

탄소섬유쉬트로 보강한 콘크리트 충전강관(CFT) 기둥의 휨내력식

Flexural Strength Design Equation of Concrete Filled Steel Tube(CFT) Column Reinforced by Carbon Fiber Sheet

박재우¹⁾ · 홍영균²⁾ · 홍기섭³⁾

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

국문 요약 >> TR-CFT(Transversely Reinforced Concrete Filled Steel Tube) 기둥은 CFT 기둥의 국부좌굴부위를 탄소섬유쉬트로 보강을 하여 국부좌굴을 방지하거나 지연시키는 기둥부재이다. 본 연구에서는 TR-CFT 기둥의 휨내력 산정을 위한 설계식을 제안하였다. CFT 기둥의 ACI 설계식은 강관내부에 발생하는 콘크리트의 구속효과를 고려하지 않아 저평가 되고 있다. 따라서 본 연구에서는 구속효과를 고려한 콘크리트의 응력-변형률 곡선을 이용하여 CFT 기둥과 TR-CFT 기둥의 휨내력 산정식을 제안했으며 해석에 의한 예측 값들은 실험값과 잘 일치함을 확인할 수 있었다.

주요어 콘크리트충전 강관구조, CFT, TR-CFT, 합성기둥, 구속효과

ABSTRACT >> The TR-CFT(Transversely Reinforced Concrete Filled Steel Tube) column is proposed to control or at least delay the state of local buckling at the critical section by wrapping the CFT columns with a carbon fiber sheet. In this study, an equation to determine the flexural strength of TR-CFT is proposed. The ACI-318 code, in which the contribution of the confining effect in the concrete filled steel tube is not appropriately accounted for, may be conservative. Therefore, flexural strength design equations for CFT columns and TR-CFT columns are proposed based on the concrete strain-stress curve, which contributes to the confining effect. Finally, the predicted results for the CFT and TR-CFT columns are shown to be in good agreement with actual test results.

Key words concrete filled steel tube, CFT, TR-CFT, composite column, confining effect

1. 서론

최근 건축물은 고층화로 인해 수직하중 뿐만 아니라 풍하중이나 지진하중과 같은 수평하중도 고려하여 설계하고 있다. 특히 지진하중과 같은 수평하중이 발생할 시 건물의 기둥부재에 큰 모멘트와 전단력이 발생하여 축력과 모멘트를 동시에 받게 된다. 이를 해결하기 위해 최근 초고층 건물과 같은 건축물에서는 두 가지 이상의 재료를 효율적으로 이용한 합성구조 시스템을 사용한다. CFT(Concrete Filled Steel Tube, 이하 CFT) 기둥은 강관에 콘크리트를 충전시킨 합성부재로 일반 강관기둥보다 내진성능이 우수하지만 강관이

항복한 이후에는 기둥단부에 국부좌굴이 발생하여 부재의 내력이 감소하게 된다.⁽²⁾ 이를 보완하기 위해 국부좌굴 위치에 탄소섬유쉬트로 보강한 TR-CFT(Transversely Reinforced Concrete Filled Steel Tube, 이하 TR-CFT)에 대한 연구가 진행 중이다.^{(2),(3)} TR-CFT 기둥에 대한 기존 연구를 살펴보면 Xiao et al.와 박재우 등은^{(2),(3)} 기존 CFT 기둥의 국부좌굴을 제어하기 위해 기둥 단부에 탄소섬유쉬트로 보강하여 기둥의 휨성능에 대한 실험적 연구를 수행하였다. Xiao et al.⁽²⁾의 실험결과와 경우 기둥 단부에 탄소섬유쉬트로 추가 구속(Additional Confinement)을 한 CFT기둥의 휨실험을 통해 국부좌굴을 지연시켰을 뿐만 아니라, 이력곡선상의 최대내력 모멘트와 연성능력이 향상된 것으로 나타났다. 박재우 등은⁽³⁾ 탄소섬유쉬트로 보강한 각형강관 TR-CFT 기둥의 휨실험을 통해 콘크리트 강도와 보강검수에 따라 내력이 최대 22%까지 상승하였고, 연성능력의 경우 최대 24%까지 상승하는 것으로 나타났다. 이러한 TR-CFT 기둥의 상용화를 위해서는 TR-CFT 기둥에 대한 설계식이 필요하지만 이에 대한 연구의 진행상태는 아직 초기단계이다.

¹⁾ 학생회원·홍익대학교 건축학과 박사과정

(대표저자: anm21c@hanmail.net)

²⁾ 정회원·홍익대학교 건축학과, 정교수

³⁾ 홍익대학교 건축학과, 정교수

본 논문에 대한 토의를 2008년 8월 31일까지 학회로 보내 주시면 그 결과를 게재하겠습니다.

(논문접수일 : 2008. 4. 14 / 수정일 1차 : 2008. 6. 9, 2차 : 2008. 6. 18 / 게재확정일 : 2008. 6. 18)

TR-CFT 기둥의 설계식 제안에 앞서 선행되어야 할 것은 CFT 기둥의 설계식에 대한 고찰이다. 기존의 ACI 설계법의 경우 각형 CFT 기둥에 대해 일반 철근콘크리트기둥의 설계법을 그대로 적용한다.⁽⁴⁾ ACI 설계법은 내부에 충전된 콘크리트의 구속효과를 고려하지 않은 채 콘크리트의 일축압축강도 값을 단순 누가함으로서 설계값이 실험값보다 적게 나타나 저평가 되고 있다.

본 연구의 목적은 다음과 같다. 첫째, 위에서 언급한 ACI 설계식의 문제점을 보완하여 구속효과를 고려한 CFT 기둥의 공칭모멘트 산정을 위한 설계식을 수정하여 제안하고자 한다. 연구의 수행 과정으로는 기존연구자(Mander)의 이론⁽⁵⁾을 바탕으로 강관으로 구속된 콘크리트의 응력-변형률 관계곡선을 산정하였다. 산정한 관계곡선을 바탕으로 CFT 기둥의 경우 기존 ACI 318 설계법의 문제점을 보완하여 구속효과를 고려한 CFT 기둥의 공칭모멘트 산정식을 제안하였다. 둘째, 현재까지는 TR-CFT 기둥의 공칭모멘트 산정을 위한 제안식이 없으므로, 본 연구에서는 ACI 318 설계법을 응용하여 Monti⁽⁷⁾의 강관과 탄소섬유쉬트로 동시에 구속된 콘크리트 응력-변형률 관계곡선을 바탕으로 TR-CFT 기둥의 공칭모멘트 산정을 위한 새로운 설계식을 제안하였다. 끝으로 본 제안식에 대한 검증은 위해 타 연구자^{(2),(10-12)}의 실험 자료를 바탕으로 정확성과 타당성을 검증하였다.

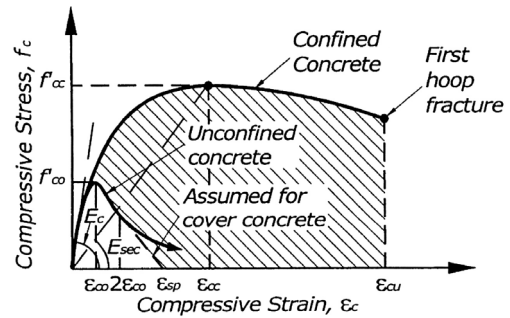
2. 구속된 콘크리트의 응력-변형률 관계이론

2.1 구속된 콘크리트의 역학적 메카니즘

콘크리트가 충전된 강관에 중심축하중이 재하되어 강관과 콘크리트에 하중이 동시에 가해지면 초기에는 구속력을 발휘하지 않는다. 이는 충전콘크리트의 포아송비가 강관의 포아송비 보다 작아 콘크리트가 횡방향으로 덜 팽창하기 때문이다. 그러나 하중이 계속적으로 재하되면 콘크리트의 횡방향 팽창이 강재의 횡방향 팽창을 따라잡게 되고 이로 인해 강관에서는 인장력이 발생하게 되며 충전 콘크리트의 횡방향 팽창을 억제하는 반지름 방향의 압력(구속압, Confinement Pressure)이 발생하게 된다. 이로 인해 콘크리트는 삼축응력상태가 되며 비구속된 콘크리트보다 압축강도와 종국변형이 증가하게 된다.

2.2 구속된 콘크리트의 응력-변형률 모델

Mander⁽⁵⁾가 제안한 강재에 의해 구속된 콘크리트의 응력-변형률 관계모델은 Popovics⁽⁶⁾가 제안한 식 (1)을 기초로 하고 있으며 구속된 콘크리트의 응력-변형률 관계는 그림 1과 같이 표현된다.



〈그림 1〉 Mander의 구속된 콘크리트 응력-변형률 관계

$$f'_c = \frac{f'_{\alpha} x r}{r - 1 + x'} \quad (1)$$

Mander의 구속된 콘크리트의 최대압축강도(f'_{α})와 최대 압축강도에서의 변형률 ϵ_{α} 는 식 (2)와 식 (3)과

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

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

여기서, $x = \frac{\epsilon_c}{\epsilon_{\alpha}}$

$$E_{sec} = \frac{f'_{\alpha}}{\epsilon_{\alpha}}$$

$$E_c = 5000 \sqrt{f'_{\omega}} \text{ (MPa)}$$

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

$$f'_l = \frac{2 f_s t_s}{d} = \frac{\rho_s f_s}{2} = \frac{\rho_s E_s \epsilon_l}{2}$$

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 축방향 변형률과 압축 축응력과의 관계식인 식 (4)를 이용하였다.

$$f'_c = E_{sec} \epsilon_c \quad E_{sec} = E_c \frac{1}{1 + \beta \epsilon_c} = \frac{1}{1 + 2\beta \epsilon_l} \quad (4)$$

여기서, $\beta = \frac{E_c}{f'_{\omega}} - \frac{1}{\epsilon_{\alpha}}$: 콘크리트 물성치

Monti는 콘크리트 초기접선탄성계수 $E_c = 5700 \sqrt{f'_{\omega}}$ (MPa)로 최대압축강도시의 변형률 $\epsilon_{\omega} = 0.002$ 로 가정하여 콘크리트 물성치 β 는 식 (5)와 같이 나타내었다.

$$\beta = \frac{5700}{\sqrt{f'_{\omega}}} - 500 \quad (5)$$

식 (5)를 식 (4)에 대입하여 정리하면 횡방향 변형률 ϵ_l 은 식 (6)과 같이 나타낸다.

$$\epsilon_l = \frac{E_c \epsilon_c - f'_c}{2\beta f'_c} \quad (6)$$

해석순서는 구속된 콘크리트의 축방향 변형률(ϵ_c)에 대해 전단계의 횡방향 구속력 f_{lp} 를 현재 단계의 횡방향 구속력으로 가정한다. 가정한 현재 단계의 횡방향 구속력 f_l 을 이용하여 최대응력 f'_{α} 를 식 (2)를 이용해 산정한다. 산정한 f'_{α} 값을 식 (1)에 대입하여 f'_c 를 구한 후, 계산된 f'_c 로부터 식 (6)을 이용해 횡방향 변형률 ϵ_l 을 계산하고 이 값으로부터 f_l 값을 구한다. 만약 f_l 값이 f_{lp} 와 차이가 날 경우 $f_l = f_{lp}$ 로 설정하여 수렴이 될 때까지 반복한다. $f_l = f_{lp}$ 이면(해석시 소수점 3째 자리까지 비교하였음) ϵ_l 이 탄소섬유쉬트 파단변형률 ϵ_{Fu} 에 도달할 때 까지 위의 계산과정을 반복한다.

3. 해석대상의 콘크리트 응력-변형률 관계

본 연구에서는 Mander와 Monti의 구속된 콘크리트의 응력-변형률 관계모델을 이용하여 해석을 수행하였다.

해석대상을 위한 모델은 박재우 등⁽³⁾이 한국강구조학회에 게재한 CFT 기둥 및 TR-CFT 기둥 실험체 8개를 대상으로 하였으며 기존의 이론^{(6),(8)}을 바탕으로 구속된 콘크리트의 응력-변형률 관계를 산정하였다.

강관의 크기는 125mm×125mm×4.5mm, 길이는 550mm이며 강재의 항복강도는 427MPa이다. 강관의 탄성계수는 210,000MPa이며 항복시 변형률(ϵ_y) 값은 0.00203이다. 제조사에서 제공한 탄소섬유쉬트의 물성치는 인장강도 F_F 는 4500MPa이며, 파단시 변형률 $\epsilon_{cu,F}$ 는 1.5%이다. 섬유중량은 200g/m²이며 두께는 0.111mm/ply이다. 해석을 위한 변수계획은 표 1과 같다.

〈표 1〉 해석부재 변수계획

해석대상 부재	설계압축강도(MPa)	보강두께(mm)
R2N	24	-
R2F - 1		0.111
R4N	40	-
R4F - 1		0.111
R5N	50	-
R5F - 1		0.111
R5F - 2		0.222
R5F - 3		0.333

주) * R① 5② F③ 1④ - 1⑤

- ① Rectangular Section
- ② 콘크리트강도 (2 = 24MPa, 4 = 40MPa, 5 = 50MPa)
- ③ 섬유보강유무 (N = 보강無, F = 보강有)
- ④ 보강겹수 (1 = 1겹, 2 = 2겹, 3 = 3겹)

3.1 강관으로 구속된 콘크리트의 응력-변형률 관계

강관으로 구속된 콘크리트의 응력-변형률의 경우 Mander의 응력-변형률 관계모델을 이용하였으며 계산의 편의를 위해 강관의 모서리반경 r 은 0으로 하였다. 극한변형률 ϵ_{cu} 는 Priestley⁽⁸⁾의 제안식 식 (7)을 이용하였다.

$$\epsilon_{cu,s} = 0.004 + \frac{1.4 \rho_s f_{yh} \epsilon_{sm}}{f'_{\alpha}} \quad (7)$$

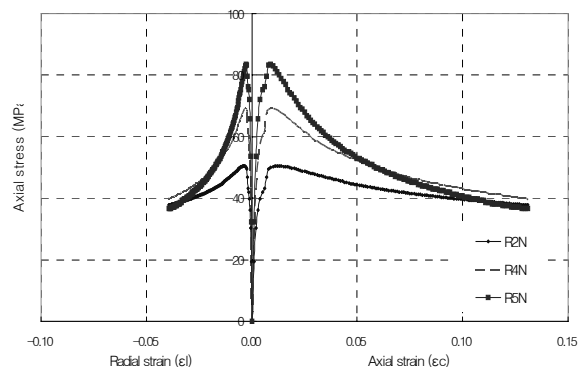
여기서, ρ_s : 횡방향 구속 철근의 체적비

f_{yh} : 횡방향철근의 항복강도

ϵ_{sm} : 최대 인장응력시의 철근의 변형률

f'_{α} : 구속된 철근의 최대압축강도

강관으로 구속된 콘크리트의 경우 변형률 $\epsilon_c=0.007$ 에서 강재가 항복하였으며 최대 압축강도시의 변형률 $\epsilon_c=0.011$ 이며 비구속된 콘크리트의 최대압축강도시 변형률 $\epsilon_{co}=0.002$ 에 비해 약 5.5배 증가하였다. 비구속된 콘크리트와 구속된 콘크리트의 최대압축강도 비인 최대압축강도 상승률 ($\frac{f'_{\alpha}}{f'_{\alpha co}}$)은 R2N 실험체는 2.05, R4N 실험체는 1.73, R5N 실험체는 1.57로 나타났다. 최대 압축강도에서의 변형률 값 이후 압축강도는 감소하였으며 최대강도 이후 중구변형률까지의 압축강도 저하율은 0.44~0.75로 나타났다.



〈그림 2〉 CFT 기둥의 구속된 콘크리트 응력-변형률 관계

그림 2의 좌측에 있는 횡방향 변형률(Radial Strain) 역시 우측에 있는 축방향 변형률(Axial Strain)곡선과 유사하게 최대압축강도 이후 점차적으로 압축강도가 감소하는 형태를 보이고 있다.

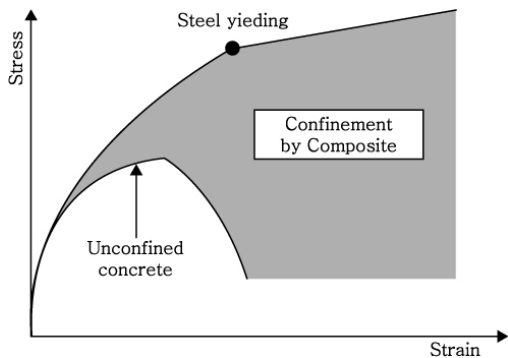
3.2 강관과 탄소섬유쉬트로 동시에 구속된 콘크리트의 응력-변형률 관계

TR-CFT 기둥은 CFT 기둥과는 달리 강관과 탄소섬유쉬

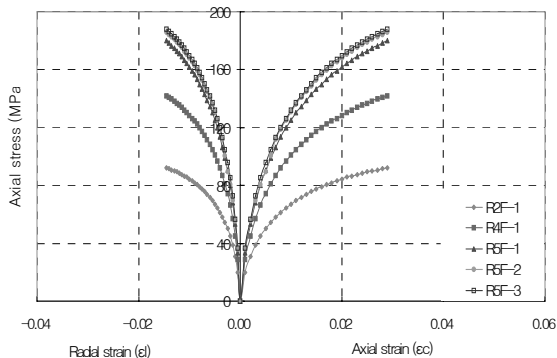
트로 동시에 구속된 복합재료(강관+탄소섬유쉬트)에 의한 구속압력을 받게 된다. 강관의 응력-변형률 관계모델 중 Elasto-Plastic 모델의 경우 항복점 이후 변형률이 증가하여도 응력이 일정한 형태로 나타난다. 이러한 강관의 성질 때문에 강관으로 구속된 콘크리트의 응력-변형률 관계는 초기에는 구속효과가 급격히 증가하지만 강관의 항복점 이후부터는 일정한 응력값 때문에 구속력은 점차적으로 감소하게 된다. 그러나 복합재료(강관+탄소섬유쉬트)로 동시에 구속된 TR-CFT 기둥의 콘크리트 응력-변형률 관계는 아래의 그림 3과 같이 강관이 항복하여도 탄소섬유쉬트로 인한 구속 때문에 구속력은 계속 증가하게 된다. 따라서 파단 시까지 변형률이 증가할수록 응력이 증가하는 탄소섬유쉬트의 응력-변형률 관계를 고려하면 강관의 항복단계 이후에도 탄소섬유쉬트로 인해 구속력은 계속 증가하여 콘크리트의 압축강도는 계속 증가할 것이다.

복합재료(강관 + 탄소섬유쉬트)로 동시에 구속된 콘크리트의 횡방향구속력(f'_{lc})은 식 (3)에서 탄소섬유쉬트와 강관이 동시에 구속되는 구속효과를 고려하여 두 재료의 구속력을 중첩하여 식 (8)과 같이 나타내었다.

$$f'_{lc} = \frac{2f_{yh}t_s}{d} = \frac{1}{2}(\rho_s f_{yh} + \rho_F f_{Fu}) \quad (8)$$



〈그림 3〉 강관과 탄소섬유쉬트로 동시에 구속된 콘크리트의 응력-변형률 관계



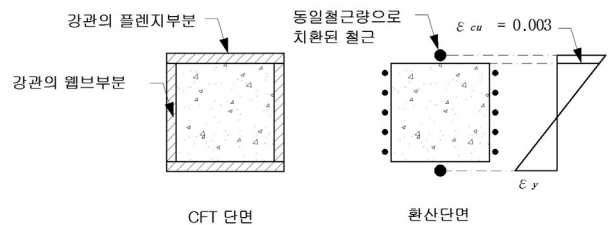
〈그림 4〉 TR-CFT 기둥의 구속된 콘크리트 응력-변형률 관계

그림 4는 TR-CFT 기둥에 대한 콘크리트의 응력-변형률 관계 곡선이다. 응력-변형률 관계곡선의 해석종료시점은 탄소섬유쉬트의 파단 시 변형률까지로 정의한다.

앞서 언급한 바와 같이 복합재료(강관+탄소섬유쉬트)로 동시에 구속된 TR-CFT의 콘크리트 응력-변형률 관계를 보면 강관의 항복점 이후에도 탄소섬유쉬트로 인한 구속력 때문에 압축강도가 계속적으로 증가하게 된다. 실험체는 압축 변형률 $\epsilon_c=0.007$ 에서 항복을 하였으며, 압축강도상승률 ($\frac{f'_{cc}}{f'_{co}}$)은 R2F 실험체는 3.75, R4F 실험체는 3.55, R5F(1-3) 실험체는 3.40~3.55로 나타났다.

4. 수정된 CFT Beam-Column의 휨내력 설계식 제안

4.1 ACI 설계법의 저평가 원인



〈그림 5〉 CFT 기둥의 ACI 설계법의 개념

CFT 기둥의 ACI 설계법의 설계개념은 그림 5와 같이 강관의 플렌지 부분과 웹부분을 각각 동일철근량으로 불연속하게 치환하여 모델링화 한다. R/C 기둥의 설계개념과 마찬가지로 압축측의 최대 변형률은 0.003 인장측의 철근의 최대변형률은 $\frac{f_y}{E_s}$ 로 하며, 기둥 부재단면의 도심을 중심으로 공칭모멘트를 산정한다. 그러나 각형강관을 사용한 CFT 기둥의 ACI 설계법은 내부충전 콘크리트의 구속효과로 인한 강도상승효과를 고려하지 않은 채 콘크리트의 응력블럭 $0.85f'_c$ 를 단순누가하여 제시하고 있다. 이로 인해 규준에 의해 산정된 설계값은 실제 실험값보다 적게 나타나 저평가 되고 있다. 기존의 ACI 설계식의 단점을 보완하기 위해서는 구속효과를 고려한 콘크리트 응력블럭을 사용하여 기둥 부재의 공칭모멘트 값을 산정해야 한다.

4.2 실험결과 요약

실험의 결과는 박재우 등⁽³⁾이 한국강구조학회에 게재한 실험결과를 인용하였다. 표 2에서는 각 실험체에 대한 정(+) 방향과 부(-)방향의 최대모멘트 값 및 두 방향의 최대모멘트 값을 평균값으로 산정하여 정리해 나타내었다.

〈표 2〉 실험체의 최대모멘트 결과

실험체명	정방향 (+) 모멘트 (kN-m)	부방향 (-) 모멘트 (kN-m)	평균값 모멘트 (kN-m)
R2N	42.76	-44.19	43.50
R2F-1	46.34	-43.45	44.90
R4N	46.19	-54.16	50.20
R4F-1	50.63	-51.80	51.20
R5N	52.40	-52.01	52.20
R5F-1	54.55	-51.64	53.10
R5F-2	57.60	-60.79	59.20
R5F-3	59.93	-63.92	61.90

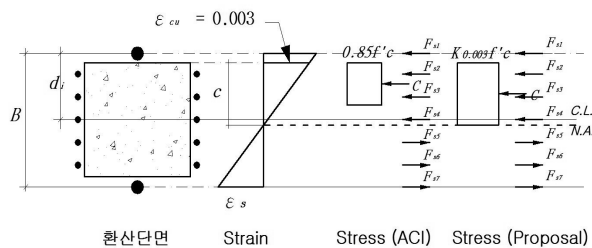
각 실험체의 정(+) 방향의 최대 모멘트와 부(-) 방향의 최대 모멘트 값의 평균값을 실험체의 최대모멘트 값으로 정하였다. 실험결과 보강을 하지 않은 CFT Beam-Column의 경우 콘크리트 강도가 증가함에 따라 최대 22.5% 정도의 휨내력 상승효과를 가져왔다.

탄소섬유쉬트 보강 유무(有無)의 변수효과를 살펴보면 최대 9.6% 정도의 휨내력이 상승하여, 탄소섬유쉬트 한 겹으로 보강한 경우 내력상승에 영향을 별로 미치지 않는 것으로 나타났다.

탄소섬유쉬트 보강량에 따른 내력상승효과는 최대 18.6% 까지 휨내력이 상승되어 보강량이 내력상승에 두드러지게 영향을 미치는 것으로 나타났다.

4.3 수정된 CFT Beam-Column의 공칭모멘트 설계식

본 연구에서는 구속효과를 고려한 콘크리트 응력블럭을 고려하여 그림 6과 같은 설계개념을 제안하였다.

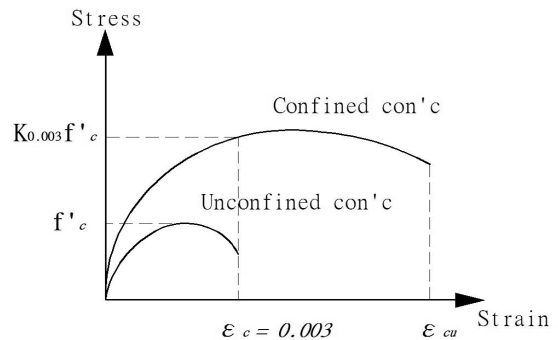


〈그림 6〉 CFT 기둥의 수정된 설계개념

설계를 위한 기본가정은 다음과 같다.

- ① 각 Layer의 평단면(Plane Section)은 힘을 받은 후에도 평단면(Plane Section)을 유지한다(평면유지의 법칙).
- ② 콘크리트의 인장응력은 무시한다.
- ③ 콘크리트, 강재와 탄소섬유쉬트는 합성체로 거동한다.
- ④ 콘크리트의 압축 최대변형률은 0.003으로 제한한다.

해석을 위한 모델의 경우 그림 6과 같이 강관의 상하 플렌지 부분은 1개의 불연속 철근으로 웨브부분은 5개의 불연속 철근으로 각각 동일철근량으로 치환한다. 콘크리트의 응력-변형률 모델은 그림 1의 강관의 의해 구속된 콘크리트 응력-변형률 모델을 사용하였다. 강관 내부에 충전된 콘크리트는 비구속된 콘크리트의 극한변형률 0.003을 초과하면 파괴되며 이후 단계에서는 강관이 하중을 저항하게 되는 주요 역할을 하기 때문에 설계 제안식의 목적상 보수적인 관점에서 압축측 콘크리트의 최대변형률은 0.003으로 제한한다. 압축측 최대변형률을 0.003으로 하여 이 때의 비구속된 콘크리트 최대압축강도에 대한 구속된 콘크리트의 압축강도의 비율인 강도상승계수는 $K_{0.003}$ 이라 정의한다(그림 7 참고).



〈그림 7〉 강도상승계수($K_{0.003}$)의 개념

인장측의 최대 변형률은 ACI 318 설계법을 적용하여 $\frac{f_y}{E_s}$ 로 하여 단면의 중립축을 산정한다. 산정한 중립축을 바탕으로 각 재료의 응력블럭의 도심과 면적을 계산하여 CFT 기둥의 공칭모멘트를 산정한다. 본 연구는 설계식을 제안하는 것에 그 목적을 두고 있으므로 계산의 편의상 콘크리트 응력블럭은 사각형으로 가정하여 압축측에 전단면에 걸쳐 분포한다고 가정하였다. 단면의 도심을 중심으로 CFT 기둥의 공칭모멘트 산정을 위한 제안식은 식 (9)와 같다.

$$M_n = K_{0.003} (0.85f'_c) \cdot c(B-2t)a + \sum_{i=1}^n A_{si} f_{si} \left(\frac{B}{2} - d_i \right) \quad (9)$$

여기서, $K_{0.003}$: CFT 기둥의 강도상승계수

B : 부재의 폭

t : 강관의 두께

c : 중립축 깊이

d_i : 상부플렌지 환산철근 부터 i 번째 환산철근의 중심간 거리

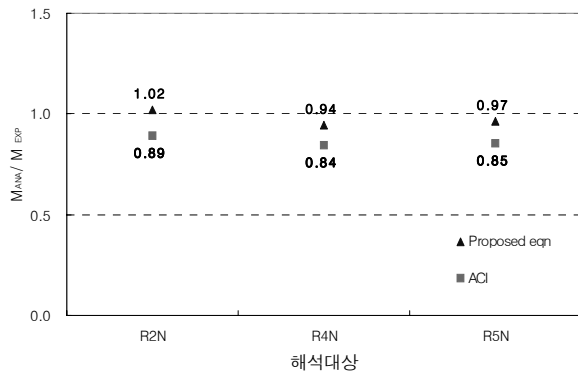
a : 기둥의 단면중심부터 콘크리트 응력블럭 도심 까지 거리

A_{si}, f_{si} : i 번째 철근의 단면적 및 응력값

위 제안식을 바탕으로 산정한 실험체의 휨내력 값과 ACI 설계법을 이용하여 산정한 휨내력 값을 비교하여 표 3 및 그림 8에 나타내었다.

〈표 3〉 CFT Beam-Column의 ACI 설계식과 제안식의 결과 비교

해석 부재	M_{EXP} (kN-m)	M_{ACI} (kN-m)	$\frac{M_{ACI}}{M_{EXP}}$	$K_{0.003}$	$M_{제안식}$ (kN-m)	$\frac{M_{제안식}}{M_{EXP}}$
R2N	43.50	38.80	0.89	1.47	44.30	1.02
R4N	50.20	42.30	0.84	1.31	47.40	0.94
R5N	52.20	44.50	0.85	1.24	50.40	0.97

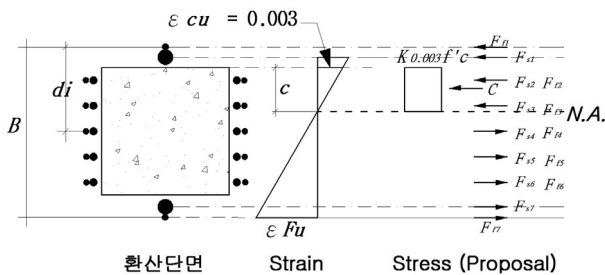


〈그림 8〉 CFT Beam-Column의 제안식 결과와 ACI결과와의 비교

ACI 설계법에 의한 해석결과는 실제 실험치보다 약 84.0% ~ 89.0% 정도의 결과값이 나타나 ACI 설계법은 실제 실험 값에 비해 저평가 되어있음을 알 수 있었다. 이는 콘크리트의 구속효과를 고려하지 않음으로 인해 발생되었으며 현재 ACI 318 설계법에 의한 CFT 기둥의 휨내력 값을 그대로 적용하는 것은 적절치 않은 것으로 사료된다. 구속효과를 고려한 콘크리트 응력블럭을 사용한 수정된 제안식의 해석 결과 값은 실험값과 거의 비슷하여 ACI 설계법에 의해 산정된 값보다 향상된 결과를 보여주고 있다.

4.4 TR-CFT Beam-Column의 공칭모멘트 설계식 제안

TR-CFT Beam-Column의 경우 ACI 설계법의 개념을 도입하여 강관과 탄소섬유쉬트를 동일 단면적으로 치환하여 그림 9에 나타내었다.



〈그림 9〉 TR-CFT Beam-Column의 설계개념

균형파괴점의 경우 콘크리트의 압축축 최대변형률은 0.003으로 가정하고 인장축의 최대변형률은 탄소섬유쉬트의 파단 시점인 ϵ_{Fu} 으로 하여 중립축을 산정한 후 강관과 탄소섬유쉬트를 환산하여 공칭모멘트를 산정한다. 압축축 콘크리트 응력의 경우 CFT 기둥과 마찬가지로 변형률 0.003에서의 강도상승계수 $K_{0.003}$ 을 적용해 구속효과를 고려하여 식 (10)과 같이 단면의 도심을 중심으로 TR-CFT 기둥의 공칭모멘트 산정식을 제안하였다.

$$M_n = K_{0.003} (0.85f'_c) c (B-2t)a + \sum_{i=1}^n A_{si} f_{si} (\frac{B}{2} - d_i) + \sum_{i=1}^n A_{Fi} f_{Fi} (\frac{B}{2} - d_i) \tag{10}$$

여기서, $K_{0.003}$: TR-CFT 기둥의 강도상승계수

B : 부재의 폭

t : 강관의 두께

c : 중립축 깊이

d_i : 상부플렌지 환산철근 부터 i 번째 환산철근의 중심간 거리

a : 기둥의 단면중심부터 콘크리트 응력블럭 도심 까지 거리

A_{si}, f_{si} : i 번째 철근의 단면적 및 응력값

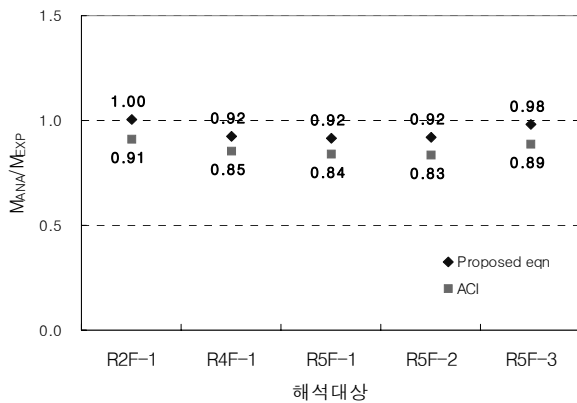
A_{Fi}, f_{Fi} : i 번째 탄소섬유쉬트의 단면적 및 응력값

제안식 식 (10)을 이용하여 산정한 실험체의 공칭모멘트 값과 실험 결과 값을 비교하여 표 4에 나타내었다. 다만 현재 ACI 설계법에 의한 TR-CFT 기둥의 공칭모멘트 산정식은 현재 제안되어 있지 않으므로 압축축 콘크리트의 최대변형률은 0.003, 인장축의 최대변형률은 탄소섬유쉬트 파단시의 변형률로 하여 중립축을 산정하고 콘크리트의 등가블럭은 현행 ACI 설계법을 적용하여 $0.85f'_c$ 으로 하였다.

아래의 표 4 및 그림 10과 같이 TR-CFT 기둥에서 ACI 설계법에 의해 산정된 설계값보다 콘크리트의 구속효과를 적용한 제안식에 의한 설계값이보다 정확하고 향상된 공칭모멘트 값을 산정할 수 있음을 알 수 있었다.

〈표 4〉 TR-CFT beam-column의 ACI 설계식과 제안식의 결과 비교

해석 부재	M_{EXP} (kN-m)	M_{ACI} (kN-m)	$\frac{M_{ACI}}{M_{EXP}}$	$K_{0.003}$	$M_{제안식}$ (kN-m)	$\frac{M_{제안식}}{M_{EXP}}$
R2F-1	44.90	40.80	0.91	1.58	45.10	1.00
R4F-1	51.20	43.60	0.85	1.43	47.30	0.92
R5F-1	53.10	44.50	0.84	1.28	48.70	0.92
R5F-2	59.20	49.30	0.83	1.31	54.50	0.92
R5F-3	61.93	55.00	0.89	1.37	60.60	0.98



〈그림 10〉 TR-CFT Beam-Column의 제안식 결과와 ACI 결과와의 비교

4.5 타 연구자의 실험결과를 통한 제안식 검증

본 연구에서 제안된 CFT 및 TR-CFT 기둥의 설계식에 대한 검증을 위해 여러 연구자(Tommi 1979, Varma 2002, 최성모 2003, Xiao 2005)^{(2),(10-12)}의 실험결과 값과 제안식에 산정된 공칭모멘트 값을 비교분석 하였다.

4.5.1 CFT 기둥의 제안식 검증

먼저 CFT 기둥에 대한 제안식의 검증을 위해 여러 연구자⁽¹⁰⁻¹²⁾의 실험데이터를 참고하여 제안식에 대한 검증을 실시 하였으며, 실험체의 단면제원은 표 5와 같다.

〈표 5〉 CFT 기둥의 실험체 단면제원

연구자	실험체명	단면크기	F_y (MPa)	f'_c (MPa)
Tommi	II-4	□-100×100×2.2	289	22.0
Varma	BC-32-46-20	□-305×305×8.6	269	110.0
	BC-32-80-20	□-305×305×8.9	600	110.0
	BC-48-46-22	□-305×305×5.8	471	110.0
	RF3C45	□-125×125×3.2	320	49.9
최성모	RF4C45	□-125×125×4.5	366	49.9
	RF5C45	□-125×125×6.0	305	49.9

위 기존 연구자들의 실험결과 7개를 바탕으로 제안식과 ACI 설계법에 의해 산정된 설계값과 및 실험결과 값을 비교하여 표 6에 나타내었다.

4.5.2 TR-CFT 기둥의 제안식 검증

탄소섬유쉬트로 구축된 TR-CFT 기둥의 휨 실험에 대한 연구진행결과는 현재 Xiao et al.⁽²⁾, 박재우 등⁽³⁾의 연구 2개 외에 진행되지 않은 여건상 이전 장에서 분석한 박재우 등 (2007)의 실험데이터 5개 외에 Xiao et al.의 실험데이터 2개와 비교분석하였다.

〈표 6〉 CFT 기둥의 기존연구자의 실험결과와 해석결과와의 비교

해석 부재	M_{EXP} (kN-m)	M_{ACI} (kN-m)	$\frac{M_{ACI}}{M_{EXP}}$	$K_{0.003}$	$M_{제안식}$ (kN-m)	$\frac{M_{제안식}}{M_{EXP}}$
II-4	11.8	9.8	0.83	1.13	11.1	0.94
BC-32-46-20	606.0	476.6	0.79	1.07	627.5	1.04
BC-32-80-20	933.0	787.6	0.84	1.09	940.2	1.01
BC-48-46-22	629.0	523.5	0.83	1.07	680.0	1.08
RF3C45	37.9	26.7	0.70	1.09	33.5	0.94
RF4C45	50.9	37.5	0.74	1.12	46.2	0.89
RF5C45	52.9	40.2	0.76	1.13	50.6	0.91

실험체의 단면제원은 표 7과 같다.

〈표 7〉 TR-CFT 기둥의 실험체 단면제원

연구자	실험체명	단면크기	F_y (MPa)	f'_c (MPa)	F_F (MPa)	보강 두께 (mm)
Xiao et al.	C2-CCFT-3	Φ336×3.0	600	110.0	2500	0.88
	C4-CCFT-4	Φ325×6.0	471	110.0	2500	0.88

제안식과 ACI 설계법에 의해 산정된 설계값과 및 실험결과 값을 비교하여 표 8에 나타내었다.

〈표 8〉 TR-CFT 기둥의 기존연구자의 실험결과와 해석결과와의 비교

해석 부재	M_{EXP} (kN-m)	M_{ACI} (kN-m)	$\frac{M_{ACI}}{M_{EXP}}$	$K_{0.003}$	$M_{제안식}$ (kN-m)	$\frac{M_{제안식}}{M_{EXP}}$
C2-CCFT-3	315	267.8	0.85	1.12	302.9	0.96
C4-CCFT-4	360	295.2	0.82	1.27	335.3	0.93

해석분석결과에서 알 수 있듯이 본 연구에서 제안한 구속 효과를 고려한 설계식의 경우 기존의 ACI 설계법에 비해 월등히 향상되고 정확한 해석값을 보여주고 있으며, 대부분의 실험체가 제안식에서 산정된 공칭모멘트값과 실험결과 값이 근접한 결과를 보이고 있다. 이와 같이 본 연구에서 제안한 설계식을 여러 연구자의 실험체 단면에 적용함으로써 설계식의 타당성을 입증할 수 있었으며, 본 연구에서 제안한 설계식을 사용할 기존의 ACI 설계법에 비해 보다 정확하고 향상된 부재의 휨내력을 예측할 수 있을 것으로 기대된다.

5. 결론

본 연구에서는 CFT와 TR-CFT Beam-Column의 공칭모멘트산정을 위한 설계식을 제안하였으며 이를 통해 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

1. 기존 ACI 설계법의 경우에는 강관 안에 구축된 콘크리트의 구속효과를 고려하지 않은 채 일축압축강도를 단순누가

하여 제시해 공칭모멘트 값이 실제 실험값보다 적게 산정되어 저평가 되고 있다. 따라서 보다 정확한 기둥의 휨내력 산정을 위해서는 구속효과를 고려한 콘크리트의 응력블럭을 고려하여 공칭모멘트 값을 산정해야 한다.

2. ACI 설계법의 문제점을 보완하여 CFT 기둥에서 강관과 탄소섬유쉬트의 구속효과를 적용하여 공칭모멘트 설계식을 아래와 같이 제안하였다.

$$M_n = K_{0.003} (0.85f'_c) \cdot c(B-2t)a + \sum_{i=1}^n A_{si} f_{si} \left(\frac{B}{2} - d_i \right)$$

그 결과 ACI 설계법에 의한 해석결과는 실제 실험값보다 적게 산정되어 저평가 되어있음을 확인할 수 있었다. 그러나 제안식 경우 실험값과 거의 유사하게 나타나 보다 정확하고 향상된 기둥의 공칭모멘트값을 예측할 수 있었다.

3. 또한 본 연구에서는 기존의 CFT 기둥의 ACI 설계모형을 이용하여 TR-CFT 기둥의 공칭모멘트 산정을 위한 설계식은 아래와 같이 제안하였다.

$$M_n = K_{0.003} (0.85f'_c) c (B-2t)a + \sum_{i=1}^n A_{si} f_{si} \left(\frac{B}{2} - d_i \right) + \sum_{i=1}^n A_{Fi} f_{Fi} \left(\frac{B}{2} - d_i \right)$$

해석결과 구속효과를 고려한 콘크리트 응력블록모델을 사용한 제안식이 콘크리트 응력블럭 $0.85f'_c$ 를 사용한 ACI 설계식 보다 실험값에 근접한 기둥의 공칭모멘트 값을 산정할 수 있었다.

4. CFT 기둥과 TR-CFT 기둥의 설계제안식에 대한 검증을 위해 기존의 연구자^{(2),(10-12)}의 실험결과와 제안식을 비교·분석하였다. 분석결과 기존의 ACI 설계법의 경우 실험 결과값과 비교해 저평가 되어 있었으나 제안식의 경우보다 실험값에 근접하여 정확하고 향상된 결과값을 보여 주고 있다.

참 고 문 헌

1. 대한건축학회, 요설 콘크리트충전 강관구조, 2004, pp. 19-21.
2. Xiao, y., He, W., and Choi, K. K., "Confined Concrete-Filled Tubular Columns," *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 131, No. 3, 2005, pp. 488-497.
3. 박재우, 김진호, 홍영균, 홍기섭, "축력과 반복수평력을 받는 TR-CFT기둥에 관한 실험적 연구", 한국강구조학회 논문집, 제 19권 4호, 2007, pp. 403-412.
4. ACI Committee 318., *Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary*, American Concrete Institute., pp. 119-122.
5. Mander, J. B., Priestley, M. J. N., and Park, R., "Theoretical Stress-Strain Model for Confined Concrete," *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 114, No. 8, 1988, pp. 1804-1826.
6. Popovics, S., "A Numerical Approach to the Complete Stress-Strain Curve for Concrete," *Cement and Concrete Research*, Vol. 3, No. 5, 1973, pp. 583-599.
7. Spoelstra, M. R. and Monti, G., "FRP-Confined Concrete Model," *Journal of Composites and Construction*, ASCE, Vol. 3, No. 3, 1999, pp. 143-150.
8. Priestley, M. J. N, Seible, F., and Calvi, G. M, *Seismic Design and Retrofit of Bridges*, John Wiley & Sons, 1992, pp. 377-385.
9. Teng, J. G., Chen, J. F., Smith, S. T., and Lam. L., *FRP Strengthened RC Structures*, John Wiley & Sons, 2002, pp. 168-176.
10. Tommi, M. and Sakino, K., "Elasto-Plastic Behavior of Concrete Filled Square Steel Tubular Beam-Columns", *Transactions of the Architectural Institute of Japan.*, No. 280, 1979, pp. 111-120.
11. Varma, A. H., Ricles, J. M., Sause, R., and Lu, L. W., "Experimental Behavior of High Strength Square Concrete-Filled Steel Tube Beam-Columns", *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 128, No. 3, 2002, pp. 309-318.
12. 최성모, 강석빈, 김대중, "저축력과 반복수평력을 받는 콘크리트충전 강관기둥의 이력특성," 한국강구조학회 논문집, 제 15권 2호, 2003, pp. 207-217.
13. 지구현, "일정축력과 반복수평력을 받는 콘크리트충전 각형강관 기둥의 변형성능 평가," 서울시립대학교 석사 학위논문, 2000.
14. 강석빈, "정축력하에서 반복수평력을 받는 콘크리트 충전 강관기둥의 이력기둥에 대한 연구," 서울시립대학교 석사학위논문, 2000.
15. 정훈식, "탄소섬유쉬트와 나선형 철근으로 동시에 구속된 콘크리트의 응력-변형률 관계 산정에 관한 연구," 성균관대학교 석사학위논문, 2002.
16. 홍원기, 김희철, 정진훈, "축하중과 반복 횡하중을 받는 콘크리트 충전 원형 탄소섬유 듀브 기둥의 휨거동 특성," 한국지진공학회논문집, 제 8권 3호, 2004, pp. 13-22.
17. 이경훈, 김희철, 홍원기, 이영학, 엄철환, "탄소 섬유관으로 구속된 콘크리트 부재의 신뢰성 해석," 한국지진공학회논문집, 제 10권 5호, 2005, pp. 1-9.
18. Macgregor, J. G., *Reinforced Concrete Mechanics and Design*, Prentice Hall, 1997, pp 429-441.