

콘크리트 충전형 압축부재의 단면특성에 따른 구속효과 평가

Evaluation for Confined Effects by the Sectional Properties of Concrete Filled Steel Tube Columns

박 국 동¹⁾ · 황 원 섭²⁾ · 김 희 주³⁾ · 전 명 일⁴⁾
Park, Kuk Dong · Hwang, Won Sup · Kim Hee Ju · Jun Myung Il

요약 : 콘크리트 충전형 합성부재는 압축하중 상태에서 강재에 의한 콘크리트의 구속효과와 콘크리트에 의한 강재의 국부좌굴에 대한 보강 효과를 기대할 수 있는 압축부재이다. 기존의 연구결과를 실험결과와 비교한 후, 구속효과가 하중-변위 관계에 미치는 영향을 평가하여 기존의 응력-변형률 관계를 수정하였다. 수정된 응력-변형률 관계를 적용한 비선형 수치해석 프로그램을 작성하여 단면특성과 재료특성에 따른 각각의 설계 변수들이 하중-변위 관계와 모멘트-곡률 관계에 미치는 영향을 평가하였다.

ABSTRACT : Concrete-filled steel tube columns are expected to have confined effects of the steel on the concrete and reinforced local buckling effects of the concrete. After comparing the results of existing studies with the experimental results from this study, the stress-strain relations were modified by evaluating the load-displacement with consideration of the confined effects. The effects of the parameters on the load-displacement and moment-curvature relationship according to the sectional and material properties were analyzed.

핵심용어 : 콘크리트 충전형 합성기둥, 구속효과, 응력-변형률 관계, 하중-변위 관계, 모멘트-곡률 관계

KEYWORDS : concrete filled steel tube column, confined effect, stress-strain relation, load-displacement relation, moment-curvature relation

1. 서론

합성기둥에 대한 연구는 1950년대 말부터 1960년대 중반 이후 기본적인 개념이 수립되었으며, 이후 많은 연구가 이루어졌으나 실무에의 적용은 미흡한 실정이다.

콘크리트 충전형 합성기둥은 기존의 강재 및 철근콘크리트 기둥에 비해서 강성 및 연성이 우수할 뿐만 아니라 강재와 콘크리트의 상호보완 작용으로 단면의 치수를 상당히 절감할 수 있어 경제성 및 시공성에 상당한 장점을 가지고 있다.

일본에서는 1987년에 AIJ 설계기준에서 CFT 기둥의 강도를 강관의 내하력과 콘크리트의 내하력을 각각 단순 누가하여 산정하는 설계식이 처음으로 제안되었으며, 1997년에는 CFT 기둥의 설계 및 시공에 관한 CFT 설계지침서가 발간되었고, CFT 설계지침서에서는 콘크리트의 압축강도를 60MPa 이하로 규정하고 있다. 그리고 AISC-LRFD에서는 CFT 기둥에 사용되는 강재의 항복강도는 460MPa 이하,

콘크리트의 압축강도는 60MPa 이하가 되도록 규정하고 있다. 그러나 아직 콘크리트 충전에 의한 강관의 국부좌굴의 억제효과와 강관의 콘크리트 구속효과로 인한 강도 상승효과 등이 명확히 밝혀지지 않아 합성효과를 고려한 합리적인 설계식은 마련되어 있지 않은 실정이다.

CFT 압축부재의 정확한 해석을 위해서는 콘크리트의 구속효과와 비선형성이 고려된 재료특성에 대한 검토가 필요하다. 따라서 본 연구에서는 기존의 비구속, 구속상태 콘크리트의 압축응력-변형률 관계를 해석결과와 실험결과와의 비교 분석을 통하여 수정하였고, 다음으로 이와 같이 수정한 재료특성을 기초로 CFT 압축부재에 대한 단면특성과 재료특성에 따른 각각의 설계변수들이 하중-변위 관계와 모멘트-곡률 관계에 미치는 영향을 검토하여 강도평가 산정에 대한 기초자료로 이용하였다.

1) 교신저자. 인하대학교 사회기반시스템공학부 대학원 박사수료
(Tel. 032-873-2130, E-mail : dong-math@hanmail.net)

2) 인하대학교 사회기반시스템공학부 교수, 공학박사(hws@inha.ac.kr)

3) 인하대학교 사회기반시스템공학부 대학원 박사과정(heeju@inhaian.net)

4) 인하대학교 사회기반시스템공학부 대학원 박사수료(ezieng@chol.com)

본 논문에 대한 토의를 2011년 2월 28일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

2. 구속상태 콘크리트의 응력-변형률 관계

압축하중과 휨모멘트가 작용하는 CFT 압축부재의 단면이 파손될 때까지 흡수할 수 있는 에너지 흡수능력과 추가의 축하중을 예측하기 위해서는 구속효과를 고려한 정밀한 강도평가 산정식이 필요하다.

ACI 설계기준(2002)에서는 횡방향으로 보강된 압축부재는 축방향 하중에 의하여 중심부 콘크리트는 횡방향 변형이 발생하나, 이 변형은 중심부 콘크리트를 둘러싸고 있는 강재에 의하여 구속되고, 이러한 구속력에 의하여 중심부 콘크리트는 추가의 축하중을 지지할 수 있게 된다. 구속상태 콘크리트의 최대압축강도(f_{cc})는 평균압축강도(f_{cm})와 횡방향 구속응력(f_l)에 의하여 식 (1)과 같이 표현될 수 있으며, 여기서 횡방향 구속응력에 대한 영향계수(α)는 비선형 재료특성과 단면특성에 따른 함수로 실험에 의하여 결정되는 계수이다.

$$f_{cc} = f_{cm} + \alpha \cdot f_l \quad (1)$$

2.1 구속응력과 유효구속응력

그림 1과 같이 원형단면을 갖는 CFT 압축부재는 외부강재에 의하여 콘크리트를 구속하고 있으며, 이 때 콘크리트에 작용하는 구속응력은 그림 2의 종방향 자유물체도와 횡방향 자유물체도로부터 횡방향 힘에 대한 평형조건식에 의하여 식 (2)와 같이 유도되어진다. (한택희, 2007)

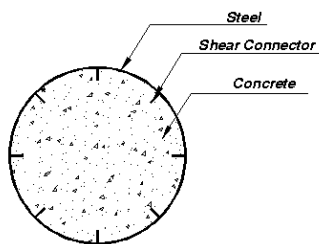


그림 1. 원형단면을 갖는 CFT 압축부재

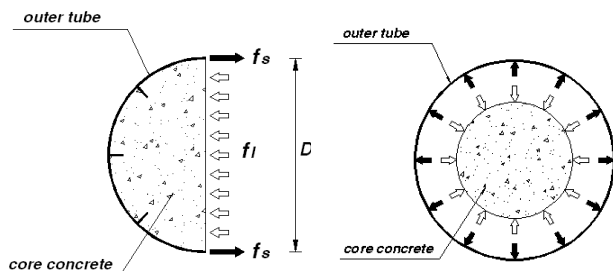


그림 2. 원형 CFT 압축부재의 자유물체도

$$Df_l = 2f_s t, \quad f_l = \frac{2f_s}{D/t} \quad (2)$$

여기서, f_l : 중심부 콘크리트에 작용하는 구속응력
 f_s : 강재의 응력
 D : 콘크리트 직경 t : 강재 두께

AISC-LRFD 설계기준(2001)에서 규정하고 있는 원형강관의 직경-두께비(D/t)의 제한값은 강재에 국부좌굴이 발생되지 않는 범위에서 해석을 수행하기 위한 값으로 강재의 항복강도(f_y)와 탄성계수(E_s)에 의하여 식 (3)과 같이 계산된다.

$$\frac{D}{t} \leq \sqrt{\frac{8E_s}{f_y}} \quad (3)$$

2.2 구속상태 콘크리트의 기존 제안모델

Kent & Park(1982)이 제안한 콘크리트의 응력-변형률 관계는 비구속상태에서의 콘크리트 모델인 Hognestad(1955) 제안식을 실험을 통하여 구속효과를 고려할 수 있는 응력-변형률 관계 모델을 제안하였으며, 향후 Saatcioglu & Razvi(1992), Hu & Torres(2005), CEB-FIP(1999) 설계기준 등으로 확장되었다.

식 (4)는 Kent & Park(1982)이 제안한 콘크리트의 응력-변형률 관계이며, 콘크리트의 최대압축강도(f_{cc}) 이전과 이후로 각각 구별하여 제안하고 있다.

$$\frac{f_c}{f_{cc}} = \left\{ 2 \frac{e_c}{e_{cc}} - \left(\frac{e_c}{e_{cc}} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{(1+2k)}} \quad 0 \leq e_c \leq e_{cc} \quad (4a)$$

$$\frac{f_c}{f_{cc}} = 1 + 0.15 \frac{e_c - e_{cc}}{e_{cc} - e_{85}} \quad e_{cc} \leq e_c \leq e_{ccu} \quad (4b)$$

여기서, f_c : 콘크리트 압축응력 e_c : 콘크리트 압축변형률
 f_{cc} : 콘크리트 최대압축강도
 e_{cc} : 콘크리트 최대압축강도 변형률
 e_{85} : 콘크리트 최대압축강도의 85% 변형률
 e_{ccu} : 콘크리트 극한변형률

등가의 구속응력(f_{leq})과 평균압축강도(f_{cm})와의 비를 나타내는 응력비(k)는 식 (5)와 같이 계산되며, 횡방향 유효구속응력(f'_l)은 합성형태에 따라 평형조건과 적합조건으로부터 계산된다.

$$f_{leq} = 6.7(f'_l)^{0.83}, \quad k = \frac{f_{leq}}{f_{cm}} \quad (5)$$

최대압축강도(f_{cc})의 85%에 대한 변형률(e_{85})은 강재비(ρ_s)와 평균압축강도(f_{cm})의 85%에 대한 변형률($e_{0.85}$)에 의하여 식 (6)과 같이 구할 수 있으며,

$$e_{85} = 260\rho_s e_{cc} + e_{0.85} \quad (6)$$

구속효과를 고려한 최대압축강도(f_{cc})와 최대압축강도변형률(e_{cc})은 평균압축강도(f_{cm})와 평균압축강도변형률(e_{co}), 응력비(k)에 의하여 식 (7)과 같이 계산된다.

$$f_{cc} = f_{cm}(1+k) \quad (7a)$$

$$e_{cc} = e_{co}(1+5k) \quad (7b)$$

또한, 구속상태 콘크리트의 극한변형률(e_{ccu})은 식 (8)과 같다.

$$e_{ccu} = \frac{0.8}{0.15}(e_{85} - e_{cc}) + e_{cc} \quad (8)$$

2.3 구속상태 콘크리트의 수정 제안모델

본 연구에서는 구속효과를 고려한 콘크리트의 압축응력-변형률 관계를 그림 3과 같이 콘크리트의 평균압축강도변형률(e_{co})과 구속상태 콘크리트의 최대압축강도변형률(e_{cc})을 기준으로 세 단계로 구분하였다.

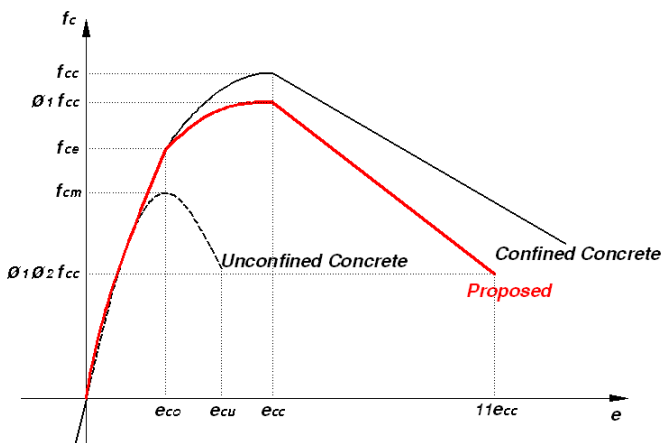


그림 3. 구속상태 콘크리트의 수정 제안모델

구속효과를 고려한 각 단계별 콘크리트의 압축응력-변형률 관계는 식 (9)와 같다.

$$f_c = f_{cc} \left\{ 2 \frac{e_c}{e_{cc}} - \left(\frac{e_c}{e_{cc}} \right)^2 \right\}^{1/(1+2k)} \quad 0 \leq e_c < e_{cc} \quad (9a)$$

$$f_c = f_{cc} + (\phi_1 f_{cc} - f_{cc}) \left\{ 2 \left(\frac{e_c - e_{co}}{e_{cc} - e_{co}} \right) - \left(\frac{e_c - e_{co}}{e_{cc} - e_{co}} \right)^2 \right\} \quad e_{co} \leq e_c < e_{cc} \quad (9b)$$

$$f_c = \phi_1 f_{cc} + (\phi_1 - \phi_2) f_{cc} \frac{e_c - e_{ccu}}{e_{cc} - e_{ccu}} \quad e_{cc} \leq e_c \leq e_{ccu} \quad (9c)$$

여기서, f_c : 콘크리트의 압축응력 e_c : 콘크리트의 압축변형률
 f_{cc} : 유효압축강도 e_{co} : 평균압축강도변형률
 f_{cc} : 최대압축강도 e_{cc} : 최대압축강도변형률
 e_{ccu} : 극한변형률 k : 응력비 ($\frac{f_{cc} - f_{cm}}{f_{cm}}$)
 ϕ_1 : 최대압축강도 보정계수 ϕ_2 : 극한강도 보정계수

구속효과에 따른 콘크리트의 최대압축강도(f_{cc})는 수압을 이용한 삼축압축시험을 통해 평균적인 최대압축강도를 산정하는 Kent & Park(1982)의 제안식을 참고하여 식 (10)과 같이 계산될 수 있으나, 실제 철근과 강재로 보강된 압축부재의 경우 단부의 집중하중과 보강재의 횡방향 변위, 축하중과 강재의 항복하중, 콘크리트의 평균압축강도 등에 의하여 횡방향 구속응력(f_l)과 최대압축강도(f_{cc})는 삼축압축 상태보다 작게 작용하여 실험에 대한 보정이 필요하다. 그러나 구속효과가 재료특성과 단면특성의 상호작용으로 이루어져 이론적으로 규명하기가 곤란하고, 향후 하중의 작용기간과 반복, 부착성능에 따른 영향을 고려하기 위하여 간단한 보정계수 형태의 식으로 기존 제안식을 수정하였다.

구속효과를 고려한 기존 제안식과 실험결과와의 분석결과 0.70~0.85 정도의 값으로 분석되어 본 연구에서는 식 (11)과 같이 최대압축강도에 대한 보정계수($\phi_1 \approx 0.75$)를 적용하여 CFT 압축부재의 강도평가 산정식에 적용하였다.

$$f_{cc} = f_{cm} + 6.7(f_l')^{0.83} \quad (10)$$

$$f_{cc}' = \phi_1 f_{cc} \quad (11)$$

콘크리트의 최대압축강도변형률(e_{cc})은 평균압축강도변형률($e_{co} \approx 0.002$)과 최대압축강도(f_{cc}), 평균압축강도(f_{cm})에 의하여 식 (12)와 같이 계산되며,

$$e_{cc} = e_{co} \left\{ 1 + 5 \left(\frac{f_{cc}}{f_{cm}} - 1 \right) \right\} \quad (12)$$

극한변형률(e_{ccu})은 Hu & Torres(2005)의 제안식을 참고하여 최대압축강도 변형률(e_{cc})의 1.1배로 가정하였고, 극한강도(f_{ccu})는 최대압축강도에 대하여 보정계수($\phi_2 \approx 0.75$)를 적용하여 식 (13)과 같이 계산하였다.

$$e_{acu} = 11e_{cc}, \quad f_{acu} = \phi_1 \phi_2 f_{cc} \quad (13)$$

3. CFT 압축부재의 모멘트-곡률 관계

3.1 CEB-FIP 설계기준의 모멘트-곡률 관계

CEB-FIP 설계기준의 비선형 모멘트-곡률 관계는 균열단면과 균열단면 사이의 비균열단면이 보강철근과 강재의 변형률을 감소시키는 인장경화 효과를 고려하고 있다.

그림 4는 CEB-FIP 설계기준의 단순 휨 상태에 대한 모멘트-곡률 관계를 나타낸 것이다.

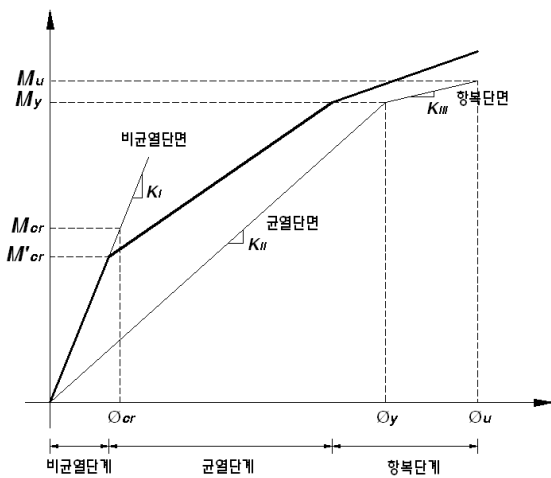


그림 4. CEB-FIP 설계기준의 모멘트-곡률 관계

CEB-FIP 설계기준의 모멘트-곡률 관계는 작용모멘트에 따라 비균열단계, 균열단계, 보강철근과 강재의 항복단계로 나누어 제안하고 있으며, 균열이 발생된 이후에 발생하는 콘크리트의 인장 단면력은 무시되나, 보강철근과 강재의 인장경화 효과를 고려하여 감소된 곡률을 사용한다.

균열이 발생되지 않은 단면에 대한 모멘트(M)와 곡률(ϕ)의 관계는 전체 환산단면의 휨강성($E_c I_g$)에 대해 식 (14a)와 같이 계산되고, 균열이 발생될 때의 모멘트(M_{cr})와 곡률(ϕ_{cr})의 관계는 식 (14b)와 같다.

$$\phi = \frac{M}{E_c I_g} \quad (14a)$$

$$\phi_{cr} = \frac{M_{cr}}{E_c I_g} \quad (14b)$$

이 때, 균열모멘트(M_{cr})는 단면에 작용하는 압축하중에 의하여 인장연단의 응력(f_{ct})이 균열응력(f_{cr})을 초과하여 단면

에 균열이 발생될 때의 모멘트로 식 (15)와 같이 계산되며,

$$M_{cr} = S_{ten} \left(f_{cr} - \frac{P}{A_g} \right) \quad (15)$$

여기서, P : 단면에 작용하는 압축하중 A_g : 환산단면적
 S_{ten} : 인장연단에 대한 단면계수 f_{cr} : 균열응력

균열모멘트(M_{cr})의 계산에 적용되는 균열응력(f_{cr})은 콘크리트의 평균압축강도(f_{cm})로부터 식 (16)과 같이 균열응력을 계산할 수 있다.

$$f_{cr} = (0.33 MPa) \sqrt{\frac{f_{cm}}{(1.0 MPa)}} \quad (16)$$

CEB-FIP 설계기준은 보강철근과 강재의 부착성능, 활하중의 반복에 의한 구조물의 평균거동을 고려하기 위하여 식 (17)과 같이 균열응력에 대해 계산된 균열모멘트(M_{cr})보다 작은 모멘트(M_{cr}')에서 균열이 발생되는 것으로 가정하였다.

$$M_{cr}' = \sqrt{\beta_1 \beta_2} M_{cr} \quad (17)$$

여기서, β_1 : 부착상태에 대한 영향계수
 = 1.0 (이형철근과 같이 부착성능이 큰 경우)
 = 0.5 (강재와 같이 부착성능이 작은 경우)
 β_2 : 하중의 작용기간 또는 반복에 대한 영향계수
 = 0.8 (초기 단순하중)
 = 0.5 (장기하중 또는 반복하중)

모멘트-곡률 관계를 계산하기 위한 단면의 휨강성(K)은 균열발생 이전의 비균열단면과 균열발생 이후의 균열단면, 항복단면에 대해 표 1과 같이 정의하고 있으며,

표 1. 압축하중과 휨모멘트가 작용하는 압축부재의 휨강성

구 분	작용모멘트 (M)	곡률 (ϕ)	휨강성 (K)
비균열단면	$0 \leq M \leq M_{cr}$	$0 \leq \phi \leq \phi_{cr}$	$K_I = E_c I_g = \frac{M_{cr}}{\phi_{cr}}$
균열단면	$M_{cr} \leq M \leq M_y$	$\phi_{cr} \leq \phi \leq \phi_y$	$K_{II} = E_c I_y = \frac{M_y}{\phi_y}$
항복단면	$M_y \leq M \leq M_u$	$\phi_y \leq \phi \leq \phi_u$	$K_{III} = \frac{M_u - M_y}{\phi_u - \phi_y}$

인장경화가 고려된 압축하중(P)과 휨모멘트(M)가 작용하는 압축부재의 모멘트-곡률 관계는 비균열단계, 균열단계, 항복단계로 각각 구분하여 표 2와 같이 계산할 수 있다.

표 2. 인장경화가 고려된 압축부재의 모멘트-곡률 관계

구분	작용모멘트(M)	곡률(ϕ)
비균열단계	$0 \leq M \leq M_{cr}'$	$\phi = \frac{M}{K_I}$
균열단계	$M_{cr}' \leq M \leq M_y$	$\phi = \frac{M}{K_{II}} - \beta_1 \beta_2 \frac{M_{cr}'}{M} \left(\frac{M_{cr}'}{K_{II}} - \frac{M_{cr}'}{K_I} \right)$
항복단계	$M_y \leq M \leq M_u$	$\phi = \frac{M}{K_{II}} - \beta_1 \beta_2 \frac{M_{cr}'}{M_y} \left(\frac{M_{cr}'}{K_{II}} - \frac{M_{cr}'}{K_I} \right) + \frac{M - M_y}{2 K_{III}}$

3.2 수치해석을 이용한 모멘트-곡률 관계

콘크리트 충전형 합성기둥의 비선형 모멘트-곡률 관계를 계산하기 위해서는 재료의 비선형 응력-변형률 관계가 적용되어야 하며, 수치해석 모델은 콘크리트와 강재를 나타내는 이차원 유한요소의 조합으로 나타내어야 한다.

그림 5는 순수 휨을 받는 요소의 모멘트-곡률 관계를 구하기 위한 요소망과 변형률을 나타낸 그림이다. (연정흙, 2002)

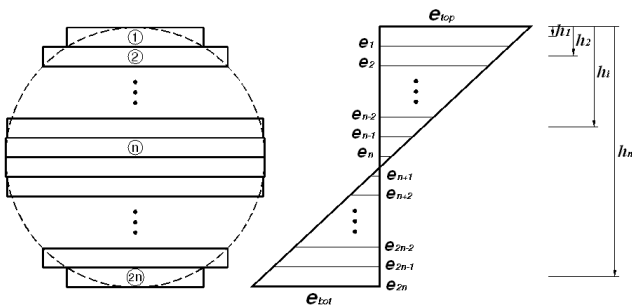


그림 5. 콘크리트 충전형 합성기둥의 FEM 요소망과 변형률

콘크리트 충전형 합성기둥의 단면을 그림 5와 같이 임의의 두께를 갖는 여러 개의 콘크리트와 강재의 층(strip)으로 나누고, 각 층에 대해 응력-변형률 관계를 적용하여 단면의 휨모멘트와 곡률이 계산되도록 하였다.

그림 5의 위 연단에서의 변형률(e_{top})과 아래 연단에서의 변형률(e_{bot})에 대해 곡률(ϕ)은 단면의 직경(D)에 대한 변형률의 기울기로 콘크리트에 대해 압축을 양의 값으로 가정하는 경우에는 식 (18)과 같다.

$$\phi = \frac{e_{top} - e_{bot}}{D} \quad (18)$$

임의의 절점 i 위치에서의 변형률(e_i)은 곡률(ϕ)과 위 연단에서의 변형률(e_{top}), 위 연단에서 절점까지의 거리(y_i)로부터 식 (19)와 같이 계산되며,

$$e_i = e_{top} + \phi y_i \quad (19)$$

각 요소의 평균변형률(e_i^e)은 곡률(ϕ)과 위 연단에서의 변형률(e_{top}), 위 연단에서 요소 중심까지의 거리(h_i^e)로부터 식 (20)과 같이 구할 수 있다.

$$e_i^e = e_{top} + \phi h_i^e \quad (20)$$

계산된 평균변형률(e_i^e)과 재료의 비선형 응력-변형률 관계로부터 식 (21)과 같이 각 요소의 평균응력(f_i^e)과 단면력(F_i^e), 단면력에 의한 휨모멘트(M)를 계산할 수 있다.

$$f_i^e = f(e_i^e) \quad (21a)$$

$$F_i^e = f_i^e A_i^e \quad (21b)$$

$$M = \sum_{i=1}^{2n} F_i^e h_i^e \quad (21c)$$

계산된 각 요소의 단면력(F_i^e)과 축방향 외력(P)과의 힘의 평형조건과 모멘트 평형조건은 식 (22)와 같다.

$$\sum_{i=1}^{2n} F_i^e = P, \quad \sum_{i=1}^{2n} F_i^e h_i^e = P \cdot h \quad (22)$$

따라서, 오차 F_{err} 과 M_{err} 는 식 (23)과 같이 계산되며, 허용오차 범위 내인 경우 평형조건이 만족되는 것으로 가정되며, 힘의 평형조건을 만족하지 않으면 아래 연단의 인장변형률(e_{bot})을 변화시키면서 반복한다.

$$F_{err} = \sum_{i=1}^{2n} F_i^e - P < TOL \quad (23a)$$

$$M_{err} = \sum_{i=1}^{2n} F_i^e h_i^e - P \cdot h < TOL \quad (23b)$$

수치해석을 이용한 비선형 모멘트-곡률 관계를 구하는 과정은 다음과 같다.

- ① 위 연단의 압축변형률(e_{top})을 설정한다.
- ② 아래 연단의 인장변형률(e_{bot})을 가정한다.
- ③ 곡률(ϕ)을 계산한다.
- ④ 각 절점의 변형률(e_i)을 계산한다.
- ⑤ 각 요소의 평균변형률(e_i^e)을 계산한다.
- ⑥ 유한요소 해석을 실행하여 각 요소의 평균응력(f_i^e)과 단면력(F_i^e)을 계산한다.
- ⑦ 힘의 평형조건을 만족하지 않으면 인장변형률(e_{bot})을 수정한 후, 단계 ③부터 반복한다.

- ⑧ 단면력에 의한 휨모멘트(M)를 계산한다.
- ⑨ $e_{top} < e_u$ 인 경우, 단계 ①부터 반복한다.

4. CFT 압축부재의 정적 재하실험

4.1 실험개요

실험체는 제작오차와 재료특성의 보정, 강재에 의한 구속효과 등의 통계처리를 위하여 동일한 외부 직경과 길이에 대하여 3개의 실험체를 제작하였으며, 통계 처리된 하중-변위 관계와 응력-변형률 관계를 해석결과와 비교하여 강도평가에 중요한 변수로 검토된 콘크리트의 평균압축강도와 강재의 항복강도, 강재비와 두께비의 영향을 평가하였다.



〈UTM 전경도〉 〈CFT 실험체 재하형상〉

그림 6. 재하장치 전경도와 실험체 재하형상

4.1.1 실험장치 및 재하방법

재하장치는 1,000tonf(10,000kN)용량의 UTM을 사용하여 하중과 변위, 변형률을 변위제어 방식으로 실시간 측정되도록 하였으며, 그림 6은 재하 실험장치와 실험체의 재하형상이다.

4.1.2 실험체 제원

실험체의 제작은 도로교설계기준(2008)과 콘크리트구조설계기준(2007)의 설계식을 적용하여 제작하였고, 강관은 공장에서 제작된 구조용 원형 강관을 사용하였다.

실험체의 설계에 적용된 전체적인 단면제원과 재료특성, 콘크리트 배합비를 표 3, 표 4에 나타내었다.

표 3. 실험체 제원

모델	L (mm)	D (mm)	t (mm)	압축강도 (MPa)	인장강도 (MPa)
CFT-1	900	325	6.35	25.33	337
CFT-2	900	325	6.36	25.33	374
CFT-3	900	325	6.30	25.33	346

표 4. 콘크리트 배합비

설계 강도 (MPa)	재령일	몰/시멘트 비(W/C)	단위 사용량 (N/m ³)				
			물	모래	시멘트	자갈	혼화제
30	15(일)	39%	1373	8620	3970	9910	27.8

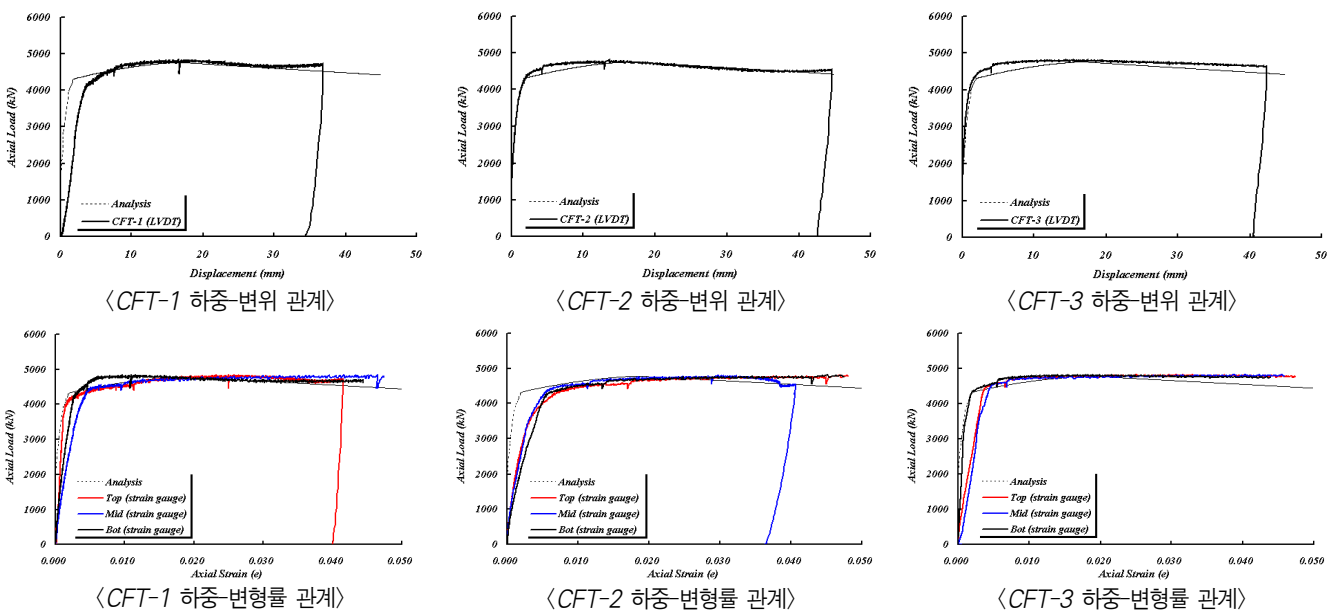


그림 7. 실험체의 하중-변위 관계와 하중-변형률 관계

4.2 실험결과

해석결과, 하중 재하부분과 지점부에 작용하는 집중하중으로 인한 국부좌굴의 발생과 강재의 횡방향 변위, 재료특성의 불확실성이 원인이 되어 해석결과와 실험결과와의 최대값에는 다소의 차이가 발생되나, 전반적인 거동양상은 일치함을 확인할 수 있었다.

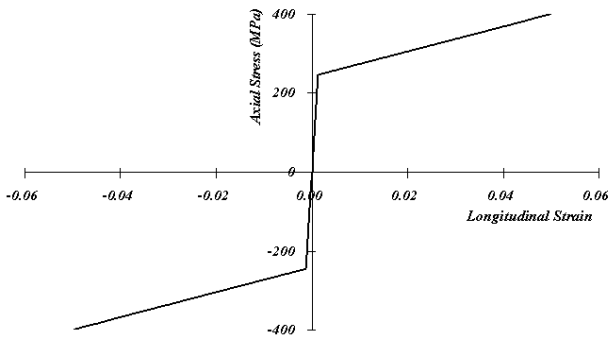
그림 7은 CFT 실험체에 대한 실험과 해석을 통한 하중-변위 관계와 하중-변형률 관계 그래프이다.

하중-변위 관계 그래프에서 3개의 실험체는 2.0~3.5mm 사이의 변위에서 소성변형이 시작되고, 최대하중은 소성변형 이후 4815~4859kN 사이의 최대하중이 발생하였으며, 소성변위와 소성하중의 평균은 각각 2.5mm와 4210kN이고, 최대하중은 평균 4832kN으로 계측되었다.

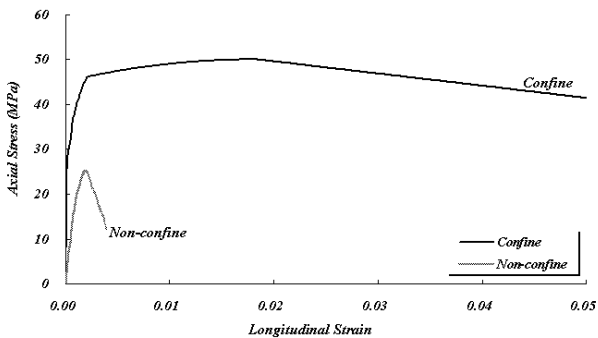
4.3 해석결과와의 비교

해석결과를 실험결과와 비교 분석한 후, 하중-변위 관계와 모멘트-곡률 관계를 분석하여 구속효과가 강도에 미치는 영향을 검토하여 설계를 위한 기초자료로 최대압축강도와 유효 압축강도, 극한모멘트를 계산하였다.

그림 8은 콘크리트와 강재의 응력-변형률 관계이다.



〈 강재의 응력-변형률 관계 〉



〈 콘크리트의 응력-변형률 관계 〉

그림 8. CFT 실험체의 재료특성

그림 9는 CFT 실험체의 구속효과를 고려한 하중-변위 관계와 구속효과를 고려하지 않은 하중-변위 관계를 나타낸 그래프이다.

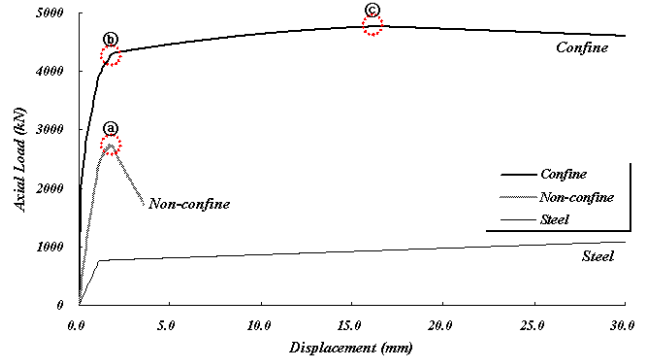


그림 9. CFT 실험체의 하중-변위 관계

구속효과를 고려하지 않은 CFT 실험체의 최대압축하중(2714.8kN)은 평균압축강도변형률($e_{co} = 0.002$), 그림 8의 ① 위치에서 발생되며, 구속효과를 고려한 CFT 실험체의 최대압축하중(4765.3kN)은 최대압축강도변형률($e_{cc} \approx 0.018$), 그림 8의 ③ 위치에서 발생된다.

소성변형은 그림 8의 ② 위치에서 소성이 시작되고, 이때의 하중을 구속상태 유효최대압축하중(4300.2kN)이라 하고 유효압축하중은 비구속상태 최대압축하중의 약 60% 정도의 강도 상승효과가 나타남을 알 수 있다.

CFT 합성기둥 설계의 기초자료로 사용되는 설계강도는 구속효과를 고려한 최대압축하중(P_{max})보다 예기치 못한 하중과 안전 측의 검토를 위하여 유효압축하중(P_{eff})을 사용하여 검토함이 효율적이다.

실험과 해석을 통한 구속상태 최대압축하중과 유효압축하중을 강도감소계수를 고려하지 않은 ACI 설계기준, AISC-LRFD, Eurocode-4 설계기준의 설계강도와 비교하여 표 5에 나타내었다.

표 5. CFT 실험체의 설계강도와 최대압축하중 비교

Experiment (kN)	Analysis (kN)			Code (kN)		
	Confine		Non-Confine	ACI	AISC-LRFD	Eurocode-4
	P_{max}	P_{eff}	P_{max}			
4830	4765	4300	2714	2732	3396	3199

그림 10은 CFT 실험체의 구속효과를 고려한 모멘트-곡률 관계와 구속효과를 고려하지 않은 모멘트-곡률 관계, 인장경화가 고려된 CEB-FIP 설계기준의 모멘트-곡률 관계를 나타

낸 그래프이다.

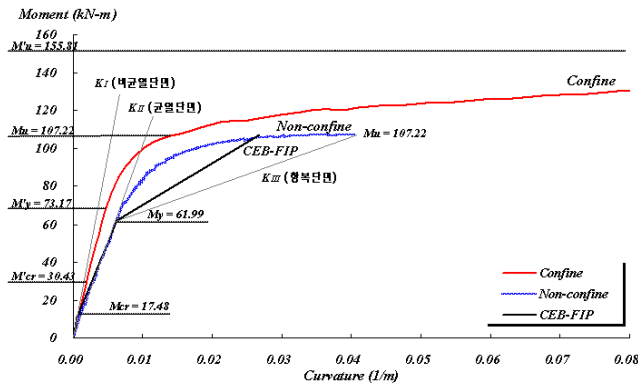


그림 10. CFT 실험체의 모멘트-곡률 관계

구속효과를 고려한 모멘트-곡률 관계에 의한 휨강성(K)은 비균열구간($0 \sim M'_{cr}$)에서는 선형 증가하며, 균열구간($M'_{cr} \sim M'_y$)에서는 비균열단면(K_I)과 균열단면(K_{II})의 휨강성 사이를 완만하게 감소하였다. 또한, 항복모멘트로부터 구속효과를 고려하지 않은 극한모멘트 사이의 항복구간($M'_y \sim M_u$)에서의 휨강성은 급격한 균열의 진전으로 휨강성의 급격한 변화가 나타났으며, 구속효과를 고려하지 않은 극한모멘트로부터 구속효과를 고려한 극한모멘트 사이의 항복구간($M_u \sim M'_u$)에서의 휨강성은 일정하게 유지되고 있음을 확인할 수 있었다.

표 6은 균열모멘트와 항복모멘트, 극한모멘트를 구속효과와 고려 여부와 CEB-FIP 설계기준과 비교하여 나타내었다.

표 6. CFT 실험체의 균열모멘트와 항복모멘트, 극한모멘트

구분	CEB-FIP		Non-Confine		Confine	
	모멘트 ($kN \cdot m$)	곡률 ($1/m$)	모멘트 ($kN \cdot m$)	곡률 ($1/m$)	모멘트 ($kN \cdot m$)	곡률 ($1/m$)
균열 ($M_{cr} : \phi_{cr}$)	11.06	0.00056	17.48	0.00088	30.43	0.00056
항복 ($M_y : \phi_y$)	61.99	0.0064	61.99	0.0064	73.17	0.0051
극한 ($M_u : \phi_u$)	107.22	0.027	107.22	0.038	155.81	0.212

5. CFT 압축부재의 구속효과 평가

압축하중과 휨모멘트가 작용하는 강합성 압축부재의 에너지 흡수능력과 추가의 축하중을 예측하기 위해서는 횡방향 보강에 의한 구속효과를 고려한 정밀한 강도평가 산정식과 휨강성이 필요하며, 이는 재료특성과 단면특성에 따른 하중-변위 관계와 모멘트-곡률 관계에 의해 결정된다. 따라서 본 연구에서는 콘크리트 충전형 합성기둥에 대하여 구속효과가

고려된 비선형 수치해석 프로그램을 작성하여 단면특성과 재료특성에 따른 각각의 설계변수들이 하중-변위 관계와 모멘트-곡률 관계에 미치는 영향을 검토하였다.

5.1 단면특성에 따른 설계변수 해석

구속효과를 고려한 콘크리트의 압축응력-변형률 관계를 적용하여 두께비(D/t)와 강재비(ρ)의 변화에 따른 하중-변위 관계와 모멘트-곡률 관계를 분석하여 단면특성의 변화에 따른 설계변수가 강도와 강성에 미치는 영향을 검토하였다.

5.1.1 직경-두께비의 변화에 따른 영향

그림 11은 구속효과를 고려하지 않은 CFT 합성기둥의 최대압축하중(P_{max})과 극한모멘트(M_u)에 대하여 구속효과를 고려한 최대압축하중(P'_{max})과 유효압축하중(P_{eff}), 극한모멘트(M'_u)와의 비를 콘크리트 평균압축강도 $30MPa$ 와 강재의 인장강도 $400MPa$ 에 대하여 강관의 직경과 두께비(D/t)의 변화에 따라 나타내었다.

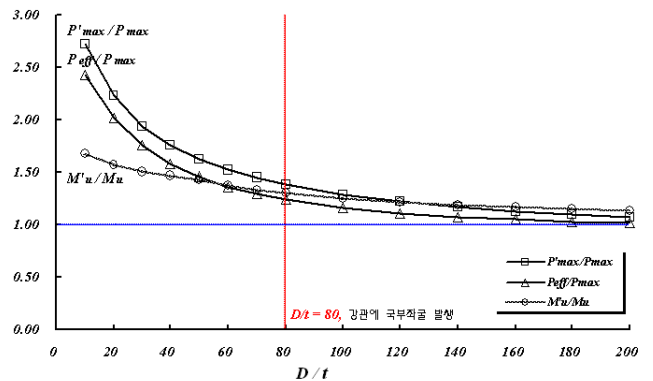


그림 11. D/t 의 변화에 의한 최대압축하중과 극한모멘트와의 비

검토결과 AISC-LRFD 설계기준에서 규정하고 있는 원형 강관에 국부좌굴이 발생되지 않도록 제한한 직경-두께비($D/t=80$)을 기준으로 직경-두께비(D/t)의 증가는 강재비의 감소로 이어져 점점 구속효과가 줄어드는 경향을 보이고 있으며, 모멘트의 증가는 인장영역의 증가로 이어져 구속효과로 인한 극한모멘트(M'_u)의 상승효과는 최대압축하중(P'_{max})의 상승효과보다 크지 않은 것으로 나타났다.

따라서, 구속효과가 적절히 발휘되는 구간의 직경-두께비(D/t)는 약 $50 \sim 80$ 사이의 구간으로 유효압축하중(P_{eff})과 최대압축하중(P'_{max})은 구속효과를 고려하지 않은 최대압축하중(P_{max})의 각각 $1.24 \sim 1.46$, $1.39 \sim 1.62$ 정도의 상승효과가 발휘되는 것으로 나타났으며, 극한모멘트(M'_u)는 구속효과를 고려하지 않은 극한모멘트(M_u)의 $1.31 \sim 1.43$ 정

도의 상승효과가 발휘되는 것으로 나타났다.

5.1.2 강재비의 변화에 따른 영향

그림 12는 구속효과를 고려하지 않은 CFT 합성기둥의 최대압축하중(P_{max})과 극한모멘트(M_u)에 대하여 구속효과를 고려한 최대압축하중(P'_{max})과 유효압축하중(P_{eff}), 극한모멘트(M'_u)와의 비를 콘크리트 평균압축강도 30MPa와 강재의 인장강도 400MPa에 대하여 강재비(ρ)의 변화에 따라 나타내었다.

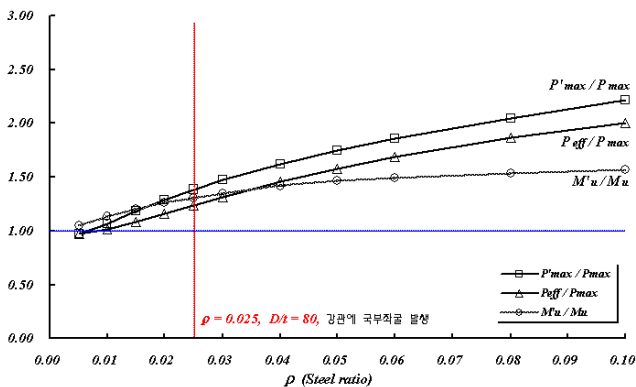


그림 12. 강재비의 변화에 의한 최대압축하중과 극한모멘트와의 비

검토결과 원형 강관에 국부좌굴이 발생되지 않도록 제한한 강재비의 제한값($\rho = 0.025, D/t = 80$)을 기준으로 강재비의 증가는 점점 구속효과를 증가시키는 경향을 보이고 있으며, 모멘트의 증가는 인장영역의 증가로 이어져 구속효과로 인한 극한모멘트(M'_u)의 상승효과는 최대압축하중(P'_{max})의 상승효과보다 크지 않은 것으로 나타났다.

따라서, 구속효과가 적절히 발휘되는 구간의 강재비는 약 0.025~0.040 사이의 구간으로 유효압축하중(P_{eff})과 최대압축하중(P'_{max})은 구속효과를 고려하지 않은 최대압축하중(P_{max})의 각각 1.24~1.45, 1.38~1.62 정도의 상승효과가 발휘되는 것으로 나타났으며, 극한모멘트(M'_u)는 구속효과를 고려하지 않은 극한모멘트(M_u)의 1.30~1.42 정도의 상승효과가 발휘되는 것으로 나타났다.

5.2 재료특성에 따른 설계변수 해석

구속효과를 고려한 콘크리트의 압축응력-변형률 관계를 적용하여 콘크리트의 평균압축강도와 강재의 인장강도의 변화에 따른 하중-변위 관계와 모멘트-곡률 관계를 분석하여 재료특성의 변화에 따른 설계변수가 강도와 강성에 미치는 영향을 검토하였다.

5.2.1 콘크리트 평균압축강도의 변화에 따른 영향

그림 13은 구속효과를 고려하지 않은 CFT 합성기둥의 최대압축하중(P_{max})과 구속효과를 고려한 유효압축하중(P_{eff})과의 비를 강재의 인장강도 400MPa에 대하여 강관의 직경과 두께비(D/t), 콘크리트의 평균압축강도(f_{cm})의 변화에 따라 나타내었다.

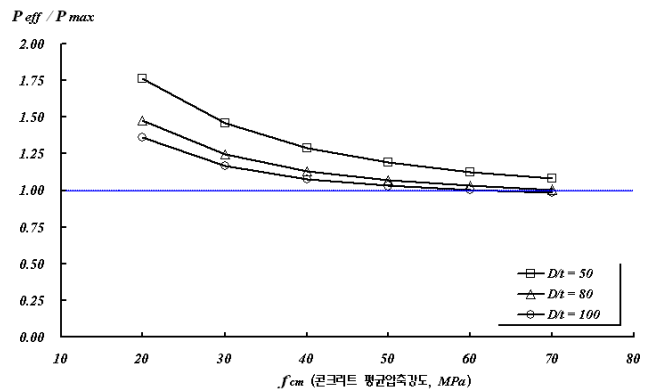


그림 13. 콘크리트 평균압축강도의 변화에 따른 강도의 영향

고강도 콘크리트는 일반콘크리트에 비하여 응력-변형률 곡선의 상승부분은 선형에 가까운 경향을 보이나, 평균압축강도 이후의 하강 곡선부분은 상승부분에 비하여 경사가 심해지며, 극한변형률은 작아진다. 이는 일반콘크리트에 비해 고강도 콘크리트가 취성이 큰 것을 의미한다. 따라서 콘크리트 평균압축강도의 증가는 연성능력의 감소로 이어져 점점 구속효과가 줄어드는 경향을 보이고 있는 것으로 나타났다.

그림 14는 구속효과를 고려하지 않은 CFT 합성기둥의 극한모멘트(M_u)와 구속효과를 고려한 극한모멘트(M'_u)와의 비를 강재의 인장강도 400MPa에 대하여 강관의 직경과 두께비(D/t), 콘크리트의 평균압축강도(f_{cm})의 변화에 따라 나타내었다.

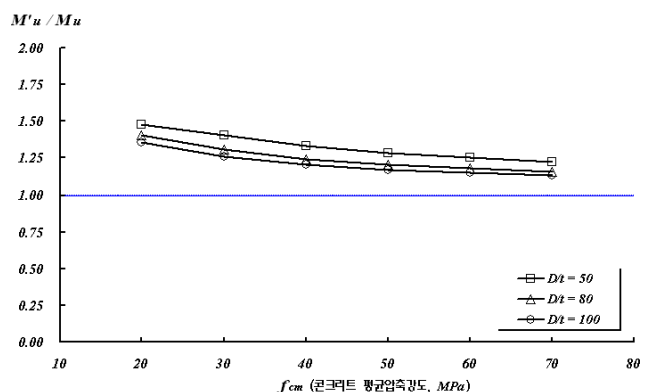


그림 14. 콘크리트 평균압축강도의 변화에 따른 극한모멘트의 영향

일반콘크리트에 비해 취성이 큰 고강도 콘크리트의 특징으로 콘크리트 평균압축강도(f_{cm})의 증가는 연성능력의 감소로 이어져 점점 구속효과가 줄어드는 경향을 보이고 있으며, 구속효과로 인한 극한모멘트(M'_{u})의 상승효과는 유효압축하중(P_{eff})의 상승효과보다 크지 않은 것으로 나타났다.

5.2.2 강재의 인장강도 변화에 따른 영향

강종에 따른 강재의 항복강도와 인장강도의 변화에 따른 영향을 검토하기 위하여 표 7과 같이 강구조설계기준(2009)에서 규정하고 있는 구조용 강재의 재료강도를 적용하였다.

표 7. 강재의 재료강도 (MPa)

강도	판두께	SS400	SM490	SM520	SM570
항복강도	40mm 이하	235	315	335	450
	40mm 초과 75mm 이하	215	295	335	430
	75mm 초과 100mm 이하	215	295	325	420
인장강도	100mm 이하	400	490	520	570

그림 15는 구속효과를 고려하지 않은 CFT 합성기둥의 최대압축하중(P_{max})과 구속효과를 고려한 유효압축하중(P_{eff})과의 비를 콘크리트의 평균압축강도 30MPa에 대하여 강관의 직경과 두께비(D/t), 강종의 변화에 따라 나타내었다.

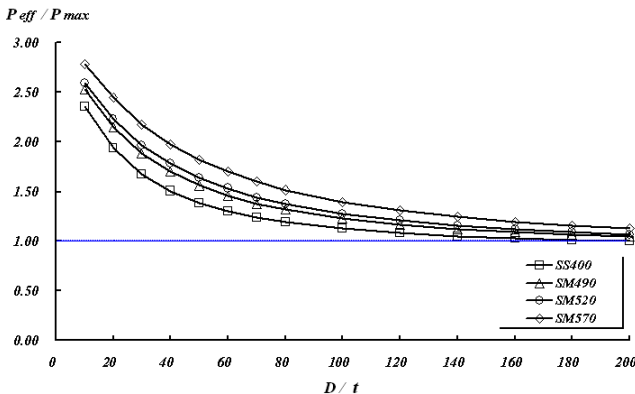


그림 15. 강종의 변화에 따른 강도의 영향

원형 강관에 국부좌굴이 발생되지 않도록 제한한 SS400, SM490, SM520, SM570 강재의 직경-두께비의 제한값(D/t = 80~60)을 기준으로 직경-두께비의 증가는 강재비의 감소로 이어져 점점 구속효과가 줄어드는 경향을 보이고 있으며, 항복강도와 인장강도가 큰 강재의 사용은 구속효과에 의한 강도 상승효과가 더 크게 발휘되는 것으로 나타났다.

그림 16은 구속효과를 고려하지 않은 CFT 합성기둥의 극

한모멘트(M_u)와 구속효과를 고려한 극한모멘트(M'_{u})와의 비를 콘크리트의 압축강도 30MPa에 대하여 강관의 직경과 두께비(D/t), 강종의 변화에 따라 나타내었다.

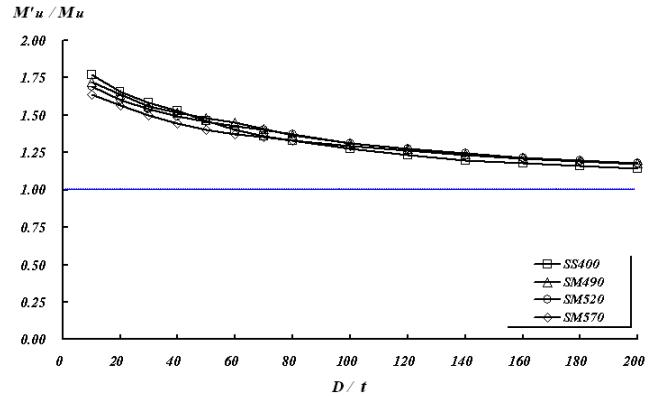


그림 16. 강종의 변화에 따른 극한모멘트의 영향

원형 강관에 국부좌굴이 발생되지 않도록 제한한 SS400, SM490, SM520, SM570 강재의 직경-두께비의 제한값을 기준으로 직경-두께비의 증가는 강재비의 감소로 이어져 점점 구속효과가 줄어드는 경향을 보이고 있으나, 강종에 변화에 따른 구속효과에 의한 극한모멘트의 상승효과는 거의 없는 것으로 나타났다.

6. 결론

콘크리트 충전형 압축부재의 경우 각각의 설계기준은 콘크리트의 구속효과를 충분히 반영하지 못하여 구속효과에 의한 강도 상승효과를 과소평가하고 있음을 확인할 수 있었다. 따라서 압축하중과 휨모멘트가 작용하는 압축부재의 단면이 파손될 때까지 흡수할 수 있는 에너지 흡수능력과 추가의 축하중을 예측하기 위해서는 구속효과를 고려한 정밀한 강도평가 산정식과 휨강성이 필요함을 확인할 수 있었다.

본 연구에서는 기존의 응력-변형률 관계식을 수정하여, 수정된 응력-변형률 모델을 기초로 구속효과가 고려된 비선형 수치해석 프로그램을 작성하여 단면특성과 재료특성에 따른 각각의 설계변수들이 하중-변위 관계와 모멘트-곡률 관계에 미치는 영향을 검토하였다.

단면특성에 따른 설계변수 중에서 중요한 변수로 검토된 직경-두께비와 강재비의 변화에 따른 영향을 분석한 결과, 직경-두께비의 증가는 강재비의 감소로 이어져 점점 구속효과가 줄어드는 경향을 확인하였고, 극한모멘트의 상승효과는 최대압축하중과 유효압축하중의 상승효과보다 크지 않은 것으로 나타났다.

재료특성에 따른 설계변수 중에서 중요한 변수로 검토된 콘크리트의 평균압축강도와 강종의 변화에 따른 영향을 분석한 결과, 콘크리트 평균압축강도의 증가는 연성능력의 감소로 이어져 점점 구속효과가 줄어드는 경향을 확인하였고, 60MPa 이상의 고강도 콘크리트는 구속효과로 인한 강도 상승효과는 거의 없음을 확인하였다. 또한, 강종의 변화에 따른 영향을 분석한 결과 항복강도와 인장강도가 큰 강재의 사용은 구속효과에 따른 강도 상승효과가 더 크게 발휘되는 것으로 나타났으나, 극한모멘트의 상승효과는 거의 없는 것으로 나타났다.

감사의 글

이 논문은 인하대학교의 연구비 지원사업의 일환으로 수행되었으며, 이에 깊은 감사를 드립니다.

참고 문헌

건설교통부(2007) 콘크리트구조설계기준, 한국콘크리트학회.
 건설교통부(2008) 도로교설계기준, 한국콘크리트학회.
 건설교통부(2009) 강구조설계기준, 한국강구조학회.
 건설교통부, 고려대학교(2005) 강관 삼입 중공 R.C 교각각 개발, 한국건설교통기술평가원, 건설기술연구개발사업 최종 연구보고서.
 김동조, 황원섭(2003) 콘크리트 구속효과를 고려한 CFT 단주의 강도, 한국강구조학회 논문집, 한국강구조학회, 제14권, 제6호, pp.813-822.
 박국동, 황원섭, 윤희택, 선우현(2010) 합성형태에 따른 콘크리트 구속효과를 고려한 응력-변형률 관계식의 제안, 대한토목학회 논문집, 대한토목학회, 제30권, 제3A호, pp.265-275.
 연정흠, 이제일(2002) 고강도 PSC 휨부재의 비선형 모멘트-곡률 관계와 전산구조해석, 한국전산구조공학회 논문집, 한국전산구조공학회, 제15권, 제1호, pp.95-104.
 조기연(2003) 압축하중이 작용하는 콘크리트 부재의 비선형 해석, 석사학위논문, 인하대학교 대학원.
 최성모(1995) 콘크리트 충전 원형 강관 기둥 및 접합부의 특성에 관한 연구, 박사학위논문, 서울시립대학교.
 한택희, 염응준, 한상윤, 강영종(2007) 구속효과를 고려한 내부 구속 중공 CFT 부재의 비선형 콘크리트 모델 개발, 한국강구조학회 논문집, 한국강구조학회, 제19권 제1호, pp.42-52.
 한택희, 원덕희, 이규세, 강영종(2009) 구속 효과를 고려한 원형 CFT 기둥의 비선형 해석, 한국방재학회 논문집, 한국방재학회, 제9권, 제6호, pp.1-9.
 ACI Committee 318 (2002) *Building code requirements for structural concrete(318-02) and Commentary*

(318R-02), American Concrete Institute, Detroit.
 AISC-LRFD (2001) *Manual of steel construction*, 3rd Edition, American Institute of Steel Construction.
 AISC (2005) *Specification for Structural Steel Buildings (ANSI /AISC 360-05)*, American Institute of Steel Construction, Chicago, IL.
 AIJ (1985) *Design Recommendations for Composite Constructions*, Architectural Institute of Japan.
 CEB-FIP (1999) *Structural Concrete*, International Federation for Structural Concrete, Lausanne.
 Eurocode-4 (2004) *Design of composite steel and concrete structures*, European Committee for Standardization, Brussels.
 Hognestad, E., Hanson, N.W. and McHenry, D. (1955) Concrete stress distribution in ultimate stress design, *ACI Journal*, Vol. 27, No. 4, pp.455-479.
 Hu, T., Huang, C.S. and Chen, Z.L. (2005) Finite element analysis of CFT columns subjected to an axial compressive force and bending moment in combination, *Constructional Steel Research*, Vol. 62, pp.1692-1712.
 Kent, D.C. and Park, R. (1971) Flexural Members with confined concrete, *Journal of Structural Division, ASCE*, Vol. 97, No. ST7, pp.1969-1989.
 Mander, J.B., Priestly, M.J.N., and Park, R. (1988) Theoretical stress-strain model for confined concrete, *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol. 114, No. 8, pp.1804-1826.
 Popovics, S. (1970) A review of stress-strain relationships for concrete, *ACI Journal*, Vol. 67, No. 3, pp. 243~248.
 Saatcioglu, M. and Razvi, S.R. (1992) Strength and ductility of confined concrete, *Journal of Structural Engineering*, Vol. 118, No. 6, pp.1590-1607.
 Scott, B.D., Park, R., and Priestly, M.J.N. (1982) Stress-strain behavior of concrete confined by overlapping hoops at low and high strain rates, *ACI Structural Journal*, No. 79-2, Jan~Feb.
 Thorenfeldt, E., Tomaszewicz, A., and Jensen, J.J. (1987) Mechanical properties of high-strength concrete and application in design in design, *Proc. Symposium on Utilization of High Strength Concrete*, Stavanger, Norway, Tapir, Trondheim, pp.127-133.
 Torres, L.I., Lopez-Almansa, F., and Bozzo, L.M. (2004) Tension-stiffening model for cracked flexural concrete members, *Journal of structural Engineering, ASCE*, Vol. 130, No 8, pp.1242-1251.

(접수일자 : 2010. 4. 15 / 심사일 2010. 4. 26 / 게재확정일 2010. 6. 29)