

카본시트튜브로 구속된 원형기둥의 휨내력 및 비선형 특성에 대한 연구

Flexural Capacity and Non-Linear Characteristic Evaluation of Circular Column Confined by Carbon Sheet Tube

이 경 훈* 유 영 종** 김 희 철*** 홍 원 기**** 이 영 학****

Lee, Kyoung Hun Yoo, Youn Jong Kim, Hee Cheul Hong, Won Kee Lee, Young Hak

Abstract

Six full scale column specimens have been tested under the constant axial and cyclic lateral load. An equivalent stress block parameter was used to estimate flexural capacity of columns confined by carbon sheet tube. Through the non-linear regression analysis, behaviors of CFCST(Concrete Filled Carbon Sheet Tube) columns under the cyclic lateral load were estimated and compared with test results.

요 지

본 연구에서는 카본시트튜브로 구속된 원형기둥에 반복 횡하중을 가하여 기둥의 휨내력을 평가하는 실험을 수행하였다. 중립축을 기준으로 압축 및 인장측 단면의 모멘트를 이용하여 공칭모멘트를 계산하는 등가응력블록계산법을 소개하였다. 또한 실험결과를 분석하여 횡 하중에 대한 거동을 예측할 수 있는 회귀식을 마련하여 실험결과와 비교하였다.

Keywords : Carbon Sheet Tube, Cyclic Lateral Loading, Circular Column

핵심 용어 : 카본시트튜브, 반복횡하중, 원형기둥

* (주)크로스구조기업부설연구소 연구소장

** 교신저자, 경희대학교 일반대학원 건축공학과 석사과정

*** 경희대학교 건축공학과 교수

**** 경희대학교 건축공학과 교수

E-mail : leekhun@gmail.com 02-529-2835

•본 논문에 대한 토의를 2007년 6월 30일까지 학회로 보내 주시면 2007년 9월호에 토론결과를 게재하겠습니다.

1. 서 론

기둥은 일반적으로 수직하중을 전담하는 부재이지만 지진과 같은 수평하중이 작용할 경우에는 수직 및 수평하중에 동시에 저항해야 한다. 이런 경우 기둥의 압축성능 외에 수평하중에 대한 충분한 휨성능이 요구된다. 본 연구에서는 기존단면을 유지하면서 압축 및 휨성능을 동시에 향상시키기 위한 효과적인 방법으로 카본시트로 제작된 튜브를 이용하여 기둥을 구속함으로써 성능을 향상시키는 연구를 수행하였다.

탄소섬유 및 유리섬유로 구속된 기둥의 압축성능을 개발한 Saafi⁽²⁾ 등은 탄소섬유 및 유리섬유로 구속된 기둥의 압축성능평가 실험을 수행하였다. 홍원기⁽³⁾ 등은 원형 및 각형카본튜브로 구속된 기둥의 압축 및 휨강도 평가를 위한 실험을 수행하여 탄소섬유로 구속된 기둥의 섬유와인딩각도에 따른 성능을 제안하였다.

Seible⁽⁴⁾ 등은 와인딩공법으로 제작된 원형 카본셀로 보강된 기둥의 반복 수평하중 실험을 수행하였으며, Lam⁽⁵⁾ 등은 여러 학자들에 의해서 진행된 76개 시험체의 거동을 분석하는 연구를 수행하였다.

본 연구에서는 등가응력블록계수법을 이용하여 수평하중을 받는 원형 CFCST기둥의 단면성능을 간편하게 예측하는 기법을 소개하였으며, 기둥의 비선형특성을 분석하여 반복수평하중으로 인한 기둥의 유효강성저하에 대한 회귀식을 마련하여 반복수평하중에 대한 기둥의 비선형거동을 예측할 수 있는 해석방법을 제안하였다.



Fig. 1 실험 전경

2. 실험연구

직경이 300mm이고 길이가 3,060mm인 6개의 CFCST기둥에 대한 반복수평하중 실험을 수행하였다. 길이방향을 0°로 기준하여 시트의 배치각도를 90°±0°와 90°±45°로, 그리고 시트의 장수는 각각 3, 5, 7장의 변수를 채택하여 튜브를 제작하다. 카본시트를 원형몰드에 적층하여 튜브를 제작한 후 상온에서 약 2~3일 동안 양생시켰으며 미리 배근된 철근에 튜브를 씌우고 공칭강도 27.0MPa인 콘크리트를 타설하여 시험체를 제작하였다. 주철근은 인장강도 400MPa인 8-D16 철근을, 나선철근은 D10 철근을 사용하였으며 카본시트의 인장강도와 탄성계수는 각각 3,800MPa과 235GPa 이다.

수직하중은 500kN의 두 대의 actuator를, 수평하중은 stroke±300mm인 2,000kN의 dynamic actuator를 이용하여 Fig. 1과 같이 가력하였다. 수평하중은 튜브에 균열이 발생한 후 파괴에 도달할 때까지 변위 제어방법으로 가력하였으며, 수평하중을 가력하는 동안 두 대의 actuator를 이용하여 기둥의 최대 허용수직하중의 약 30%인 600kN의 수직하중을 일정하게 가하였다.

3. 실험결과

실험을 수행한 결과 여섯 개의 시험체 중 다섯 개의 시험체의 수평변위는 200mm 이상이였으며, SRC45-5T와 SRC45-7T 시험체의 변위는 250mm 이었다.

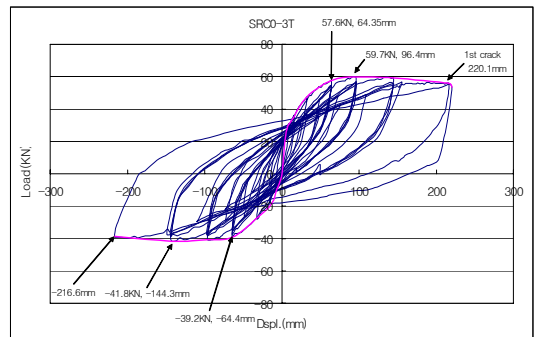


Fig. 2 SRC 0-3T 시험체의 실험결과

Fig. 2의 SRC0-3T 시험체의 경우 첫 번째 균열은 216mm에 도달하는 순간 압축측에서 발생하였다. 압축측에서 발생된 균열은 반대방향으로 하중을 가할 때 인장을 받아 확장되었으며 220mm에 도달하는 순간 시험체의 강성이 감소되어 실험을 종료하였다. 기둥의 연성능력을 측정하는 μ 는 최대변위에 대한 항복변위를 나타내는 값으로써, SRC0-3T 시험체의 경우 $\mu = 4.88$ 로 측정되었다.

Fig. 3의 SRC0-5T 시험체의 첫 번째 균열은 SRC0-3T 시험체와 마찬가지로 기둥의 압축측에서 먼저 발생하였으며 실험자료를 분석한 결과 수평하중에 의하여 첫 번째 균열이 발생할 때 튜브의 압축측과 인장측 변형률인 ϵ_{cu} 와 ϵ_t 는 각각 0.004451과 0.013으로 측정되었다. 원형 CFCST 기둥의 응력-변형률 관계 및 휨성능식은 홍원기⁽³⁾ 등이 제안한 이론에 따라 Fig. 4와 식 (1)과 같이 나타내었다.

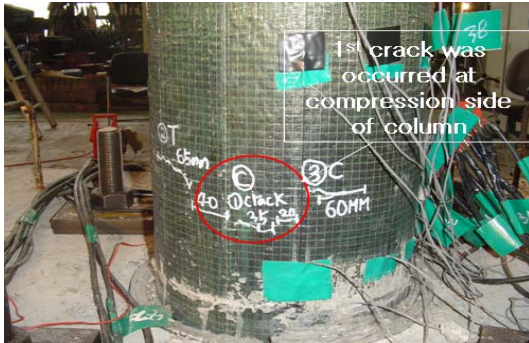


Fig. 3 SRC 0-5T 시험체의 균열양상

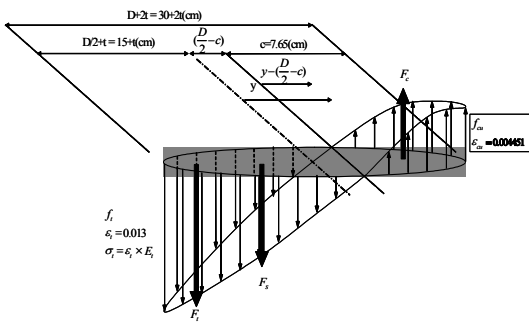


Fig. 4 CFCST 기둥 단면의 응력-변형률 관계

$$M_n = M_c + M_j + M_s = Vh + P\Delta \quad (1)$$

여기서, M_n 은 공칭모멘트, M_c , M_j 및 M_s 는 각각 압축측 콘크리트, 인장측 카본튜브 및 철근의 중립축에 대한 모멘트를 나타내며 V 와 P 는 횡하중 및 축하중을, h 는 시험체의 높이, Δ 는 수평변위를 나타낸다.

4. 등가응력블록계수법

콘크리트의 압축강도를 예측하는 Fig. 5(a)의 Whitney block은 카본튜브로 구속된 콘크리트의 강도를 예측하는 모델로 적합하지 않으므로 이에 맞는 모델인 Fig. 5(b)의 CFCST block을 이용하여 블록계수를 구하였다. 카본튜브로 구속된 콘크리트의 압축강도 식은 저자¹⁾에 의해서 제안되었으며 이는 식 (2)와 식 (3)과 같고, 이 식들을 이용하여 시험체의 변수와 일치하는 기둥의 응력-변형률도를 그래프로 나타내면 Fig. 6과 같다. 응력블록을 나타내는 계수 α 와 β 는 식 (4)와 식 (5)를 이용하여 그래프의 면적과 축에 대한 1차모멘트의 등가 사각형을 이용하여 계산할 수 있다.

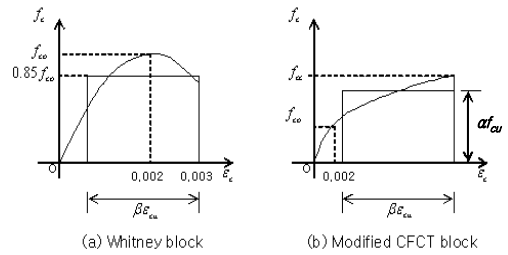


Fig. 5 등가응력블록

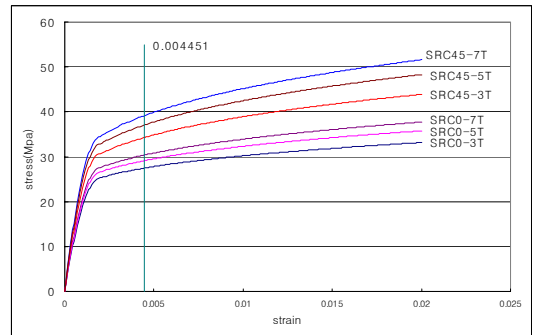


Fig. 6 제안식을 이용한 응력-변형률 곡선

Table 1 CFCST의 계수

시험체	ϵ_{cu}	f_{cu} (MPa)	면적	1차모멘트	α	β
SRC0-3T	0.004451	27.46	0.0988	0.00025	0.953	0.848
SRC0-5T	0.004451	29.13	0.1043	0.00027	0.949	0.847
SRC0-7T	0.004451	30.37	0.1084	0.00028	0.951	0.843
SRC45-3T	0.004451	34.30	0.1213	0.00031	0.942	0.844
SRC45-5T	0.004451	37.11	0.1305	0.00034	0.938	0.843
SRC45-7T	0.004451	39.20	0.1372	0.00035	0.926	0.840

Table 2 휨성능식과 등가응력블록계수식을 이용한 기둥의 휨응력 비교

시험체	휨 성능 계산법				등가응력블록계수법				MC2/MC1	Mn2/Mn1
	MC1 (kN-m)	MJ (kN-m)	MS (kN-m)	Mn1 (kN-m)	MC2 (kN-m)	MJ (kN-m)	MS (kN-m)	Mn2 (kN-m)		
SRC0-3T	16.95	73.31	28.71	118.97	16.17	73.31	28.71	118.19	0.95	0.99
SRC0-5T	17.54	82.52	28.81	128.87	16.95	82.52	28.81	128.28	0.97	0.99
SRC0-7T	18.13	91.63	28.81	138.57	17.54	91.63	28.81	137.98	0.97	0.99
SRC45-3T	19.70	73.30	28.71	121.71	19.50	73.30	28.71	121.51	0.99	0.99
SRC45-5T	20.87	82.52	28.81	132.2	20.87	82.52	28.81	132.2	1.00	1.00
SRC45-7T	21.66	91.63	28.81	142.1	21.85	91.63	28.81	142.29	1.01	1.00

Table 1은 시험체의 등가응력블록계수를 구하기 위한 그래프의 면적, 축에 대한 1차모멘트 및 계수이며 Table 2는 휨성능식과 제안된 등가응력블록계수법을 이용한 단면성능을 비교한 표이다. Table 2의 두 결과를 살펴보면, 압축축 콘크리트의 공칭모멘트에 대한 오차는 약 1~5%로 나타났으며 이를 적용한 전체 단면의 휨 성능 오차는 1% 정도로 매우 작게 나타나 단면형상이 복잡한 원형기둥의 휨 성능을 계산하는 방법으로 제안된 등가응력블록계수법은 매우 적합하며 간편하여 효과적임을 알 수 있었다.

$$\theta = 0^\circ \quad f_{cc} = f_{co} \left[1 + 0.66 \left(\frac{f_L}{f_{co}} \right)^{0.30} \right] \quad (2)$$

$$30^\circ \leq \theta \leq 90^\circ \quad f_{cc} = f_{co} \left[1 + 1.26 \theta^{0.5} \left(\frac{f_L}{f_{co}} \right)^{0.3} \right] \quad (3)$$

$$\int_0^{\epsilon_{cu}} f(\epsilon_c) d\epsilon_c = \alpha \cdot f_{cu} \cdot \beta \cdot \epsilon_{cu} \quad (4)$$

$$\int_0^{\epsilon_{cu}} \epsilon_c f(\epsilon_c) d\epsilon_c = \alpha f_{cu} \beta \epsilon_{cu} \left(\epsilon_{cu} - \frac{\beta \cdot \epsilon_{cu}}{2} \right) \quad (5)$$

여기서, f_{cc} 와 f_{co} 는 각각 구속된 콘크리트의 압축강도와 구속되지 않은 콘크리트의 압축강도를, f_L 은

횡구속압을 나타내며, f_{cu} 는 횡하중을 받는 CFCST 기둥의 압축축 콘크리트의 압축강도를 나타내는 계수이다.

5. 하중-변위 이력곡선의 비선형 특성

반복 횡하중을 받는 기둥의 하중-변위곡선은 Fig. 7과 같은 비선형특성을 나타내는 13개의 계수들을 가지고 있으며 Fig. 8은 SRC45-3T 시험체의 반복하중 이력거동을 나타낸 그림으로써, 하중-변위 곡선을 각 사이클별로 작성한 후 비선형거동에 따른 계수들을 측정된 값들을 Table 3에 나타내었다. 횡하중은 일정 변위를 갖는 사이클에서 3회 반복 가하였으며 이처럼 하중을 2회~3회 재하할 경우 시험체의 강성저하가 일정수준에 머무르게 된다. 이러한 하중가력 단계 중 최초의 재하단계를 초기(virgin cycle), 강성저하가 일정수준에 머무르는 단계를 안정기(stabilized cycle)로 정의하며, 각 시험체의 사이클별 계수는 초기와 안정기 사이클에 대하여 고려하였다. 실험자료의 분석을 위한 통계프로그램으로 SPSS 11.0을 사용하였으며 자료 중 과도하게 크게 나온 값은 분석에서 제외하였다.

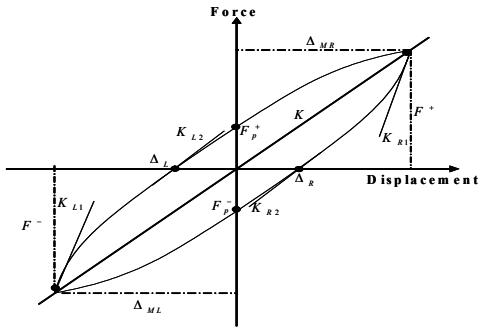


Fig. 7 비선형 이력곡선

- F_p^+ 하중축의 양의 절점
- F_p^- 하중축의 음의 절점
- Δ_R 변형축의 양의 절점
- Δ_L 변형축의 음의 절점
- F^+ 최대하중(Positive peak)
- F^- 최소하중(Negative peak)
- Δ_{MR} 최대 횡 변형비(Positive peak drift ratio)
- Δ_{ML} 최소 횡 변형비(Negative peak drift ratio)
- K_{L1} F+에서 제하(unloading) 방향 기울기
- K_{R1} ΔR에서 제하(unloading) 방향 기울기
- K_{L2} F-에서 재하(reloading) 방향 기울기
- K_{R2} ΔL에서 재하(reloading) 방향 기울기
- K 유효강성(F-F+간의 기울기)

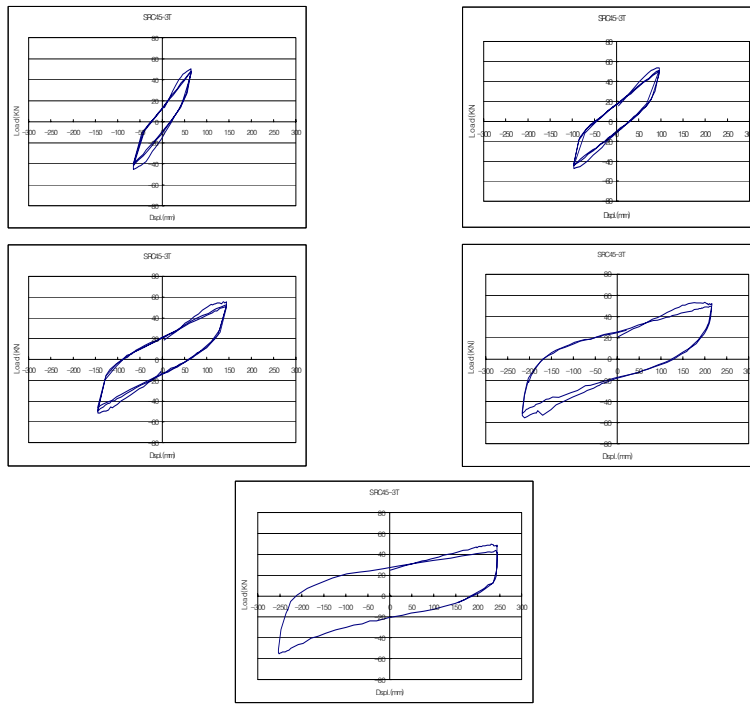


Fig. 8 SRC45-3T 시험체의 비선형 이력곡선

시험체의 유효강성은 해당 가력 사이클의 최대하중과 최소하중을 연결하는 선의 기울기로 정의되며 식 (6)을 이용하여 구할 수 있다.

유효강성을 일반화하기 위하여 시험체의 항복 강성과 변위를 이용하였다. 각 시험체의 거동을 분석하여 Fig. 9와 같이 하중-변위포락선을 bi-linear로 가정하였을 경우 A와 B의 면적이 동일하게 되는 지점을 항복점이라 가정하여 이때의 강성과 변위를 이용하여

유효강성을 일반화시켰다. Table 4는 Fig. 9를 이용하여 구한 시험체의 항복점과 이때의 변위 및 유효강성을 나타낸 것이다. Fig. 10은 시험체의 유효강성을 일반화한 drift ratio에 대하여 나타낸 것이며, 식 (7)은 시험체의 일반화된 유효강성을 일반화된 drift ratio의 함수로 표현한 회귀식이다. 이 식들은 초기의 주어진 변형에 대한 강성의 저하를 해석적으로 평가하기 위하여 사용된다.

Table 3 SRC45-3T 시험체의 비선형특성 계수

cycle	4th	6th	11th	13th	18th	20th	25th	27th	32th
계수									
F_p^+	13.0	12.2	16.9	17.1	21.3	20.9	25.8	25.0	27.4
F_p^-	-15.2	-9.4	-11.7	-10.2	-14.2	-13.8	-18.0	-17.3	-20.3
Δ_R	21.2	18.0	29.3	31.0	59.2	59.4	126.0	131.8	184.2
Δ_L	-23.7	-25.0	-44.9	-48.7	-87.8	-89.8	-169.8	-168.5	-213.2
F^+	50.3	46.7	53.3	50.3	55.6	50.7	52.3	49.3	48.7
F^-	-45.5	-40.9	-47.4	-44.4	-51.5	-46.6	-53.4	-51.3	-54.1
Δ_{MR}	64.3	64.3	96.6	96.5	144.4	144.4	216.2	215.2	244.1
Δ_{ML}	-64.5	-64.6	-96.5	-96.6	-144.6	-144.4	-216.4	-216.5	-253.4
K_{L1}	0.86	1.06	1.28	2.04	2.50	2.22	4.78	4.80	11.07
K_{R1}	1.32	0.98	1.15	1.35	2.06	1.58	4.31	6.50	8.56
K_{L2}	0.55	0.54	0.44	0.32	0.33	0.35	0.32	0.34	0.90
K_{R2}	0.80	0.52	0.40	0.35	0.29	0.26	0.25	0.23	0.24
K	0.78	0.73	0.55	0.52	0.39	0.35	0.24	0.23	0.20

$$K_{eff} = \frac{(F^+ - F^-)}{\Delta_{MR} - \Delta_{ML}} \quad (6)$$

Table 4 항복 시 변위 및 유효강성

	Drift (mm)	Force (kN)	Drift ratio	K (kN/mm)
SRC0-3T	55.7	49.6	0.0232	0.89
SRC0-5T	57.7	53.7	0.0240	0.93
SRC0-7T	73.9	57.7	0.0308	0.78
SRC45-3T	63.4	50.7	0.0264	0.80
SRC45-5T	77.6	55.1	0.0323	0.71
SRC45-7T	74.0	59.2	0.0308	0.80

$$Norm. K_{eff} = \frac{0.31 \text{EXP}[0.11(Norm. Driftratio)]}{Norm. Driftratio + 0.35} \quad (7)(7)$$

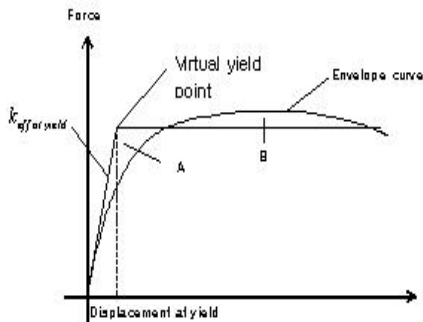


Fig. 9 가상 항복하중의 결정

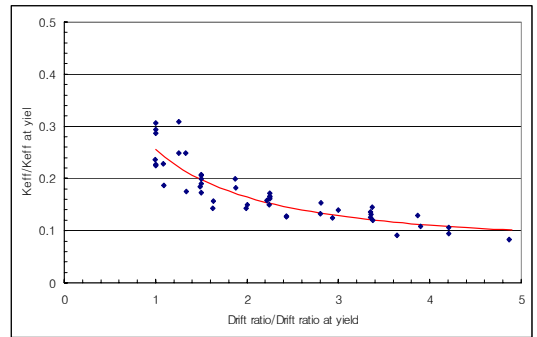


Fig. 10 유효강성의 저하양상

6. 하중-변위 포락곡선의 예측

시험체의 수평하중에 대한 거동을 해석적으로 예측하기 위하여 Fig. 11과 같이 6단계의 과정을 수행하였다.

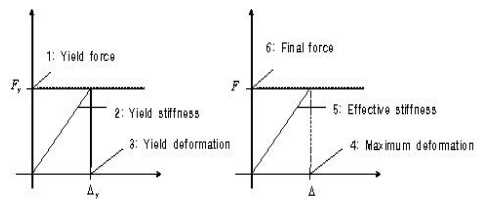


Fig. 11 비선형 거동의 예측

첫 번째 단계로 기둥의 휨성능을 구하는 식을 이용하여 부재의 항복하중을 계산하였으며 두 번째 단계로 식 (8)의 캔틸레버의 변위를 구하는 식을 이용하여 식 (9)와 같이 강성을 구한다.

$$\Delta = \frac{Vh^3}{3EI} + \frac{Vh}{AG} \quad (8)$$

$$K_y = \frac{1}{\frac{h^3}{3EI} + \frac{h}{AG}} \quad (9)$$

여기서, V는 수평하중, E는 탄성계수, I는 단면2차 모멘트, h는 기둥의 높이, A는 기둥의 단면적, G는

전단탄성계수이다. 세 번째 단계에서는 미리 구한 항복하중과 항복강성을 이용하여 항복 시 변형을 계산하여 항복 시까지의 부재의 거동을 예측한다. 비선형거동을 예측하기 위한 네 번째 단계는 항복이후 구하고자 하는 최종 변형을 결정하는 것이고, 다섯 번째 단계에서는 해당 변형에 따른 강성을 식(9)를 이용하여 결정된 후 마지막으로 주어진 변형과 강성을 이용하여 하중 값을 계산하여 기둥의 수평하중에 대한 비선형 하중-변형곡선을 완성한다.

이상과 같은 6단계의 과정에 따라 각 시험체의 비선형거동을 계산한 하중, 변위 및 강성의 값은 Table 5와 같고 실험결과와 해석결과를 비교한 그래프는 Fig. 12와 같다.

Table 5 비선형 해석 결과

	① 항복하중 (kN)	② 항복강성 (kN/mm)	③ 항복변위 (mm)	④ 최대변위 (mm)	⑤ 유효강성 (kN/mm)	⑥ 하중 (kN)
SRC0-3T	49.6	0.89	55.7	±220	0.21	47.1
SRC0-5T	53.7	0.93	57.7	±170	0.23	40.1
SRC0-7T	57.7	0.78	73.9	±250	0.21	51.9
SRC45-3T	50.7	0.80	63.4	±250	0.21	52.3
SRC45-5T	55.1	0.71	77.6	±250	0.22	54.6
SRC45-7T	59.2	0.81	74.0	±250	0.20	50.1

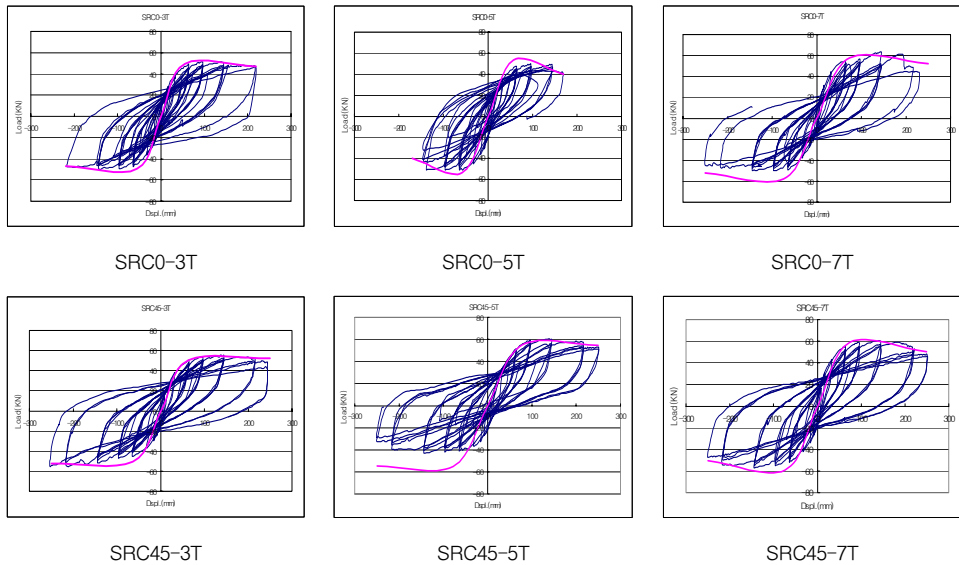


Fig. 12 실험 및 해석 결과의 비교

7. 결 론

본 연구에서는 CFCST 기둥의 수직하중 및 반복 수평하중 실험을 수행하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 반복 수평하중에 의한 CFCST 기둥의 첫 번째 균열은 카본튜브의 압축측에서 발생하였으며 이때의 압축측 튜브의 변형률은 0.004451 이었다.
- 2) 기존에 제안된 카본시트튜브로 구축된 콘크리트의 압축강도 실험식을 바탕으로 등가응력블록법으로 CFCST 기둥의 휨 성능을 계산하는 과정을 수행하였으며 그 결과 1% 미만의 오차를 나타내어 매우 신뢰성이 높음을 알 수 있었다.
- 3) 시험체의 하중-변위 이력곡선의 비선형 특성을 파악하기 위하여 13개의 비선형 거동특성을 나타내는 계수를 분석한 후 각 cycle에 대한 유효강성의 저하를 예측할 수 있는 회귀식을 마련하였다.
- 4) 제안된 회귀식과 비선형 거동을 예측할 수 있는 6 단계의 "하중-변위 포락선 예측법"을 통하여 반복 수평하중을 받는 기둥의 비선형 거동을 예측하는 해석기법을 제안하였다.

감사의 글

본 연구는 [2단계 BK21사업]의 지원으로 수행되었

으며 이에 감사드립니다.

참고문헌

1. 이경훈, 김희철, 홍원기, "카본시트튜브로 구축된 압축재의 성능평가", 한국구조물진단학회지, 제10권 제3호 2006. 5, pp.152-158.
2. Mohamed Saafi, Houssam A. Toutanji, and Zongjin Li, "Behavior of Concrete Columns Confined with Fiber Reinforced Polymer Tubes", ACI Materials Journal, Vol. 97, No. 4, July-August 1999, pp.500-509.
3. Won-Kee Hong, and Hee-Cheul Kim, "Behavior of concrete columns confined by carbon composite tube", Canadian Journal of Civil Engineering, Vol. 31, No. 2, 2004, pp.178-188.
4. F. Seible, R. Burgueno, M.G. Abdallah and R. Nuismer, "Advanced composite carbon shell systems for bridge columns under seismic loads", National Seismic Conference of Bridges and Highways, San Diego, California, Dec. 1995.
5. L. Lam and J.G. Teng, "Design-oriented stress-strain model for FRP-confined concrete", Construction and Building Materials 17, 2003, pp.471-489.

(접수일자 : 2006년 6월 13일)