Journal of the Korea Concrete Institute
Vol.14, No.4, pp.578~588, August 2002

고강도 철근콘크리트 띠철근 기둥의 구속효과

신성우[1] • 한범석[1]*

[1]한양대학교 건축공학과

(2002년 2월 6일 원고접수, 2002년 6월 30일 심사완료)

Confinement Effects of High Strength Reinforced Concrete Tied Columns

Sung-Woo Shin[1] and Beom-Seok Han[1]*

[1] Dept. of Architectural Engineering, Hanyang University, Seoul, 133-791, Korea

(Received February 6, 2002, Accepted June 30, 2002)

ABSTRACT

An experimental study was conducted to investigate the effectiveness of transverse reinforcement in reinforced concrete tied columns subjected to monotonically increasing axial compression. Eighteen large-scale columns(260×260×1200 mm) were tested. Effects of main variables such as the concrete compressive strength, the tie configuration, the transverse reinforcement ratio, the tie spacing, and the spalling of the concrete cover were considered. High-strength concrete columns under concentric axial loads show extremely brittle behavior unless the columns are confined with transverse reinforcement that can provide sufficiently high lateral confinement pressure. There is a consistent decrease in deformability of column specimen with increasing concrete strength. Test results were compared with the previous confinement model such as modified Kent-Park, Sheikh-Uzumeri, Mander, and Saatcioglu-Razvi model. The comparison indicates that many previous models for confined concrete overestimate or underestimate the ductility of confined concrete.

Keywords : tied columns, confinement, transverse reinforcement, confined stress-strain relationship

1. 서 론

철근콘크리트 구조물은 일반적으로 지진에 연성적으로 거동하도록 설계되며, 이러한 연성적인 거동을 위하여 구조부재는 주의 깊게 상세설계되어진다. 모멘트 연성골조 구조물의 경우 기둥의 소성힌지 구역에서 횡보강근의 상세는 중요한 고려사항이다. 수 년 동안 강도와 연성을 향상시키기 위한 횡보강근 상세에 대한 연구가 많은 연구자들에 의해 진행되어 왔고, 그 결과 횡보강근에 의한 코아 콘크리트의 적절한 구속과 주근의 횡방향 지지는 기둥의 연성을 가장 효과적으로 증진시키는 것으로 입증되었다.

횡보강근에 의해 구속된 콘크리트의 강도와 연성증진을 고려한 응력-변형률 특성에 대한 대표적인 연구는 보통강도 콘크리트에 대해 Kent-Park(1971), Scott-Park 등(1982)이 각각 제한된 모델을 제시하였으며, 이후 기존에 제안된 모델을 개선하여 구속된 콘크리트의 응력-변형률 특성에 영향을 미치는 다양한 변수를 고려한 모델이 Sheikh-Uzumeri(1980), Mander 등(1988), Saatcioglu-Razvi (1992)에 의해 제안되었다. 그러나 이러한 모델들은 모두 보통강도 콘크리트를 대상으로 제안된 것으로 고강도 콘크리트에 적용할 경우 구조부재의 안전성에 문제가 있는 것으로 제기되어 왔다. 구속된 고강도 콘크리트의 응력-변형률 특성에 대한 연구는 1980년대 후반부터 Fafitis-Shah (1985), Muguruma (1983, 1991), Cusson-Paultre (1995), Saatcioglu-Razvi(1999)에 의해 진행되어 온 실정이다.

그러나 현재까지도 구속된 고강도 콘크리트의 특성을 정확하게 예측하고 있는 모델은 거의 없으며, 이에 대한 자료도 부족한 것으로 보고되고 있다[4].

고강도 콘크리트에 대한 기술은 최근 10여 년에 걸쳐 눈부시게 향상되었으며, 콘크리트의 압축강도가 높아질수록 더 높은 탄성계수와 단면감소로 인한 실질적인 장점들이 고강도 콘크리트의 특징으로써 설계자의 흥미를 끌고 있다. 그러나 불행하게도 각 국의 규정은 고강도 콘크리트를 사용한 구조물의 안전성에 대한 사전 주의 없이 사용되는 실정으로 현재 규준(ACI Code)의 횡구속에 대한 조항을 정의하는 변수들이 콘크리트 압축강도 400 kgf/cm^2 이하의 철근콘크리트 부재에 대한 실험연구로부터 얻어진 결과이다[1]. 또한 Large-Scale(최소단면 200 mm이상)의 고강도 콘크리트 띠철근 기둥의 성능에 대해 발표된 자료는

* Corresponding author
Tel : 02-2291-8244 Fax : 02-2291-8243
E-mail : hanbeoms@ihanyang.ac.kr

부족한 실정이다.

따라서 본 연구에서는 고강도 콘크리트를 사용한 Large-Scale의 기둥을 대상으로 구조실험을 수행하여, 이를 기초로 고강도 콘크리트 기둥의 구속효과를 평가하고 구조실험결과와 기존의 구속모델의 비교·분석을 통해 기존모델의 타당성 및 문제점을 파악하여 향후 진행될 연구에 본 연구의 결과가 반영되어 보다 합리적인 모델을 제안함에 있어 기초 자료로써 활용되기를 기대한다.

2. 기존 구속모델

기존에 제안된 모델 중 Fig. 1에 제시된 바와 같은 대표적인 모델인 수정 Kent-Park, Sheikh-Uzumeri, Mander 및 Saatcioglu-Razvi 모델에 대하여 본 연구의 실험결과와 비교·분석하여 각 모델의 특징을 파악하고, 고강도 콘크리트에 적용가능성을 고찰하였다.

2.1 수정 Kent-Park 모델(Modified Kent-Park Model)

1982년 Scott, Park와 Priestley는 기존의 Kent- Park 모델의 형상을 유지하면서 추가적으로 구속에 의한 콘크리트의 강도증진을 고려하여 수정된 Kent-Park 모델을 제안하였다. Scott 등은 띠철근의 체적비와 항복강도에 비례하고, 콘크리트 강도에 반비례하는 강도증진 계수 K배만큼 최대 응력과 최대 응력에서의 변형률이 증가하는 것으로 정의하였다. 즉, 수정된 Kent-Park 모델에서는 구속된 콘크리트의 최대 응력을 Kf_c'로 보고 있으며, 최대 응력에서의 변형률은 0.002K이라고 제안하였다. 또한 최대 응력 이후 응력 하강부분의 기울기도 콘크리트 강도, 띠철근의 항복강도, 띠철근의 체적비 및 간격 등에 따라 변화되며, 구속된 콘크리트의 강도가 증진됨에 따라 결과적으로 기존의 모델에서 제안한 것보다 연성이 증가됨을 인정하였다[8].

$$\varepsilon_c \le 0.002K$$

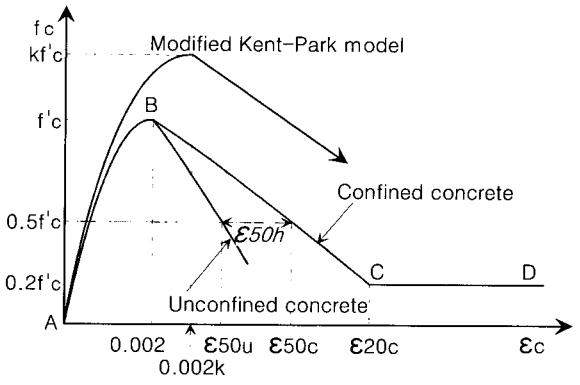
$$f_c = Kf_c'\left[\frac{2\varepsilon_c}{0.002K} - \left(\frac{\varepsilon_c}{0.002K}\right)^2\right] \quad (1)$$

$$\varepsilon_c > 0.002K$$

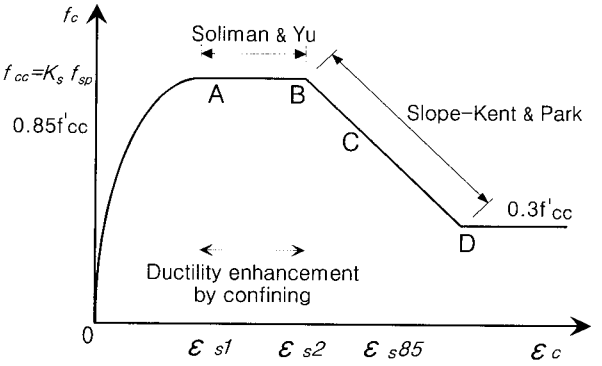
$$f_c = Kf_c'[1 - Z_m(\varepsilon_c - 0.002K)] \ge 0.2Kf_c' \quad (2)$$

$$K = 1 + \frac{\rho_s f_{yh}}{f_c'} \quad (3)$$

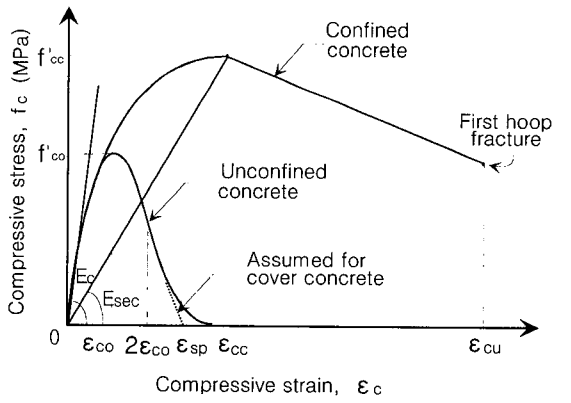
$$Z_m = \frac{0.5}{\frac{3 + 0.29f_c'}{145f_c' - 1000} + \frac{3}{4}\rho_s\sqrt{\frac{h''}{s_h}} - 0.002K} \quad (4)$$



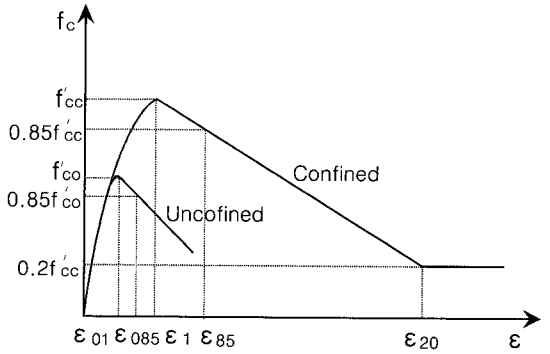
(a) Modified Kent-Park model



(b) Sheikh-Uzumeri model



(c) Mander model



(d) Saatcioglu-Razvi model

Fig. 1 Previously proposed confined concrete model

여기서, ε_c : 콘크리트의 압축변형률,
f_c : 콘크리트의 압축응력(MPa),
f_c' : 표준공시체 압축강도(MPa),
f_{yh} : 띠철근의 항복강도(MPa),
ρ_s : 코아 콘크리트에 대한 띠철근의 체적비,
h'' : 코아 콘크리트의 폭(mm),
s_h : 띠철근의 중심간 간격(mm)이다.

2.2 Sheikh-Uzumeri 모델

Sheikh와 Uzumeri가 제안한 모델로 이론적인 방법에 기초하여 단면의 기하학적인 형상으로부터 유효구속면적을 산정하였고, 여기에 사용된 각각의 계수는 보통강도 콘크리트 장방형 기둥에 대한 실험결과의 회귀분석으로부터 경험적인 상수를 결정하였다.

이 모델은 수정 Kent-Park 모델에 비해 주근의 분포에 따른 횡보강근의 형태를 반영하고 있는 것이 특징이다[2,7].

$$f_{cc}' = K_s \cdot f_{cp} \tag{5}$$

여기서, $f_{cp} = 0.85f_c'$이다. 정방형 단면의 기둥에 대하여 정리하면 다음과 같다.

$$K_s = 1 + \frac{1}{P_{occ}}\left(1 - \frac{nC^2}{aB^2}\right)\left(1 - \frac{0.5s}{B}\tan\theta\right)^2 B^2\beta(\rho_s f_s')^{\gamma} \tag{6}$$

$$P_{occ} = 0.85f_c'(A_c - A_{st}) \tag{7}$$

$$\varepsilon_{s1} = 80K_s \cdot f_c' \cdot 10^{-6} \tag{8}$$

$$\frac{\varepsilon_{s2}}{\varepsilon_{oo}} = 1 + \frac{248}{C}\left[1 - 5\left(\frac{s}{B}\right)^2\right]\frac{\rho_s f_s'}{\sqrt{f_c'}} \tag{9}$$

$$Z = \frac{0.5}{\frac{3}{4}\rho_s\sqrt{\frac{B}{s}}} \tag{10}$$

$$\varepsilon_{s85} = \frac{0.15}{Z} + \varepsilon_{s2} \tag{11}$$

여기서, f_c : 구속 콘크리트의 강도(MPa),
f_{cp} : 비구속 콘크리트의 강도(MPa),
B : 띠철근의 중심선으로 측정된 코아 폭(cm),
c : 횡방향으로 지지된 주근 간의 거리(cm),
s : 띠철근의 간격(cm),
n : 횡방향으로 지지된 주근의 수,
ρ_s : 코아체적에 대한 띠철근의 체적비,
f_s' : 최대 강도에서 띠철근의 응력(MPa),
α, β, γ,
θ : 유효구속면적과 구속압력을 결정하는 상수이다.

2.3 Mander 모델

Sheikh-Uzumeri가 제안했던 유효구속면적의 개념을 적용하여 코아 면적에 대한 유효구속면적의 비로 표현되는 유효구속계수(k_e)로부터 원형 또는 장방형 단면의 기둥에 대한 유효 횡구속압력을 결정하였다. 유효 횡구속압력은 구속 콘크리트의 응력-변형률 곡선의 최대 응력에서 변형률과 응력 하강부분에 주로 영향을 미치는 것으로 판단하였다. 응력 상승부분은 1973년 Popovics가 제안했던 식을 수정하여 사용하였고, 제안된 모델에 큰 영향을 미치는 ε_{cc}는 1975년 William-Warnke가 삼축상태에서 파괴면을 제안했던 "5-변수(Five-Parameters) 모델"을 적용하였다[6].

$$f_c = \frac{f_{cc}' x r}{r - 1 + x^r}, \quad x = \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cc}} \tag{12}$$

여기서, f_{cc}' : 구속 콘크리트의 최대강도(MPa),
ε_c : 콘크리트의 축방향 압축변형률,
ε_{cc} : $\varepsilon_{co}\left[1 + 5\left(\frac{f_{cc}'}{f_{co}'} - 1\right)\right]$,
r : $E_c/(E_c - E_{\sec})$,
E_c : $5{,}000\sqrt{f_{co}'}$(MPa),
$E_{\sec}$: f_{cc}'/ε_{cc}(MPa) 이다.

William-Warnke의 "5-변수(Five-Parameters) 모델" 에 대하여 1977년 Schickert와 Winkler가 각각의 5-변수를 삼축상태의 실험으로부터 계산하였던 극한강도는 다음과 같다.

$$f_{cc}' = f_{co}'\left(-1.254 + 2.254\sqrt{1 + \frac{7.794f_l'}{f_{co}'}} - 2\frac{f_l'}{f_{co}'}\right) \tag{13}$$

장방형 단면의 기둥에 대하여

$$f_l' = \frac{1}{2}k_e\rho_s f_{yh} \tag{14}$$

$$k_e = \frac{A_e}{A_{cc}} = \frac{\left(1 - \sum_{i=1}^{n}\frac{(w_i')^2}{6b_c d_c}\right)\left(1 - \frac{s'}{2b_c}\right)\left(1 - \frac{s'}{2d_c}\right)}{(1 - \rho_{cc})} \tag{15}$$

여기서, ρ_s : 띠철근의 체적비,
A_{cc} : 코아 콘크리트의 단면적(cm^2),
A_e : 임계단면에서 유효구속면적(cm^2),
w_i' : 횡지지된 주근과 주근사이의 순간격(cm),
s' : 길이방향 띠철근의 순간격(cm),

b_c : 코아 콘크리트의 폭(cm),

d_c : 코아 콘크리트의 깊이(cm),

n : 주근의 개수,

ρ_{cc} : 코아 콘크리트의 단면적에 대한 주근비 이다.

2.4 Saatcioglu-Razvi 모델

이 모델은 기존에 Saatcioglu와 Razvi가 고강도 콘크리트의 구속모델로 제안되었던 모델을 이후에 수정하여 모든 콘크리트 강도를 대상으로 범용으로 적용될 수 있도록 제안한 모델로 기둥 단면상의 철근배근형태에 따른 기하학적인 형상으로부터 유효등가구속압력을 산정하여 응력-변형률의 특징을 정의한 모델로 비교적 최근에 제안되었다. 이 모델은 다른 모델에 비하여 상대적으로 복잡한 계산절차를 요하나, 구속효과에 영향을 미치는 다양한 변수를 고려하고 있는 것이 특징이다[5,9].

응력 상승부분;

$$f_c = \frac{f_{cc}' \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_1} r}{r - 1 + (\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_1})^r} \quad (16)$$

여기서, r : $E_c/(E_c - E_{sec})$,

E_{sec} : f_{cc}'/ε_1(MPa),

ε_c : 구속 콘크리트의 변형률,

ε_1 : 구속 콘크리트의 최대 강도에서의 변형률이다.

응력 상승부분; ε_1과 ε_{85}를 잇는 직선

$$\varepsilon_1 = \varepsilon_{01}(1 + 5k_3K) \quad (17)$$

$$\varepsilon_{85} = 260k_3\rho_c\varepsilon_1[1 + 0.5k_2(k_4 - 1)] + \varepsilon_{085} \quad (18)$$

여기서, k_3 : $40/f_{co}'$, k_4 : $f_{yt}/500$,

ρ_c : 횡보강근의 체적비,

K : $k_1 f_{le}/f_{co}'$, ε_{085} : $0.85f_c'$에서 변형률이다.

$$f_{cc}' = f_{co}' + k_1 f_{le} \quad (19)$$

$$k_1 = 6.7(f_{le})^{-0.17} \quad (20)$$

$$f_{le} = k_2 f_l \quad (21)$$

$$f_l = \frac{\Sigma A_s f_s \sin\alpha}{s b_c} \quad (22)$$

$$k_2 = 0.15\sqrt{(\frac{b_c}{s})(\frac{b_c}{s_l})} \le 1.0 \quad (23)$$

여기서, f_{cc}' : 구속 콘크리트 강도(MPa),

f_{co}' : 비구속 콘크리트 강도(MPa),

f_l : 횡구속압력(MPa),

f_{le} : 등가의 횡구속압력(MPa),

A_s : 띠철근의 단면적(cm^2),

f_s : 구속 콘크리트의 최대 강도에서 띠철근의 응력(MPa),

α : 횡보강근과 수직단면 b_c가 이루는 각,

b_c : 외곽 띠철근 중심간 길이(cm),

s : 띠철근 중심간 간격(cm)이다.

3. 실험계획 및 방법

3.1 실험계획

시험체는 260×260×1200 mm로서 각 시험체의 중앙부 800 mm를 실험구간으로 하였으며, 시험체 양끝단 200 mm 부분에는 단부효과에 따른 국부파괴를 막고 실험구간에서 파괴를 유도하기 위해 횡보강근을 실험구간의 2배이상으로 배근하였으며 또한, 콘크리트 양생 후에 탄소섬유(2겹)로 보강하였다. 콘크리트 피복두께는 20 mm로 기둥 전체 단면적에 대한 코아 단면적 비(A_c/A_g)는 피복이 없는 -NS 시험체를 제외하고 모두 0.72로 하였다.

D형의 Cross-ties를 제외하고 모든 횡보강근은 135°의 구부림각도를 가지고 $6d_b$의 연장길이로 코아 콘크리트에 정착시켰다. 주근의 체적비는 2.25~2.36 %로 거의 동일하게 하였으며, 콘크리트 강도(225~500 kgf/cm^2), 횡보강근 체적비(ACI규정의 80, 100, 120 %), 횡보강근 간격(40~150 mm), 주근의 배열(4~12개), 횡보강근의 배근형태(Fig. 2)를 주요 변수로하여 변수에 따른 구속 콘크리트의 거동에 따른 영향을 검토하였다. 시험체 상세 및 일람은 Fig. 2와 Table 1에 나타나 있다.

3.2 실험장치 및 방법

실험은 한국전력 전력연구원 구조실험실 700 tonf용량의 만능시험기(U.T.M)를 사용하여 변위제어 방식으로 중심압축가력(Pseudo-Static)하였으며, 재하속도는 시험체별로 합리적으로 데이터를 취득할 수 있도록 3단계로 계획하여, 4×10^{-6} ~ 2×10^{-5}/sec의 strain rate로 가력하였다.

실험구간에서 코아 콘크리트의 축방향 변형률을 측정하기 위해서 타설 전에 미리 매립된 4면의 매립봉에 LVDT

를 설치하여 측정하였고, 시험체의 전체 축방향 변위를 측정하기 위해 시험체 전 길이에 걸쳐 양면에 LVDT를 설치하였다. Fig. 3에 시험체 설치장면을 나타내었다.

4. 실험결과 및 분석

4.1 파괴상황

균열발생과 진전 양상은 대부분의 시험체에서 유사하게 초기 수직균열이 가력 단부 혹은 하단부에서 시작하여 중앙의 test region으로 발전되는 경향을 보였다.

또한 최대하중을 전후로 주근의 항복과 피복 콘크리트의 박리가 시작되었으며, 이후 주근의 좌굴과 횡보강근의 hook가 서서히 벌어지면서 피복이 완전히 박리되었다. 주근의 좌굴은 보통강도 콘크리트(NSC) 시험체보다는 고강도 콘크리트(HSC) 시험체에서 심하게 발생되었고, 횡보강근의 간격이 넓을수록 빨리 좌굴하였고, 내부 주근보다는 모서리 주근에서 심하게 발생하였다. 또한 횡보강근 hook의 벌어짐 정도도 NSC 시험체보다는 HSC 시험체에서 크게 벌어지는 것을 알 수 있었다.

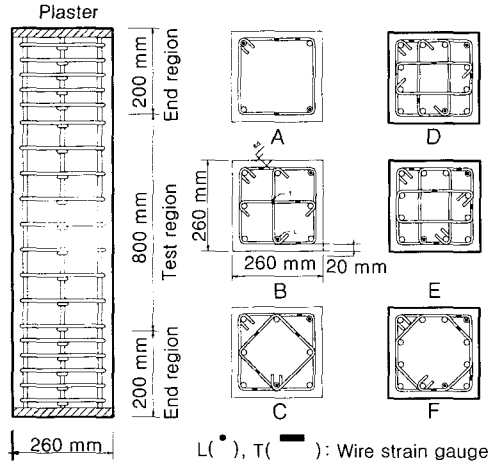


Fig. 2 Details of column specimens

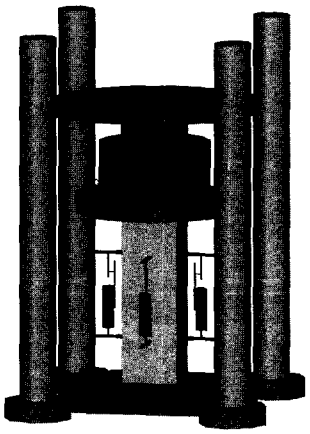


Fig. 3 Set-up of column specimen

Table 1 Column properties

Specimens	f_{ck} (kgf/cm^2)	Longitudinal reinforcement			Transverse reinforcement				
		Diameter (mm)	Ratio (%)	f_y (kgf/cm^2)	Diameter (mm)	Spacing (mm)	Volumetric ratio (%)	f_{yh} (kgf/cm^2)	$\frac{\rho_{prov.}}{\rho_{ACI}}$
NSC-P	245	-	-	-	-	-	-	-	-
NSC-A-10	260	4-D22	2.29	3300	D10	90	1.543	4450	1.0
NCS-B-10	245	8-D16	2.36	3630	D8	100	1.302	5100	1.0
NSC-D-10	265	12-D13	2.25	3860	D8	130	1.335	5100	1.0
NSC-E-10	225	12-D13	2.25	3860	D8	150	1.350	5100	1.0
NSC-F-10	255	12-D13	2.25	3860	D8	120	1.305	5100	1.0
NSC-E-NS	230	12-D13	2.65	3860	D8	150	1.350	5100	1.0
HSC-P	470	-	-	-	-	-	-	-	-
HSC-A-10	445	4-D22	2.29	3300	D8	40	2.169	5100	1.0
HSC-E-10	450	12-D13	2.25	3860	D8	90	2.250	5100	1.0
HSC-F-10	490	12-D13	2.25	3860	D8	70	2.237	5100	1.0
HSC-B-NS*	470	8-D16	2.76	3630	D8	60	2.169	5100	1.0
HSC-A-08	440	4-D22	2.29	3300	D8	50	1.736	5100	0.8
HSC-B-08	495	8-D16	2.36	3630	D8	75	1.736	5100	0.8
HSC-E-08	445	12-D13	2.25	3860	D8	115	1.761	5100	0.8
HSC-A-12	470	4-D22	2.29	3300	D10	45	3.085	4450	1.2
HSC-B-12	480	8-D16	2.36	3630	D10	70	2.975	4450	1.2
HSC-E-12	500	12-D13	2.25	3860	D8	75	2.700	5100	1.2

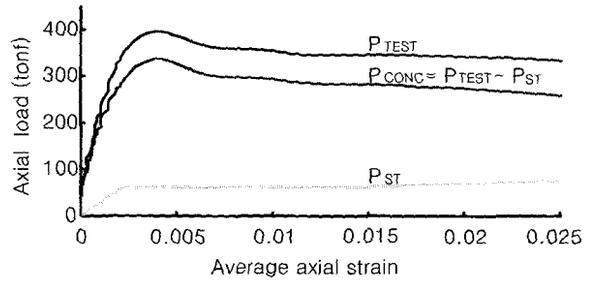
Denotation : NSC-A-10 ; First term-Compressive strength of concrete, Second term-Configurations of transverse reinforcement(Fig. 2), Third term-ρ_{prov}/ρ_{ACI} (ρ_{prov} : Volumetric ratios of transverse reinforcement designed in this study)

* NS : Specimens without shell(cover) concrete

횡보강근의 항복은 최대하중 이후 하중이 감소하는 단계에서 발생되었으며, 일부 HSC 시험체에서는 횡보강근의 파단(Fracture)현상이 발생되었는데, 주로 C, F-Type 시험체의 중간의 보조 후프(intermediate hoop)가 파단되었다. 거의 모든 시험체에서 파괴면(failure surface)이 형성되었으며, NSC 시험체보다는 HSC 시험체의 파괴면이 뚜렷하게 나타났다. 또한 수평단면과 파괴면이 이루는 각은 최대 90°(횡보강근이 없는 무근 콘크리트 시험체)에서 최소 25°로 형성되었으며, NSC 시험체보다는 HSC 시험체의 각이 크게, 횡보강근의 간격이 넓을수록 크게 형성되는 경향을 보였다. 특히 대부분의 경우 파괴 경사면의 중앙에 1 또는 2개의 횡보강근이 통과하는 것으로 나타났다. 파괴면상에서 구속 콘크리트(코아 콘크리트)의 crushing에 의한 단면손실은 NSC 시험체보다 HSC 시험체에서 심하게 발생되었고, 이는 횡보강근의 간격과 밀접한 관계가 있는 것으로 판단된다. 코아 콘크리트의 crushing 정도는 내부보다는 모서리에서 심하게 발생되었다.

4.2 콘크리트의 기여도 및 코아 콘크리트의 거동 분석

기둥의 전체 축하중(P_{TEST})에서 콘크리트만이 부담한 하중(P_{CONC})은 실험동안 기록된 전체 하중으로부터 주근의 축하중(P_{ST})에 대한 기여분을 빼줌으로써 각각에 시험체에 대해 산정하였다.(Fig. 4(a)) 주근에 의해 지지된 축하중의 계산은 주근에 부착된 스트레인게이지에 의한 변형률과 주근의 전체 단면적으로부터 계산하였다.



(a) Contribution of concrete

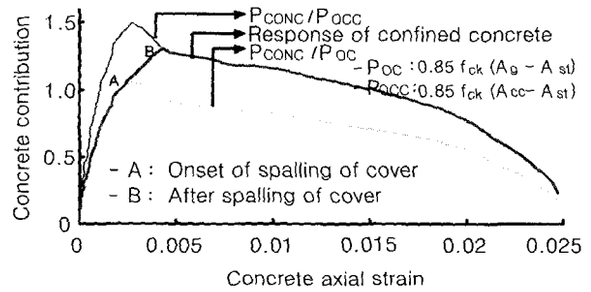


Fig. 4 Defining of behaviors for confined concrete

$$P_{CONC} = P_{TEST} - P_{ST} \tag{24}$$

기둥의 전체 하중-변형률 관계로부터 구속된 코아 콘크리트의 거동은 철근의 기여도를 제외한 콘크리트만의 거동에 피복 콘크리트와 구속된 코아 콘크리트 거동이 조합되어 있는 관계로부터 Fig. 4(b)와 같은 방법[4]으로 분석하였다. Fig. 4(b)에서 P_{oc},와 P_{occ}는 다음과 같다.

$$P_{oc} = 0.85 f_{ck}(A_g - A_{st}) \tag{25}$$

$$P_{occ} = 0.85 f_{ck}(A_{cc} - A_{st}) \tag{26}$$

여기서, f_{ck} : 콘크리트 공시체 강도(kgf/cm^2),
A_g : 기둥의 전 단면적(cm^2),
A_{st} : 주근의 단면적(cm^2),
A_{cc} : 코아 콘크리트의 단면적(cm^2)이다.

이상과 같이 분석한 구속 콘크리트의 거동에 대한 실험결과를 Table 2에 나타내었다.

4.3 주요변수에 따른 구속된 콘크리트의 거동

4.3.1 콘크리트강도의 영향

고강도 콘크리트는 보통강도 콘크리트에 비해 더 큰 탄성계수와 더 적은 내부 micro-crack때문에 압축하에 더 적은 횡팽창을 나타내기 때문에 횡보강근에 의한 횡구속압력은 감소하게 된다. Fig. 5는 콘크리트 강도에 따른 구속된 콘크리트의 거동을 보여주고 있다. 시험체 NSC-A-10, HSC-A-08, HSC-A-10는 1.33, 1.22, 1.32의 강도증진과 7.56, 4.44, 7.47의 연성증진을 보였고, 시험체 NSC-E-10, HSC-E-08, HSC-E-10는 1.38, 1.27, 1.44의 강도증진과 8.02, 5.92, 9.62의 연성증진을 나타내었다. 이 실험결과는 횡보강근의 구속에 의해 상당한 강도와 연성향상을 얻을 수 있다는 것을 보여주고 있다. 하지만 유사한 비율의 강도와 연성증진효과를 얻기 위해서는 콘크리트강도가 증가할수록 더 많은 구속이 필요하다는 것을 알 수 있다. 특히, 동일한 형태의 횡보강근에서 보통강도 콘크리트와 유사한 연성을 얻기 위해서 고강도 콘크리트의 횡보강근 체적비는 50 % 이상 더 요구되는 것으로 나타났다.

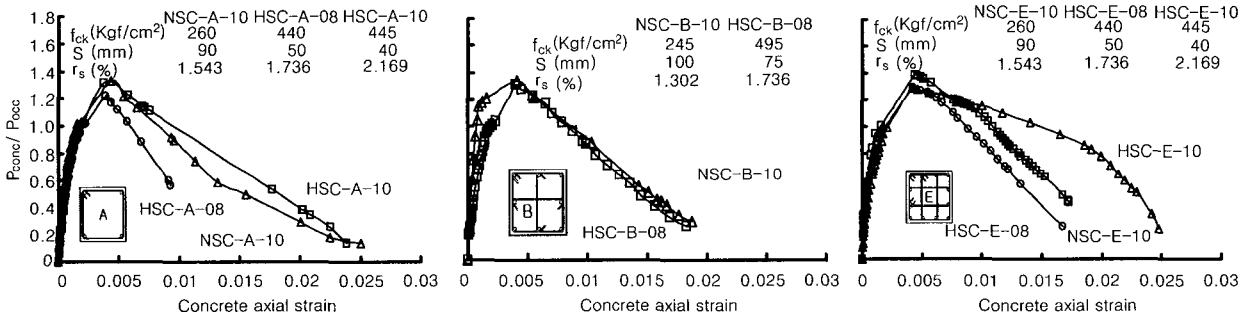
4.3.2 횡보강근의 체적비에 따른 영향

코아 콘크리트에 부과되는 횡구속 압력은 직접적으로 횡보강근량에 관계된다. Fig. 6은 횡보강근의 체적비에 따른 구속된 콘크리트의 거동을 나타내고 있다. 횡보강근의 체적비가 약 70 % 증가되었을 때, HSC-A-08과 HSC-A-12, HSC-B-08과 HSC-B-12, HSC-E-08과 HSC-E-12에서 강도증진은 각각 16 %, 20 %, 30 % 이었고, 연성증진은

Table 2 Test results

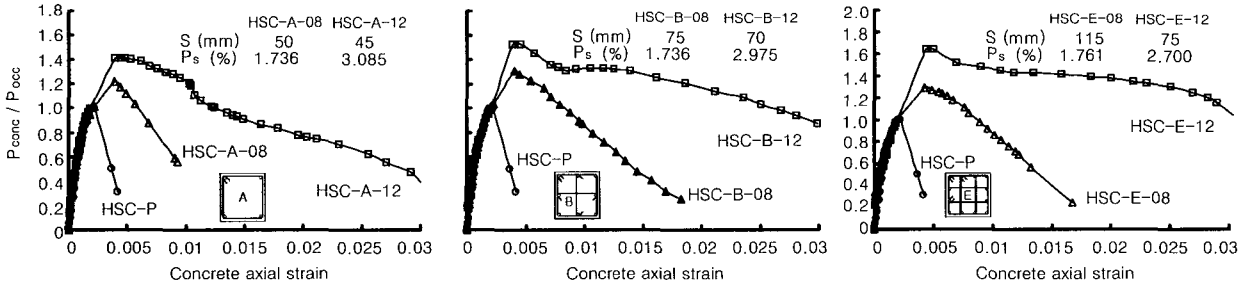
Specimens	Axial load				Axial strain					Toughness
	P_{max}[1] (tf)	P_{cmax}[2] (tf)	P_{cmax}/P_{oc}[3]	P_{cmax}/P_{occ}[4]	ε_{max}[5]	ε_{cc}[6]	ε_{c85c}[7]	ε_{c50c}[8]	$\varepsilon_{c50c}/\varepsilon_{co}$[9]	A_{50c}/A_{co}[10]
NSC-P	143.09	143.09	1.02	1.02	0.00208	0.00174	0.0028	0.0044	2.12	2.77
NSC-A-10	207.24	137.98	0.95	1.33	0.00242	0.00430	0.0065	0.0123	5.91	10.59
NCS-B-10	225.96	130.95	0.95	1.34	0.00226	0.00410	0.0066	0.0128	6.15	11.07
NSC-D-10	211.89	147.12	0.99	1.39	0.00256	0.00450	0.0083	0.0149	7.16	13.50
NSC-E-10	186.64	123.90	0.98	1.38	0.00261	0.00440	0.0085	0.0144	6.92	11.56
NSC-F-10	221.50	140.91	0.98	1.39	0.00250	0.00440	0.0071	0.0163	7.84	13.99
NSC-E-NS	171.90	111.85	1.22	1.22	0.00443	0.00360	0.0067	0.0172	8.27	11.59
HSC-P	269.43	269.43	1.00	1.00	0.00238	0.00223	0.0027	0.0037	1.55	1.91
HSC-A-10	293.70	233.56	0.94	1.32	0.00201	0.00370	0.0076	0.0155	6.51	10.10
HSC-E-10	351.16	258.03	1.02	1.44	0.00275	0.00414	0.0118	0.0214	8.99	16.04
HSC-F-10	364.22	278.60	1.01	1.43	0.00316	0.00469	0.0184	0.0193	8.11	16.21
HSC-B-NS	298.49	237.72	1.27	1.27	0.00362	0.00360	0.0139	0.0193	8.11	14.63
HSC-A-08	301.26	213.48	0.86	1.22	0.00224	0.00480	0.0057	0.0091	3.82	5.42
HSC-B-08	356.66	251.08	0.90	1.27	0.00270	0.00440	0.0070	0.0125	5.25	9.02
HSC-E-08	325.20	228.73	0.92	1.29	0.00272	0.00422	0.0077	0.0126	5.29	8.33
HSC-A-12	335.54	263.84	1.00	1.41	0.00267	0.00480	0.0103	0.0231	9.71	16.49
HSC-B-12	352.33	291.55	1.08	1.53	0.00370	0.00390	0.0172	0.0333	13.99	26.91
HSC-E-12	396.01	333.83	1.19	1.68	0.00419	0.00430	0.0184	0.0322	13.53	31.73

1)Max. axial load of carried by column, 2)Max. axial load carried by concrete(Fig. 4), 3)P_{oc} : Axial capacity of total concrete cross section(eq. (25)), 4)P_{occ} : Axial capacity of concrete core(eq. (26)), 5)Axial strain corresponding to Max. load, 6)Axial strain in confined concrete corresponding to f'_{cc}, 7)Axial strain in confined concrete corresponding to $0.85f'_{cc}$, 8)Axial strain in confined concrete corresponding to $0.5f'_{cc}$, 9)ε_{co} : Axial strain in plain concrete corresponding to f_{ck}, 10)A_{50c} : Area under stress-strain curve of the confined concrete up to ε_{c50c}, A_{co} : Area under stress-strain curve of the unconfined concrete up to ε_{co}



(a) A-Type (b) B-Type (c) E-Type

Fig. 5 Effects of concrete strength



(a) A-Type (b) B-Type (c) E-Type

Fig. 6 Effects of volumetric ratio of transverse reinforcement

2.8, 2.7, 2.4 배의 향상을 나타내었다. 이 실험결과로부터 체적비의 증가는 구속된 콘크리트에 직접적으로 강도와 연성 모두 향상시킬 수 있으며, 더 효과적인 횡보강근의 배근형태를 가진 경우에 강도 증진에 더 큰 효과를 발휘할 수 있음을 알 수 있다.

4.3.3 횡보강근의 배근형태 및 간격에 따른 영향

유효구속 콘크리트 면적과 주근의 좌굴은 횡보강근의 형태와 배근간격에 의해 결정된다. Fig. 7은 횡보강근의 배근 형태와 간격에 따른 구속된 콘크리트의 거동을 보여주고 있다. Fig. 7(a)에서 알 수 있듯이 A-Type의 배근형태를 가진 시험체의 강도 및 연성이 다른 Type에 비해 떨어지는 것으로 나타났다. 또한 배근형태는 강도보다는 연성에 더 큰 영향을 미치는 것을 알 수 있다. 이는 유사한 체적비를 가진 경우, 횡보강근의 배근형태에 의해 더 큰 구속효과가 발휘될 수 있음을 보여주고 있다. Fig. 7의 (a)와 (b)를 비교해 볼 때 배근형태에 대한 영향이 보통강도 콘크리트보다는 고강도 콘크리트에서 더 크게 나타나고 있으나, Fig. 7(b)의 경우 횡보강근의 배근간격이 코아 단면폭의 1/2이상을 갖는 경우로 배근형태에 따라 구속된 콘크리트의 거동에 큰 차이를 보이지 않고 있다. 이는 기존 연구자들이 언급하였듯이 구속효과에 대한 배근간격의 제한성을 보여주고 있다고 할 수 있다[5]. 이는 횡보강근의 간격이 구속된 콘크리트의 거동에 미치는 또 하나의 변수라는 것을 알 수 있다.

따라서 유사한 배근형태와 체적비를 가질 경우, 횡보강근의 배근간격을 조밀하게 함으로써 더 효율적인 구속효과를 발휘할 수 있음을 나타내는 것이다. 결과적으로 구속된 콘크리트의 강도와 연성에 대한 독립변수의 기여도는 다른 변수들에 의해 주어진 구속정도에 따라 변한다. 그러므로 구속된 콘크리트의 거동에 따라 각각의 변수를 독립변수의 영향으로 분석할 때, 단지 부분적 영향으로 파악해야 할 뿐 아니라 상호 종속적인 복잡한 관계를 가지고 있는 것으로 판단된다.

5. 기존 모델과 실험결과와의 비교 · 분석

5.1 구속 콘크리트의 응력-변형률 비교

5.1.1 수정 Kent-Park 모델

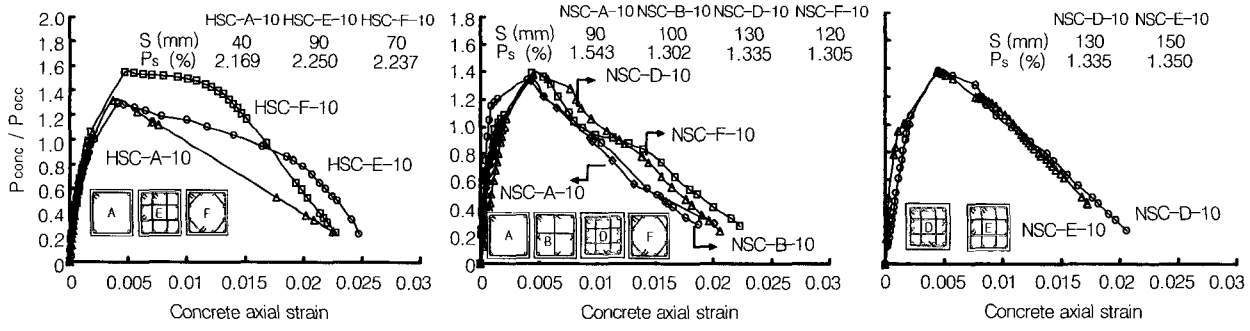
Fig. 8에서 알 수 있듯이 Kent-Park 모델은 구속 콘크리트의 최대 응력(f_{cc})을 과대평가하고 있으며, 최대 응력에서의 변형률(ε_{cc})은 과소평가하고 있는 것으로 나타났다. 최대 응력이후 하강부분에서는 횡보강근의 간격이 클수록 구속 콘크리트의 거동을 상당히 과대평가하고 있어 제안된 모델이 간격(s)에 의해 크게 달라지는 것을 알 수 있다. 이는 이 모델의 특징을 잘 설명하고 있는 강도증진계수 K가 주로 체적비에 의존하며, 제한된 실험결과를 근거로 한 수정식이기 때문인 것으로 판단된다.

5.1.2 Sheikh-Uzumeri 모델

Fig. 8에 나타난 바와 같이 Sheikh-Uzumeri 모델에서 최대 응력은 비교적 유사하게 예측하고 있으나, 최대 응력에서의 변형률을 과소평가하고 있는 것으로 나타났다. 또한, NSC에서는 간격이 클수록, HSC에서는 횡보강근의 체적비와 배근형태의 변화에 따라 거동이 많이 달라지는 것을 알 수 있다. 이는 이 모델이 NSC에 기준을 두고 제안되었고, 제한된 실험결과에 의한 모델식으로 다양한 횡보강근의 형태와 체적비에 대한 고려를 하지 못하였으며, 횡보강근의 간격보다는 배근형태를 주로 고려하였기 때문으로 판단된다. 또한 최대강도에서의 횡보강근의 응력(f_s)을 횡보강근의 항복강도로 사용하여 구속압력을 과대평가하는 경향이 있다.

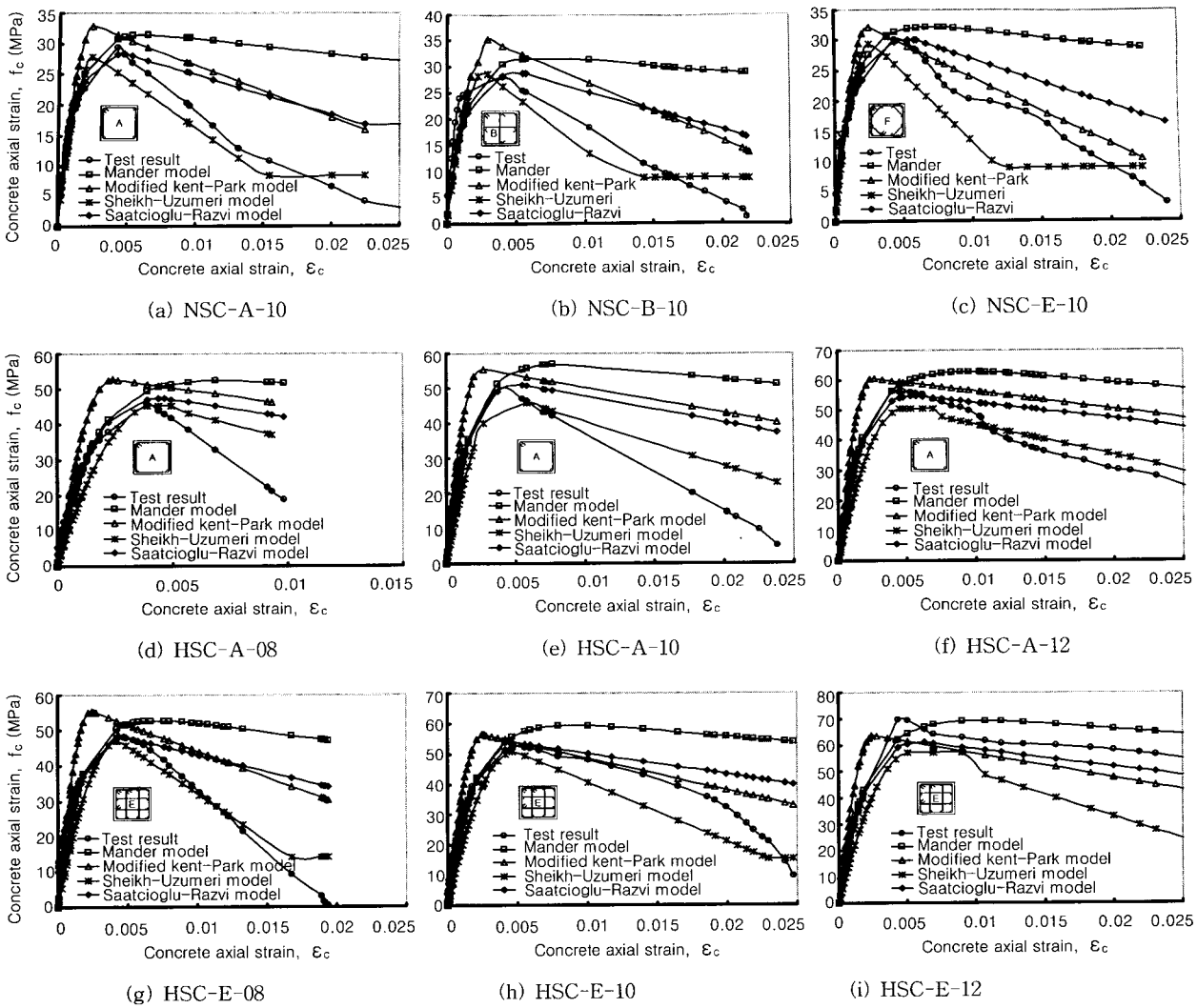
5.1.3 Mander 모델

Mander 모델은 응력 상승부분을 비교적 유사하게 예측하고 있으나, 최대강도와 최대강도(f_{cc})에서 변형률(ε_{cc}) 크게 예측하고 있는 것으로 나타났다. 또한 Fig. 8에 나타난 바와 같이 응력 하강부분은 실험결과나 다른 모델에 비해



(a) HSC Series (b) NSC Series (c) NSC Series

Fig. 7 Effects of spacing and arrangement of transverse reinforcement



(a) NSC-A-10 (b) NSC-B-10 (c) NSC-E-10

(d) HSC-A-08 (e) HSC-A-10 (f) HSC-A-12

(g) HSC-E-08 (h) HSC-E-10 (i) HSC-E-12

Fig. 8 Comparison of previous model with test results

과대평가하고 있는 것으로 나타났는데, 이는 다른 모델과 달리 Mander 모델은 응력-변형률 관계를 하나의 곡선으로 제안하고 있기 때문으로 판단된다. 그러나 Mander 모델의 경우 복합 배근형태(E, F-Type) 중 체적비가 큰 경우에는 응력 하강부분이 실험과 유사하게 예측하고 있는 것으로 나타났다.(Fig. 8 (i))

5.1.4 Saatcioglu-Razvi 모델

Saatcioglu-Razvi 모델은 구속 콘크리트의 응력-변형률 곡선의 상승부분과 최대 응력 및 최대 응력에서의 변형률은 비교적 잘 예측하고 있는 것으로 나타났다. 그러나 하강부분은 과대평가의 경향이 두드러지며, 특히 NSC에서 보조 횡보강근(cross tie나 중간 후프)이 없는 경우 이러한 경향은 더 크게 나타났다. 이는 횡구속압력을 평가함에 있어 좁은 횡보강근 간격이 과대평가된 것으로 합리적인 평가가 요구된다고 할 수 있다.

5.2 구속 콘크리트의 강도 및 연성 비교

Fig. 9는 NSC시험체의 경우 모든 모델들이 구속 콘크리트의 강도는 유사하게 예측하고 있으나, HSC시험체의 경우 콘크리트 강도의 증가에 따라 과대 또는 과소평가의 정도가 커짐을 보여주고 있다. 이는 Kent-Park, Sheikh-Uzumeri 및 Mander 모델은 보통강도콘크리트의 실험결과를 근거로 제안된 모델이며, Saatcioglu-Razvi 모델은 구속에 의한 강도증진효과에서 콘크리트강도의 영향을 과소평가한 결과로 판단된다. Fig. 10은 최대응력에서의 변형률 관계를 나타내고 있는데, Kent-Park 모델은 전체적으로 과소평가하고 있으며, Mander 모델은 과대평가하고 있으나, Sheikh-Uzumeri와 Saatcioglu-Razvi 모델은 유사하게 예측하고 있음을 보여주고 있다. 그러나 Fig. 11에 나타난 바와 같이 모든 모델이 ε_{c50c}를 과대 또는 과소평가하여 합리적으로 예측하지 못함을 보여준다.

이는 대부분의 모델이 작은 크기(small scale)의 시험체

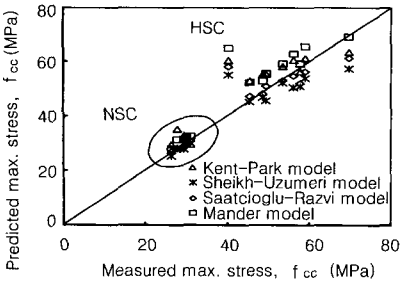


Fig. 9 Comparison of previous model with test results(fcc)

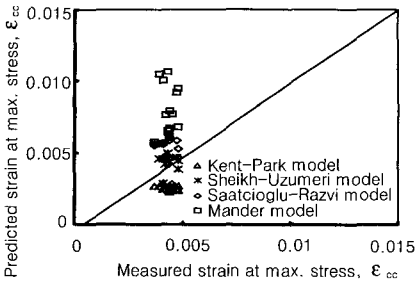


Fig. 10 Comparison of previous model with test results(εcc)

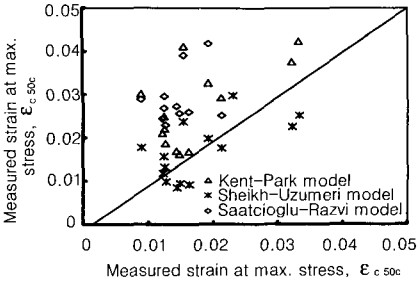


Fig. 11 Comparison of previous model with test results(εc50c)

에 대한 실험과 다양한 변수를 충분히 고려하지 않은 제한된 실험결과를 근거로 제안되었으며, 최대응력에서의 횡보강근의 응력(f_s)을 항복강도를 사용하여 횡구속압력을 과대평가하는 경향이 있고 또한, 주요변수를 유효적절하게 평가하지 못하기 때문으로 판단된다.

따라서 구속된 고강도 콘크리트의 거동을 정확히 예측하여 설계에 반영될 수 있는 합리적이면서 실용적인 모델의 개발이 요구된다 하겠다.

6. 결 론

1) 고강도 콘크리트 기둥은 횡보강근의 구속에 의해 강도와 연성증가를 기대할 수 있지만, 더 낮은 강도의 콘크리트 기둥과 동일한 비율의 강도와 연성증진을 위해서 더 효과적인 구속이 필요하다. 즉, 콘크리트강도가 250 kgf/cm^{2}에서 대략 500 kgf/cm^{2}로 증가함에 따라 횡보강근량은 50 %정도 더 요구되는 것으로 나타났다.

2) 체적비의 증가는 구속된 콘크리트에 직접적으로 강도와 연성을 모두 향상시킬 수 있으며, 더 효과적인 횡보강근의 배근형태(E, F-Type)를 가질 경우, 강도증진에 더 우수한 것으로 판단된다. 그러나 횡보강근의 체적비와 강도증진은 선형적으로 비례하지는 않는 것으로 나타나 이의 정확한 관계는 구속모델의 결정에 중요하다 하겠다.

3) 동일한 체적비를 가진 경우 더 효과적인 횡보강근의 배근형태(E, F-Type)에 의해 더 큰 구속효과를 발휘할 수 있다. 따라서 횡보강근의 배근형태를 구속효과로서 정량화하는 방법도 중요한 영향을 미치는 변수로서 필요함을 알 수 있다.

4) 기존 모델은 보통강도 콘크리트에 대해서는 최대응력을 유사하게 예측하고 있으나, 고강도 콘크리트에 대해서는 Kent-Park 모델의 경우 14 %, Mander 모델의 경우 15 %정도 과대평가, Sheikh-Uzumeri와 Saatcioglu-Razvi 모델은 최고 40 %정도까지 과대평가 하는 것으로 나타났다. 최대 응력에서의 변형률은 Kent-Park와 Sheikh-Uzumeri 모델은 45 %정도 과소평가하는 것으로 나타났으며, Mander와 Saatcioglu-Razvi 모델은 50 %정도 과대평가하고 있는 것으로 나타났다. 대부분의 모델이 응력-변형률 곡선의 하강부분을 합리적으로 예측하지 못하는 것으로 나타났다.

5) 콘크리트가 횡보강근에 의해 구속될 경우 부재의 강도와 연성이 증가되어 기둥의 거동에 많은 영향을 주는 것으로 알려졌다. 그러나 이러한 거동을 정확히 예측할 수 있는 구속 콘크리트의 모델은 고강도 콘크리트 경우 거의 없는 실정이다. 따라서 구속된 고강도 콘크리트의 거동을 정확히 예측하여 해석에 반영될 수 있는 합리적이면서 실용적인 모델의 개발이 요구된다 하겠다.

감사의 글

본 연구는 과학재단 지정 한양대학교 초대형구조시스템 연구센터(STRESS)와 한양대학교 교내 연구비의 지원으로 수행되었으며, 이에 감사드립니다.

참고문헌

1. ACI, "*Building Code Requirements for Reinforced Concrete (ACI 318-99)*," ACI Committee 318, American Concrete Institute, 1999.
2. Sheikh, S. A. and Uzumeri, S. M., "Strength and Ductility of Tied Concrete Columns," *ASCE Journal of Structural Engineering*, 1980, pp.1079-1102.
3. Nagashima, T., Sugano, S., Kimura, H., and Ichikawa, A., "Monotonic Axial Compression Test on Ultra-Strength Concrete Tied Columns.," *Proc. 10th World Conference on Earthquake Engineering*, 1992, pp.2983-2988.
4. Cusson D. and Paultre P., "High-Strength Concrete Columns Confined by Rectangular Ties," *ASCE Journal of Structural Engineering*, Vol. 120, No. 3, Mar, 1994, pp.783~804.
5. Saatcioglu M. and Razvi S. R., "High-Strength

Concrete Columns with Square Sections under Concentric Compression," *ASCE Journal of Structural Engineering*, Vol. 124, No. 12, Dec, 1998, pp.1438~1447.
6. Mander J. B., Priestley M. J. N., and Park, R., "Theorical Stress-Strain Model for Confined Concrete," *ASCE Journal of Structural Engineering*, Vol. 114, No. 2, Feb, 1992, pp.1804~1825.
7. Sheikh Shamim, A. and Uzumeri S. M., "Analytical Model for Concrete Confinement in Tied Columns," *ASCE Journal of Structural Engineering*, Vol. 108, No. ST12, Dec, 1982
8. Scott B. D., Park R., and Priestley M. J. N., "Stress-Strain Behavior of Concrete Confinedby Overlapping Hoops at Low and High Strain Rates," *ACI Structural Journal*, No.79-2, Jan~Feb, 1982.
9. Saatcioglu M. and Razvi S. R., "Strength and Ductility of Confined Concrete," *ASCE Journal of Structural Engineering*, Vol. 118, No. 6, June, 1992.

요 약

철근콘크리트 구조물은 일반적으로 지진에 연성적으로 거동하도록 설계되며, 이러한 연성적인 거동을 위하여 구조부재는 주의 깊게 상세설계되어진다. 모멘트 연성골조 구조물의 경우 기둥의 소성힌지 구역에서 횡보강근의 상세는 중요한 고려사항이다. 수 년 동안 강도와 연성을 항상시키기 위한 횡보강근의 상세에 대한 연구가 많은 연구자들에 의해 진행되어 왔고, 그 결과 횡보강근에 의한 코아 콘크리트의 적절한 구속과 주근의 횡방향 지지는 기둥의 연성을 가장 효과적으로 증진시키는 것으로 증명되었다. 횡보강근에 의해 구속된 콘크리트의 강도와 연성증진을 고려한 응력-변형률 특성에 대한 연구는 지난 30년 동안 급속하게 이루어졌다. 그러나 현재까지도 구속된 고강도 콘크리트의 특성을 정확하게 예측할 수 있는 모델은 거의 없으며, 이에 대한 자료도 부족한 것으로 보고되고 있다.

따라서 본 연구에서는 콘크리트 강도, 횡보강근의 체적비, 횡보강근의 배근형태 및 간격, 주근의 배열을 주요변수로 하여 고강도 콘크리트를 사용한 Large-Scale의 기둥을 대상으로 구조실험을 수행하였다. 연구결과 기존 모델의 일부는 최대 응력을 과대평가, 최대 응력에서의 변형률을 과소평가하는 것으로 나타났으며, 대부분의 모델이 응력-변형률 곡선의 하강부분을 합리적으로 예측하지 못하는 것으로 나타났다. 따라서 구속된 고강도 콘크리트의 거동을 정확히 예측하여 설계에 반영될 수 있는 합리적이면서 실용적인 모델의 개발이 요구된다 하겠다.

핵심용어 : 띠철근 기둥, 구속, 횡보강근, 구속 콘크리트의 응력-변형률 관계