

## 탄소 섬유관으로 구속된 콘크리트 부재의 신뢰성 해석

### Reliability Analysis of Concrete Filled Carbon Composite Tube

이경훈<sup>1)</sup> · 김희철<sup>2)</sup> · 홍원기<sup>3)</sup> · 이영학<sup>4)</sup> · 엄철환<sup>5)</sup>

Lee, Kyoung-Hun · Kim, Hee-Cheul · Hong, Won-Kee · Lee, Young-Hak · Eom, Chul-Hwan

**국문 요약 >>** 본 논문에서는 탄소섬유관으로 구속된 무근 콘크리트 원형 및 각형 기둥에 대한 축하중 및 횡하중 재하 실험을 수행하고, 실험결과를 바탕으로 하여 몬테카를로 해석을 이용한 신뢰성 해석을 수행함으로써 탄소섬유관으로 구속된 무근 콘크리트 원형 및 각형 기둥과 탄소섬유관으로 구속된 철근 콘크리트 원형 및 각형 기둥의 두 가지 경우에 대한 강도저감계수를 예측하였다. 해석 결과, 무근의 경우에는 강도저감계수가 0.7로 예측되었고, 철근이 삽입된 경우에는 강도저감계수가 0.85로 예측 되었다. 이러한 계수값은 원형과 각형 인 경우 모두 같은 계수값을 보여주었다.

**주요어** 탄소섬유관, 몬테카를로 해석, 강도저감계수

**ABSTRACT >>** In this study, axial and lateral loading experiments for both circular and square plain concrete columns confined with carbon fiber tube manufactured by carbon filament winding technique were performed. Based on the test results, reliability analyses to estimate strength reduction factors were carried out by utilizing Monte Carlo technique. CASE I was for plain concrete columns confined with the carbon tubes, CASE II was for reinforced concrete columns confined with the carbon tubes. As results, the strength reduction factors,  $\phi$ , were estimated as 0.7 for CASE I and 0.85 for CASE II respectively.

**Key words** carbon composite tube, Monte Carlo simulation, strength reduction factor

## 1. 서론

기술의 발달과 함께 건축 재료도 끊임없이 연구되고 개발되었다. 최근 대도시의 건물은 지가상승과 용지난 등으로 인하여 초고층화 되어가고 있다. 이러한 구조적 제약 조건과 한정된 부지의 효율적인 이용을 위하여 합성구조라는 새로운 구조형식이 개발되었다. 이러한 합성구조 형식중의 하나가 콘크리트를 충전한 탄소섬유관이다.<sup>(1)</sup> 이 형식에 의한 구조 방식은 국내에서는 아직까지 활발히 연구되어지지 않았으며, 또한 제조사마다 다른 화학적 성분으로 인한 실험 자료의 일관성(Consistency)이 부족하여 신뢰성 평가 또한

수행되지 않은 상태이다. 따라서 본 연구에서는 탄소섬유관으로 구속된 무근 콘크리트 원형 및 각형 시험체의 축하중과 횡하중 재하 실험을 수행하여 작성된 내력 산정 계안식을 바탕으로, 몬테 카를로 기법(Monte Carlo Simulation)을 사용하여 탄소섬유관으로 구속된 무근 콘크리트 원형 및 각형 기둥과 탄소섬유관으로 구속된 철근 콘크리트 원형 및 각형 기둥에 대한 신뢰성 평가를 수행하여 적합한 강도감소 계수를 예측함으로써 그 실무적용 가능성을 개진하였다.

## 2. 실험 연구

### 2.1 축하중 실험

시험체의 단면형태는 일반적으로 구조물에 널리 사용되는 원형과 각형 두 종류를 사용하였다. 섬유 방향에 따른 횡 구속 효과는 섬유의 방향이 부재의 둘레방향에 가까울수록 효과적인 반면 힘에 효과적으로 저항하기 위해서는 섬유의 방향이 부재의 축방향에 가까울수록 효과적이다. 이러한 점을 고려하여 모든 시험체에 대하여 내부의 층에 90°(둘레

<sup>1)</sup> 정회원·경희대학교 박사후 연구원, 공학박사

<sup>2)</sup> 정회원·경희대학교 건축공학과 교수

(대표저자: kimhc@khu.ac.kr)

<sup>3)</sup> 정회원·경희대학교 건축공학과 부교수

<sup>4)</sup> 경희대학교 건축공학과 전임강사, 공학박사, 건축구조기술사

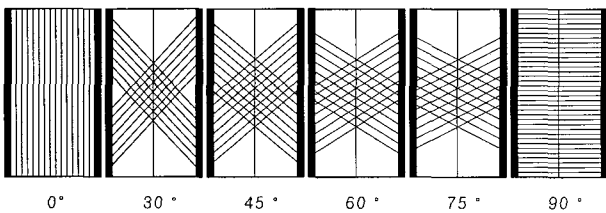
<sup>5)</sup> 위덕대학교 건축공학과 조교수

본 논문에 대한 토의를 2006년 12월 31일까지 학회로 보내 주시면 그 결과를 게재하겠습니다.

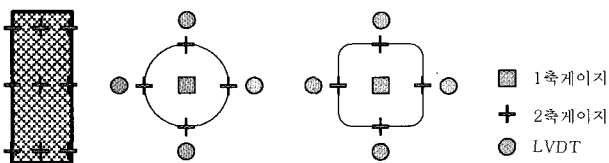
(논문접수일 : 2006. 1. 4 / 심사종료일 : 2006. 8. 17)

방향)의 섬유를 1mm 두께로 와인딩(Winding)한 후에 외부 층에 각각 ±30°, ±45°, ±60° 방향으로 각각 1mm, 2mm를 더 와인딩하였다. 본 연구에서 설정한 섬유 방향에 대한 정의를 그림 1에 나타내었다.

표 1은 축하중 시험체의 표기와 상세를 정리한 것이며, 시험체의 표기는 단면의 형태, 섬유방향, 탄소섬유관 두께 순으로 표시하였다(예, C30-2T). 가력기는 10,000kN 용량의 UTM을 사용하였으며 하중은 변위제어를 통하여 0.01mm/sec의 속도로 재하하였다. 실험 자료의 수집은 UCAM-500A를 이용하였다. 그림 2에 나타낸 바와 같이 탄소섬유관의 변형률을 측정하기 위하여 탄소섬유관 면의 둘레방향으로 90° 간격으로 상부, 중앙부 및 하부에 모두 12개의 2축계이지를 부착하여 축방향과 횡방향의 변형률을 측정하였다. 내부 콘크리트의 변형률을 측정하기 위하여 콘크리트 코어 중심부에 1축계이지를 삽입하고, 전체 길이에 대한 평균축소량을 측정하기 위하여 그림 2와 같이 시험체의 주변에 4개의



〈그림 1〉 섬유의 와인딩 방향 개념도



〈그림 2〉 축하중 시험체 측정기기 배치도

〈표 1〉 축하중 시험체 개요

단면형상	시험체명	탄소섬유관 두께(mm)			
		90°	60°	45°	30°
원형 (φ300×600mm)	C30-2T	1	-	-	1
	C30-2T	1	-	-	2
	C45-2T	1	-	1	-
	C45-3T	1	-	2	-
	C60-2T	1	1	-	-
	C60-3T	1	2	-	-
	CON-C	N/A			
각형 (250×250×600mm)	S30-2T	1	-	-	1
	S30-2T	1	-	-	2
	S45-2T	1	-	1	-
	S45-3T	1	-	2	-
	CON-C	N/A			

LVDT를 배치하였다. 시험체 제작에 사용된 콘크리트의 압축강도는 26.4 MPa로 측정되었으며 실험에 사용된 모든 시험체는 42일(6주) 동안 양생하였다.

실험결과 변형률은 일반콘크리트의 최대응력에서 변형률 0.002를 기준으로 원형 시험체의 경우 C30-3T시험체에서 14.1배, C45-2T시험체에서 최대 19.7배까지 증가하였다. 각형 시험체는 S30-3T시험체에서 최대 22.7배까지 증가하였으나, 그 외의 시험체에서는 12.2배에서 14.2배까지 증가하였다. 압축강도는 각형 시험체에 비하여 원형 시험체가 현저하게 증가하였으며, 변형률은 각형 시험체와 원형 시험체 모두 10배 이상 증가하는 것으로 나타났다. 따라서 각형 시험체는 압축강도 면에서는 원형 시험체에 비하여 성능이 떨어지나 우수한 연성을 갖는 것으로 나타났다. 표 2는 실험 결과를 나타내고 있으며 실험결과에 대한 회귀분석을 수행하여 다음과 같은 실험식을 제안하였다.<sup>(1)</sup> 본 논문에 사용된 기호는 부록에 정리하였다.

횡 구속된 압축강도 및 변형률 제안식

$$\text{원형: } f_{cc} = f_{co} (1 + 3.34 \theta^{0.83} (\frac{f_l}{f_{co}})^{2/3}) \quad (1)$$

$$\epsilon_{cc} = \epsilon_{co} (1 + ((-52.2 \sin \theta + 607.2 \cos \theta) \epsilon_{cf} + 1.25)) \quad (2)$$

$$\text{각형: } f_{cc} = f_{co} + 1.15 f_l \quad (3)$$

$$\epsilon_{cc} = \epsilon_{co} (1 + (1907 \epsilon_{cf} + 13.4) (f_{cc}/f_{co} - 1)) \quad (4)$$

여기서  $f_l$ 은 횡구속압을 나타내며 식 (5)와 같이 표현할 수 있다.

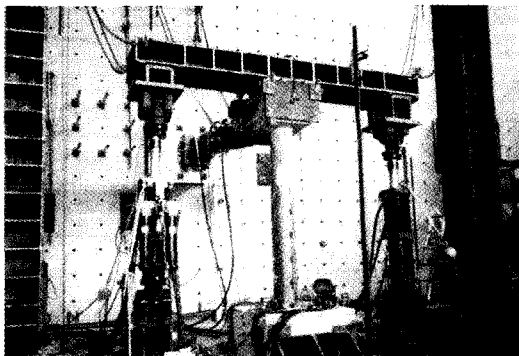
$$f_l = k \frac{2t_j}{D} f_j = k \frac{2t_j}{D} (E_j \cdot \epsilon_j) \quad (5)$$

〈표 2〉 탄소섬유관 축하중 실험결과

시험체	$f_{co}$ (MPa)	$f_{cc}$ (MPa)	$\epsilon_{cc}$	$f_{cc}/f_{co}$	$\epsilon_{cc}/\epsilon_{0.002}$
C30-2T	17.5	45.7	0.029	2.61	14.5
C30-3T	17.5	46.6	0.028	2.66	14.1
C45-2T	17.5	60.0	0.039	3.43	19.7
C45-3T	17.5	59.1	0.036	3.38	18.0
C60-2T	17.5	84.2	0.031	4.81	15.7
C60-3T	17.5	84.0	0.032	4.80	15.9
S30-2T	18.8	23.9	0.028	1.27	14.2
S30-3T	18.8	31.8	0.045	1.69	22.7
S45-2T	18.8	22.9	0.028	1.22	13.8
S45-3T	18.8	24.6	0.024	1.31	12.2
Con-C	17.5	N/A	N/A	N/A	N/A
Con-S	18.8	N/A	N/A	N/A	N/A

## 2.2 횡하중 실험

기둥부재에 횡하중이 가해지는 경우 모멘트에 효과적으로 저항하기 위해서는 탄소섬유를 RC 기둥의 주철근 방향과 동일한 기둥의 길이방향으로 배치해야 한다. 그러나 필라멘트 와인딩의 특성상 부재의 축방향과 평행하게 섬유를 배열하기가 불가능하므로 탄소섬유의 배열방향은  $90^\circ \pm 30^\circ$ ,  $90^\circ \pm 45^\circ$ 로 하였다. 탄소섬유관의 내부에 기본적으로 콘크리트 단면을 구속할 수 있게 공통적으로 시험체 축의  $90^\circ$  방향에 대하여 1mm의 두께로 와인딩 하였으며, 그 외부에는 시험체 축의  $\pm 30^\circ$ ,  $\pm 45^\circ$  방향으로 각각 1mm, 3mm, 5mm 두께로 와인딩 하였다.  $\Phi 30\text{cm} \times 270\text{cm}$  크기의 6개 원형 시험체와  $25\text{cm} \times 25\text{cm} \times 270\text{cm}$  크기의 6개 각형 시험체를 제작하였다. 시험체의 표기순서는 하중방향, 단면형태, 섬유방향 그리고 탄소섬유관 두께 순으로 표 3에서 보는 바와 같이 표시하였다. 표 3은 횡하중 실험에 사용된 시험체의 개요를 나타내고 있다.



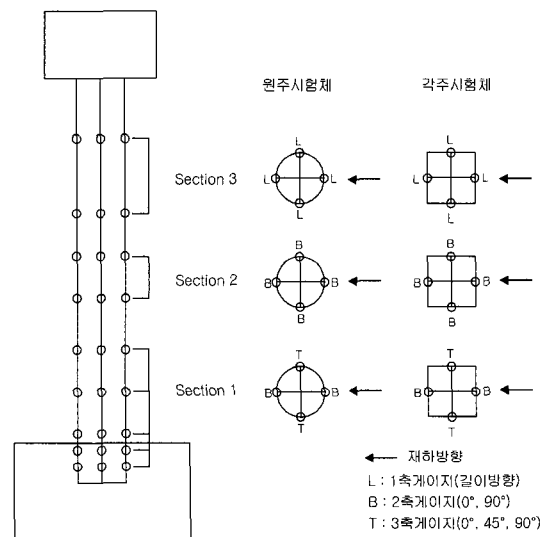
〈그림 3〉 횡하중 재하 실험

〈표 3〉 횡하중 시험체 개요

단면형상	시험체명	탄소섬유관 두께(mm)		
		90°	45°	30°
원형	LC30-2T	1	-	1
	LC30-4T	1	-	2
	LC30-6T	1	-	5
	LC45-2T	1	1	-
	LC45-4T	1	3	-
	LC45-6T	1	5	-
	CON-C	N/A		
각형	LS30-2T	1	-	1
	LS30-4T	1	-	3
	LS30-6T	1	-	5
	LS45-2T	1	1	-
	LS45-4T	1	3	-
	LS45-6T	1	5	-
	CON-C	N/A		

하중은 횡하중과 축하중을 동시에 재하 하였다. 횡하중은 1000kN 용량의 가력기를 이용하였고, 축하중은 500kN 용량의 가력기 2개를 이용하여 그림 3과 같이 재하 하였다. 횡하중 제어방식은 시험체가 탄성범위에 이를 때까지는 하중 제어를 하고, 그 이후에는 변위제어를 통하여 하중을 재하 하였다. 축하중은 일정하게 부재에 600kN의 하중을 재하 하였다. 위치에 따른 탄소섬유관의 변형률을 측정하기 위하여 상부와 하부를 분리하여 게이지를 설치하였다. 하부에서는 탄소섬유관 및 콘크리트의 변형률을 측정하기 위하여 그림 4와 같이 4군데에 2축 게이지를 부착하였다. 탄소섬유관 면에는 둘레 방향으로  $90^\circ$  간격으로, 또한 길이방향으로 세 섹션으로 나누어 게이지를 부착하였다. Section 1의 가력방향에는 3축게이지를 부착하였고 다른 부분에는 2축게이지를 부착하여 변형률을 측정하였다. Section 2는 70mm의 2축 게이지를 부착하여 축방향과 횡방향의 변형률을 측정하였다. Section 3는 4방향에 70mm 1축 게이지를 부착하여 축방향의 변형률을 측정하였다. 또한 횡방향 변형을 측정하기 위하여 1개의 LVDT를 배치하였다.

시험체의 파괴양상을 살펴본 결과, 수평방향 변위가 증가함에 따라 기둥 하부에서부터 균열이 발생하기 시작하였는데, 첫 번째 균열은 기둥의 압축측 단면에서 발생하였다. 이때 측정된 변형률 값은 원형의 경우는 0.006878 이었으며, 각형의 경우는 0.004293인 것으로 나타났다. 인장측 탄소섬유관에 균열이 발생할 때의 변형률은 원형의 경우 0.012 이었으며, 각형의 경우는 0.011 이었다. 횡하중에 대한 기둥의 휨내력은 섬유의 각도가 감소할수록, 탄소섬유관이 두꺼울수록 증가하는 것으로 나타났으며, 이는 기존의 연구결과와 일치하는 결과이다.<sup>(3)</sup>



〈그림 4〉 원형시험체 측정기기 배치

〈표 4〉 탄소섬유관 횡하중 시험체 개요

시험체명	탄소섬유관 실측 두께 (mm)	둘레방향 E (MPa)	길이방향 E (MPa)	각도 (degree)	휨모멘트 (kN·m)
LC30-2T	2.11	72,086	6,998	46.7	75.85
LC30-4T	3.90	50,865	8,197	51.7	94.13
LC30-6T	6.04	45,644	8,455	55.0	105.13
LC45-2T	2.30	63,618	6,585	50.0	69.15
LC45-4T	3.86	64,290	6,987	59.3	85.61
LC45-6T	6.09	40,386	9,214	51.7	114.78
LS30-2T	2.82	79,763	5,916	62.0	54.21
LS30-4T	4.61	45,891	8,739	51.3	60.33
LS30-6T	6.66	42,220	8,808	54.0	82.08
LS45-2T	2.99	66,058	6,572	56.3	58.35
LS45-4T	4.58	65,433	7,211	61.3	61.38
LS45-6T	6.48	77,729	7,539	66.7	64.76

### 3. 해석 결과 및 분석

#### 3.1 탄소섬유관 휨부재의 압축강도 산정

본 연구에서는 탄소섬유관 기둥부재의 휨 성능을 예측하기 위하여 축하중 실험에서 제안된 실험식을 근거로 각 시험체에 대한 응력-변형률 곡선과 횡하중 실험결과 시험체 파괴시 파괴부분의 변형률을 이용하여 콘크리트의 압축강도를 산정하였다. 즉, 휨 해석 시 변형률 0.002까지는 Popovics가 제안한 식 (6)을 이용하고 0.002가 초과하는 경우에는 축하중 실험에 의하여 제안된 실험식 식 (1)~식 (4)를 이용하여 구속된 콘크리트의 압축강도를 산정하였다.

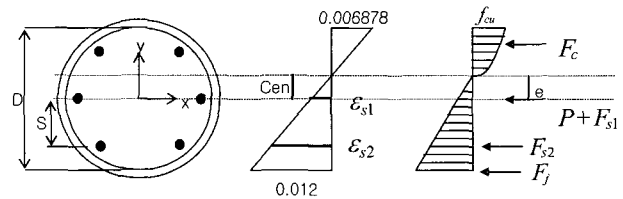
Popovics는 콘크리트의 응력-변형률 관계를 콘크리트의 초기 접선 탄성계수( $E_c$ )와 응력 최대점에서의 탄성계수( $E_{scc}$ )를 이용하여 아래의 식 (6)을 제안하였다.<sup>(4)</sup>

$$f_c = f_{co} \frac{xr}{r-1+x^r} \quad (6)$$

여기서,  $f_c$ =콘크리트 응력,  $r = E_c/(E_c - E_{scc})$ 이며,  $x = \epsilon_c/\epsilon_{co}$ 이다.

#### 3.2 원형 탄소섬유관 휨부재의 휨모멘트 산정

시험체의 휨성능을 산정하기 위해서는 원형 시험체의 단면이 중립축에서의 거리에 따라 변하므로 응력과 압축축 활꼴 단면에 대한 직접적분을 수행하여 휨성능을 평가하였다. 그림 5는 원형 시험체의 응력-변형도를 나타낸다. 시험체의 휨 성능 해석 시 사용된 구속된 압축축 콘크리트의 변형률은 0.006878이고, 인장축 탄소섬유관의 변형률은 0.012를 사용하였다. 탄소섬유관 기둥의 휨성능은 다음의 식 (7)~



〈그림 5〉 원형 시험체의 응력-변형도

식 (15)를 이용하여 계산하였다.<sup>(5,6)</sup>

그림 5에서 e는 도심에서 원형단면의 중심까지의 거리이고 Cen은 도심에서 인장철근 중심까지의 거리를 나타낸다.

$$M_p = P \cdot e \quad (7)$$

$$\text{인장축 모멘트: } M_j = \int_{-(D/2)}^e (y-e) \cdot f_j(y) \cdot b(y) dy \quad (8)$$

$$\text{압축축 모멘트: } M_c = \int_e^{(D/2)} (y-e) \cdot f_c(y) \cdot b(y) dy \quad (9)$$

변형률은 철근의 배근 위치에 따라 구하게 된다. 그림 5에서 보는 바와 같이  $\epsilon_{s1}$ 은 식 (10)으로부터 구할 수 있으며 그 위치에 있는 철근이 부담하는 모멘트는 식 (11)로부터 구할 수 있다.

$$\epsilon_{s1} = \frac{0.012 \cdot Cen}{Cen + D/2} \quad (10)$$

$$M_{s1} = \epsilon_{s1} \times E_s \times A_s \times Cen \quad (11)$$

여기서,  $A_s$ 는 철근의 단면적이다.

중심축으로부터 S만큼 떨어진 거리에 있는 철근의  $\epsilon_{s2}$ 는 식 (12)에서 구할 수 있으며 그 위치에서의 모멘트는 식 (13)으로부터 구할 수 있다.

$$\epsilon_{s2} = \frac{0.012 \cdot (Cen + S)}{Cen + D/2} \quad (12)$$

$$M_{s2} = \epsilon_{s2} \times E_s \times A_s \times (Cen + S) \quad (13)$$

$$M_s = M_{S1} + M_{S2} \quad (14)$$

따라서 철근이 부담하는 모멘트는  $M_s$ 가 되고 원형 탄소 섬유관의 모멘트는 식 (15)와 같이 된다.

$$M_{total} = M_c + M_p + M_j + M_s \quad (15)$$

### 3.3 각형 탄소섬유관 휨부재의 휨모멘트 산정

각형 시험체의 경우도 원형 시험체와 마찬가지로 직접 적 분하는 방법을 사용하였다. 각형의 경우 시험체의 휨성능 해석 시 사용된 구속된 압축측 콘크리트의 변형률은 0.004293, 인장측 탄소섬유관의 변형률은 0.011을 사용하였다. 탄소섬유관 기둥의 휨성능은 다음의 식 (16)~식 (24)를 통해서 계산할 수 있다.

$$M_p = P \cdot e \quad (16)$$

$$\text{인장측 모멘트: } M_j = \int_{-(D/2)}^e (y-e) \cdot f_j(y) \cdot b(y) dy \quad (17)$$

$$\text{압축측 모멘트: } M_c = \int_e^{(D/2)} (y-e) \cdot f_c(y) \cdot b(y) dy \quad (18)$$

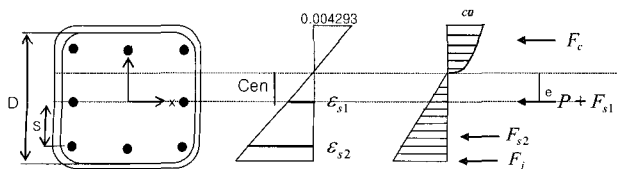
각형 탄소섬유관도 배근된 철근의 위치에 따라 각각의 변형율을 구하게 된다. 그림 6에 나타낸 것처럼  $\epsilon_{s1}$ 은 식 (19)로부터 구할 수 있으며, 그 위치에 있는 철근이 부담하는 모멘트  $M_{s1}$ 은 식 (20)으로부터 구할 수 있다.

$$\epsilon_{s1} = \frac{0.011 \cdot Cen}{Cen + D/2} \quad (19)$$

$$M_{s1} = \epsilon_{s1} \times E_s \times A_s \times Cen \quad (20)$$

중심축으로부터 S만큼 떨어진 거리에 있는 철근의 변형률  $\epsilon_{s2}$ 는 식 (21)에서 구할 수 있으며 그 위치에서의 모멘트  $M_{s2}$ 는 식 (22)로부터 구할 수 있다.

$$\epsilon_{s2} = \frac{0.011 \cdot (Cen + S)}{Cen + D/2} \quad (21)$$



〈그림 6〉 각형 시험체의 응력-변형도

$$M_{s2} = \epsilon_{s2} \times E_s \times A_s \times (Cen + S) \quad (22)$$

$$M_s = M_{s1} + M_{s2} \quad (23)$$

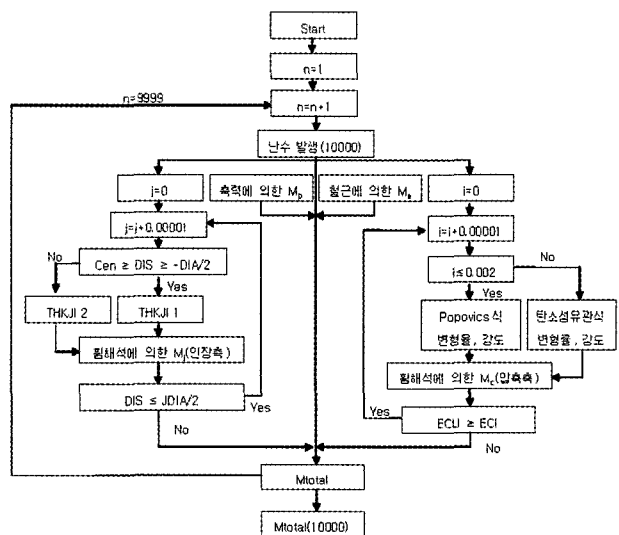
따라서 철근이 부담하는 모멘트는  $M_s$ 가 되고 각형 탄소 섬유관의 모멘트는 식 (24)와 같이 구할 수 있다.

$$M_{total} = M_c + M_p + M_j + M_s \quad (24)$$

### 4. 해석 모델

해석을 위한 프로그램의 작성은 다음과 같이 크게 네 부분으로 나누어 설명할 수 있으며 전체적인 해석 프로그램의 흐름도는 그림 7과 같다.

1. 압축측에 의한 모멘트는 0.002까지는 Popovics식에 의해 압축력이 지배를 받고 그 이후에는 제안된 탄소섬유관식에 의해 지배를 받는다고 가정한다. 따라서 변형율을 0.00001씩 나누어 적분을 하고 변형률이 0.002에 도달하게 되면 그 이후에는 탄소섬유관식에 의해 변형율과 압축강도를 산정하게 된다. 압축측에 의한 모멘트는 ECI (최종압축측변형율)가 ECU(압축측 변형율 확률변수)보다 크거나 같을 때까지 연산을 수행하게 된다. 두 가지 경우의 변형율과 압축강도들이 나오면 휨모멘트 산정법에 의하여 Mc(압축측)이라는 모멘트를 구하게 된다.
2. 인장측에 의한 모멘트는 변형율이 0.00001씩 증가하게 되고 중립축 거리에서 반지름의 차가 D/2(전체지름/2)보다 작을 때까지 변형율과 강도를 계산하게 된다. 그 이후 휨모멘트 산정법에 의하여 Mj(인장측)라는 모멘트를 구하게 된다.



〈그림 7〉 해석 프로그램 Flow-chart

3. 축력에 의한 모멘트는 중립축에서 벗어난 축력에 의한 모멘트로 앞의 식 (7)과 같이 구하게 된다.
4. 해석모델에 철근을 가정하여 철근에 의하여 지지되는 모멘트는 중립축이 바뀌면서 철근의 위치에서 발생하는 변형을 고려하여 휨성능 해석에서 사용되는 방법을 이용하여 구하게 된다.

#### 4.1 확률 모델<sup>(6)</sup>

우선, 일계이차모멘트법(First order second moment method)를 이용한 강도감소계수 산정방법을 요약·정리하면 다음과 같다. 한계상태식을 저항성분 R과 하중성분 Q에 의해 정의하면 다음의 식 (26)과 같다.

$$G = R - Q \tag{26}$$

각 확률변수가 모두 통계적으로 독립인 대수정규분포 확률변수라면 신뢰도지수  $\beta$ 가 식 (27)과 같이 정의 되므로:

$$\beta = \frac{\ln R_m - \ln Q_m}{\sqrt{V_R^2 + V_Q^2}} \tag{27}$$

식 (27)은 다음의 식 (28)과 같이 쓸 수 있다.

$$\ln \frac{R_m}{Q_m} = \beta \sqrt{V_R^2 + V_Q^2} \tag{28}$$

식 (28)을 식 (29)의 근사식을 적용하면 식 (30)과 같이 표현할 수 있으며

$$\sqrt{a^2 + b^2} \approx 0.75(a + b) \tag{29}$$

$$\ln \frac{R_m}{Q_m} = 0.75\beta(V_R + V_Q) \tag{30}$$

식 (30)의 우변에 자연로그를 취하면 식 (31) 및 식 (32)와 같이 나타낼 수 있다.

$$\ln \frac{R_m}{Q_m} = \ln e^{0.75\beta(V_R + V_Q)} \tag{31}$$

$$R_m = Q_m (e^{0.75\beta V_R} \times e^{0.75\beta V_Q}) \tag{32}$$

위의 식 (32)를 지수로 표현하면 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$e^{-0.75\beta V_R} R_m = e^{0.75\beta V_Q} Q_m \tag{33}$$

따라서 강도감소계수와 하중증가계수는 식 (34)로부터 구할 수 있다.

$$\phi = e^{-0.75\beta V_R}, \quad \gamma = e^{0.75\beta V_Q} \tag{34}$$

본 연구에서는 아래에 기술한 7 가지의 변수를 정규분포(Normal Distribution)를 따르는 확률변수로 가정하여 몬테 카를로 시뮬레이션을 수행하였다. 또한 시행횟수(run number)는 10,000번으로 정하였다. 표 5에서는 아래의 확률변수들에 대한 통계적 특성치를 정리하였다.

- 1) 콘크리트 강도 ( $f_{co}$ )
- 2) 탄소섬유관 두께 ( $t_j$ )
- 3) 탄소섬유관 압축축 변형율 ( $\epsilon_{cj}$ )
- 4) 탄소섬유관 인장축 변형율 ( $\epsilon_{tj}$ )
- 5) 탄소섬유관의 둘레 방향 탄성계수 ( $E_h$ )
- 6) 탄소섬유관의 길이 방향 탄성계수 ( $E_v$ )
- 7) 섬유 각도 (deg)

서론에서 기술하였듯이, 제조사 마다 조금씩 상이한 화학적 성분으로 인해 통계적 특성을 구함에 있어 기존 연구결과를 활용하는데 한계가 있어 모든 확률변수의 변동계수(Coefficient of Variation)를 10%로 가정하여 연구를 수행하였다. 이는 탄소섬유와 같이 공장 제작과정에 훨씬 더 많은 영향을 받는 철근이나 H-형강의 신뢰성 있는 변동계수값인 2%~5%보다 보수적인 값을 취한 것이다.

〈표 5〉 시험체 LC30-2T와 LS30-2T의 통계적 특성 값

	LC30-2T		LS30-2T		변동계수 (%)
	평균	표준편차	평균	표준편차	
$\epsilon_{cj}$	0.0068	0.00068	0.004293	0.0004293	10
$\epsilon_{tj}$	0.012	0.0012	0.011	0.0011	10
deg	46.7	9.34	62	12.4	20
$t_j$ (mm)	2.11	0.211	2.82	0.282	10
$E_h$ (MPa)	72085.7	7208.57	79,763	7,976.3	10
$E_v$ (MPa)	6998.05	699.805	5,916.4	591.6	10
$f_{co}$ (MPa)	26.4	2.64	26.4	2.64	10

## 4.2 해석결과

Monte Carlo simulation 결과, 저항감소 계수  $\phi$ 는 신뢰성 지수 (Reliability Index)  $\beta=3.0$ 일 때를 이용하여 구하였고 해석 결과는 CASE I, CASE II, 두 가지 경우에 대하여 분석하였다. 여기서, CASE I은 탄소섬유관으로 구축된 무근 콘크리트 기둥을 해석한 것이고, CASE II는 탄소섬유관

으로 구축된 철근 콘크리트 기둥을 해석한 것으로서 철근비는 단면적의 4%를 적용하였고 원형은 6-D25로 배근하였으며 각형은 8-D22로 배근하였다. 표 6에서 보는 바와 같이 철근이 없는 원형 시험체의 경우 압축축에 저항하는 모멘트가 가장 큰 휨성능을 나타내었으며 각형 시험체의 경우는 축하중에 의해 저항하는 모멘트가 가장 큰 휨성능을 나타내

〈표 6〉 원형 및 각형 시험체 휨강도 비율(무근)

	LC30-2T		LC30-4T		LC30-6T		LS30-2T		LS30-4T		LS30-6T	
	휨강도 (kN·m)	(%)	휨강도 (kN·m)	(%)	휨강도 (kN·m)	(%)	휨강도 (kN·m)	(%)	휨강도 (kN·m)	(%)	휨강도 (kN·m)	(%)
축력	19.59	25	15.73	17	11.07	10	30.38	50	30.07	44	29.71	41
압축M	48.57	62	58.55	63	69.46	63	25.08	41	25.42	38	25.89	36
카본M	9.88	13	18.21	20	29.87	27	5.86	10	12.21	18	17.22	24
총합	78.04	100	92.50	100	110.40	100	61.32	100	67.70	100	72.82	100
	LC45-2T		LC45-24T		LC45-6T		LS45-2T		LS45-24T		LS45-6T	
	휨강도 (kN·m)	(%)	휨강도 (kN·m)	(%)	휨강도 (kN·m)	(%)	휨강도 (kN·m)	(%)	휨강도 (kN·m)	(%)	휨강도 (kN·m)	(%)
축력	19.22	24	15.75	17	10.86	10	30.35	49	30.06	46	29.7	42
압축M	50.44	63	60.62	67	69.63	61	25.07	40	25.49	39	25.98	37
카본M	9.8	12	14.47	16	32.78	29	6.72	11	10	15	14.36	21
총합	79.46	100	90.84	100	113.26	100	62.14	100	65.55	100	70.04	100

〈표 7〉 CASE I의 결과 및 강도감소계수

원형	표준편차	평균 (kN·m)	$\phi$ ( $\beta=3.0$ )	각형	표준편차	평균 (kN·m)	$\phi$ ( $\beta=3.0$ )
LC30-2T	8.894	78.04	0.77	LS30-2T	9.677	61.27	0.70
LC30-4T	13.688	92.5	0.72	LS30-4T	10.512	67.64	0.70
LC30-6T	14.835	110.48	0.74	LS30-6T	11.186	72.76	0.71
LC45-2T	10.699	79.38	0.74	LS45-2T	9.78	62.1	0.70
LC45-4T	12.942	90.84	0.73	LS45-4T	10.316	65.5	0.70
LC45-6T	19.52	113.26	0.68	LS45-6T	10.9	69.98	0.70

〈표 8〉 원형 및 각형 시험체의 휨강도 비율(유근)

	LC30-2T		LC30-4T		LC30-6T		LS30-2T		LS30-4T		LS30-6T	
	휨강도 (kN·m)	(%)	휨강도 (kN·m)	(%)	휨강도 (kN·m)	(%)	휨강도 (kN·m)	(%)	휨강도 (kN·m)	(%)	휨강도 (kN·m)	(%)
축력	19.59	10	15.733	8	11.068	5	30.38	15	30.07	14	29.71	14
압축M	48.57	26	58.554	30	69.46	34	25.08	12	25.42	12	25.89	12
카본M	9.88	5	18.213	9	29.87	15	5.86	3	12.21	6	17.22	8
철근M	111.37	59	101.557	52	91.063	45	141.13	70	140.31	67	139.33	66
총합	189.41	100	194.06	100	201.46	100	202.45	100	208.01	100	212.15	100
	LC45-2T		LC45-24T		LC45-6T		LS45-2T		LS45-24T		LS45-6T	
	휨강도 (kN·m)	(%)	휨강도 (kN·m)	(%)	휨강도 (kN·m)	(%)	휨강도 (kN·m)	(%)	휨강도 (kN·m)	(%)	휨강도 (kN·m)	(%)
축력	19.22	10	15.748	8	10.855	5	30.35	15	30.06	15	29.7	14
압축M	50.44	27	60.62	31	69.626	34	25.07	12	25.49	12	25.98	12
카본M	9.796	5	14.47	8	32.78	16	6.72	3	10	5	14.36	7
철근M	110.24	58	101.95	53	91.23	45	141.07	69	140.29	68	139.32	67
총합	189.70	100	192.79	100	204.49	100	203.21	100	205.84	100	209.36	100

〈표 9〉 CASE II의 결과 및 강도감소계수

	표준편차	평균 (kN·m)	$\phi$ ( $\beta=3.0$ )		표준편차	평균 (kN·m)	$\phi$ ( $\beta=3.0$ )
LC30-2T	13.00	189.42	0.86	LS30-2T	12.86	202.40	0.87
LC30-4T	13.91	194.06	0.85	LS30-4T	12.85	207.95	0.87
LC30-6T	14.55	201.46	0.85	LS30-6T	12.56	212.09	0.88
LC45-2T	13.30	198.69	0.85	LS45-2T	12.82	203.17	0.87
LC45-4T	12.36	192.79	0.87	LS45-4T	12.95	205.79	0.87
LC45-6T	15.62	204.49	0.84	LS45-6T	13.20	209.30	0.87

〈표 10〉 유근일 때와 무근일 때의 휨 성능비

시험체	CASE II	CASE I	CASE II/CASE I	시험체	CASE II	CASE I	CASE II/CASE I
LC30-2T	189.42	78.04	2.4	LS30-2T	202.4	61.27	3.3
LC30-4T	194.06	92.5	2.1	LS30-4T	207.95	67.64	3.1
LC30-6T	201.46	110.48	1.8	LS30-6T	212.09	72.76	2.9
LC45-2T	189.69	79.38	2.4	LS45-2T	203.17	62.10	3.3
LC45-4T	192.79	90.84	2.1	LS45-4T	205.79	65.50	3.1
LC45-6T	204.50	113.26	1.8	LS45-6T	209.3	69.98	3.0

었다. CASE I인 경우의 강도감소계수는 표 7에서 보는 바와 같이 원형과 각형 모두  $\phi = 0.7$ 로 나타났다. 표 8에서 보는 바와 같이 철근을 삽입한 경우는 원형과 각형 모두 철근에 의한 저항하는 모멘트가 가장 큰 것으로 나타났다. 표 9에 나타난 바와 같이, CASE II의 경우의 강도감소계수는 원형 시험체와 각형 시험체 모두  $\phi = 0.85$ 로 나타났다.

CASE II일 경우와 CASE I일 경우의 휨성능비를 계산해보면 표 10에서 보는 바와 같이 철근을 삽입한 경우 원형 시험체는 약 2배의 휨성능 향상을 보이고 있으나, 각형 시험체는 약 3배의 휨성능 향상을 보이고 있는 것을 알 수 있다.

## 5. 결론

실험결과에 바탕을 둔 제안식의 신뢰도를 평가하기 위하여 강도감소계수를 구하였으며 해석모델에서 휨이론과 일계 이차모멘트법을 사용하였다. 휨 성능 평가를 위하여 수행된 실험에서 자료를 얻은 후 7 가지의 확률변수들을 지정하여 몬테 카를로 시뮬레이션을 수행함으로써 강도저감계수  $\phi$ 를 구하였다.

해석은 크게 두 가지 경우에 대하여 수행되었다. CASE I은 필라멘트 와인딩 공법으로 제작된 탄소섬유관으로 구속된 무근 콘크리트 원형 및 각형 기둥에 대해서 수행되었으며, CASE II는 탄소섬유관으로 구속된 철근 콘크리트 원형 및 각형 기둥에 대해서 해석작업을 수행하였다. 각각의 경우에 대한 결론은 다음과 같다.

### (1) CASE I

- 형태에 따른 휨성능 비율을 보면 원형 시험체는 압축축에 의한 저항 모멘트가 60%로 가장 크게 나타났으며 각형 시험체는 축력에 의한 저항 모멘트가 45%로 가장 크게 나타났다.
- 강도감소계수는 원형 시험체와 각형 시험체 모두  $\phi = 0.7$ 로 나타났다.

### (2) CASE II

- 휨성능 비율은 원형 시험체일 경우 철근에 의한 저항 모멘트가 50%로 가장 크게 나타났으며 각형 시험체도 철근에 의한 저항 모멘트가 70%로 가장 크게 나타났다.
- 강도감소계수는 원형 시험체와 각형 시험체 모두  $\phi = 0.85$ 로 나타났다.

- (3) 콘크리트를 채운 탄소섬유관에 철근을 삽입한 경우는 무근일 경우보다 휨성능이 향상되었다. 원형의 경우 약 2배가 향상되었으며 각형의 경우 약 3배가 향상되었다.

본 연구를 통해서 보다 간편한 실무적용을 위한 강도저감계수 예측을 위한 방법론 및 탄소섬유관으로 구속된 콘크리트 기둥의 내력산정법을 제시하였다. 보다 정확한 계수의 예측을 위해서, 향후 연구과제로서 동질 재료에 대한 많은 실험자료 축적이 선행됨으로써, 보다 정확한 확률 및 통계자료를 활용한 신뢰성 해석이 이루어져야 할 것으로 예상된다.



## 감사의 글

본 연구 결과는 Brain Korea 21(BK21) 2단계 사업과 2001년도 건설교통부 국책과제인 “Carbon shell system을 이용한 무근콘크리트 시스템의 개발”(2001-자유A-05) 연구과제의 지원에 의하여 이루어졌음을 밝히며, 지원에 감사드립니다.

## 참고 문헌

- Hong, W.K. and Kim, H.C., “Behavior of concrete columns confined by carbon composite tubes,” *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol. 31, No. 2, 2004, pp. 178-188.
- Hong, W.K., Kim, H.C. and Yoon, S.H., “Lateral behavior of full-scale concrete-filled carbon composite columns,” *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol. 31, No. 2, 2004, pp. 189-203.
- Davol, A., Burgueno, R. and Seible, F., “Flexural behavior of circular concrete filled FRP shells,” *Journal of Structural Engineering*, Vol. 127, No. 7, July, 2001, pp. 810-817.
- Nanni, A. and Norris, M.S., “FRP jacketed concrete under flexure and combined flexure-compression,” *Construction and Building Materials*, Vol. 9, No. 5, 1995, pp. 273-281.
- 천성철, 김지영, 박형철, 박칠림, “탄소섬유로 횡구속된 콘크리트의 응력-변형도 모델에 관한 연구”, 대한건축학회논문집, 제15권1호, 1999, pp. 347-354.
- 천성철, 박형철, 안재현, 박칠림, “일정 축력하의 탄소섬유 쉬트 보강 기둥의 횡가력시 거동특성에 관한 실험연구”, 콘크리트학회논문집, 제11권, 2호, 1999. 4, pp. 147-156.
- Hong, W.K., “Development of analytical models for reinforced concrete masonry flexural walls,” University of California for the degree Doctor of Philosophy in Civil Engineering, 1989.
- 홍원기, 김희철, 윤석한, 박순섭, “탄소섬유튜브로 횡구속된 각형 콘크리트 기둥의 압축강도 성능에 관한 연구”, 한국지진공학회 논문집, 제7권 1호, 2003.
- Hong, W., Kim, H. and Yoon, S., “Experiment of compressive strength enhancement of circular concrete column confined by carbon tubes,” *KCI Concrete Journal*, Vol. 14, No. 4, 2002.
- 홍원기, 김희철, 정진훈, “축하중과 반복 횡하중을 받는 콘크리트 충전 각형 탄소섬유 튜브 기둥의 휨거동특성”, 한국지진공학회 논문집, 제8권 3호, 2004.
- 김희철, 홍원기, 이현주, “축하중과 반복 횡하중을 받는 콘크리트 충전 각형 탄소섬유 튜브 기둥의 휨거동특성”, 한국지진공학회 논문집, 제8권 4호, 2004.
- 이상용, 신뢰성 공학, 형성출판사, 1999.

## 부록 : 기호정리

- $f_{cc}$  : 구속된 콘크리트의 압축강도  
 $f_{co}$  : 구속되지 않은 콘크리트의 압축강도  
 $f_t$  : 구속에 의한 횡구속압  
 $f_c$  : Popovics 의해 제안된 콘크리트의 압축강도  
 $f_j$  : 탄소섬유관의 인장강도(=E<sub>j</sub>ε<sub>j</sub>)  
 $ε_{cc}$  : 구속된 콘크리트의 축방향 변형률  
 $ε_{co}$  : 콘크리트의 최대강도에서의 변형률  
 $ε_c$  : 콘크리트의 축방향 변형률  
 $ε_j$  : 탄소섬유의 인장변형률  
 $ε_{cf}$  : 탄소섬유관의 파단 변형률  
 $ε_{s1}$  : 중립축에서 첫 번째 인장철근의 변형률  
 $ε_{s2}$  : 중립축에서 두 번째 인장철근의 변형률  
 $ε_{cj}$  : 횡하중 작용 시 압축측 탄소섬유관의 변형률  
 $ε_{tj}$  : 횡하중 작용 시 인장측 탄소섬유관의 변형률  
 $E_c$  : 콘크리트의 탄성계수  
 $E_{sec}$  : 콘크리트의 시컨트(secant) 탄성계수  
 $E_j$  : 탄소섬유의 인장탄성률  
 $k_e$  : 유효 횡구속압 계수  
 $θ$  : 와인딩 각도  
 $t_j, D$  : 탄소섬유관의 두께 및 내경