 파괴는 2개 또는 3개의 파괴면과 함께 발생하며, 일반적인 압축사인장파괴와 다른 할렬파괴 양상을 나타낸다(그림 3 참고).



(a) SFRC 휨강도 시험체 및 시험 Set-up



(b) 휨강도 시험 전경

그림 1. 휨인장강도 실험

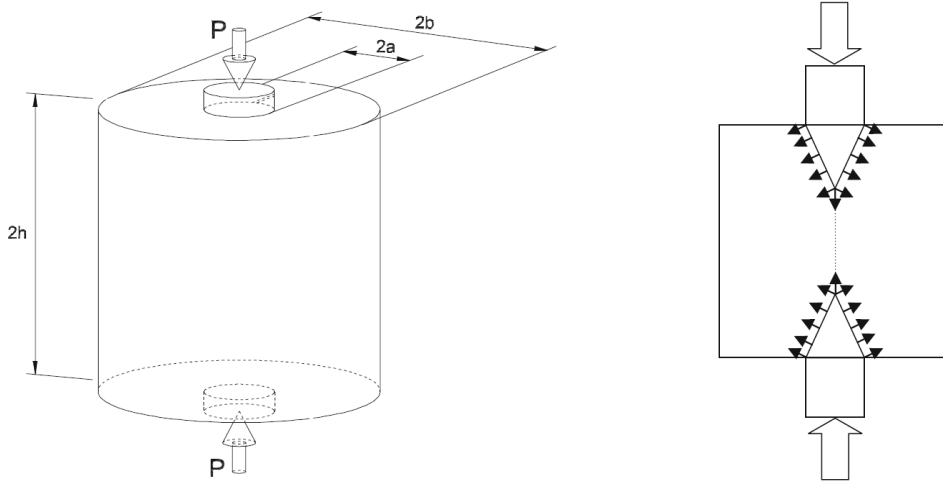


그림 2. DPT 시험 하중재하방법(Molins 등, 2008)

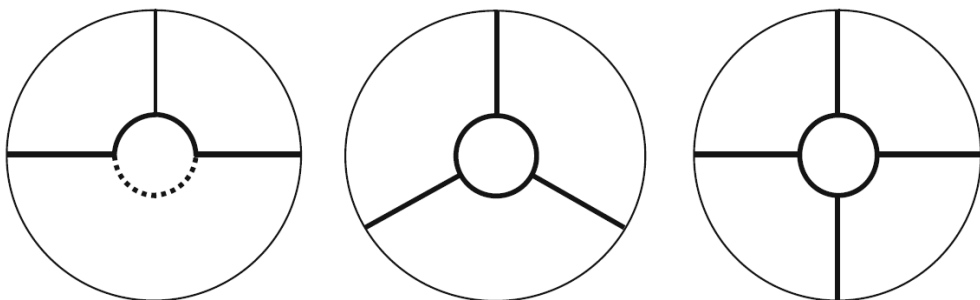


그림 3. DPT 시험에 의한 시험체 파괴면 형성(Malatesta 등, 2012)

www.kci.go.kr

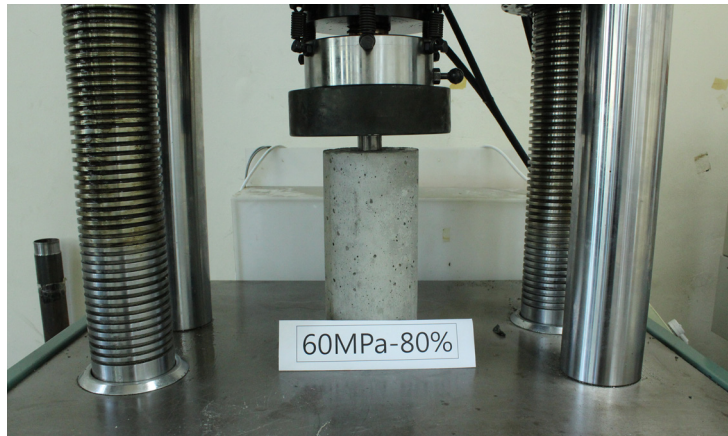


그림 4. DPT 시험전경

Malatesta 등(2012)은 시험체와 재하판의 크기에 대한 영향을 검토하였으며, 재하판의 직경과 시험체의 직경과의 비는 1:4가 적합한 것으로 제시하고 있다. 그러므로 그림 2의 a와 b는 1:2의 비를 갖는 것이 이상적이다. 또한, 시험체의 높이는 직경과의 비가 1~2 범위가 적절한 것으로 제시하였으므로, 그림 2에서 h는 b의 1배에서 2배가 되는 것이 적정하다. 또한 재하판은 재하 면적에 대하여 균일한 하중재하가 되도록 충분한 강성을 가지기 위하여 높이가 30 mm 이상이어야 한다고 주장하였다. 본 시험에서는 직경 150 mm, 높이 300 mm의 공시체를 사용하였다. 또한, 원형 재하판(punch)은 직경 38 mm, 높이 25 mm로 제작하여 사용하였다. 하중재하속도는 휨시험과 동일하게 하였으며, 하중과 수직변위를 계측하였다(그림 4 참조).

DPT 시험에 의한 SFRC의 인장강도는 최대하중을 파괴면적으로 나눈 평균강도의 개념으로 다음 식 (2)로부터 계산된다. 식 (2)에서 P는 최대하중(N)을 b와 h는 시험체의 반경과 1/2 높이(mm), a는 재하판의 반경(mm)을 의미한다(그림 2 참조).

$$f_{t,DPT} = \frac{P}{9\pi ah} \quad (2)$$

3. 실험

3.1 실험변수

본 실험을 위한 실험변수는 표 1과 같다. 콘크리트 압축강도는 40 MPa, 60 MPa로 하였으며, 강섬유의 혼입량 0.25% Vol.~1.0% Vol.을 변수로 하였다. 국외에서 개발하여 사용중인 TBM 터널

세그먼트에 섬유혼입량을 분석한 결과로부터 이와 같은 강섬유혼입량을 실험변수로 선정하였다. 이형철근과 강섬유를 동시에 사용하는 경우에는 강섬유의 체적비가 0.25%~0.5% 범위에 있으며, 철근을 완전히 강섬유로 대체한 경우에는 1% 정도의 강섬유를 사용하는 것으로 나타났다.

3.2 콘크리트와 강섬유

TBM 터널 세그먼트에 사용되는 SFRC는 고유동 콘크리트로서, 압축강도 40 MPa~60 MPa이다. 본 연구에서는 각 콘크리트의 배합을 표 2와 같이 하였다. 콘크리트 재령 28일 압축강도는 KS F 2405 (2005)에 의하여 측정되었으며, 결과는 표 3과 같다. 실험체명은 콘크리트 강도와 섬유혼입량으로 구성되며, C40_F2은 압축강도 40 MPa와 섬유혼입량 20 kg/m³인 실험체를 의미한다. 압축강도 결과는 40 MPa의 경우 설계압축강도의 20%를 초과하는 압축강도를 나타낸 반면, 60 MPa의 경우에는 최대 약 10% 정도 부족한 것으로 나타났다.

본 연구에 사용된 강섬유는 국외 B사의 강섬유로 섬유형상비(l/d)는 80, 섬유길이는 60 mm의 후크 강섬유이다. 섬유의 인장강도는 제작사로부터 제공받은 자료에 의하면, 1,050 MPa 이상이다.

표 1. 시험변수

실험 구분	콘크리트 설계압축 강도	혼입률(kg/m ³)		시험체수	시험체명
휨강도 시험 (150 mm×150 mm ×550 mm)	40 MPa	0 %	0	3	C40_F0
		0.25%	20	3	C40_F2
		0.5%	40	3	C40_F4
		1.0%	80	3	C40_F8
	60 MPa	0 %	0	3	C60_F0
		0.25%	20	3	C60_F2
		0.5%	40	3	C60_F4
		1.0%	80	3	C60_F8
DPT 시험 (150 mm×300 mm)	40 MPa	0 %	0	3	C40_F0
		0.25%	20	3	C40_F2
		0.5%	40	3	C40_F4
		1.0%	80	3	C40_F8
	60 MPa	0 %	0	3	C60_F0
		0.25%	20	3	C60_F2
		0.5%	40	3	C60_F4
		1.0%	80	3	C60_F8

표 2. 콘크리트 배합표

강도	W/B (물- 시멘트비)	S/a (잔골 재율)	단위재료량 (kg/m ³)						고로슬래그 치환율 (%)	
			W (물)	C (시멘트)	S (잔골재)	G (굵은 골재)	S/P (고로 슬래그)	Steel Fiber (강섬유)		
40 MPa	35.0	72.0	175.0	350.0	1184.0	466.0	150.0	0%	-	30
								0.25%	20	
								0.5%	40	
								1.0%	80	
60 MPa	28.0	70.0	175.0	437.0	1087.0	467.0	188.0	0%	-	30
								0.25%	20	
								0.5%	40	
								1.0%	80	

표 3. 압축강도 결과

시험체명	평균 (MPa)	표준편차 (MPa)	강도비 (%)	시험체명	평균 (MPa)	표준편차 (MPa)	강도비 (%)
C40_F0	50.11	1.73	100%	C60_F0	55.22	5.79	100%
C40_F2	53.67	0.96	107%	C60_F2	54.28	2.93	98%
C40_F4	52.89	1.78	106%	C60_F4	54.74	0.89	99%
C40_F8	55.13	1.08	110%	C60_F8	57.77	1.44	105%

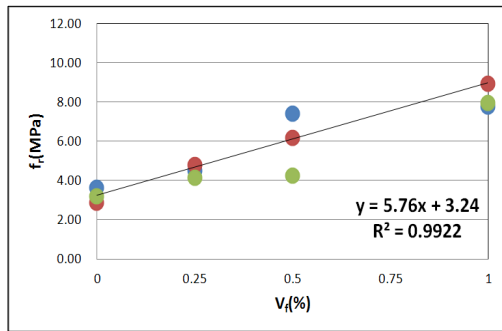
4. 실험결과 및 고찰

4.1 힘시험결과

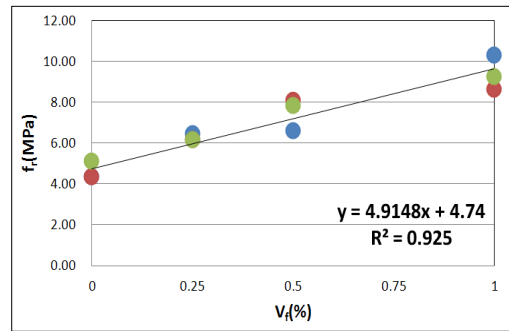
모든 실험체의 힘인장강도는 표 4에 정리하였다. 표에서 변동계수는 표준편차를 평균치로 나누어 계산하였다. 힘인장강도는 섬유혼입률의 증가에 따라 선형적으로 증가하는 경향을 나타낸다. 이는 C40과 C60에서 동일한 경향을 나타낸다. C40_F4(강섬유 혼입률 0.5%)의 3개 시험체의 결과의 편차가 커 변동계수가 27%인 것으로 나타났지만, 전반적인 증가의 경향을 확인할 수 있다. C60 보다는 C40의 힘인장강도 증가양상이 더 명확하다(그림 5 참고). 이는 표 3의 압축강도의 결과와 유사한 결과로서, 강도 60의 배합에 유동성 부족으로 인하여 강섬유의 분산이 상대적으로 원활하지 않았던 것으로 추정된다. 제시된 바와 같이 C40의 경우 힘인장강도의 증가가 153%에 달하며, C60의 경우에도 인장강도가 거의 2배가 되는 것을 확인할 수 있다.

표 4. 휨인장강도 결과

시험체명	평균 (MPa)	표준편차 (MPa)	변동계수 (%)	강도비 (%)	시험체명	평균 (MPa)	표준편차 (MPa)	변동계수 (%)	강도비 (%)
C40_F0	3.24	0.38	12	100%	C60_F0	4.74	0.54	11	100%
C40_F2	4.48	0.33	7	138%	C60_F2	6.29	0.17	3	133%
C40_F4	5.96	1.59	27	184%	C60_F4	7.52	0.80	11	159%
C40_F8	8.21	0.63	8	253%	C60_F8	9.42	0.84	9	198%



(a) 압축강도 40 MPa



(b) 압축강도 60 MPa

그림 5. 섬유혼입량에 따른 휨인장강도의 변화

실험으로부터 획득한 휨인장강도를 SFRC 휨인장강도예측 모델결과와 표 5에 비교하여 나타내었다. Wafa와 Ashour(1992)은 식 (3)과 같이 휨인장강도를 압축강도(f_{ck} , MPa)와 섬유혼입률(V_f , %)의 함수로 제안하였으며, Song과 Hwang(2004)은 식 (4)와 같이 압축강도(f_{ck} , MPa)와 섬유혼입률(V_f , %)의 2차식으로 표현하였다. 한편, 오영훈(2008)은 압축강도(f_{ck} , MPa)와 섬유의 형상계수(l/d)와 섬유혼입률(V_f)의 곱으로 표현된 강섬유계수($F = l/d \times V_f$)의 함수로 식 (5)와 같이 제안하였다. 본 연구에서는 각 연구자의 예측모델과 실험모델과의 차이를 식 (6)으로 계산하여 그 정확도를 비교하였다. 따라서 +값은 과대평가하는 것이며, -값은 과소평가하는 것이다.

결과로부터 확인할 수 있듯이 Wafa와 Ashour(1992)의 모델은 매우 크게 과대평가하는 것으로 나타났으며, 반면 Song과 Hwang(2004)의 모델은 과소평가하는 것으로 나타났다. 오영훈(2008)의 모델은 압축강도 40 MPa 경우 10%~40% 과대평가하는 것으로 나타났지만, 압축강도 60 MPa의 경우에는 오차율이 1~9%로서 비교적 정확하게 예측하는 것으로 나타났다. 따라서 오영훈(2008)이 제시한 예측모델이 고강도 콘크리트인 60 MPa SFRC의 인장강도 예측 시에 상대적으로 적합한 것으로 나타났다. 하지만 본 연구결과는 제한적인 실험으로부터 얻어진 것으로서, 향후 추가적인 실험에 의한 검증과 보완이 이루어져야 할 것으로 판단된다.

$$f_{r,pre} = 0.99 \sqrt{f_{ck}} + 3.83 V_f \tag{3}$$

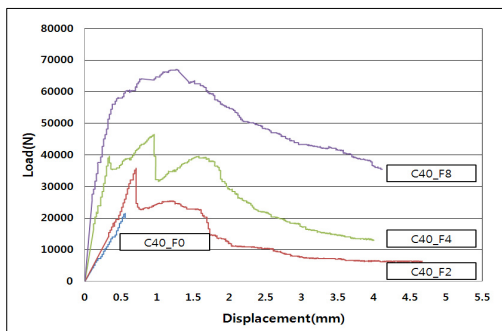
$$f_{r,pre} = 0.69 \sqrt{f_{ck}} + 3.43 V_f + 0.32 V_f^2 \tag{4}$$

$$f_{r,pre} = 0.63 \sqrt{f_{ck}} + 0.75 F \sqrt{f_{ck}} \tag{5}$$

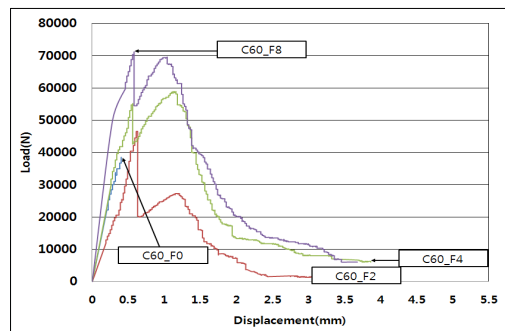
$$Error(\%) = \frac{(f_{r,pre} - f_{r,ex})}{f_{ex}} \times 100 \tag{6}$$

표 5. 예측식과의 비교

구분	시험휨강도 ($f_{r,ex}$, MPa)	Wafa 등, ($f_{r,pre}$, MPa)	Error (%)	Song 등, ($f_{r,pre}$, MPa)	Error (%)	오영훈 ($f_{r,pre}$, MPa)	Error (%)
C40_F0	3.24	7.01	116	4.88	51	4.46	38
C40_F2	4.48	8.21	83	5.07	13	5.71	28
C40_F4	5.96	9.11	53	5.16	-14	6.76	13
C40_F8	8.21	11.18	36	6.22	-24	9.13	11
C60_F0	4.74	7.36	55	5.13	8	4.68	-1
C60_F2	6.29	8.25	31	5.10	-19	5.75	-9
C60_F4	7.52	9.24	23	5.24	-30	6.88	-9
C60_F8	9.42	11.35	21	6.34	-33	9.35	-1



(a) 휨인장강도 40 MPa



(b) 휨인장강도 60 MPa

그림 6. 하중-수직변위 관계

그림 6은 하중-수직변위곡선을 나타내고 있다. 그림과 같이 최대하중에 도달한 이후 균열의 발생과 함께 급격한 하중의 감소가 나타나며, 강섬유가 없는 경우에는 이때 파괴가 발생하였다. 그러나 강섬유가 있는 경우에는 이때부터 강섬유의 부착이 성능을 발휘함으로써, 힘을 감당하게 된다. 최대하중 이후 급격한 하중을 감소를 보이는 2개의 최대하중이 나타나는 양상은 고강도 콘크리트인 C60에서 더욱 명확하게 나타났다. 강섬유의 혼입량의 증가에 따라 휨강성도 증가하는 것을 확인할 수 있다. 이와 같은 결과는 C40과 C60에서 동일하게 확인할 수 있다.

이와 같은 실험결과로부터 설계를 위한 직접인장강도를 계산하였다. ACI 544.4R에서는 시험에 의한 휨강도와 직접인장강도와와의 관계를 제시하지 않고 있다. 다만, 설계에 사용하는 설계인장강도(f_{td})를 식 (7)과 같이 제시하고 있다. 식 (7)에서 l/d 는 강섬유의 형상비를 의미하며, 본 실험에서 사용한 강섬유의 형상계수는 80이다. V_f 는 섬유혼입률(%), F_{be} 는 부착계수로서, 후크강섬유는 1.2를 사용한다. 한편, RILEM TC 162-TDF에는 압축강도시험결과를 통해 직접인장강도를 추정할 수 있도록 하였다. 압축강도 실험을 통한 직접인장강도($f_{fctk,ax}$)의 추정은 식 (8)과 같으며, 평균 인장강도($f_{fctm,ax}$)을 통해 계산하도록 하고, 이는 일축압축강도 측정치 f_{ck} 를 통해 계산되어진다.

$$f_{td} = 0.00772(l/d) V_f F_{be} \quad (7)$$

$$f_{fctm,ax} = 0.3(f_{ck})^{2/3}, f_{fctk,ax} = 0.7f_{fctm,ax} \quad (8)$$

계산결과는 표 6에 나타내었다. 표와 같이 인장강도는 적용기준에 따라 동일한 콘크리트라 할지라도 매우 큰 차이를 나타낸다. ACI 544.4R은 최대 0.7 MPa로 매우 보수적으로 평가하고 있는

표 6. 직접인장강도 추정결과

구분	압축강도 (f_{ck})	시험휨강도 ($f_{fct,fl}$, MPa)	ACI 544.4R (f_{td} , MPa)	RILEM TC 162-TDF ($f_{fctk,ax}$, MPa)
C40_F0	50.11	3.24	0	2.9
C40_F2	53.67	4.48	0.19	3.0
C40_F4	52.89	5.96	0.37	3.0
C40_F8	55.13	8.21	0.74	3.1
C60_F0	55.22	4.74	0	3.1
C60_F2	54.28	6.29	0.19	3.1
C60_F4	54.74	7.52	0.37	3.1
C60_F8	57.77	9.42	0.74	3.2

반면, 유럽의 기준에서는 최소 3 MPa 정도로 4배 이상 크게 평가하고 있음을 알 수 있다. 실제 SFRC의 휨 설계는 휨인장강도가 아닌 직접인장강도가 사용되기 때문에 이와 같은 직접인장강도의 차이는 세그먼트의 휨강도 예측에 큰 차이를 가져올 수 있음을 알 수 있다. ACI 544.4R의 기준은 섬유형상비에 대한 영향을 고려하지 못하는 문제가 있으며, RILEM TC 162는 압축강도를 기준으로 추정하기 때문에 강섬유의 혼입량에 따른 영향이 나타나지 않음을 확인할 수 있다.

4.2 DPT 시험결과

DPT 결과 시험체는 그림 7과 같이 두 개 또는 세 개의 파괴면이 발생하면서 사인장이 아닌 할렬에 의하여 파괴된 것을 확인할 수 있다. 식 (2)에 의해 계산된 인장응력 결과는 표 7에 나타내었다. 인장응력이 결과는 2.7~3.3 MPa의 범위를 나타내고 있다. 이 결과는 상기 표 6의 RILEM TC 162(2003)에 제시된 압축강도로부터 추정된 직접인장강도 결과와 매우 유사한 결과를 나타내고 있다. 주목할 것은 본 DPT 시험의 변동계수가 휨시험에 비하여 전반적으로 매우 작다는 것이다. 이상의 결과로부터 DPT 시험은 유럽기준에서 규정하고 있는 SFRC의 직접인장강도를 비교적 정밀하게 산정하는데 적합한 시험방법으로 판단된다.



그림 7. DPT 시험체의 파괴

표 7. DPT 시험결과

구분	Series 1 (MPa)	Series2 (MPa)	Series 3 (MPa)	평균 (MPa)	표준편차 (MPa)	변동계수 (%)
C40_F2	2.61	2.71	2.76	2.69	0.08	2.9
C40_F4	2.74	2.84	2.55	2.71	0.15	5.5
C40_F8	2.71	2.72	2.72	2.72	0.01	0.3
C60_F2	3.19	3.25	3.15	3.20	0.05	1.6
C60_F4	3.29	2.85	3.23	3.12	0.24	7.7
C60_F8	3.58	3.29	3.00	3.29	0.29	8.9

5. 결 론

본 연구에서는 SFRC 터널 세그먼트 개발을 위한 기본 물성치에 대한 고찰을 위하여 실험적 연구를 수행하였다. 터널 세그먼트에는 슛크리트에 사용되는 강섬유에 비하여 큰 형상비를 갖는 강섬유가 이용되기 때문에 본 실험에서는 형상비 80의 강섬유가 혼입된 SFRC의 인장특성을 일반적인 휨시험과 국내에서 최초로 시도되는 DPT 실험을 통하여 분석하였다. 본 연구를 통하여 획득한 결과는 다음과 같다.

1. 휨인장강도의 변화를 고찰한 결과, 휨인장강도가 강섬유혼입률 증가에 따라 선형적으로 증가하는 것으로 나타났다. 강섬유가 혼입되지 않은 실험체의 인장강도에 비하여 133%에서 253%의 인장강도를 나타내었다. 압축강도에 대한 영향은 고강도일수록 휨인장강도도 증가하는 것으로 나타났다. 본 연구에 사용된 강섬유는 0.25%의 혼입률에도 콘크리트와의 부착성능을 확보할 수 있는 것으로 판단되며, 콘크리트의 인성증가와 휨강도 증진에 기여하는 것으로 확인되었다.
2. SFRC의 휨인장강도의 예측모델을 통해 본 실험체의 강도를 예측한 결과, 오영훈(2008)의 예측 모델이 본 세그먼트용 60 MPa급 SFRC의 강도를 유사하게 예측하는 것으로 나타났으며, 강섬유의 형상비와 혼입률에 대한 영향을 동시에 고려할 수 있어 유용한 것으로 확인되었다. 그러나, 본 연구가 각 변수에 대하여 3개 실험체의 결과이므로 실질적인 사용을 위해서는 추가적인 실험 연구를 통한 검증이 필요하다.
3. 본 실험결과를 근거로 ACI 544.4R과 RILEM TC 162-TDF에 제시되어 있는 직접인장강도를 산정한 결과, 각 규정간에 큰 차이가 있는 것을 확인하였다. ACI의 경우 매우 보수적이며, 유럽의 경우 약 4배 정도 크게 평가하는 것으로 확인되었다. 상기의 결과는 SFRC 터널 세그먼트의 휨설계를 위한 직접인장강도의 상한치와 하한치로 간주할 수 있으며, 적절한 산정 방법에 대한 추가적인 고찰이 필요한 것으로 판단된다.
4. DPT 시험을 통하여 동일한 배합으로 제작된 실험체의 인장강도를 측정하였다. 휨시험의 변동 계수가 3%에서 27%로 강섬유의 혼입률에 따라 매우 큰 것으로 나타난 반면, DPT 시험의 변동 계수는 0.3%에서 최대 8.9%로 매우 적은 것을 확인하였다. 더욱이 RILEM TC 162-TDF에서 규정하고 있는 직접인장강도를 비교적 정밀하게 획득할 수 있는 시험방법으로 판단된다.

감사의 글

본 논문은 한국건설교통기술평가원의 건설기술혁신사업인 “TBM 핵심 설계·부품기술 및 TBM 터널의 최적건설기술(과제번호: 10기술혁신E091) - 2세부과제: 고성능 세그먼트 라이닝의 개발”의 일환으로 작성되었습니다.

참고 문헌

1. 김상명, 신진용, 마상준, 남관우, 김기호 (2008), “숏크리트 구성재료에 따른 콘크리트 성능에 관한 실험적 연구”, Vol. 10, No. 1, pp. 59-68.
2. 문도영, 이규필, 장수호, 배규진 (2011), “강섬유보강 콘크리트 세그먼트의 강섬유가 표면전기저항에 미치는 영향”, Vol. 13, No. 6, pp. 557-569.
3. 송용수, 류종현, 임희대 (2010), “숏크리트의 조기강도에 대한 실험적 연구”, Vol. 12, No. 4, pp. 285-294.
4. 오영훈 (2008), “갈고리형 강섬유를 혼입한 보통 힘 및 고강도 콘크리트의 휨강도 평가”, 콘크리트학회 논문집, Vol. 20, No. 4, pp. 531-539.
5. KS F 2405 (2005), “콘크리트의 압축강도 시험방법”, 한국표준협회.
6. KS F 2566 (2010), “강섬유 보강 콘크리트의 휨인성 시험방법”, 한국표준협회.
7. ASTM C 1609M (2007), “Standard test method for flexural performance of Fiber-Reinforced Concrete (Using beam with Third-Point loading)”, ASTM.
8. Chiaia, B, Fantilli, A. P., Vallini, P. (2009), “Combining fiber-reinforced concrete with traditional reinforcement in tunnel linings”, Engineering Structures, Vol. 31, pp. 1600-1606.
9. Cho, S.H., Karki, N.B., Cho, J.S., Waweru, R.N. (2012), “Use of Double Punch Test to Evaluate the Mechanical Performance of Fiber Reinforced Concrete”, HPRCC6, pp. 27-34.
10. Dobashi, H., Konishi, Y., Nakayama, M., Matsubara, K. (2006), “Development of steel fiber reinforced high fluidity concrete segment and application to construction”, Tunneling and Underground Space Technology, Vol. 21, p. 422.
11. Malatesta, S.C., Aguado, A., Molins, C., Cabrera, M. (2009), “Quality control of fiber reinforced concretes by mean of double punshing test (barcelona test)”, Revista Ingenieria de Construccin, Vol. 24, No. 2, pp. 119-140.
12. Malatesta, S.C., Aguado, A., Molins, C. (2012), “Generalization of the Barcelona test for the toughness control of FRC”, Materials and Structures, RILEM 2011.

-
13. Mangat, P.S., Gurusamy, K. (1987), “Long-term properties of steel fibre reinforced marine concrete”, *Materials and Structures*, Vol. 20, pp. 273-282.
 14. Molins, C., Aguado A., Saludes, S. (2008), “Double Punch Test to control the energy dissipation in tension of FRC (Barcelona test)”, *Materials and Structures*, Vol. 42, No. 4, p. 415.
 15. RILEM TC 162-TDF (2003), “ $\sigma - \varepsilon$ design method-final recommendation”, *Materials and Structures*, Vol. 36, pp. 560-567.
 16. Song, P.S., Hwang, S. (2004), “Mechanical Properties of High-Strength Steel Fiber-Reinforced Concrete”, *Construction and Building Materials*, Vol. 18, pp. 669-673.
 17. Wafa, F.F., Ashour, S.A. (1992), “Mechanical Properties of High-Strength Fiber Reinforced Concrete”, *ACI materials Journal*, Vol. 89, No. 5, pp. 449-455.