

나선근에 의한 고강도 콘크리트 기둥부재의 횡보강효과에 관한 연구

A Study on the Lateral Confinement Effects of Spiral High-Strength Concrete Columns

박 훈 규* 송 재 호** 한 상 목** 장 일 영**
Park, Hoon Gyu Song, Jae Ho Han, Sang Mook Jang, Il Young

Abstract

Lateral pressure by circular reinforcement greatly enhances the maximum strength and ductility of spiral columns. The lateral confinement effects will be improves ductility of high-strength concrete. The major purpose of this paper is to study on the improvements of maximum strength and strain at that point of spiral concrete columns subject to axial loads. For this purpose, this study collected the other analytical results and the experimental data that has been performed by a lot of worldwide researchers and also analyzed it statistically.

As the result, the theoretical equation for predict maximum strength and strain at that point was proposed. It is based on calculation of lateral confinement pressure generated by circular reinforcement, and the resulting improvements in strength and ductility of confined concrete.

1. 서 론

고강도 콘크리트는 큰 압축강도를 발휘할 수 있으므로 압축이 지배되는 기둥부재에서 그 사용효과가 극대화 될것이 예상된다. 그러나 기둥부재에 지진이나 바람과 같은 횡력이 작용하게 되면 심각한 취성적 파괴를 초래할 수 있다. 따라서 일정한 간격의 나선근이나 띠근으로 보강하게 되며, 이러한 경우에 취성이 매우 강한 고강도 콘크리트의 점진적인 연성파괴를 가능하게 할 수 있다. 이러한 횡방향 구속력으로 인한 콘크리트의 강도 및 연성의 증가에 관한 연구는 1899년부터 시작되어 지금까지도 많은 연구가 이루어지고 있으며, 일반적으로 유압이나 수압을 이용하여 비구속된 무근 콘크리트에 대한 삼축압축실험을 이용하는 방법⁽¹⁻⁶⁾과 횡보강근을 사용하여 실제적인 구조적 관점에서 콘크리트의 거동을 추정하고자 하였다⁽⁷⁻¹⁶⁾. 그러나 대부분의 기존 연구가 부분적인 정성적, 정량적 평가에 그치고 있을 뿐만 아니라 보통강도 콘크리트 기둥에 대한 실험으로부터 유도된 역학적 특성을 고강도의 콘크리트 기둥에 그대로 적용하여 사용하고 있는 실정이어서 이에 대한 계속적인 연구가 이루어져야 할 것으로 판단된다. 따라서 본 연구에서는 삼축 압축상태하에서의 콘크리트의 파괴거동과 보통강도 및 고강도 콘크리트에 대해 수행된 기존의 실험결과를 통계처리하여 통합적 정성평가와 정량평가를 수행하여 콘크리트의 고강도화와 나선근 함복강도 및 나선근의 간격, 체적비등의 기하학적변수에 따른 횡보강효과 산정방법을 검토하고 이에 따른 최대강도효과와 연성특성에 대해 규명하고자 한다.

2. 삼축압축상태하에서의 콘크리트의 거동

삼축압축상태에서의 콘크리트의 파괴거동은 Fig.1과 같이 주응력의 작용방향에 대해 θ 만큼 경사진 면을 따라 발생하며, 이러한 파괴가 전적으로 최대(σ_1) 및 최소주응력($\sigma_2 = \sigma_3$)에 의존한다고 가정할 수 있으며,

* 정희원, 금오공과대학교 토목공학과 박사과정

** 정희원, 금오공과대학교 토목공학과 교수

이와 같은 파괴거동은 보통강도 콘크리트에 비해 상대적으로 파괴면이 매끄러운 고강도 콘크리트의 경우에 더욱 분명할 것이다. 이러한 Coulomb의 파괴이론은 Richart등⁽¹⁾, Mills등⁽²⁾과 Martinez등⁽³⁾의 많은 연구자들이 삼축압축하에서의 콘크리트 파괴거동을 추정하기 위해 적용하여 왔으며, 지금까지 다수의 철근 콘크리트의 파괴규준의 하나로 많이 이용되고 있다. Richart등⁽¹⁾은 수압에 의한 구속과 나선근에 의해 구속된 콘크리트의 강도 및 연성 증가에 대한 비교를 통하여 식(1)의 관계로써 제시하였으며, 이들의 제안식은 수년간 ACI⁽¹⁷⁾의 나선 보강철근량 산정 근거로 적용되어지고 있다.

$$f_{oc} = f_c + 4.1f_r \quad (1)$$

여기서 f_c 는 실제적인 적용을 목적으로 콘크리트 압축 표준원주공시체($\phi 15 \times 30\text{cm}$)로부터 구한 최대압축강도(f'_c)의 85%에 해당하는 압축강도로서 실제 기둥부재의 크기효과 또는 우발적인 편심으로인한 강도 저하 효과를 고려하고 있다.

Mills등⁽²⁾, Xie등⁽³⁾, Setunge등⁽⁴⁾, Dahl⁽⁵⁾과 Lahlou등⁽⁶⁾은 삼축압축하에서의 콘크리트 파괴거동을 규명하기 위하여 Richart등⁽¹⁾이 수행한 것과 유사한 방법으로 콘크리트 공시체에 대한 삼축압축실험을 수행하였으며 이들의 실험결과를 간략히 Table 1에 요약하였다.

콘크리트의 삼축압축실험은 삼축압축실험용기(triaxial cell)내에 유압을 가하여 공시체에 대해 횡방향 구속응력($\sigma_2 = \sigma_3 = f_r$)을 일정하게 유지시킨후 서서히 축방향 압축력을 증가시키는 방법($f_{oc} = \sigma_1 \geq \sigma_2 = \sigma_3 > 0$)으로 수행되어지며, 실험결과로 표현되는 압축강도비(f_{oc}/f'_c)와 횡보강응력비(f_r/f'_c)의 관계는 삼축압축하에 있는 철근콘크리트 구조물의 설계시에 유용하게 적용되어진다.

Table 1의 실험결과를 이용한 최대압축강도와 횡보강응력의 관계는 Fig.2 및 Fig.3과 같다. 식(2)는 Nielsen⁽¹⁶⁾이 실제적인 설계적용을 목적으로 제시한 삼축압축상태에서의 콘크리트 극한강도를 추정하기 위해 제시한 식으로써 Fig.2와 Fig.3에서 비교적 안전측임을 확인할 수 있다. 따라서 비교적 낮은 횡보강응력($f_r \approx 0.5f'_c$)이 작용할 경우 Richart(1)의 식(식(1))은 고강도나 초고강도 콘크리트에도 여전히 안전측임을 알 수 있다. 그러나 Fig.2와 3에서 확인할 수 있듯이 삼축압축상태에서 실제 콘크리트의 압축강도와 횡보강응력의 관계는 초기단계부터 완만한 곡선거동을 보이며, 전반적으로 비선형적임을 알 수 있다. 또한 Fig.3에서 볼 수 있듯이 고강도화 될수록 횡보강력에 의한 압축강도의 증가비가 낮아짐을 알 수 있는데, 이러한 결과는 Xie등⁽³⁾, Setunge등⁽⁴⁾의 삼축압축실험과 Ahmad등⁽¹²⁾, Mander등⁽¹³⁾의 나선근 보강 기둥에 대한 실험에서 확인되었다.

따라서 실제의 거동을 정확

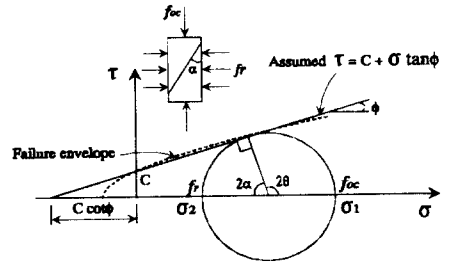


Fig.1 Mohr-Coulomb failure envelope

Table.1 Summary of available triaxial compression tests

References	Specimen size (cm)	f'_c (kg/cm ²)	f_{oc}/f'_c	f_r/f'_c
Mills et al.(2)	14.5cube	233~366	1.51~2.64	0.04~0.38
Xie et al.(3)	$\phi 10 \times 20$ cylinder	614~1214	1.33~3.21	0.04~0.48
Setunge et al.(4)	$\phi 10 \times 20$ cylinder	1000~1350	1.08~2.45	0.01~0.25
Dahl(5)	$\phi 10 \times 20$ cylinder	730~1110	1.90~4.73	0.20~1.00
Lahlou et al.(6)	$\phi 10 \times 20$ cylinder	470~1150	1.40~2.16	0.07~0.21

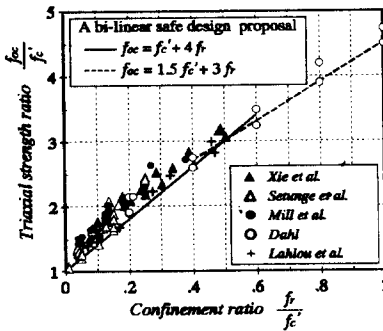


Fig.2 Experimental f_{oc}/f'_c and f_r/f'_c relationship in triaxial compression

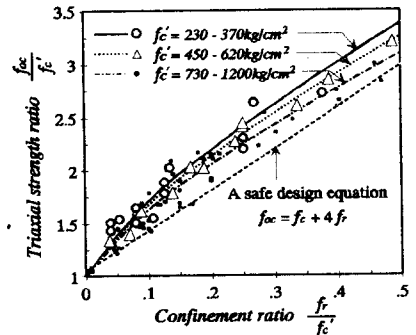


Fig.3 Comparison between experimental and analytical f_{oc}/f'_c and f_r/f'_c

히 파악하고, 이를 바탕으로 기둥부재에서 나선근에 의한 횡보강용력을 정확히 산정하기 위해서는 실제에 가장 근사하는 비선형관계로 압축강도와 횡보강용력의 관계를 모델화하여야 할 것이다. 이에 따라 Tabel 1의 실험결과들을 이용하여 다음의 식(3)의 최대압축강도 추정식을 유도하였으며, 압축강도에 따른 변화를 Fig.3에서 볼 수 있다.

$$\left. \begin{aligned} f_{oc} &= f_c + 4f_r & 0 \leq f_r < 0.5f_c \\ f_{oc} &= 1.5f_c + 3f_r & f_r \geq 0.5f_c \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

$$\frac{f_{oc}}{f_c} = 1 + k_f \left(\frac{f_r}{f_c} \right)^{0.75} \quad (\text{상관계수}=0.984) \quad (3)$$

$$k_f = 4.28 - 0.0009f_c \quad (\text{상관계수}=0.655) \quad (4)$$

여기서, $f_c = 0.85f'_c$

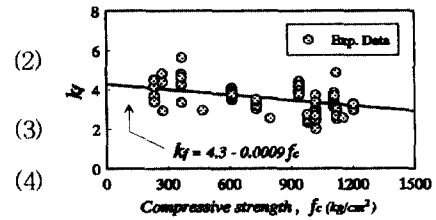


Fig.4 Relationship k_f and f_c

3. 나선근에 의한 콘크리트의 횡보강효과

나선근에 의한 횡보강효과를 파악하기 위한 실험적 연구와 이로 인한 구속된 콘크리트의 응력-변형을 거동을 모델화하기 위한 많은 연구가 최근까지 계속되고 있으며, 대표적인 연구결과를 요약하면 Table 2와 Table 3과 같다. 본 연구에서는 보다 일반적인 특성파악을 위하여 Table 2의 실험결과에 대한 통계적 기법을 적용하여 횡보강효과에 대한 변수연구를 수행하였다.

3.1 횡보강용력 및 강도증가 추정식

나선철근 기둥의 경우는 Fig.5(a)와 같이 축력에 의한 나선근의 인장력은 원호 전체에 걸쳐 일정하게 작용하게 되므로 축력 분산효과가 크고, 나선근 내부의 심부(core)와 축방향 철근은 외부콘크리트가 떨어져 나간 후 나선근이 항복하게 될 때 극한하중에 도달하게 된다.

본 연구에서는 Richart등⁽¹⁾이 수행한 연구방법을 토대로 Table 1의 유압이나 수압을 이용한 콘크리트 삼축압축시 횡방향 응력으로 인한 콘크리트의 강도증가식(식(3))과 Table 2에 제시된 다양한 나선근 보강 시험체에 대한 실험결과를 이용하여 나선근의 기하학적 형상을 고려한 일반적인 나선근에 의한 횡보강용력 산정식을 산출하였다.

Fig.5(a)에서 나선근에 의한 이론적 횡보강용력(f_{re})은 나선근의 등가 인장방정식에 의해 다음 식(6)와 같이 계산된다.

$$2A_{sh}f_{hy} = f_{re}d_c s \quad (5)$$

$$f_{re} = \frac{2A_{sh}f_{hy}}{d_c s} = \frac{\rho_s f_{hy}}{2} \quad (6)$$

$$\rho_s = \frac{\pi d_s^2}{d_c s} \quad (7)$$

한편 삼축압축시 횡방향 응력으로 인한 콘크리트의 강도증가식(식(3))으로부터 단지 압축강도 증가만의 함수로써 횡보강용력(f_{re}) 산정식을 식(8)과 같이 유도할 수 있다.

$$f_{re} = f_c \cdot \left[\frac{(f_{oc}/f_c) - 1}{k_f} \right]^{(1/0.75)} \quad (8)$$

Table 2. Summary of available spiral column tests

Ref.	size (cm)	f'_c (kg/cm ²)	f_{hy} (kg/cm ²)	d_s (mm)	s (mm)	Number of specimen
中塚(7)	φ15×30	390~1143	1340~13668	2.6~9.2	30.0	29
Martinez(8)	φ10×40	560~814	3876~4221	2.0~3.73	3.6~8.0	18
	φ10×20	510~700	4220	2.5	5.7~8.8	4
	φ12.7×61	503~700	4220	3.73	16.0~22.1	4
崎野(9)	φ30.5×75	317~1316	11300	6.34	20~60	12
	φ25.5×75	317~1316	11300	6.34	20~60	12
Kim(10)	φ10×40	624~812	4408~10609	4.8~5.0	20~60	12
Sheikh(11)	φ35.6	366	4610~6191	5.7~11.3	56~152	8
	φ25.4	362	4610~6191	5.7~11.3	41~109	8
	φ20.3	356	6191~6416	6.4~11.3	43~86	7
Ahmad(12)	φ7.5×15	364~628	4218~14622	3.1~2.4	12.7~38.1	9
Mander(13)	φ50×150	306~337	3162~3468	12	52	6
高森(14)	φ14.5×30	255~847	9068~13117	6.25~6.28	19~75	22
Notation	f'_c = compressive strength of plain concrete cylinder (φ15×30cm) f_{hy} = yield stress of spiral steel; s = spiral pitch d_s = diameter of spiral steel					

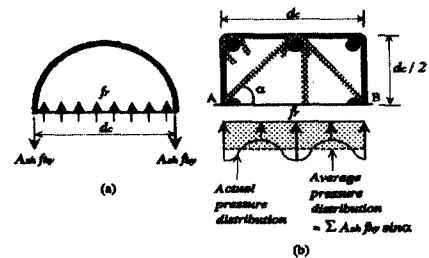


Fig.5 Lateral pressure in columns: (a) Circular; and (b) Square

Table 3. Equations for confinement effect of spiral column

References	Axial stress at peak	Axial strain at peak	Important parameters
中塚(7)	$\frac{f_{oc}}{f_c} = 1 + 4.41k_f \frac{\rho_s f_{hy}}{f_c} (1 - 1.24 \frac{s}{d_c})$	$\frac{\epsilon_{oc}}{\epsilon_o} = 1 + (\frac{100}{f_c})^2 k_e \rho_s f_{hy} (1 - 1.1 \frac{s}{d_c})$	$\epsilon_o = (1.28 + 1.6 \times 10^{-3} f_c') \times 10^{-3}$ $k_f = k_n = \frac{2400}{f_c} + 0.4; f_c < 700$ $= k_n \cdot (\frac{950}{f_c} - 0.35); f_c > 700$ $k_e = 1; f_c < 700$ $= (\frac{500}{f_c} + 0.3) (\frac{1800}{f_c} + 0.4); f_c > 700$
Martinez(8)	$f_{oc} = f_c + 4.0 \frac{\rho_s f_{hy}}{2} (1 - \sqrt{\frac{s}{d_c}})$	$\epsilon_{oc} = 0.0025 + \frac{17.5}{f_c^2} \frac{\rho_s f_{hy}}{2} (1 - \sqrt{\frac{s}{d_c}})$	
Mander(13)	$\frac{f_{oc}}{f_c} = 2.254 \sqrt{1 + 7.94 \frac{f_r}{f_c}} - 1.254 - 2 \frac{f_r}{f_c}$	$\frac{\epsilon_{oc}}{0.002} = 1 + 5 (\frac{f_{oc}}{f_c} - 1)$	$f_r = (1 - \frac{s}{2d_c})^2 \frac{\rho_s f_{hy}}{2}$
Notation	f_{oc} =compressive strength of spiral column; f_c =compressive strength of unconfined column(= 0.85 f_c') f_r =confinement stress; ϵ_{oc} =axial strain at maximum stress of spiral column ϵ_o =axial strain at maximum stress of plain concrete cylinder ρ_s =spiral volumetric ratio; d_c =core diameter(cm)		

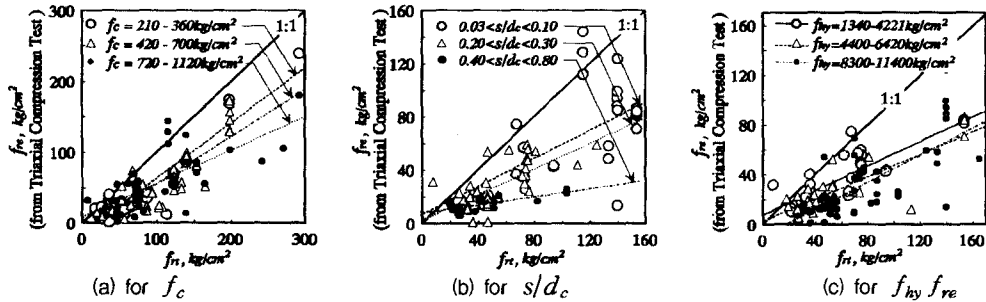


Fig.6 Difference between f_{re} and f_r

Fig.6은 식(6)의 등가인장방정식에 의한 이론적 횡보강능력 산정식과 식(8)의 삼축압축실험으로부터 구한 횡방향응력 산정식과의 비교를 나타낸 것으로서, 최근에 제시된 대부분의 연구결과(Table 3)에서도 나타났듯이 ACI에서 나선근에 의한 횡보강능력 산정식으로 사용하고 있는 식(6)은 비교적 실제 보다 과대평가하고 있음을 알 수 있다. 이것은 식(6)이 기둥부재가 최대응력을 받기 이전에 횡보강근이 항복한다는 가정에 유도된 것이지만 실제로 콘크리트 강도가 고강도화 될 수록 횡방향 팽창이 감소하므로 최대응력점에 도달한 후에도 나선근은 항복하지 않는다.

따라서 이러한 차이는 콘크리트의 강도가 고강도화될수록, 나선근의 간격이 커질수록 더욱 증가함을 Fig.6에서 확인할 수 있다. 또한 Fig.6(c)에서 나선근의 항복강도와 관계없이 식(6)이 과대평가하고 있음을 알 수 있다. 따라서 나선근에 의해 발생할 횡보강능력을 정확히 산정하기 위해서는 실제 나선근에서 발생하는 응력을 구하여야 한다. 그러나 이것은 전적으로 실험에 의존하여야 하는 어려움이 있으므로 기둥부재의 최대응력 이전에 나선근이 항복한다는 가정으로 인한 오차를 최소화 하기 위해서는 나선근의 간격(s/d_c)과 콘크리트 압축강도(f_c)의 함수로써 횡보강능력을 산정하여야 할 것이다.

Table 2의 실험결과에 대해 회귀분석을 수행하여 나선근에 의한 콘크리트의 횡보강능력 산정식(f_r)을 다음 식(9)와 같이 표현하였다.

$$f_r = 0.04f_{rt}\sqrt{f_c}(1 - \sqrt{s/d_c}) \quad (\text{상관계수}=0.893) \quad (9)$$

Fig.7은 Table 2의 실제 실험에 의한 강도 증가값과 본 연구에서 제안된 식(3) 및 Table 3에 제시된 대표적인 기준식에 의한 추정값과의 비교를 나타낸 것이다. 비교 결과 본 연구의 제안식은 비교적 실험값을 적절히 추정하는 것으로 나타나, 나선근에 의한 기둥의 강도 증가에 일반적 적용이 가능할 것으로 보인다.

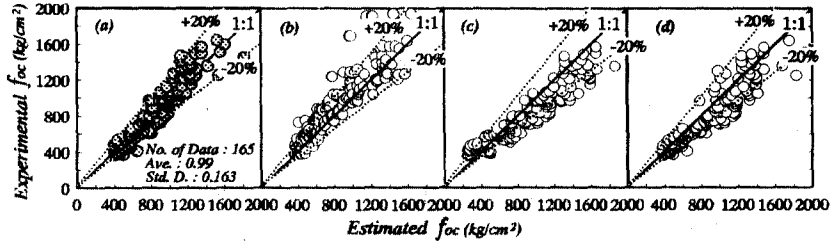


Fig.7 Comparison between measured and estimated values of : f_{oc} eq. by (a)This study, (b)Nakatsuka et al., (c)Martinez et al., (d)mander et al.

3.2 최대압축강도시 변형률 추정식

나선근 또는 띠근에 의한 횡보강응력을 받는 콘크리트에 대한 최대 압축강도시의 변형율은 식(10)과 같이 횡보강응력의 함수로써 정의 되어질 수 있다⁽¹²⁾.

$$\epsilon_{oc} = \epsilon_o + k_e f_r \quad (10)$$

여기서, ϵ_o 는 f_c 에 대응하는 축방향 변형율이며, f_c 에 의존하는 변수로서 Fig.8와 같이 박⁽¹⁹⁾, 이⁽²⁰⁾, Carreira등⁽²¹⁾의 연구에서 제시된 실험자료를 이용하여 식(11)로써 나타내었다. Fig.8에서, 제안된 식이 기존에 제시된 Fafitis등⁽¹³⁾과 쑨등⁽⁹⁾, Mander등⁽¹³⁾의 식과 비교하여 콘크리트 강도 진반에 걸쳐 최대압축강도시 변형율을 잘 평가하는 것으로 보인다.

$$\epsilon_o = 0.00032 \sqrt[3]{f_c} \quad (\text{상관계수}=0.812) \quad (11)$$

나선근의 횡보강효과로 인한 기둥의 최대압축강도시 변형율의 콘크리트 압축강도 및 횡보강응력에 따른 변화를 Fig.9에 나타내었다. Fig.9에서 변형율의 증가 정도는 콘크리트의 강도가 고강도화 될수록 크게 감소함을 볼 수 있으며, 동일한 강도의 콘크리트를 사용한 경우 횡보강응력이 클수록 증가함을 알 수 있다. 따라서 본 연구에서는 Table 2의 실험자료와 제안된 나선근에 의한 횡보강응력 산정식(식(9))을 이용하여 횡보강으로 인한 최대압축강도시 변형율 증가를 식(12)와 같이 표현하였다.

$$\frac{\epsilon_{oc}}{\epsilon_o} = 1 + k_e \left(\frac{f_r}{f_c}\right) \quad (\text{상관계수}=0.762) \quad (12)$$

$$k_e = \frac{1.5}{\sqrt{f_c}} \quad (\text{상관계수}=0.633) \quad (13)$$

Fig.10은 Table 2의 실제 실험에 의한 횡보강 기둥부재의 최대압축강도시 변형율값과 본 연구에서 제안된 추정식(식(12)) 및 Table 3에 제시된 대표적인 기준식에 의한 추정값과의 비교를 나타낸 것이다.

Fig.10(a)에서 실험값과 식(12)의 추정값이 비교적 잘 일치함을 볼 수 있다.

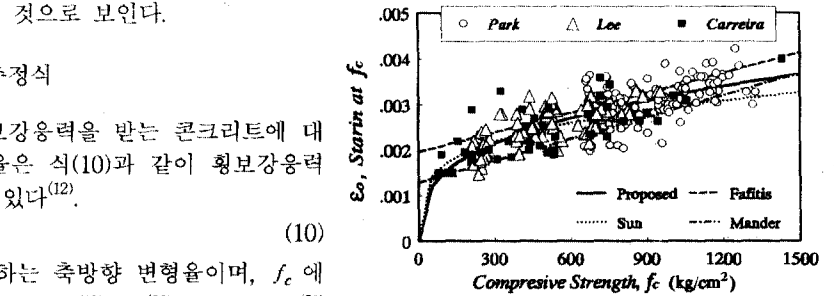


Fig.8 Axial strain at f_c

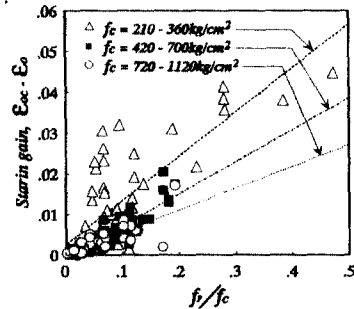


Fig.9 Axial strain gain of confined concrete

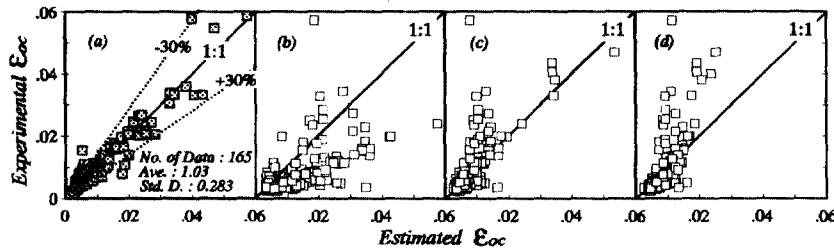


Fig.10 Comparison between measured and estimated values of ϵ_{oc} : eq. by (a)This study, (b)Nakatsuka et al., (c)Martinez et al., (d)Mander et al.

4. 결론

본 연구에서는 콘크리트에 대한 삼축압축실험결과⁽¹⁻⁶⁾를 이용하여 횡보강응력에 의한 콘크리트 기둥의 극한강도 산정식을 식(3)으로써 제시하였으며, 이를 나선근에 의해 구속된 실제 기둥부재 실험결과⁽⁷⁻¹⁶⁾에 응용하여 구속철근의 배근과 부재단면의 기하학적 형상을 고려한 나선근에 의한 횡보강응력 산정식을 식(9)와 같이 표현하였다.

또한 제안된 나선근의 횡보강응력 산정식을 바탕으로 콘크리트 기둥부재에서의 최대압축강도시의 변형을 증가를 추정할 수 있는 추정식을 식(12)와 같이 제시하였으며, 다수의 실험결과를 적절히 예측하는 것을 확인하였다.

참고문헌

- 1) Richart, T. E., Brandtzaeg, A., and Brown, R. L., "The Failure of Plain and Spirally Reinforced Concrete in Compression", Bulletin No.190, Univ. of Illinois Engineering Experiment Station, Urbana, Nov. 1929.
- 2) Mills, J. L., and Zimmerman, R. M., "Compressive Strength of Plain Concrete under Multiaxial Loading Conditions", ACI Journal, Vol.67, No.10, Oct. 1970, pp.802-807.
- 3) Xie, J., Elwi, A. E., and MacGregor, J. G., "Mechanical Properties of Three High-Strength Concrete Containing Silica Fume", ACI Materials Journal, Vol.92, No.2, March-April 1995, pp.135-145.
- 4) Attard, M. M., and Setunge, S., "Stress-Strain Relationship of Confined and Unconfined Normal and High-Strength Concrete", UNICIV Report, University of New South Wales, Sydney, Australia, Dec. 1994.
- 5) Dahl, K. B., A Failure Criterion for Normal and High Strength Concrete, Serie R, No. 286, Department of Structural Engineering, Technical University of Denmark, Lyngby, Denmark, 1992.
- 6) Lahlou, K., Aitcin, P. C., and Chaallal, O., "Behavior of High-Strength Concrete Under Confined Stresses", Cement and Concrete Composites, Vol.14, 1992, pp.185-193.
- 7) 中塚 信, 鈴木計夫 他, "高強度材料を用いたコンファインドコンクリートの強度および變形特性", 콘크리트工學年次論文報告集, Vol.14, No.2, 1992, pp.961-966.
- 8) Martinez, S., Nilson, A. H., and Slate, F. O., "Spirally Reinforced High-Strength Concrete Columns", Dept. Report No.82-10, Structural Engineering Dept., Cornell Univ. of Ithaca, New York, 1982.
- 9) 崎野健治, 孫 玉平, "コンファインド高強度コンクリートの中心壓縮性狀に關する實驗的研究", 콘크리트工學年次論文報告集, Vol.15, No.2, 1993, pp.713-718.
- 10) 김진근, 박찬규, "단나선근으로 횡보강된 콘크리트의 횡보강효과", 한국콘크리트학회 학술발표논문집, 제6권2호, 1944, pp.301-311.
- 11) Sheikh, S. A., and Toklucu, M. T., "Reinforced Concrete Columns Confined by Circular Spiral and Hoops", ACI Structural Journal, Vol.90, No.5, Sep.-Oct. 1993, pp.542-553.
- 12) Ahmad, S. H., and Shah, S. P., "Stress-Strain Curves of Concrete Confined by Spiral Reinforcement", ACI, Vol.79, No.6, Nov.-Dec. 1982, pp.484-490.
- 13) Mander, J. M., Priestly, M. N., and Park, R., "Theoretical Stress Strain Model for Confined Concrete", ASCE, Vol.114, No.ST8, 1988, pp.1804-1826.
- 14) 高森直樹, Assa, B. B. 他, "橫拘束コンクリートの應力度-ひずみ度關係定式化に關する基礎的實驗研究", 콘크리트工學年次論文報告集, Vol.18, No.2, 1996, pp.395-400.
- 15) 平成4年度New-RC高強度鐵筋分科會報告書, (財)國土開發技術センター, pp.4-95~4-103, 1993.
- 16) Nielsen, C. V., "Triaxial Strength of Ultra High-Strength Fibre Reinforced Concrete", ACI International Conference on High-Performance Concrete, Singapore, Nov. 1994, pp.189-205.
- 17) ACI Committee 318, Building Code Requirements for Reinforced Concrete(ACI 318-95), ACI, Detroit, 1995.
- 18) Fafitis, A., and Shah, S. P., "Lateral Reinforcement for High-Strength Concrete Column," ACI 363 SP-87 High Strength Concrete Symposium, 1985, pp.213-232.
- 19) 박훈규, 초고강도 콘크리트의 이론적 모델 정립에 관한 연구, 금오공과대학교, 석사학위논문, 1996, pp.338-39.
- 20) 이태규, 철근콘크리트 보와 골조의 비선형 파괴거동 해석, 한국과학기술원, 박사학위논문, 1993, pp.6-39.
- 21) Carreira, D. j., and Chu, K. H., "Stress-Strain Relationship for Plain Concrete in Compression", ACI, Nov.-Dec. 1985, pp.797-803.