

탄소섬유시트로 보강한 고강도 콘크리트 충전강관(CFT) 기둥의 휨내력에 관한 연구

Flexural strength of high-strength concrete filled steel tube columns strengthened by carbon fiber sheets

박재우¹⁾ · 홍영균²⁾ · 홍기섭³⁾

Park, Jai-Woo · Hong, Young-Kyun · Hong, Gi-Soup

국문 요약 >> CFT(Concrete Filled Steel Tube)기둥은 부재의 합성효과와 경제적인 측면 때문에 최근 고층건물 시공 시 널리 쓰이고 있다. 그러나 기존의 연구문헌을 살펴보면 CFT 기둥은 강관의 항복이후 강관의 일정지점에 국부좌굴이 생기는 단점을 지니고 있다. 이러한 문제점을 해결하기 위하여 예상 국부좌굴부위를 탄소섬유시트로 보강하여 국부좌굴을 방지하거나 지연시키는 TR-CFT (Transversely Reinforced Concrete Filled Steel Tube) 기둥에 관한 연구가 진행되고 있다. 본 연구에서는 고강도 콘크리트를 사용한 TR-CFT기둥의 실험을 수행하였으며 휨내력에 대한 해석을 수행한 결과 실험값과 해석값이 잘 일치 하였다. 또한 기존의 ACI 318 설계법은 강관내부에서 발생하는 콘크리트에 대한 구속효과를 고려하지 않아 저평가가 되어있음을 알 수 있었다.

주요어 CFT, TR-CFT, 합성기둥, 구속효과, 휨내력

ABSTRACT >> The CFT (Concrete Filled Steel Tube) columns became popular in high rise building construction due to not only its composite effect but also economic advantage. However, it has been pointed out in various previous researches that the current practice in CFT columns may lead the steel tube to probable local buckling at critical sections of the columns right after yielding. To resolve such a problem, the TR-CFT (Transversely Reinforced Concrete Filled Steel Tube) column is proposed to control or at least delay the local buckling state at the critical section by wrapping the CFT columns with carbon fiber sheet. The validity of the proposed column system is validated through the present paper by observing the experimental performance and comparing it with the analytical prediction of the TR-CFT columns with high strength concrete. It is also shown that the current design code provisions such as ACI-318, in which the contribution of concrete confining effect filled in steel tube is not appropriately accounted for, may contain too much conservatism.

Key words CFT, TR-CFT, Composite column, Confining effect, Flexural strength

1. 서론

건물이 고층화됨에 따라 수직하중 뿐만 아니라 풍하중이나 지진하중 같은 수평하중에도 효율적으로 저항할 수 있는 기둥 구조시스템이 필요하다. 특히 지진하중과 같은 수평하중은 건물의 기둥에 엄청난 모멘트를 작용시키게 된다. 이러한 모멘트에 저항할 수 있는 기둥부재 중 CFT기둥은 일

반 강재기둥보다 지진하중과 같은 반복수평력에 대해 저항력이 증진될 뿐만 아니라 변형능력 또한 향상시킨다. 이러한 장점을 지닌 CFT기둥도 강관이 항복하였을 때 내부충전 콘크리트에 대한 구속효과가 급격히 감소하며 최종적으로 기둥단부에 국부좌굴이 생기게 된다.⁽¹⁾ 최근 CFT기둥의 단점을 보완하기 위해 국부좌굴부위를 탄소섬유시트로 보강한 TR-CFT (Transversely Reinforced CFT, 이하 TR-CFT)에 대한 연구가 초기단계로 진행되어지고 있다.^(2,3) 기존의 CFT 기둥의 국부좌굴을 보강하는 방법으로는 기둥단부에 스티프너로 보강하거나 철판을 덧대어 강관의 두께를 증가시키는 것 등이 있으나 철판량의 증가로 인한 자중증가, 시공성의 난이 및 철판용접으로 인한 재료성질의 변화 등으로 인해 새로운 보강재료의 필요성이 대두되었다. 탄소섬유시트

¹⁾ 학생회원·홍익대학교 건축학과 박사과정
(대표저자: anm21c@hanmail.net)

²⁾ 정회원·홍익대학교 건축학과, 부교수

³⁾ 홍익대학교 건축학과, 정교수

본 논문에 대한 토의를 2008년 4월 30일까지 학회로 보내 주시면 그 결과를 게재하겠습니다.

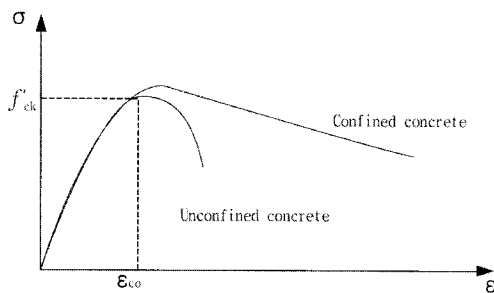
(논문접수일 : 2007. 10. 31 / 심사종료일 : 2007. 12. 28)

는 철판보다 큰 인장강도와 시공의 간편성, 그리고 용접의 불필요함으로 인한 재료의 성질 보존으로 CFT기둥의 새로운 보강재로서 널리 쓰일 것으로 사료된다. 탄소섬유쉬트로 보강한 TR-CFT 기둥은 강관과 탄소섬유쉬트로 인해 구속 효과를 증대시켜 국부좌굴을 방지 혹은 지연시키며^(2,3), 휨 성능 및 변형성능을 향상시킨다. TR-CFT기둥의 상용화를 위해서는 기둥부재에 대한 설계식이 필요하지만 이에 대한 연구는 전무하다. TR-CFT기둥의 설계식을 제안하기 위해서는 CFT기둥의 설계식에 대한 고찰이 선행되어야 한다. 그러나 ACI-318 설계법의 각형기둥의 경우 강관에 충전된 콘크리트의 구속효과를 고려하지 않은채 공칭모멘트 값은 콘크리트의 일축압축강도 값을 단순누가하여 산정하여 실험값 보다 적게 나타나며 저평가 되고 있다.⁽⁴⁾

본 연구의 목적은 다음과 같다. 먼저 고강도 콘크리트 ($f_{ck} = 50MPa$)를 사용한 CFT 기둥과 탄소섬유쉬트로 보강한 TR-CFT기둥의 휨거동에 관한 실험을 수행하였다. 또한 기존 설계식의 문제점을 보완하여 구속효과를 고려한 내부 충전콘크리트의 응력-변형률 곡선을 바탕으로 고강도 콘크리트를 사용한 CFT기둥과 TR-CFT기둥의 공칭모멘트 값을 Fiber analysis를 이용하여 산정해 실험결과와 비교하였다. 해석결과를 바탕으로 향후 TR-CFT기둥의 설계식에 대한 기초자료를 제공하는데 그 목적을 두고 있다.

2. 구속된 콘크리트의 응력-변형률 이론

강관으로 구속된 CFT 기둥이 축방향 압축응력을 받을 경우 내부충전 콘크리트는 횡방향으로 팽창하려고 하지만 강관으로 인해 구속 되어 삼축응력상태가 된다. 강관 안의 콘크리트가 구속력을 받으며 횡방향에 대한 구속력이 생긴다. 이로 인해 콘크리트의 압축강도와 종국변형은 <그림 1>과 같이 비구속된 콘크리트 보다 확연히 증가하게 된다.

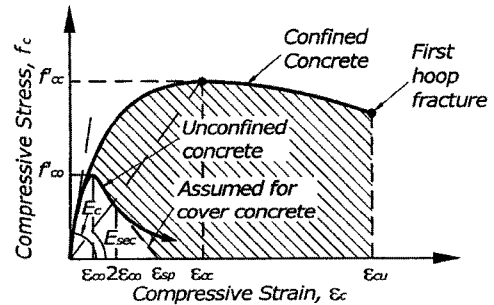


<그림 1> 구속된 콘크리트의 응력-변형률 관계

구속된 콘크리트의 응력-변형률 관계를 나타내기 위한 여러 모델들이 제안되었는데 본 연구에서 Mander와 Monti의 제안식을 이용하였으며 그 과정은 다음과 같다.

2.1 구속된 콘크리트 응력-변형률 관계

<그림 2>는 Mander의 구속된 콘크리트 응력-변형률 모델이며 식 (1)부터 (8)까지의 관계를 도식화 한 것이다.



<그림 2> Mander의 구속된 콘크리트 응력-변형률 관계

콘크리트의 구속효과를 고려한 응력 변형률 관계식 중 Mander (1984)의 관계식⁽⁵⁾은 Popovics⁽⁶⁾의 제안식을 근거로 만들어졌으며 그 관계식은 식 (1)과 같다.

$$f'_c = \frac{f'_{\alpha} x^r}{r - 1 + x^r} \tag{1}$$

Mander는 Popovics가 제안한 식 (1)을 바탕으로 원형과 사각형 모양의 횡철근에 모두 적용 가능한 콘크리트의 응력-변형률 관계식을 다음과 같이 제안하였다. Mander 식은 구간별로 각각 다른 함수로 표시하는 일반적인 제안식과는 달리 전 구간을 하나의 식으로 나타낼 수 있는 장점을 지니고 있다. Mander의 구속된 콘크리트의 최대압축강도 (f'_{∞})과 최대강도에서의 변형률 ϵ_{∞} 는 식 (2), (3)과 같다.

$$\frac{f'_{\alpha}}{f'_{\infty}} = (-1.254 + 2.254 \sqrt{1 + \frac{7.94f'_l}{f'_{\infty}} - \frac{2f'_l}{f'_{\infty}}}) \tag{2}$$

$$\epsilon_{\infty} = 0.002(1 + 5(\frac{f'_{\alpha}}{f'_{\infty}} - 1)) \tag{3}$$

여기서, f'_{∞} 는 비구속된 콘크리트의 압축강도
 f'_l 은 유효횡방향 구속력

식 (2)에서의 유효 횡방향구속력 f'_l 은 식 (4)와 같이 나타낼 수 있다.

$$f'_l = \frac{2k_c f_s t_s}{d} = \frac{k_c \rho_s f_s}{2} = \frac{k_c \rho_s E_f \epsilon_l}{2} \tag{4}$$

여기서, k_c 는 구속형상계수

변형률 계수 x 는 콘크리트의 축방향 변형률 ϵ_c 와 구속된 콘크리트의 최대응력시의 변형률인 ϵ_{∞} 의 비로 나타내며 식 (5)로 표현된다.

$$x = \frac{\epsilon_c}{\epsilon_\alpha} \tag{5}$$

E_c 는 콘크리트의 접선탄성계수 (tangent modulus of elasticity)로서 식 (6)과 같이 표현되며 E_{sec} 는 콘크리트의 할선탄성계수 (secant modulus of elasticity)이며 식 (7)과 같이 표현된다.

$$E_c = \frac{f'_{co}}{\epsilon_{co}} \tag{6}$$

$$E_{sec} = \frac{f'_{cc}}{\epsilon_{cc}} \tag{7}$$

식 (6)과 (7)을 이용해 곡률계수 r 은 식 (8)과 같이 표현된다.

$$r = \frac{E_c}{E_c - E_{sec}} \tag{8}$$

탄소섬유쉬트로 구속된 콘크리트에 대해 Monti⁽⁷⁾는 Mander 식을 기본으로 하여 각 압축변위률 (ϵ_c) 단계별로 콘크리트에 작용하는 횡구속압을 계산하여 구속된 콘크리트의 응력-변형률 관계를 산출하는 식을 제안하였다. Monti식은 1995년 Pantazopoulou와 Mill⁽⁸⁾에 의해 제안된 비구속된 콘크리트의 응력-변형률 관계를 이용하였으며 그 관계는 다음과 같다.

$$f'_c = E_{sec}\epsilon_c \quad E_{sec} = E_c \frac{1}{1 + \beta\epsilon_A} = \frac{1}{1 + 2\beta\epsilon_l} \tag{9}$$

단조압축에 대한 면적변형률(Area strain)과 횡방향변형률(Lateral Strain)의 관계는 $\epsilon_A = 2\epsilon_l$ 로 가정하였다. 콘크리트 물성치 값 β 는 식 (10)과 같이 산정한다.

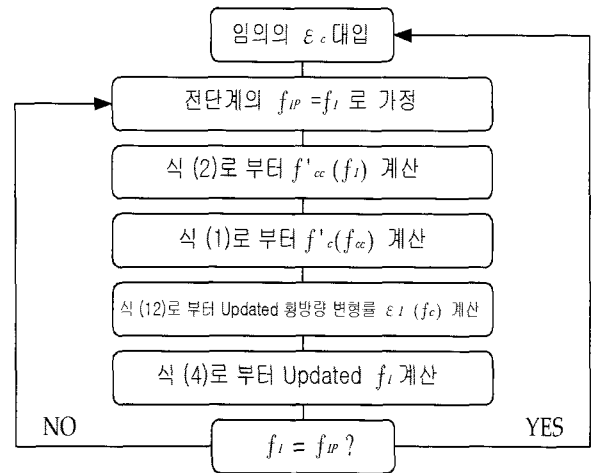
$$\beta = \frac{E_c}{f'_{\infty}} - \frac{1}{\epsilon_{\infty}} \tag{10}$$

콘크리트의 초기접선탄성계수 $E_c = 5700 \sqrt{f'_{\infty}}$ (MPa)이고 최대압축강도시의 변형률 $\epsilon_{\infty} = 0.002$ 라고 하면 위 식 (10)은 식 (11)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\beta = \frac{5700}{\sqrt{f'_{\infty}}} - 500 \tag{11}$$

식 (11)을 식 (9)에 대입하여 정리하면 횡방향변형률 ϵ_l 은 식 (12)과 같다.

$$\epsilon_l = \frac{E_c \epsilon_c - f'_c}{2\beta f'_c} \tag{12}$$

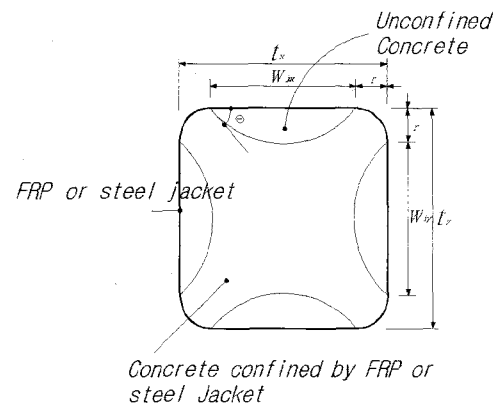


〈그림 3〉 Monti Model 해석 흐름도

해석과정은 먼저 구속된 콘크리트의 축변형률(ϵ_c)를 가정 한 후 전 단계의 횡방향구속력 f_{IP} 를 현재 단계의 횡방향구속력 f_I 로 가정하여 최대응력 f'_{α} 를 식 (2)를 이용해 산정한다. 산정한 f'_{α} 값을 이용하여 ϵ_c 에 상응하는 구속콘크리트 응력 식 (1)을 이용해 f'_c 를 구한다. 계산된 f'_c 로부터 식 (12)를 이용해 ϵ_l 을 계산하고 이 값을 이용하여 f_I 값을 구한다. 만약 f_I 값이 f_{IP} 와 차이가 날 경우 $f_I = f_{IP}$ 로 설정하여 수렴이 될 때까지 반복한다. 만약 $f_I = f_{IP}$ 이면 (해석 시 소수점 3째 자리까지 비교하였음) ϵ_l 이 탄소섬유쉬트 파단변형률 ϵ_{Fu} 에 도달할 때까지 위의 계산과정을 반복한다.

2.2 구속형상계수

원형기둥의 횡방향구속력은 강관과 섬유쉬트에 균일하게 분포한다. 그러나 사각형기둥의 경우 횡방향구속력이 균일하게 구속되지 않기 때문에 구속효과는 많이 감소하며 <그림 4>와 같이 단면의 형상에 따라 변화하게 된다.



〈그림 4〉 사각형 기둥안의 유요구속된 콘크리트

사각형 기둥의 구속형상계수는 Wang과 Restrepo⁽⁹⁾가 인 용한 식을 이용하였으며 다음과 같다.

$$k_e = \frac{A_{ej}}{A_{cc}} = \frac{t_x t_y - \frac{W_{jx}^2 + W_{jy}^2}{3} \tan\theta - (4r^2 - \pi r^2)}{(1 - \rho_{cc})} \quad (13)$$

여기서, ρ_{cc} 는 횡방향 철근비

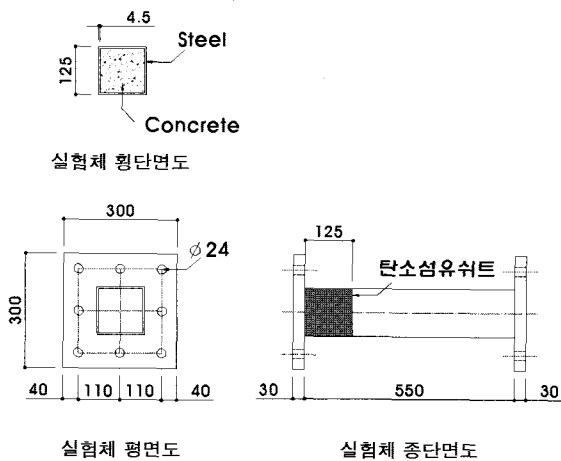
형상계수 (k_e)는 유효구속단면적 (A_e)와 강관 혹은 탄소 섬유쉬트로 감싸진 전체단면적 (A_{cc})의 비율로 주어진다. 구속된 사각형기둥에 대해 4개의 포물선에 의한 부분은 완 전히 구속이 되고 나머지 부분들은 무시할 수 있으며 포물 선 모서리의 각 θ 는 45°로 가정하였다.

3. 실험수행

축력과 반복수평력을 동시에 받는 고강도 콘크리트를 사 용한 CFT기둥과 TR-CFT 기둥의 휨거동을 분석하기 위해 힘 실험을 수행하였으며⁽²⁾ 실험의 내용과 실험체의 거동양 상에 대한 정리내용은 다음과 같다.

3.1 실험체 개요

실험체는 총 4개의 실험체를 제작하였으며 실험체 상세 도는 <그림 5>와 같다.



<그림 5> 실험체 제작형상도

강재의 크기는 (125mm×125mm×4.5mm) 부재의 길이는 550mm이며 폭두께비 $b/t=27.8$ 로 한다. 강재의 항복강 도 F_y 는 시험결과 427MPa 이었다. 강재 안에 충전한 콘크 리트의 28일 압축강도 시험결과는 $f_{ck}=53MPa$ 이었다. 탄소 섬유쉬트는 일본 S사의 제품을 사용하였으며 제조사에서

제공한 물성치 중 인장강도 F_F 는 4500MPa이며 파단시 신 율 $\epsilon_{cu,F}$ 는 1.5%이었다. 탄소섬유쉬트 보강위치는 국부좌굴 위치를 중심으로 엔드플레이트로부터 강재의 폭 크기(125mm) 만큼 보강하였다.

3.2 실험변수 및 하중재하 계획

실험변수는 탄소섬유쉬트 보강유무(有無)와 보강량이며 각 실험체별 상세계획은 <표 1>과 같다.

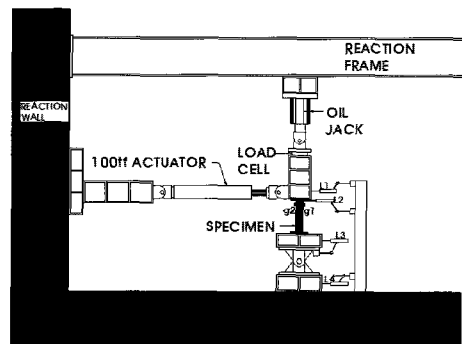
<표 1> 실험변수 분류표

실험체 분류	f_{ck} (MPa)	섬유쉬트부착
R5N	50	-
R5F - 1		1겹
R5F - 2		2겹
R5F - 3		3겹

주) * R① 5② F③ 1④ - 1⑤

- ① Rectangular section
- ② 콘크리트강도 (5= 50MPa)
- ③ 섬유보강유무 (N= 보강무, F= 보강유)
- ④ 보강겹수 (1= 1겹, 2= 2겹, 3= 3겹)

실험체설치 개요도는 <그림 6>과 같다.

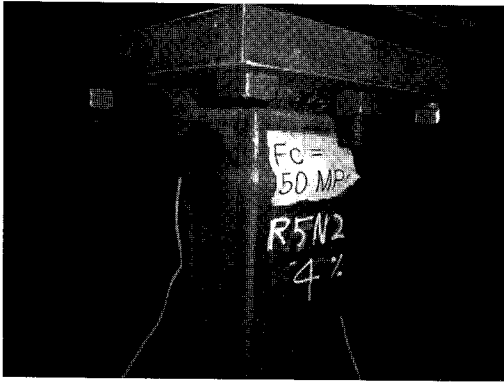


<그림 6> 실험체설치 개요도

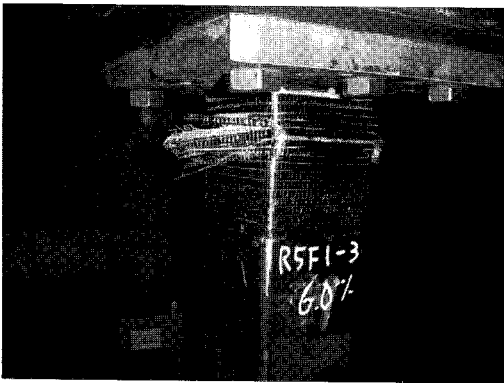
수직하중은 AISC-LRFD 기준 극한강도에 0.3배를 재하 하였고 반복수평하중은 ANSI/ AISC 341-02 cyclic loading program⁽¹⁰⁾과 같이 변위율 0.375%~6.0%까지 재하 하였다.

3.3 실험결과

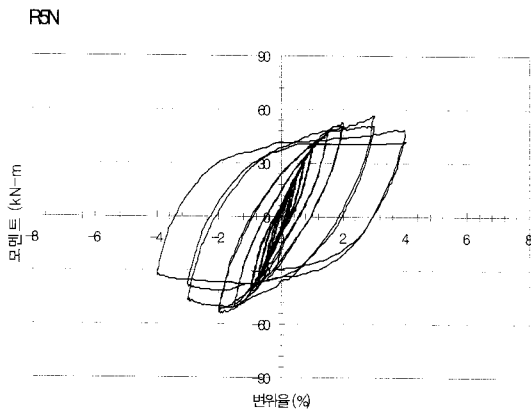
실험체는 <그림 7>, <그림 8>과 같이 엔드플레이트에서 약 6~8cm 정도 떨어진 지점에서 국부좌굴이 발생하며 파 괴 되었다. 탄소섬유쉬트로 보강 된 TR-CFT실험체는 국부 좌굴 부위에서 보강재가 먼저 파손되었으며 이후 강재가 국 부좌굴을 일으키며 파괴되었다. <그림 9>와 <그림 10>은 R5N 실험체와 R5F-3실험체의 이력곡선이다. 이력곡선에 서 나타나 있듯이 탄소섬유쉬트 보강량을 증가시킨 실험체



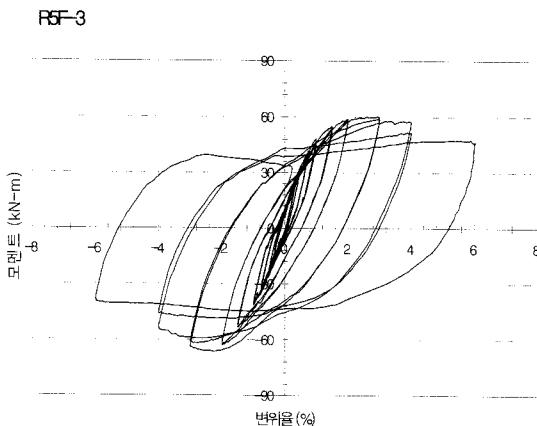
〈그림 7〉 R5N 실험체의 최종파괴 모습



〈그림 8〉 R5F-3 실험체의 최종파괴 모습



〈그림 9〉 R5N 실험체 모멘트-변위율 이력곡선



〈그림 10〉 R5F-3 실험체 모멘트-변위율 이력곡선

가 무보강 실험체보다 휨에 대해 변형성능 및 연성능력이 향상되었다.

탄소섬유쉬트 보강량에 따른 내력상승효과를 비교해 보면 3겹으로 보강한 R5F-3 실험체는 R5N 실험체 보다 내력이 최대 20.0% 증가하였다. 보강량에 따른 내력증가율을 살펴 보면 1겹 보강한 R5F-1 실험체를 기준으로 R5F-2, R5F-3 실험체는 각각 11.0%와 16.0% 정도 최대내력이 상승하였다.

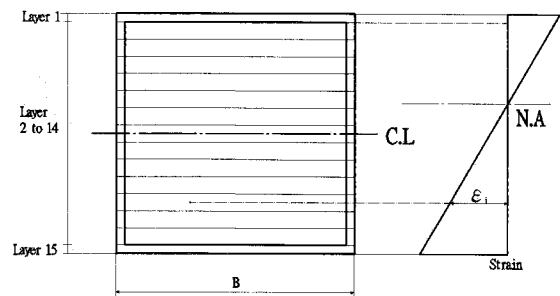
4. 실험체 해석수행

4.1 해석개요

Fiber analysis는 CFT부재의 거동을 해석하기 위해 활용되는 해석기법 중 하나이다. 해석에 대한 개념은 먼저 단면을 임의의 개수의 layer로 나누고 각 재료의 가정된 응력-변형률 관계를 바탕으로 각 변형률에 대한 응력과 각 layer의 단면적의 곱으로 각 layer의 힘을 한 후 중립축과의 곱으로 단면의 모멘트를 산정하게 된다. 본 연구의 실험체에 대해 공칭모멘트를 위해 구속된 콘크리트의 응력-변형률 관계를 바탕으로 CFT 기둥 및 TR-CFT 기둥의 Fiber analysis를 이용하였으며 해석을 수행하는 데 있어 다음과 같이 가정하였다.

- ① 각 layer의 평단면 (plane section)은 휨을 받은 후에도 평단면(plane section)을 유지한다.
- ② 콘크리트의 인장응력은 무시한다.
- ③ 콘크리트, 강재와 탄소섬유쉬트는 합성체로 거동한다.
- ④ CFT beam-column의 해석시 P- Δ 효과는 그 영향이 미비하므로 무시한다.

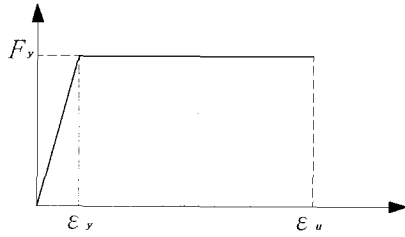
대상 실험체의 Fiber analysis는 총 15개의 layer로 구성되어 있으며 해석수행을 위한 단면계획 개요도는 <그림 11>과 같다.



〈그림 11〉 해석수행 단면계획

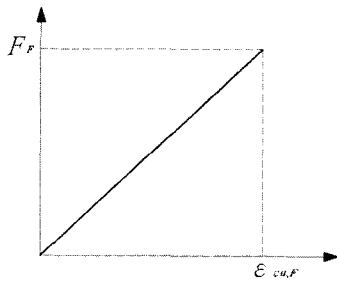
4.2 재료의 응력-변형률 모델

해석 수행에 있어 강관의 응력-변형률 모델은 <그림 12>와 같이 Elasto-plastic 모델을 사용하였다.



<그림 12> 강관의 응력-변형률 모델 (Elasto - plastic model)

탄소섬유쉬트의 경우 응력-변형률 모델은 파단변위율 $\epsilon_{cu,F}$ 까지 응력이 계속 증가하는 선형거동 (Elastic behavior)으로 <그림 13>과 같이 가정하였다.



<그림 13> 탄소섬유쉬트의 응력-변형률 모델

콘크리트의 응력-변형률 모델은 CFT 기둥의 경우 강관의 구속효과를 고려하여 Mander의 관계식을 TR-CFT 기둥의 경우 강관과 탄소섬유쉬트의 구속효과를 동시에 고려하여 Monti의 관계식을 사용하였다. 콘크리트의 극한변형률 (ϵ_{cu})는 횡구속된 콘크리트의 파괴시의 압축변형률로 정의된다. 해석수행시 콘크리트의 극한변형률 ϵ_{cu} 의 경우는 강관 및 탄소섬유쉬트가 파괴되는 시점까지 산정하였으며 식 (14)와 식 (15)에 나타내었다.

$$\epsilon_{cu,s} = 0.004 + \frac{1.4\rho_s f_{yh} \epsilon_{sm}}{f'_{oc}} \quad (14)$$

$$\epsilon_{cu,F} = \epsilon_{Fu} \quad (15)$$

강관으로 구속된 콘크리트의 종곡변형 식 (14)는 Priestley⁽¹⁰⁾가 제안하였으며 ρ_s 는 횡방향 철근비, ϵ_{sm} 은 횡방향 철근이 최대 인장력을 받을 때의 변형률이다. 식 (4)에서의 횡방향 구속력 f'_l 은 다음과 같이 산정한다.

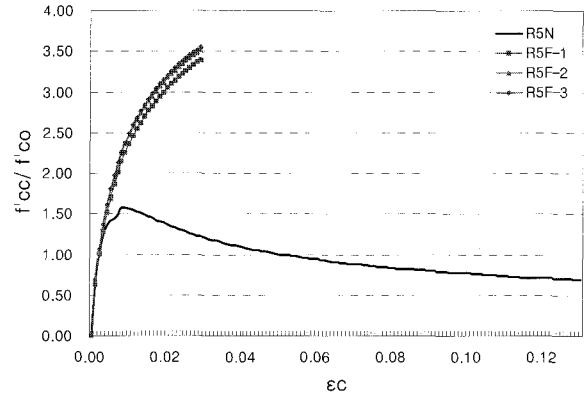
CFT 기둥의 경우

$$f'_l = \frac{k_c \rho_s f_s}{2} \quad (16)$$

TR-CFT 기둥의 경우

$$f'_l = \frac{k_c \rho_s f_s}{2} + \frac{k_c \rho_F f_F}{2} \quad (17)$$

<그림 14>는 강관으로 구속된 CFT기둥과 강관과 탄소섬유쉬트로 동시에 구속된 TR-CFT기둥의 콘크리트 응력-변형률 관계이다.



<그림 14> 구속효과를 고려한 실험체별 콘크리트 응력-변형률 관계

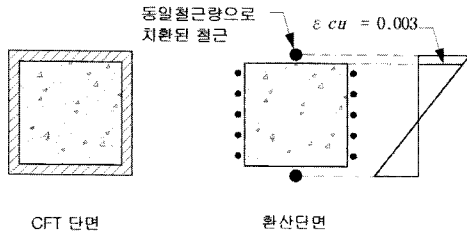
먼저 강관으로 구속된 R5N 실험체의 경우 압축강도 증가율(f'_{oc}/f'_{oc})는 약 1.58으로 58% 증가하였고 이때의 변형률(ϵ_c) 값은 0.009로 비구속된 콘크리트의 값 $\epsilon_{oc} = 0.002$ 보다 4.5배 증가하였다. 변형률 0.009 이후 콘크리트의 압축강도는 감소하여 콘크리트의 극한변형률 ($\epsilon_{cu} = 0.131$)에서의 압축강도 증가율(f'_{oc}/f'_{oc})은 0.69로 나타났다. 반면 강관과 탄소섬유쉬트로 동시에 구속된 R5F 실험체를 살펴보면 강관이 항복할 때의 변형률 ϵ_c 은 0.005이고 R5N 실험체와는 달리 압축강도 증가율(f'_{oc}/f'_{oc})이 계속 증가하여 3.40~3.55로 나타났다. 탄소섬유쉬트의 경우 강관과는 달리 <그림 7>처럼 파단될 때까지 변형률이 증가할수록 응력 또한 계속 증가하였다. 이는 강관이 항복한 이후에서 탄소섬유쉬트의 구속효과로 인해 횡방향 구속력 (f'_l)은 계속 증가하며(식 (17) 참고) 이로 인해 최대압축강도 증가율 또한 계속 증가하기 때문이다. 탄소섬유쉬트 보강접수에 따른 압축강도 증가율(f'_{oc}/f'_{oc})은 최대 0.15까지 차이가 나 보강량에 따른 압축강도 증가율(f'_{oc}/f'_{oc})은 미비한 것으로 나타났다.

4.3 ACI 318 설계법

ACI 318에서 제시하는 CFT 기둥에 대한 설계개념은 일반 RC 기둥부재의 설계개념과 동일하다⁽⁴⁾. 일반 RC기둥부재와 다른 점은 연속된 철골단면은 <그림 15>와 같이 동일 철근량의 불연속 철근으로 치환하여 공칭모멘트를 산정하는 것이다.

설계방법은 압축축의 콘크리트 최대변형률은 0.003, 인장축의 철근의 최대변형률은 $\frac{f_y}{E_s}$ 로 하고 콘크리트 블록의

응력은 $0.85f'_c$ 로 하여 RC 기둥부재의 설계방법대로 공칭 모멘트를 산정한다.



〈그림 15〉 CFT 기둥의 ACI 318 설계법 개념

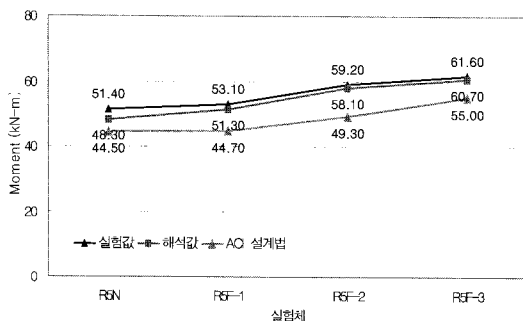
4.4 실험결과와 해석 값과의 비교

4.3절의 해석방법을 이용해 각 실험체 별로 적용시켰으며 실험결과와 비교하여 <표 2>에 나타내었다. 또한 기존의 CFT 설계법 중 ACI 318 설계법으로 휨내력 값을 산정하여 해석 값과 비교하였다.

〈표 2〉 Fiber analysis와 ACI 설계법에 의한 해석값 비교

실험체	실험값	Fiber Analysis	$\frac{M_{EXP}}{M_{ANA}}$	ACI	$\frac{M_{EXP}}{M_{ACI}}$
R5N	51.40	48.30	1.06	44.50	1.16
R5F-1	53.10	51.30	1.04	44.70	1.19
R5F-2	59.20	58.10	1.02	49.30	1.20
R5F-3	61.60	60.70	1.01	55.00	1.12

ACI 318 설계법을 적용한 TR-CFT의 공칭모멘트는 압축측의 콘크리트의 최대변형률은 0.003, 인장측의 최대변형률은 탄소섬유쉬트의 최대변형률인 0.015해서 중립축을 산정하고 콘크리트의 등가불력은 $0.85f'_c$ 로 하여 산정하였다.



〈그림 16〉 실험결과와 해석결과의 비교

위 <그림 16>에서 살펴보면 ACI 318설계법을 이용하여 산정한 공칭모멘트 값은 실험값과 12.0%~16.0%의 오차를 보이고 있다. ACI 318설계법의 오차율에 대한 원인으로는 서론에서 언급하였듯이 강관과 탄소섬유쉬트로 구속된 콘크리트에 대한 구속효과를 고려하지 않았기 때문이라

판단된다. 반면 콘크리트의 구속효과를 고려하여 수행한 Fiber analysis의 해석값은 실험값과 약 1.0%~7.0%의 오차를 보이고 있다. 해석결과 콘크리트의 구속효과의 적용을 통해 ACI 318 설계법 보다 정확한 공칭모멘트를 산정할 수 있었다.

5. 결론

CFT 기둥과 TR-CFT 기둥에 대한 휨 실험 및 해석을 통해 다음과 같은 결론을 도출하였다.

- 탄소섬유쉬트보강량에 따른 최대휨내력 상승효과를 살펴보면 TR-CFT기둥은 CFT기둥보다 최대 20.0% 정도 상승하여 탄소섬유쉬트 보강량이 최대내력상승에 영향을 미치는 것으로 나타났다.
- 실험체의 연성평가 결과 탄소섬유쉬트 1겹으로 보강한 TR-CFT인 R5F-1 실험체의 연성능력은 CFT실험체 R5N와 크게 차이가 나지 않았다. 그러나 TR-CFT기둥의 보강량이 증가 할수록 (R5F-2, R5F-3) 연성능력이 향상되어 CFT기둥의 내진성능을 개선할 수 있었다.
- CFT기둥 및 TR-CFT기둥의 강관과 탄소섬유 쉬트의 구속효과를 적용하여 Fiber analysis를 적용하였으며 이를 통해 정확한 공칭모멘트 해석값을 얻을 수 있었다. 기존 설계법인 ACI 318 설계법과 비교분석한 결과 실험값과의 오차율이 12.0%~16.0%로 나타났지만 구속효과를 고려한 Fiber analysis를 수행한 결과는 오차율 2.0%~7.0%로 보다 정확한 공칭모멘트를 산정할 수 있었다.

참고 문헌

- 최성모, 강석빈, 김대중, “저축력과 반복수평력을 받는 콘크리트충전 강관기둥의 이력특성”, 한국강구조학회 논문집, 제 15권 2호, 2003, pp. 207-217.
- 박재우, 김진호, 홍영균, 홍기섭, “축력과 반복수평력을 받는 TR-CFT기둥에 관한 실험적 연구”, 한국강구조학회 논문집, 제 19권 4호, 2007, pp. 403-412.
- Y. Xiao., W. He., K. K. Choi., “Confined Concrete-Filled Tubular Columns”, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 131, No. 3, 2005, pp. 488-497.
- ACI Committee 318., “Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary,” American Concrete Institute., pp.119-122.
- J. B. Mander., M. J. N. Priestley., R. Park., “Theoretical Stress-Strain Model for Confined Concrete”, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 114, No. 8, 1988, pp. 1804-1826.

6. S. Popovics., "A Numerical Approach to the Complete Stress-Strain Curve for Concrete", *Cement and Concrete Research*, Vol. 3, No. 5, 1973, pp. 583-599.
7. M. R. Spoelstra, G. Monti., "FRP-Confined Concrete Model", *Journal of Composites and Construction, ASCE*, Vol. 3, No. 3, 1999, pp. 143-150.
8. S. J. Pantazopoulou., R. H. Mills., "Microstructural Aspects of the Mechanical Response of Plain Concrete," *ACI Materials Journals*, Vol. 92, No. 6, 1995, pp. 605-616.
9. Y. C. Wang., J. I. Restrepo., "Investigation of Concentrically Loaded Reinforced Concrete Columns Confined with Glass Fiber-Reinforced Polymer Jackets," *ACI Structural Journals*, Vol. 98, No. 3, 2001, pp. 377-385.
10. ANSI/ AISC 341-02, "Seismic Provisions for Structural Steel Buildings", pp. 40-41.
11. M. J. N. Priestley., F. Seible., G., M. Calvi., "Seismic Design and Retrofit of Bridges," *John Wiley & Son, INC.*, 1992, pp. 377-385.
12. J. G. Teng., J. F. Chen., S. T. Smith., L. Lam., "FRP Strengthened RC Structures", *John Wiley & Son, INC.*, 2002, pp. 168-176.
13. J. G. Macgregor., "Reinforced Concrete Mechanics and Design", *Prentice Hall, INC.*, 1997, pp. 429-441.