

합성형태에 따른 콘크리트 구속효과를 고려한 응력-변형률 관계식의 제안

Proposal of Stress-Strain Relations Considering Confined Effects for Various Composite Columns

박국동* · 황원섭** · 윤희택*** · 선우현****

Park, Kuk Dong · Hwang, Won Sub · Yoon, Hee Taek · Sun, Woo Hyun

Abstract

Concrete filled steel tube and concrete encased steel tube columns are expected to have confined effects of concrete by steel and reinforced effects of local buckling by concrete. On the basis of confined state concrete models of previous researches, stress-strain and load-displacement relations of RC, CFT and CET columns are analyzed by steel ratio. After comparing analysis results with experimental results, Modified stress-strain relations are derived through evaluation the influence upon confined effects of concrete in each cases. Also, the modified stress-strain models are carried out to be compared with specified strength of various countries.

Keywords : CFT Column, CET Column, Confined effect, stress-strain relation, load-displacement relation

요 지

콘크리트 충전형 합성부재와 콘크리트 피복형 합성부재는 압축하중 상태에서 강재에 의한 콘크리트의 구속효과와 콘크리트에 의한 강재의 국부좌굴에 대한 보강효과를 기대할 수 있는 압축부재이다. 기존의 연구결과를 바탕으로 RC, CFT, CET 압축부재에 대한 응력-변형률 관계와 하중-변위 관계를 철근비와 강재비에 따라 해석하였다. 이후 도출된 해석결과를 실험결과와 비교한 후, 구속효과가 하중과 변위에 미치는 영향을 평가하여 기존의 응력-변형률 관계를 수정하였다. 또한 국외 각국의 설계기준의 설계강도와 비교하여 수정된 응력-변형률 관계 제안식을 검토하였다.

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

1. 서 론

도심을 관통하는 교량과 입체교차로의 교각구조는 기존의 교통흐름에 대한 방해를 최소화시켜야하고, 급증하고 있는 교통량의 원활한 흐름을 유도하기 위해서 충분한 통행공간의 확보, 또한 다양한 차량의 운행조건 및 설계하중 이상의 과도한 하중에 대하여 효율적이고 유기적으로 대처하기 위해서 새로운 형식의 교각구조를 필요로 하고 있다.

철근콘크리트 기둥의 대안인 합성기둥에 대한 기존의 연구에서는 합성기둥의 강도 상승효과와 새로운 합성단면 개발, 실용화에 대한 연구들이 주로 이루어져 왔다. 합성기둥의 강도 상승효과는 정사각형과 원형단면의 콘크리트 충전 강관 기둥의 단순 누가강도, 설계식 강도가 실험강도에 비해 과소하게 평가되고 있어 콘크리트의 구속효과를 고려한 콘크리트

트 충전 강재 단주의 강도 상승효과를 평가한 황원섭(2002)의 연구가 대표적이며, 정일영(1998)은 콘크리트 충전형 각형 합성기둥 접합부의 역학적 성능, 기능성 및 경제성 등을 고려하여 실용화에 적합한 최적의 콘크리트 충전형 각형 강관 기둥-보 접합형식을 제안하였다. 또한 새로운 합성단면의 연구에서는 강영중(2001)이 기존의 중공-RC 기둥에 강관 삽입을 통한 보강효과로 연성능력 확보 및 경비 절감을 목표로 연구를 수행하였다.

본 연구에서는 콘크리트 구속효과와 강재의 변형성능을 극대화할 수 있는 원형 합성단면의 개발과 프리캐스트 형태의 조립시공이 가능한 제작기술을 개발하여 교각에의 적용성을 검토하는 것을 목적으로 다음과 같은 연구를 수행하였다.

우선 압축부재의 정확한 해석을 위해서는 콘크리트의 구속효과와 비선형성이 고려된 재료특성에 대한 검토가 필요하

*정회원 · 교신저자 · 인하대학교 사회기반시스템공학부 박사수료 · 공학석사 (E-mail : dong-math@hanmail.net)

**정회원 · 인하대학교 사회기반시스템공학부 교수 (E-mail : hws@inha.ac.kr)

***정회원 · 한국철도기술연구원 책임연구원

****인하대학교 사회기반시스템공학부 석사수료

다. 따라서 기존의 비구속, 구속상태 콘크리트의 압축응력-변형률 관계를 해석결과와 실험결과와의 비교 분석을 통하여 수정하여 적용하였다.

다음으로 콘크리트의 구속효과와 비선형성을 고려한 재료 특성을 기초로 다양한 형태의 합성기둥(RC, CFT, CET)에 대하여 하중-변위 관계를 분석하여 강도평가 산정에 대한 기초자료로 이용하였다.

2. 축하중을 받는 콘크리트의 응력-변형률 모델

Kent and Park(1971), Mander(1988), Hu and Torres(2005) 등은 축방향 하중을 받는 구속상태 콘크리트 부재와 비구속상태 콘크리트 부재의 거동을 파악하기 위하여 각각 다음과 같은 통합된 응력-변형률 관계식을 제안하였으며, 그림 1은 구속상태와 비구속상태 콘크리트 압축부재의 압축응력-변형률 관계를 나타낸 그림이다.

철근콘크리트 기둥과 합성기둥은 축방향 하중에 의하여 중심부 콘크리트는 횡방향 변형이 발생하나, 이 변형은 중심부 콘크리트를 둘러싸고 있는 횡방향 보강재에 의하여 구속되고, 이러한 구속력에 의하여 중심부 콘크리트는 그림 1의 구속상태 콘크리트와 같이 추가의 축하중을 지지할 수 있게 된다.

구속상태 콘크리트의 압축강도(f_{cc})는 일축압축강도(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 Kent & Park(1971)의 제안식

Kent and Park(1971)이 제안한 콘크리트의 응력-변형률 관계는 식 (2)와 같이 콘크리트의 최대압축응력(f_c)이전과 이후로 각각 구별하여 제안하고 있다.

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

$$\frac{f_c}{f_{cc}} = 1 + 0.15 \frac{e_c - e_{cc}}{e_{cc} - e_{85}} \quad e_{cc} \leq e_c \leq e_{ccu} \quad (2-b)$$

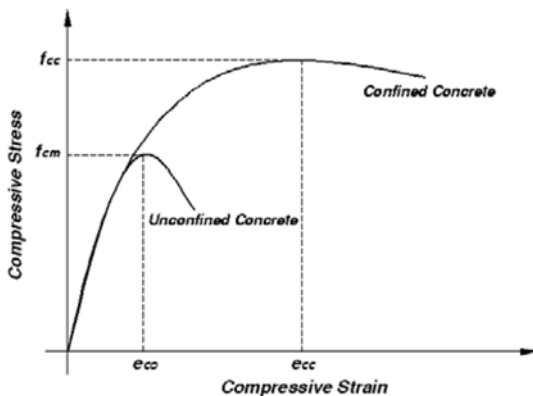


그림 1. 구속상태와 비구속상태 콘크리트의 압축응력-변형률 관계

여기서, f_c : 콘크리트의 압축응력

f_{cc} : 콘크리트의 최대압축응력

e_c : 콘크리트의 압축변형률

e_{cc} : 콘크리트의 최대압축응력변형률

e_{85} : 콘크리트의 최대압축응력의 85%에 대한 변형률

e_{ccu} : 콘크리트의 극한변형률

k : 등가의 구속응력과 최대압축응력과의 응력비

등가의 구속응력(f_{leq})과 평균압축강도(f_{cm})와의 비를 나타내는 응력비(k)는 식 (3)과 같이 계산되며, 횡방향 유효구속응력(f_l)은 합성형태에 따라 평형조건식과 적합조건식으로부터 계산된다.

$$f_{leq} = 6.7(f_l')^{0.83}, \quad k = \frac{f_{leq}}{f_{cm}} \quad (3)$$

구속효과에 따른 콘크리트의 최대압축응력(f_{cc})은 콘크리트의 평균압축강도(f_{cm})와 등가의 구속응력(f_{leq})에 의하여 식 (4)와 같이 구할 수 있으며,

$$f_{cc} = f_{cm} + f_{leq} \quad (4)$$

콘크리트의 최대압축응력(f_{cc})에 대한 변형률(e_{cc})은 압축강도(f_{cm})에 대한 변형률($e_{co} \approx 0.002$)과 응력비(k)에 의하여 식 (5)와 같이 계산된다.

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

구속상태 콘크리트의 최대압축응력(f_{cc})의 85%에 대한 변형률(e_{85})은 횡방향 보강철근비(ρ_s)와 압축강도(f_{cm})의 85%에 대한 변형률($e_{085} \approx 0.0038$)에 의하여 식 (6)과 같이 구할 수 있으며,

$$e_{85} = 260\rho_s e_{cc} + e_{085} \quad (6)$$

구속상태 콘크리트의 극한변형률(e_{ccu})은 식 (7)과 같다.

$$e_{ccu} = \frac{0.8}{0.15}(e_{85} - e_{cc}) + e_{cc} \quad (7)$$

2.2 Mander(1988)의 제안식

Mander(1988)가 제안한 구속효과를 고려한 콘크리트의 압축응력-변형률 관계는 식 (8)과 같다.

$$\frac{f_c}{f_{cc}} = \frac{r \left(\frac{e_c}{e_{cc}} \right)}{r - 1 + \left(\frac{e_c}{e_{cc}} \right)^r} \quad (8)$$

여기서, f_c : 콘크리트의 압축응력

f_{cc} : 콘크리트의 최대압축응력

e_c : 콘크리트의 압축변형률

e_{cc} : 콘크리트의 최대압축응력변형률

r : 곡선적합계수(curve fitting factor)

콘크리트의 탄성계수(E_c)는 콘크리트의 평균압축강도(f_{cm})에 대해 식 (9)와 같이 계산되며,

$$E_c = (4.7GPa) \sqrt{\frac{f_{cm}}{(1.0MPa)}} \quad (9)$$

콘크리트의 활선탄성계수(E_{sec})는 콘크리트의 최대압축응력(f_{cc})에 대해 식 (10)과 같이 구할 수 있다.

$$E_{sec} = \frac{f_{cc}}{e_{cc}} \quad (10)$$

콘크리트의 탄성계수(E_c)와 할선탄성계수(E_{sec})에 따른 곡선 적합계수(r)는 식 (11)과 같이 계산되며,

$$r = \frac{E_c}{E_c - E_{sec}} \quad (11)$$

구속효과를 고려한 콘크리트의 최대압축응력(f_{cc})은 횡방향으로 일정하게 작용하는 유효구속응력(f'_i)에 의하여 식 (12)와 같이 구할 수 있다.

$$\frac{f_{cc}}{f_{cm}} = 2.254 \sqrt{1 + 7.94 \left(\frac{f'_i}{f_{cm}}\right) - 2 \left(\frac{f'_i}{f_{cm}}\right) - 1.254} \quad (12)$$

구속효과를 고려한 콘크리트의 최대압축응력(f_{cc})에 대한 변형률(e_{cc})은 비구속상태의 콘크리트 압축강도(f_{cm})에 대한 변형률(e_{co})에 의하여 식 (13)과 같이 계산되며 일반적으로 압축강도변형률(e_{co})은 0.002의 값을 사용한다.

$$e_{cc} = e_{co} \left\{ 1 + 5 \left(\frac{f_{cc}}{f_{cm}} - 1 \right) \right\} \quad (13)$$

2.3 Hu & Torres(2005)의 제안식

Hu and Torres(2005)가 제안한 콘크리트의 압축응력-변형률 관계는 식 (14)와 같이 콘크리트의 최대압축응력(f_{cc}) 이전과 이후로 각각 구별하여 제안하고 있다.

$$\frac{f_c}{f_{cc}} = \frac{R \left(\frac{e_c}{e_{cc}} \right)}{1 + k_1 \left(\frac{e_c}{e_{cc}} \right) + k_2 \left(\frac{e_c}{e_{cc}} \right)^2 + k_3 \left(\frac{e_c}{e_{cc}} \right)^3} \quad 0 \leq e_c \leq e_{cc} \quad (14-a)$$

$$\frac{f_c}{f_{cc}} = 1 + (1-k) \frac{e_c - e_{cc}}{e_{cc} - e_{ccu}} \quad e_{cc} \leq e_c \leq e_{ccu} \quad (14-b)$$

- 여기서, f_c : 콘크리트의 압축응력
- f_{cc} : 콘크리트의 최대압축응력
- e_c : 콘크리트의 압축변형률
- e_{ccu} : 콘크리트의 최대압축응력변형률
- e_{cc} : 콘크리트의 극한변형률
- R : 곡선적합계수(curve fitting factor)
- k : 최대압축응력과의 응력비

$$k_1 = \frac{4R}{3} - \frac{9}{4}, \quad k_2 = \frac{3}{2} - \frac{2R}{3}, \quad k_3 = \frac{R}{3} - \frac{1}{4}$$

표 1. 비구속상태 콘크리트의 압축응력-변형률 관계식

Model	$0 \leq e_c \leq e_{co}$	$e_{co} \leq e_c \leq e_{cu}$	e_{co}	e_{cu}
CEB-FIP (1999)	$\frac{f_c}{f_{cm}} = \frac{\frac{E_{ci}}{E_{sec}} \left(\frac{e_c}{e_{co}} \right) - \left(\frac{e_c}{e_{co}} \right)^2}{1 + \left(\frac{E_{ci}}{E_{sec}} - 2 \right) \left(\frac{e_c}{e_{co}} \right)}$		0.0022	0.0035
Thorenfeldt (1987)	$\frac{f_c}{f_{cm}} = \frac{n \left(\frac{e_c}{e_{co}} \right)}{n-1 + \left(\frac{e_c}{e_{co}} \right)^{n \cdot k}}$		-	0.0030
Mander (1988)	$\frac{f_c}{f_{cm}} = \frac{r \left(\frac{e_c}{e_{co}} \right)}{r-1 + \left(\frac{e_c}{e_{co}} \right)^r}$		0.0020	0.0030
Kent & Park (1971)	$\frac{f_c}{f_{cm}} = 2 \frac{e_c}{e_{co}} - \left(\frac{e_c}{e_{co}} \right)^2$	$\frac{f_c}{f_{cm}} = 1 - z_c (e_c - e_{co})$	0.0020	0.0040

콘크리트의 탄성계수(E_c)와 할선탄성계수(E_{sec})에 따른 곡선 적합계수(R)는 식 (15)와 같이 계산되며,

$$R = \frac{E_c}{E_{sec}} \quad (15)$$

구속효과에 따른 콘크리트의 최대압축응력(f_{cc})은 평균압축강도(f_{cm})와 유효구속응력(f'_i)에 의하여 식 (16)과 같이 구할 수 있다.

$$f_{cc} = f_{cm} + 4.1 f'_i \quad (16)$$

콘크리트의 최대압축응력변형률(e_{cc})은 평균압축강도(f_{cm})에 대한 변형률($e_{co} \approx 0.0020$)과 응력비(f'_i/f_{cm})에 의하여 식 (17)과 같이 계산되며,

$$e_{cc} = e_{co} \left(1 + 20.5 \frac{f'_i}{f_{cm}} \right) \quad (17)$$

구속상태 콘크리트의 극한변형률(e_{ccu})은 식 (18)과 같이 최대압축응력변형률(e_{co})의 11배로 가정하여 사용할 수 있다.

$$e_{ccu} = 11 e_{co} \quad (18)$$

표 2. 구속상태 콘크리트의 압축응력-변형률 관계식

Model	$0 \leq e_c \leq e_{cc}$	$e_{cc} \leq e_c \leq e_{ccu}$
Mander (1988)	$\frac{f_c}{f_{cc}} = \frac{r \left(\frac{e_c}{e_{cc}} \right)}{r-1 + \left(\frac{e_c}{e_{cc}} \right)^r}$	
Kent & Park (1971)	$\frac{f_c}{f_{cc}} = \left\{ 2 \frac{e_c}{e_{cc}} - \left(\frac{e_c}{e_{cc}} \right)^2 \right\}^{1/(1+2k)}$	$\frac{f_c}{f_{cc}} = 1 + 0.15 \frac{e_c - e_{cc}}{e_{cc} - e_{85}}$
Hu & Torres (2005)	$\frac{f_c}{f_{cc}} = \frac{R \left(\frac{e_c}{e_{cc}} \right)}{1 + k_1 \left(\frac{e_c}{e_{cc}} \right) + k_2 \left(\frac{e_c}{e_{cc}} \right)^2 + k_3 \left(\frac{e_c}{e_{cc}} \right)^3}$	$\frac{f_c}{f_{cc}} = 1 + (1-k) \frac{e_c - e_{cc}}{e_{cc} - e_{ccu}}$

표 3. 구속상태 콘크리트(일반콘크리트, 30 MPa)의 구속효과

구분	제안식	f'_l (MPa)	f_{cc} (MPa)	e_{cc}	비고
Plain	CEB-FIP	-	30.0	0.0020	비구속상태
RC	Mander	2.10	42.52	0.0062	철근비 = 0.02 SD30
	Kent & Park		42.40	0.0061	
	Hu & Torres		38.61	0.0049	
CFT	Mander	6.05	59.34	0.0118	강재비 = 0.05 SS400
	Kent & Park		59.85	0.0119	
	Hu & Torres		54.81	0.0103	

표 4. 구속상태 콘크리트(고강도콘크리트, 60 MPa)의 구속효과

구분	제안식	f'_l (MPa)	f_{cc} (MPa)	e_{cc}	비고
Plain	CEB-FIP	-	60.0	0.0020	비구속상태
RC	Mander	2.10	73.44	0.0042	철근비 = 0.02 SD30
	Kent & Park		72.40	0.0041	
	Hu & Torres		68.61	0.0034	
CFT	Mander	6.05	94.13	0.0077	강재비 = 0.05 SS400
	Kent & Park		89.85	0.0070	
	Hu & Torres		84.81	0.0061	

2.4 비구속, 구속상태 콘크리트의 응력-변형률 비교

표 1은 비구속상태 콘크리트의 압축응력-변형률 관계식을 각각의 경우에 따라 정리하여 나타낸 것이며, 표 2는 구속상태 콘크리트의 압축응력-변형률 관계식을 각각의 경우에 따라 비교 정리하여 나타낸 것이다.

철근콘크리트 기둥과 콘크리트 충전형 합성기둥의 유효구속응력(f'_l)에 대한 최대압축응력(f_{cc})과 변형률(e_{cc})을 각각의 제안식에 대해 검토하여 표 3과 표 4에 나타내었다.

3. 합성형태에 따른 압축응력-변형률 관계

구속상태 콘크리트 압축부재는 비구속상태 콘크리트 압축부재에 비하여 상당한 크기의 강도와 연성의 증가를 보이며, 이러한 강도와 연성의 증가는 횡방향 보강에 의한 구속응력에 의해 결정된다.

콘크리트 충전형 합성기둥과 피복형 합성기둥은 콘크리트의 구속효과와 강재기둥의 국부좌굴에 대한 보강효과를 동시에 기대할 수 있으므로 강도와 변형성능의 측면에서 기존의 철근콘크리트 기둥에 비하여 유리한 거동을 기대할 수 있다.

그림 2는 일반적인 형태의 RC(Reinforced Concrete) 기둥, CFT(Concrete Filled Steel Tube) 기둥, CET(Concrete Encased Steel Tube) 기둥의 단면도이며, 각각의 압축부재에 대하여 구속응력에 대한 최대응력과 변형률과의 관계를 비교 검토하였다.

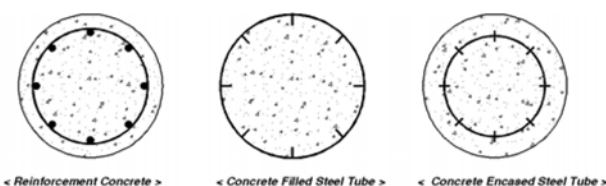


그림 2. RC 기둥, CFT 기둥, CET 기둥의 단면도

3.1 구속효과를 고려한 응력-변형률 관계

3.1.1 RC(Reinforced Concrete) 압축부재

1) 구속응력과 유효구속응력

정원형 단면을 갖는 RC 압축부재는 횡방향 보강철근에 의하여 중심부 콘크리트를 구속하고 있으며, 이 때 콘크리트 중심부에 작용하는 구속응력은 그림 3의 자유물체도로부터 다음과 같이 유도되어진다(Jong Wan Hu, 2008; Han, Taek-Hee, 2005).

그림 3의 자유물체도로부터 횡방향 힘에 대한 평형조건식은 식 (19)와 같다.

$$2f_s A_b = f_l S d_s, f_l = \frac{2f_s A_b}{S d_s} \tag{19}$$

여기서, f_l : 횡방향 구속응력

f_s : 횡방향 보강철근의 응력

A_b : 횡방향 보강철근의 단면적

S : 횡방향 보강철근의 간격

d_s : 중심부 콘크리트의 직경

중심부 콘크리트의 체적에 대한 횡방향 보강철근의 체적과의 비를 나타내는 횡방향 보강철근비(ρ_s)는 식 (20)과 같이 정의할 수 있으며,

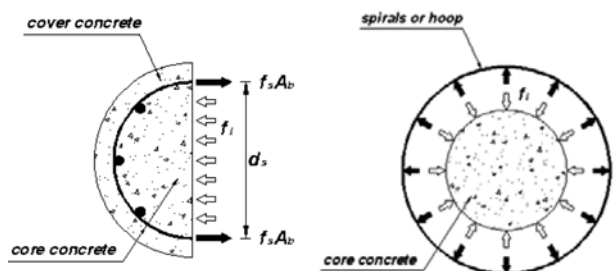


그림 3. 정원형 단면을 갖는 RC 압축부재의 자유물체도

$$\rho_s = \frac{A_b \pi d_s}{\pi d_s^2} = \frac{4A_b}{S d_s} \quad (20)$$

식 (20)을 식 (19)에 대입하여 정리하면 중심부 콘크리트에 작용하는 구속응력은 식 (21)과 같이 구할 수 있다.

$$f_l = \frac{2f_s A_b}{S d_s} = \frac{1}{2} \rho_s f_s \quad (21)$$

또한, 아칭효과(arching effect)에 의한 유효구속면적(A_e)과 유효구속응력(f_l')은 식 (22)와 식 (23)과 같이 계산된다.

$$A_e = \frac{\pi d_s^2}{4} \left(\frac{d_s - S/2}{d_s} \right)^2 \quad (22)$$

$$f_l' = \frac{1}{2} k_1 \rho_s f_s, \quad k_1 = \frac{A_e}{A_c} \quad (23)$$

2) 횡방향 철근비의 변화에 따른 응력-변형률 관계

Kent and Park(1971), Saatcioglu and Razvi(1992)가 제안한 콘크리트의 압축응력-변형률 관계를 적용하여 횡방향 보강철근에 의한 콘크리트의 구속효과를 고려하여 RC 압축부재의 압축응력-변형률 관계를 평균압축강도(f_{cm})와 횡방향 보강철근비(ρ_s)에 대해 검토하였다.

그림 4와 그림 5는 구속효과를 고려한 압축응력-변형률 관계를 비구속상태 콘크리트의 평균압축강도 30 MPa, 60 MPa에 대하여 횡철근비의 변화에 따라 나타내었다.

일반콘크리트(30 MPa)와 고강도콘크리트(60 MPa)의 횡철근비의 변화에 대한 응력-변형률 관계는 횡철근비가 감소하는 경우에는 구속력의 감소로 인하여 무근콘크리트의 특성을 가지며, 횡철근비가 증가하는 경우에는 구속력의 증가로 인하여 CFT 압축부재의 특성을 가지는 것으로 나타났다.

따라서 중심부 콘크리트를 둘러싸고 있는 횡방향 보강철근의 증가는 중심부 콘크리트의 구속력을 증가시켜 추가의 축

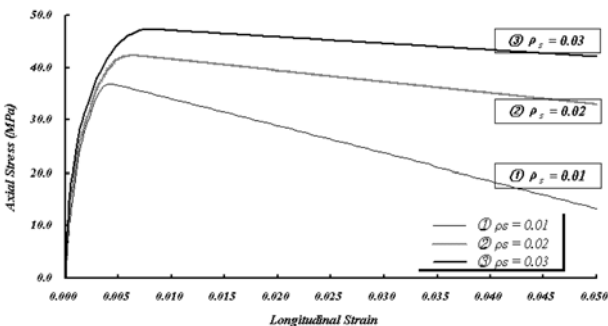


그림 4. RC 압축부재의 압축응력-변형률 관계 (평균압축강도 30 MPa)

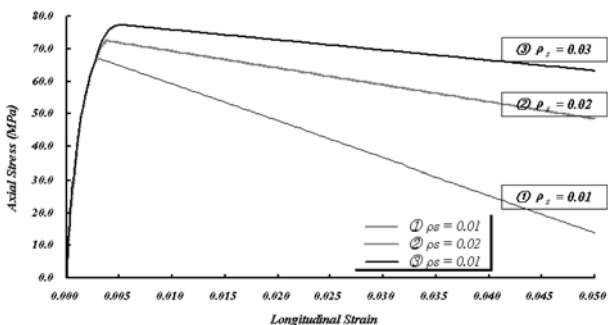


그림 5. RC 압축부재의 압축응력-변형률 관계 (평균압축강도 60 MPa)

하중을 지지할 수 있으며, 에너지 흡수능력에 따른 연성도도 함께 증가시킬 수 있다.

3.1.2 CFT(Concrete Filled Steel Tube) 압축부재

1) 구속응력과 유효구속응력

정원형 단면을 갖는 CFT 압축부재는 외부강재에 의하여 중심부 콘크리트를 구속하고 있으며, 이 때 중심부 콘크리트에 작용하는 구속응력은 그림 6의 자유물체도로부터 다음과 같이 유도되어진다(Jong Wan Hu, 2008; Han, Taek-Hee, 2005).

그림 6의 자유물체도로부터 횡방향 힘에 대한 평형조건식은 식 (24)와 같다.

$$D f_l = 2 f_{ot} t, \quad f_l = \frac{2 f_{ot}}{D/t} \quad (24)$$

여기서, f_l : 중심부 콘크리트에 작용하는 구속응력

f_{ot} : 외부강재의 응력

D : 콘크리트의 직경

t : 외부 강재의 두께

중심부 콘크리트의 단면적에 대한 외부강재의 면적과의 비를 나타내는 강재비(ρ)는 식 (25)와 같이 정의할 수 있으며,

$$\rho = \frac{\pi \{ (D+2t)^2 - D^2 \}}{4 \pi D^2} = 4 \left(\frac{t}{D} \right)^2 + 4 \left(\frac{t}{D} \right) \quad (25)$$

AISC-LRFD 설계규준에서 규정하고 있는 원형강관의 직경-두께비(D/t)의 제한값은 강재에 국부좌굴이 발생되지 않는 범위에서 해석을 수행하기 위한 값으로 식 (26)과 같다.

$$\frac{D}{t} \leq \sqrt{\frac{8E_s}{f_y}} \quad (26)$$

원형 CFT 압축부재에 작용하는 구속응력(f_l)과 유효구속응력(f_l')은 표 5와 같이 비교 정리할 수 있다.

2) 강재비의 변화에 따른 응력-변형률 관계

Kent and Park(1971), Saatcioglu and Razvi(1992)가 제안한 콘크리트의 압축응력-변형률 관계를 적용하여 강재에

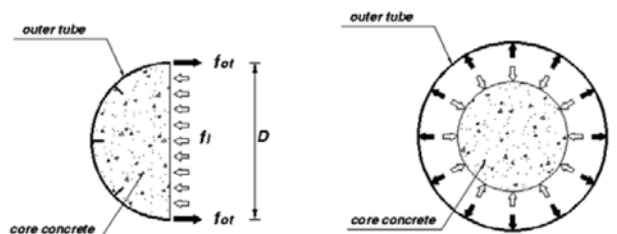


그림 6. 정원형 단면을 갖는 CFT 압축부재의 자유물체도

표 5. 원형 CFT 압축부재에 작용하는 구속응력과 유효구속응력

구분	구속응력	유효구속응력	비고
무근 콘크리트	-	-	-
RC 압축부재	$f_l = \frac{1}{2} \rho_s f_s$	$f_l' = \frac{1}{2} k_1 \rho_s f_s$	$k_1 = \frac{A_e}{A_c}$
CFT 압축부재	$f_l = \frac{2 f_{ot}}{D/t}$	$f_l' = f_l = \frac{2 f_{ot}}{D/t}$	$k_1 = 1.0$

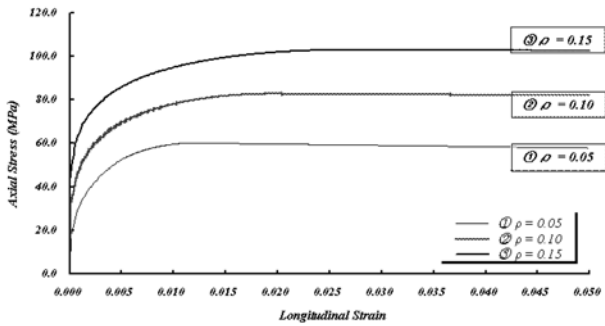


그림 7. 강재비의 변화에 의한 CFT 부재의 압축응력-변형을 관계

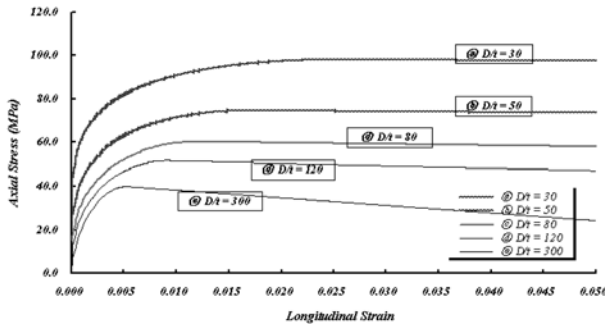


그림 8. 직경-두께비의 변화에 의한 CFT 부재의 압축응력-변형을 관계

의한 콘크리트의 구속효과를 고려하여 CFT 압축부재의 압축응력-변형을 관계를 평균압축강도(f_{cm})와 강재비(ρ), 콘크리트의 직경과 강관의 두께비(D/t)에 대해 검토하였다.

그림 7과 그림 8은 구속효과를 고려한 압축응력-변형을 관계를 비구속상태 콘크리트의 평균압축강도 30 MPa에 대하여 강재비의 변화(ρ)와 콘크리트 직경과 강관의 두께비(D/t)의 변화에 따라 나타내었다.

AISC-LRFD 설계규준에서 규정하고 있는 원형강관에 국부 좌굴이 발생되지 않도록 제한한 직경-두께비의 제한값($D/t=80$)을 기준으로 직경-두께비의 증가는 강재비의 감소로 이어져 점점 RC 압축부재의 특성을 가지며, 직경-두께비의 감소는 강재비의 증가로 이어져 항복이후 소성거동이 나타나는 특성을 가지는 것으로 나타났다.

3.1.3 RC, CFT 압축부재의 압축응력-변형을 관계 비교

원형 RC 압축부재의 횡방향 보강철근에 의한 콘크리트 구속효과는 콘크리트의 응력-변형을 관계에 미치는 영향이 상당히 크며, 이는 횡방향 보강철근비(ρ_s)와 콘크리트의 평균압축강도(f_{cm})에 의해 지배된다.

실제 RC 압축부재의 중심부 콘크리트에 작용하는 유효구속응력(f'_c)은 나선철근 혹은 띠철근 사이의 아칭효과에 의한 감소계수가 적용되어야 하며, 검토결과 구속효과가 적절히 발휘되는 구간은 횡방향 보강철근의 간격(S)과 중심부 콘크리트의 직경과(d_s)의 비가 ($\chi = \frac{S}{d_s}$) 약 0.3 정도에서 이론 구속응력(f_c)의 약 70% 수준의 유효구속응력(f'_c)이 발휘되는 것으로 나타났다. 따라서 RC 압축부재의 구속효과가 적절히 발휘되도록 하는 횡방향 보강철근의 간격과 중심부 콘크리트의 직경과의 비는 0.2~0.3으로 분석되었다.

또한, Kent and Park(1971), Saatcioglu and Razvi(1992)가 제안한 콘크리트의 압축응력-변형을 관계를 적용하여 평균압

축강도(f_{cm})와 횡방향 보강철근비(ρ_s)에 대해 검토한 결과, 횡철근비(ρ_s)가 0.02를 기준으로 횡철근비가 작아지면 점점 구속효과가 작아져서 비구속상태가 되며, 커지면 점점 구속효과가 증가하여 CFT 압축부재의 특성을 갖는 것으로 나타났다. 따라서 횡방향 보강철근의 간격과 횡철근비에 의한 RC 압축부재에 대한 구속효과는 콘크리트의 응력-변형을 관계에 미치는 영향이 상당히 큼을 확인할 수 있었다.

원형단면을 갖는 CFT 압축부재는 외부강재에 의하여 콘크리트를 구속하고 있으며, 이 때 콘크리트에 작용하는 구속응력은 평균압축강도(f_{cm})와 강재비(ρ), 콘크리트의 직경과 강관의 두께비(D/t)에 의해 결정된다.

Kent and Park(1971), Saatcioglu and Razvi(1992)가 제안한 콘크리트의 압축응력-변형을 관계를 적용하여 콘크리트의 평균압축강도(f_{cm})와 강재비(ρ), 콘크리트의 직경과 강관의 두께비(D/t)의 변화에 대해 검토한 결과, 강재비(ρ)가 0.05 이상이면 충분한 구속효과가 발휘되며, 콘크리트의 직경과 강관의 두께비(D/t)는 강관에 좌굴이 발생하기 시작하는 80을 기준으로 두께비가 작아지면 점점 구속효과가 증가하는 경향을 보이며, 커지면 점점 구속효과가 감소하여 RC 압축부재의 특성을 갖는 것으로 나타났다. 따라서 강재비와 콘크리트의 직경과 강관의 두께비에 의한 CFT 압축부재에 대한 구속효과는 콘크리트의 응력-변형을 관계에 미치는 영향이 상당히 큼을 확인할 수 있었다.

3.2 실험 및 해석결과와의 비교

3.2.1 실험개요

실험체는 RC, CFT, CET 압축부재에 대하여 제작오차와

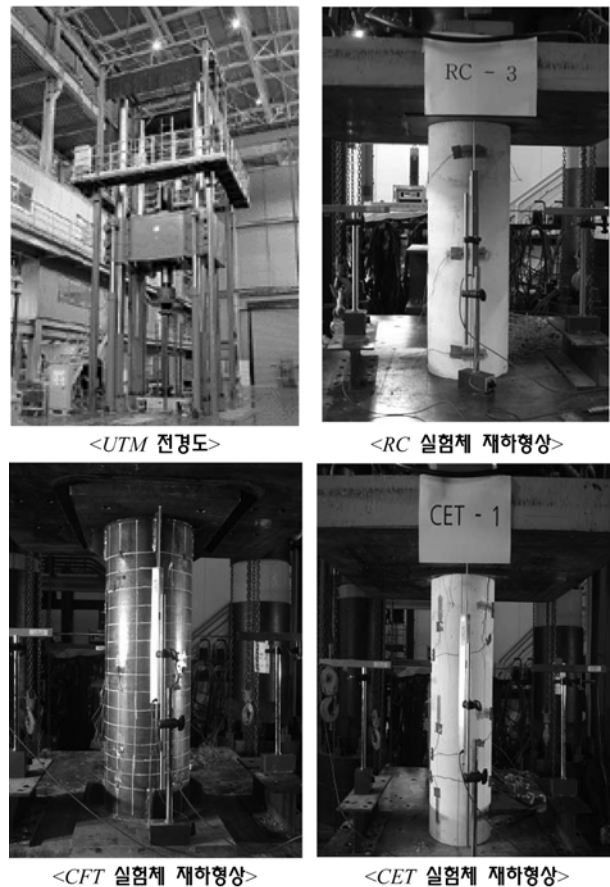


그림 9. 재하장치 전경도와 실험체 재하형상

재료특성의 보정, 횡방향 보강제에 의한 구속효과 등의 통계 처리를 위하여 동일한 외부 직경과 길이에 대하여 각각 3군으로 구분하여 총 9개의 실험체를 제작하였다.

통계 처리된 하중-변위 관계와 응력-변형률 관계를 해석결과와 비교 검토하여 강도평가에 중요한 변수로 검토된 콘크리트의 평균압축강도(f_{cm})와 강재와 철근의 항복강도(f_{sy}), 횡철근비와 강재비의 영향을 검토하여 강도평가에 대한 산정식에 반영하고자 하였다.

1) 실험장치 및 재하방법

재하장치는 1,000 tonf(10,000 kN) 용량의 UTM을 사용하여 하중과 변위, 변형률을 변위제어 방식으로 실시간 측정되도록 하였으며, 하중의 재하속도는 0.02 mm/sec의 속도로 재하하였다.

그림 9는 재하 실험장치와 RC, CFT, CET 실험체의 재하형상이다.

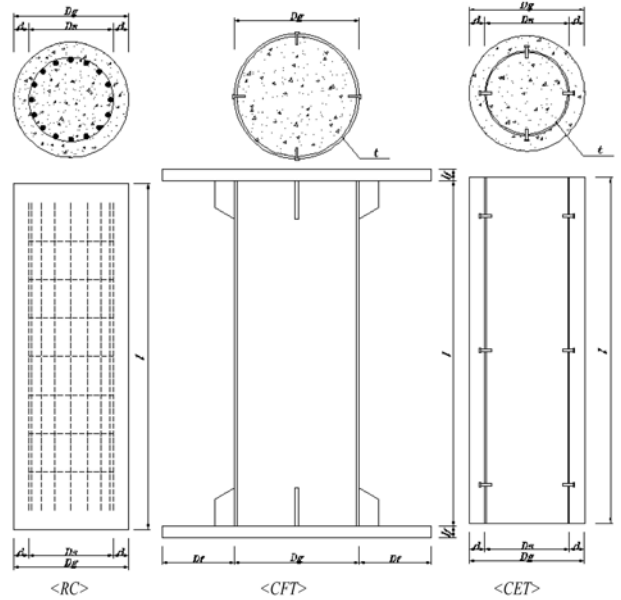


그림 10. RC, CET, CFT 실험체에 대한 단면제원

2) 실험체 제원

RC-1,2,3, CFT-1,2,3, CET-1,2,3의 3군에 대하여 총 9개의 실험 모델을 선정하여 실험을 실시하였으며, 실험체의 제작은 도로교설계기준(2008)과 콘크리트구조설계기준(2007)의 설계식을 적용하여 제작하였고, CFT와 CET 압축부재에 사용되는 강관은 공장에서 제작된 구조용 원형강관을 사용하였다.

실험체의 설계에 적용된 전체적인 단면제원과 재료특성, 콘크리트 배합비를 그림 10과 표 6, 표 7에 나타내었다.

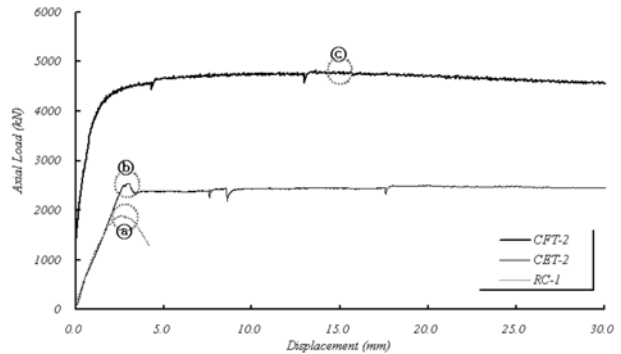


그림 11. 각 실험체에 대한 하중 변위 관계

3.2.2 실험결과

구속상태 콘크리트 압축부재는 비구속상태 콘크리트 부재에 비하여 횡방향 보강에 의한 구속효과로 인하여 상당한 크기의 강도와 연성의 증가를 보이며, 이러한 강도와 연성의 증가는 하중-변위 관계와 응력-변형률 관계를 통하여 확인할 수 있다.

그림 11은 각각의 대표 실험체에 대한 하중-변위 관계 그래프이고, 그림 12는 각각의 대표 실험체에 대한 중간 높이

에 위치한 2개의 길이방향 변형률의 평균값을 나타낸 하중-변형률 관계 그래프이다.

RC 실험체 군의 최대하중은 그림 11의 ① 위치에서 발생하며, 최대하중의 크기는 1834~2240 kN(±9.5%)의 변동성을 보이고 있다. 또한 CET 실험체 군은 ③ 위치에서 최대하중이 발생하며, 2551~2642 kN(±1.8%)의 변동성을 보이고,

표 6. 실험체 제원

모델	L(mm)	D _g (mm)	D _s (mm)	d(mm)	t(mm)	f' _e (MPa)	f _y (MPa)
RC-1	900	300	220	40	-	25.33	300
RC-2	900	300	220	40	-	25.33	300
RC-3	900	300	220	40	-	25.33	300
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
CET-1	900	300	220	40	5.30	25.33	364
CET-2	900	300	220	40	5.31	25.33	344
CET-3	900	300	220	40	5.30	25.33	373

표 7. 콘크리트 배합비

설계강도 (MPa)	재령일	물/시멘트비 (W/C)	단위 사용량 (N/m ³)				
			물	모래	시멘트	지갈	혼화제
30	15(일)	39%	1373	8620	3970	9910	27.8

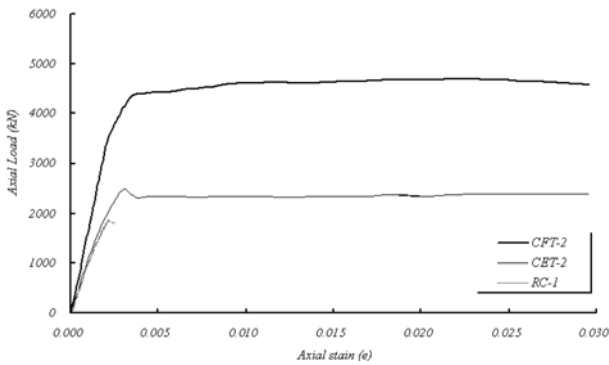
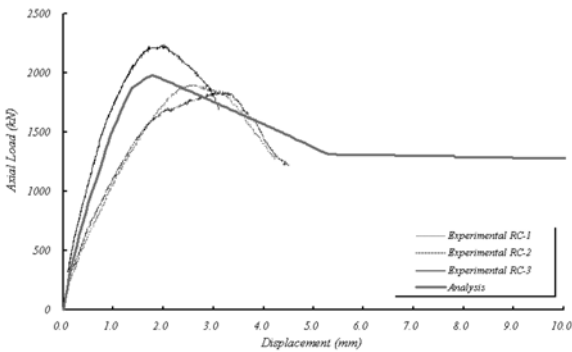


그림 12. 각 실험체에 대한 응력-변형률 관계

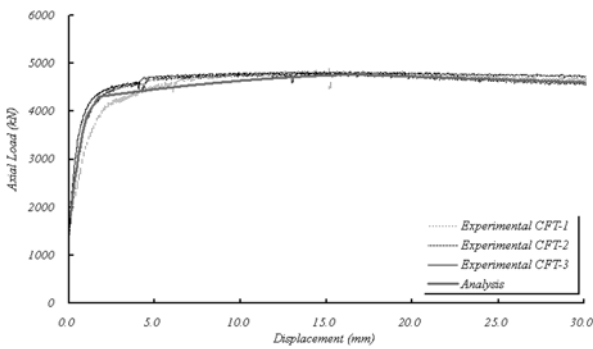
CFT 실험체 균은 © 위치에서 발생하며 4815~4859 kN ($\pm 0.5\%$)의 변동성을 보이고 있으나, 전체적으로 일정한 경향이 나타남을 확인할 수 있었다.

3.2.3 실험결과와 해석결과와의 비교

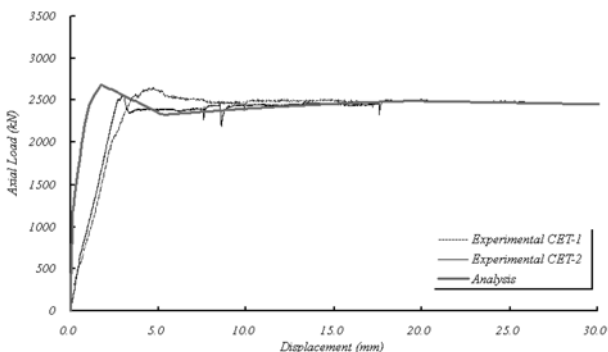
콘크리트와 강재의 포아송비에 의한 면, 내외 변형의 차를 고려하기 위하여 상용유한요소 해석 프로그램인 ABAQUS



<RC 압축부재>



<CFT 압축부재>



<CET 압축부재>

그림 13. RC, CFT, CET 실험체의 하중-변위 관계

의 gap 요소를 적용하여 실험결과와 해석결과를 비교하였다.

실험결과와의 동일성 검증을 위한 상용유한요소 해석결과는 하중과 변위의 분포에 있어 최대값과 최소값에는 다소 차이를 보이고 있으나, 전반적인 거동양상은 일정한 경향을 유지하고 있는 것으로 나타났다.

그림 13은 각각의 실험체에 대하여 실험과 해석을 통한 하중-변위 관계 그래프이다.

RC 실험체의 실험결과는 가장 많은 하중을 지지하는 콘크리트 단면의 불확실성으로 인하여 변동성을 가지고 있으나, 해석결과를 기준으로 일정한 경향은 확인할 수 있었다. CFT 실험체의 해석결과, 하중 재하부분과 지점부에 작용하는 집중하중으로 인하여 국부좌굴의 발생이 원인이 되어 해석결과와 실험결과와의 값에는 다소의 차이가 발생되나, 전반적인 거동양상은 일치함을 확인할 수 있었으며, CET 실험체의 해석결과는 강재를 둘러싸고 있는 일부 콘크리트 덮개의 조기 탈락이 원인이 되어 해석결과와 실험결과는 다소 차이가 발생되나, 전반적인 거동양상은 일정한 경향을 유지하고 있는 것으로 나타났다.

3.3 합성형태에 따른 응력-변형률 제안

ACI 설계기준은 RC 기둥의 설계식으로 합성기둥을 설계하도록 되어 있으며, AISC-LRFD 설계기준의 합성기둥에 대한 설계는 강구조 압축부재의 설계식의 확장 형태이고, Eurocode-4 설계기준은 콘크리트의 구속효과를 일부 반영하고 있으나, 콘크리트의 구속효과를 충분히 반영하지 못하여 구속효과에 의한 강도 상승효과를 과소평가하고 있다. 따라서 압축하중과 휨모멘트가 작용하는 압축부재의 단면이 파손될 때까지 흡수할 수 있는 에너지 흡수능력과 추가의 축하중을 예측하기 위해서는 횡방향 보강에 의한 구속효과를 고려한 정밀한 강도평가 산정식이 필요하다.

3.3.1 구속상태 콘크리트의 수정 제안모델

본 연구에서는 구속효과를 고려한 콘크리트의 압축응력-변형률 관계를 그림 14와 같이 콘크리트의 평균압축강도변형률(e_{co})과 구속상태 콘크리트의 최대압축응력변형률(e_{cc})을 기준으로 세 단계로 구분하였다.

구속효과를 고려한 각 단계별 압축응력-변형률 관계는 식 (27)과 같다.

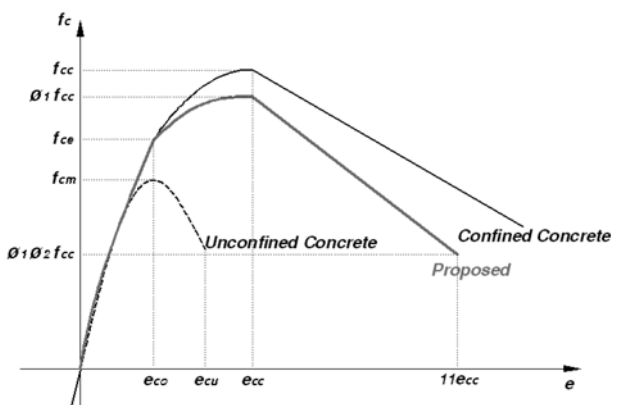


그림 14. 구속상태 콘크리트의 수정 제안모델

$$f_c = f_{cc} \left\{ 2 \frac{e_c}{e_{cc}} - \left(\frac{e_c}{e_{cc}} \right)^2 \right\}^{1/(1+2k)} \quad 0 \leq e_c < e_{co} \quad (27-a)$$

$$f_c = f_{cc} + (\phi_1 f_{cc} - f_{cc}) \left\{ 2 \left(\frac{e_c - e_{co}}{e_{cc} - e_{co}} \right) - \left(\frac{e_c - e_{co}}{e_{cc} - e_{co}} \right)^2 \right\} \quad e_{co} \leq e_c < e_{cc} \quad (27-b)$$

$$f_c = \phi_1 f_{cc} + (\phi_1 - \phi_2) f_{cc} \frac{e_c - e_{cc}}{e_{cc} - e_{ccu}} \quad e_{cc} \leq e_c \leq e_{ccu} \quad (27-c)$$

- 여기서, f_c : 콘크리트의 압축응력
 e_c : 콘크리트의 압축변형률
 f_{cc} : 구속효과를 고려한 평균압축강도
 e_{co} : 평균압축강도변형률
 f_{cc} : 콘크리트의 최대압축응력
 e_{cc} : 최대압축응력변형률
 e_{ccu} : 콘크리트의 극한강도변형률
 k : 응력비 $\left(\frac{f_{cc} - f_{cm}}{f_{cm}} \right)$
 ϕ_1 : 최대압축응력 보정계수
 ϕ_2 : 극한강도 보정계수

구속효과에 따른 콘크리트의 최대압축응력 (f_{cc})은 수압을 이용한 삼축압축시험을 통해 평균적인 최대압축응력을 산정하는 Kent and Park(1971)의 제안식을 참고하여 식 (28)과 같이 계산될 수 있으나, 실제 철근과 강제로 보강된 압축부재의 경우 단부의 집중하중과 보강재의 횡방향 변위, 축하중과 강재의 항복하중, 콘크리트의 압축강도 등에 의하여 횡방향 구속응력(f)과 최대압축하중(f_{cc})은 삼축압축 상태보다 작게 작용하여 실험에 대한 보정이 필요하다. 그러나, 구속효과가 재료특성과 단면특성의 상호작용으로 이루어져 이론적으로 규명하기에는 무리가 있고, 향후 하중의 작용기간과 반복, 부착성능에 따른 영향을 고려하기 위하여 우선적으로 간단한 보정계수 형태의 식으로 기존 제안식을 수정하였으며, 구속효과를 고려한 기존 제안식과 실험결과와의 분석결과 0.70~0.85 정도의 값으로 분석되어 본 연구에서는 식 (29)와 같이 최대압축응력에 대한 보정계수 ($\phi_1 \approx 0.75$)를 적용하여 합성형태에 따른 강도평가 산정식에 적용하였다.

$$f_{cc} = f_{cm} + 6.7(f'_1)^{0.83} \quad (28)$$

$$f_{cc}' = \phi_1 f_{cc} \quad (29)$$

콘크리트의 최대압축변형률(e_{cc})은 콘크리트의 평균압축강도변형률($e_{co} \approx 0.0020$)과 최대압축응력(f_{cc}), 평균압축강도(f_{cm})에 의하여 식 (13)과 같이 계산되며, 극한변형률(e_{ccu})은 Hu and Torres(2005)의 제안식을 참고하여 최대압축응력변형률(e_{cc})의 11배로 가정하였고, 극한응력(f_{ccu})은 최대압축응력에 대하여 보정계수($\phi_2 \approx 0.75$)를 적용하여 식 (30)과 같이 계산하였다.

$$e_{ccu} = 11e_{cc}, f_{ccu} = \phi_1 \phi_2 f_{cc} \quad (30)$$

3.3.2 실험결과와 제안식과의 비교 분석

해석결과를 실험결과와 비교 분석한 후, 각각의 경우에 대한 구속효과와 최대압축응력, 최대압축응력 상태의 변형률, 하중과 변위관계를 도출하여 철근비와 강재비, 구속효과가

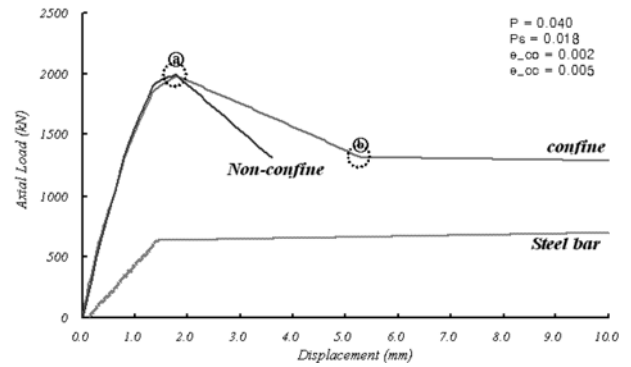


그림 15. RC 실험체의 하중-변위 관계

표 8. RC 실험체의 설계강도와 최대압축강도 비교

Experiment (kN)	Analysis (kN)		Code (kN)		
	Confine	Non-Confine	ACI	AISC-LRFD	Eurocode-4
1990	1985	1980	1819	2318	2318

강도에 미치는 영향을 검토하여 설계를 위한 기초자료로 각각의 합성형태에 대한 최대압축강도와 유효압축강도를 계산하였다.

1) RC 압축부재

그림 15는 RC 실험체의 구속효과에 따른 하중-변위 관계와 구속효과를 고려하지 않은 하중-변위 관계를 나타낸 그래프이다.

최대압축하중(P_{max})은 비구속상태 콘크리트의 최대압축응력 상태에서의 변형률($e_{co} \approx 0.002$), 그림 15의 a 위치에서 발생되며 구속효과를 고려한 최대압축하중과 고려하지 않은 최대압축하중은 거의 유사한 값이 검토되었다. 이는 최대압축하중 이후에 횡방향 보강철근을 둘러싸고 있는 콘크리트 피복의 탈락으로 인한 단면손실의 영향이며, 구속효과는 에너지 흡수능력인 연성도에 미치는 영향이 크을 알 수 있다.

실험과 해석을 통한 최대압축강도(P_{max})를 강도감소계수를 고려하지 않은 ACI 설계기준과 AISC-LRFD, Eurocode-4 설계기준의 설계강도와 비교하여 표 8에 나타내었다.

구속효과를 고려한 최대압축강도와 구속효과를 고려하지 않은 최대압축강도는 거의 동일한 결과가 계산되었으며, 구속효과를 고려한 최대압축강도는 ACI 설계기준의 약 110%, AISC-LRFD 설계기준과 Eurocode-4 설계기준의 85% 수준의 압축강도가 계산되었다.

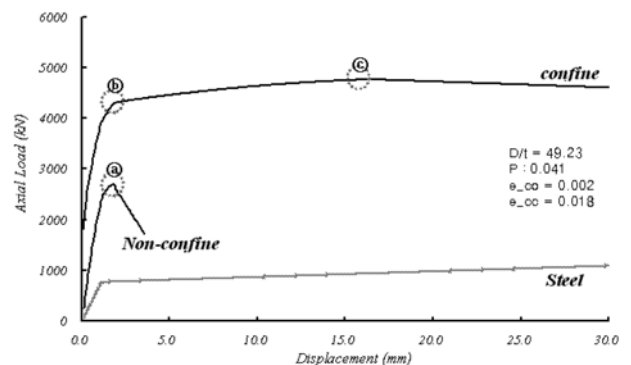


그림 16. CFT 실험체의 하중-변위 관계

표 9. CFT 실험체의 설계강도와 최대압축강도 비교

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

2) CFT 압축부재

그림 16은 CFT 실험체의 구속효과에 따른 하중-변위 관계와 구속효과를 고려하지 않은 하중-변위 관계를 나타낸 그래프이다.

최대압축하중(P_{max})은 소성변형 이후 최대압축응력 상태에서의 변형률($e_{cc} \approx 0.018$), 그림 16의 ㉔ 위치에서 발생된다. 또한 소성변형은 그림 16의 ㉓, ㉒ 위치에서 소성이 시작되며, 이때의 하중을 구속상태 유효최대압축하중이라(P_{eff}) 하고 유효최대압축하중은 비구속상태 최대압축하중의 약 60% 정도의 강도 상승효과가 나타남을 알 수 있다.

실험과 해석을 통한 구속상태 최대압축강도와 유효압축강도를 강도감소계수를 고려하지 않은 ACI 설계기준과 AISC-LRFD, Eurocode-4 설계기준의 설계강도와 비교하여 표 9에 나타내었다.

CFT 합성기둥 설계의 기초자료로 사용되는 설계강도는 구속효과를 고려한 최대압축강도(P_{max})보다 예기치 못한 하중과 안전측의 검토를 위하여 유효압축강도(P_{eff})를 사용하여 검토함이 효율적이며, 유효압축강도를 각각의 설계기준과 비교하여 분석하였다.

ACI 설계기준은 RC 기둥의 설계식으로 CFT 합성기둥을 설계하도록 되어 있어 약 60% 수준의 설계강도가 계산되고, AISC-LRFD 설계기준은 강구조 압축부재의 설계식의 확장으로 약 80% 수준의 설계강도가 계산되며, Eurocode-4 설계기준은 콘크리트의 구속효과를 일부 반영하고 있어 약 75% 수준의 설계강도가 계산되고 있다.

3) CET 압축부재

그림 17은 CET 실험체의 구속효과에 따른 하중-변위 관계와 구속효과를 고려하지 않은 하중-변위 관계를 나타낸 그래프이다.

최대압축하중(P_{max})은 비구속상태 콘크리트의 최대압축응력 상태에서의 변형률($e_{co} \approx 0.002$), 그림 17의 ㉓, ㉒ 위치에서 발생되며, 구속상태 최대압축하중은 비구속상태 최대압축하중의 54% 정도의 강도 상승효과가 나타나고 있다. 또한

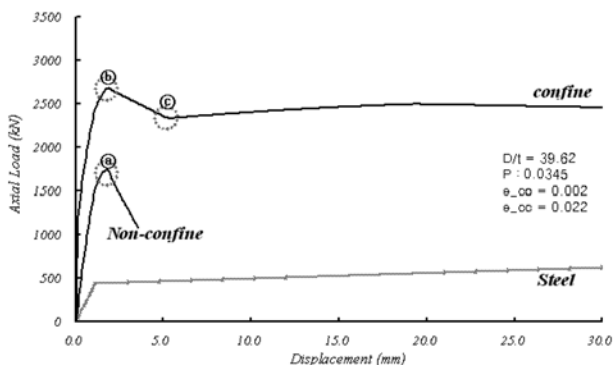


그림 17. CET 실험체의 하중-변위 관계

표 10. CFT 실험체의 설계강도와 최대압축강도 비교

Experiment (kN)	Analysis (kN)			Code (kN)		
	Confine	Non-Confine		ACI	AISC-LRFD	Eurocode-4
2610	2682	2625	1738	1824	2320	2045

구속상태 유효최대압축하중(P_{eff})은 최대압축하중 이후에 강재를 둘러싸고 있는 콘크리트 피복의 탈락 이후 소성변형이 시작되는 그림 17의 ㉔ 위치에서 발생하고 있다.

실험과 해석을 통한 구속상태 최대압축강도와 유효압축강도를 강도감소계수를 고려하지 않은 ACI 설계기준과 AISC-LRFD, Eurocode-4 설계기준의 설계강도와 비교하여 표 10에 나타내었다.

CFT 합성기둥 설계의 기초자료로 사용되는 설계강도는 구속효과를 고려한 최대압축강도(P_{max})보다 예기치 못한 하중과 안전측의 검토를 위하여 소성변형이 시작되는 유효압축강도를 사용하여 검토함이 효율적이며, 유효압축강도(P_{eff})를 각각의 설계기준과 비교하여 분석하였다.

ACI 설계기준은 RC 기둥의 설계식으로 CFT 합성기둥을 설계하도록 되어 있어 약 70% 수준의 설계강도가 계산되고, AISC-LRFD 설계기준은 강구조 압축부재의 설계식의 확장으로 약 90% 수준의 설계강도가 계산되며, Eurocode-4 설계기준은 콘크리트의 구속효과를 일부 반영하고 있어 약 80% 수준의 설계강도가 계산되고 있다.

4. 결 론

본 연구는 축방향 하중을 받는 강합성 압축부재의 콘크리트 구속효과를 고려한 응력분포와 설계의 기초자료로 사용되는 설계강도를 평가하기 위하여 하중-변위 관계를 분석하여 수정된 응력-변형률 모델을 제안하였다.

원형 RC 압축부재의 횡방향 보강철근에 의한 콘크리트 구속효과는 콘크리트의 응력-변형률 관계에 미치는 영향이 상당히 크며, 이는 횡방향 보강철근비(ρ_s)와 콘크리트의 평균압축강도(f_{cm})에 의해 지배된다. Kent and Park(1971), Saatcioglu and Razvi(1992)가 제안한 콘크리트의 압축응력-변형률 관계를 적용하여 평균압축강도(f_{cm})와 횡방향 보강철근비(ρ_s)에 대해 검토한 결과, 횡철근비(ρ_s)가 0.02를 기준으로 횡철근비가 작아지면 점점 구속효과가 작아져서 비구속상태가 되며, 커지면 점점 구속효과가 증가하여 CFT 압축부재의 특성을 갖는 것으로 나타났다.

원형 CFT 압축부재는 외부강재에 의하여 콘크리트를 구속하고 있으며, 이 때 콘크리트에 작용하는 구속응력(f_l)은 평균압축강도(f_{cm})와 강제비(ρ), 콘크리트의 직경과 강관의 두께비(D/t)에 의해 결정된다. Kent and Park(1971), Saatcioglu and Razvi(1992)가 제안한 콘크리트의 압축응력-변형률 관계를 적용하여 콘크리트의 평균압축강도(f_{cm})와 강제비(ρ), 콘크리트의 직경과 강관의 두께비(D/t)의 변화에 대해 검토한 결과, 강제비(ρ)가 0.05 이상이면 충분한 구속효과가 발휘되며, 콘크리트의 직경과 강관의 두께비(D/t)는 강관에 좌굴이 발생되기 시작하는 80을 기준으로 두께비가 작아지면 점점 구속효과가 증가하는 경향을 보이며, 커지면 점점 구속효과가

감소하여 RC 압축부재의 특성을 갖는 것으로 나타났다.

콘크리트 합성기둥의 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 횡방향 보강에 의한 구속효과를 고려한 정밀한 강도평가 산정식이 필요함을 알 수 있다.

감사의 글

이 연구는 국토해양부가 출연하고 한국건설교통기술평가원에서 위탁 시행한 교통체계효율화사업의 지원으로 이루어졌습니다.

참고문헌

건설교통부(2003) **강구조설계기준**, 한국강구조학회.
건설교통부(2007) **콘크리트구조설계기준**, 한국콘크리트학회.
건설교통부(2008) **도로교설계기준**, 한국콘크리트학회.
건설교통부, 고려대학교(2005) **강관 삽입 중공 R.C 고교각 개발**, 한국건설교통기술평가원, 건설기술연구개발사업 최종 연구보고서.
박영석, 강해관, 박종원, 정일영(1997) 콘크리트 충전 각형강관 기둥·H형강보 접합부의 성능 개발에 관한 연구, **대한건축학회논문집**, 대한건축학회, 제17권 제2호, pp. 1171-1178.
연정흠(2000) **철근콘크리트 설계**, 인하대학교 토목공학과.
정철현, 김종석(2007) 콘크리트 충전 원형 강관의 휨 거동, **대한토목학회논문집**, 대한토목학회, 제27권 제4A호, pp. 553-559.

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.
황원섭, 김동조, 정대안(2003) 콘크리트 구속효과를 고려한 CFT 단주의 극한강도, **대한토목학회논문집**, 대한토목학회, 제23권 제5A호, pp. 1011-1018
Han, T.-H. (2005) *Development of Enhanced Ductile Hollow Columns with Internal Confinement*, degree of doctor of philosophy, Korea University.
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, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 62, pp. 1692-1712.
Hwang, W.S. and Kim, D.J. (2003) Ultimate strength of CFT short columns considering the confining effect of concrete, *Proc. 2003 Korea Society of Steel Construction Annual Conf, KSSC*, Korea, pp. 1011-1018.
Jong, W.H. (2008) *Seismic Performance Evaluations and Analyses for Composite Moment Frames with Smart SMA PR-CFT Connections*, Degree of Doctor of Philosophy, Georgia Institute of Technology.
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.
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.

(접수일: 2009.11.19/심사일: 2010.2.6/심사완료일: 2010.3.4)