

---

# 띠근 보강 고강도 콘크리트 기둥의 강도 및 축변형 특성 산정에 관한 연구

A Study on the Prediction of the Strength and Axial Strain of  
High-Strength Concrete Columns Confined by Tie Reinforcement



박훈규\*

Park Hoon-Gyu



장일영\*\*

Jang Il-Young

---

## ABSTRACT

The use of high-strength concrete which permits smaller cross sections, reduced dead loads, and longer spans has been getting more popular in tall buildings. However, there has been little research on the behavior of high-strength concrete columns laterally reinforced with square ties and subjected to compressive loading. With the addition of transverse reinforcement which lead to triaxial compressive state, ductility behavior of high-strength column member shall be increased. In this study, rational quality and quantity evaluations were made to investigate the ultimate strength and strain ductility by confinement effect of tie reinforced high-strength concrete columns subject to uniaxial loads. Concrete failure theory at the triaxial compressive state and statistical results based on conventional experimental data were applied for this propose. Up to 185 columns, tested under monotonically increasing concentric loading, were evaluated in terms of strength and strain ductility. Analytical results show that confinement stress, maximum compressive strength, and increase of strain equations were developed with the consideration of concrete strength, yield strength, spacing, volumetric ratio, and configurations of tie reinforcement.

Keywords : high-strength concrete, column, transverse reinforcement, ultimate strength,  
axial strain, tie reinforcement, triaxial compression, confinement effect

---

\* 정회원, 금오공과대학교 토목공학과 박사과정  
\*\* 정회원, 금오공과대학교 토목공학과 교수

·본 논문에 대한 토의를 1999년 8월 30일까지 학회로 보내  
주시면 1999년 10월호에 토의회답을 게재하겠습니다.

## 1. 서 론

띠근이나 나선근에 의한 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<sup>(1-9)</sup>과 횡보강근을 사용하여 실제적인 구조적 관점에서 콘크리트의 거동을 추정하고자 하였다<sup>(10-23)</sup>. 그러나 아직 고강도 콘크리트를 사용한 기둥의 연성특성과 최대강도효과에 대한 구체적인 자료가 부족한 실정이며, 대부분의 기존 연구가 부분적인 정성적, 정량적 평가에 그치고 있을 뿐만 아니라 보통강도 콘크리트 기둥에 대한 실험으로부터 유도된 역학적 특성을 고강도 콘크리트 기둥에 그대로 적용하여 사용하고 있는 실정이어서 이에 대한 계속적인 연구가 이루어져야 할 것으로 판단된다.

또한 고강도 콘크리트 기둥부재의 연성특성 규명을 위한 간편하고 정확성과 일반성을 갖춘 모멘트-곡률관계 해석 모델 개발을 위해서 보다 일반화된 띠근에 의한 횡보강효과 규명이 시급한 과제이다. 따라서 본 연구에서는 삼축압축상태에서의 고강도 콘크리트의 파괴거동과 띠근 보강된 고강도 콘크리트에 대해 수행된 기존의 실험 결과를 통계처리하여 통합적 정성평가와 정량평가를 수행하여 콘크리트의 고강도화와 띠근 항복강도 및 띠근의 간격, 체적비등의 기하학적변수에 따른 횡보강효과 산정방법을 검토하고 이에 따른 강도증가효과와 압축변형특성에 대해 규명하고자 한다.

## 2. 콘크리트의 삼축압축거동

기둥에서 횡보강근의 역할은 주철근의 좌굴을 억제하는 역할 뿐만 아니라 축하중으로 인한 콘크리트의 횡방향 팽창을 억제하는 중요한 역할을 담당하게 된다. 이 경우 콘크리트는 축하중의 증가에 따라 점차 증가하는 횡보강근의 인장응력으로 인한 수동(passive)의 횡방향 구속응력을 받게 되어 결과적으로 횡보강근 내부의 심부(core) 콘크리트는 삼축압축하에 놓이게 된다. 이러한

삼축압축상태하에서의 콘크리트 파괴거동은 횡방향응력에 의한 강도증가( $f_{oc}$ )와 횡방향응력( $f_r$ )의 관계로써 식(2)와 같이 근사적으로 표현되어질 수 있다<sup>(23)</sup>.

$$f_{oc} = f'_c + \frac{1 + \sin \phi}{1 - \sin \phi} \cdot f_r \quad (1)$$

$$= f'_c + K_1 \cdot f_r \quad (2)$$

이러한 Coulomb의 파괴이론은 Richart등<sup>(1)</sup>, Mills등<sup>(3)</sup>의 많은 연구자들이 삼축압축하에서의 콘크리트 파괴거동을 추정하기 위해 적용하여 왔으며, 지금까지 다수의 철근 콘크리트의 파괴규준의 하나로 많이 이용되고 있다.

Richart등<sup>(1)</sup>은 수압에 의한 구속과 나선근에 의해 구속된 콘크리트의 강도 및 연성 증가에 대한 비교를 통하여 식(2)에서의 강도증가계수  $K_1=4.1$ 로 일정한 상수값을 가짐을 보고하였으며, 이들이 제안한 식(3)의 선형관계는 수년간 ACI-318<sup>(24)</sup>의 나선 보강철근량 산정 근거로 적용되어지고 있다.

$$f_{oc} = f'_c + 4.1f_r \quad (3)$$

Mills등<sup>(3)</sup>, Xie등<sup>(5)</sup>, Attard등<sup>(6)</sup>, Dahl<sup>(7)</sup>과 Lahlou등<sup>(8)</sup>은 삼축압축하에서의 콘크리트 파괴거동을 규명하기 위하여 Richart등<sup>(1)</sup>이 수행한 것과 유사한 방법으로 콘크리트 공시체에 대한 삼축압축실험을 수행하였으며 이들의 실험결과를 간략히 Table 1에 요약하였다.

Table 1 Summary of available triaxial compression tests

References	size (cm)	Lateral pressure type	$f'_c$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$\frac{f_{oc}}{f'_c}$	$\frac{f_r}{f'_c}$
Gardner(2)	7.6×15.2 cylinder	Hydraulic fluid (Active)	296	2.51~5.00	0.30~0.89
Mills(3)	5.72cube		234,274, 367	1.51~2.64	0.04~0.38
Kotsovos(4)	10×25 cylinder		323,478, 634	2.48~5.83	0.23~1.39
Xie(5)	10×20 cylinder		614,941, 1214	1.33~3.21	0.04~0.48
Attard(6)	10×20 cylinder		980~1350	1.08~2.45	0.01~0.25
Dahl(7)	10×20 cylinder		731,1110	1.90~4.73	0.20~1.00
Lahlou(8)	10×20 cylinder		470,796, 1153	1.40~2.16	0.07~0.21
Palaniswamy(9)	7.6×23 cylinder		225,377, 552	2.41~5.78	0.26~1.25

콘크리트의 삼축압축실험은 삼축압축실험용기 내에 유압을 가하여 공시체에 대해 횡방향응력 ( $\sigma_2 = \sigma_3 = f_r$ )을 일정하게 유지시킨 후 서서히

Table 2 Summary of available tied column tests

Ref.	$D_c$ (cm)	$f'_c$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$f_{yh}$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$\rho_h$	Number of specimen	Type
Sheikh(10)	26.7	320~417	3790~4473	0.006~0.025	24	C,D,E,F
Moehle(11)	26.7	345	4488	0.013~0.019	8	A,B,D
豊谷(12)	23	317~438	3740	0.019~0.037	6	E
羽山(12)	15	410	2560,4250	0.014~0.031	6	A,E
六車(13)	14.7	445~892	13900	0.021, 0.043	12	A
Yong(14)	13.4	850~950	5065	0.003~0.016	6	D
임(15)	13	438,742	5501	0.017~0.030	6	A,B,D
Nagashima (16)	20.5	603~1180	8225,14142	0.016~0.026	26	C,D,E
Takura(17)	21.8	755	8242	0.015, 0.023	18	A,B,D,E
Nishiyama (18)	22	1087,1132	4712,8293	0.018~0.041	14	E
Cusson(19)	19.7	537~1160	4000~7854	0.014~0.049	27	A,C,D,E
孫(20)	28.5	317~1316	11300	0.014~0.044	18	E
櫻田(21)	47	820	9187,9634	0.018~0.046	4	E
이(22)	13	381	4820	0.014~0.027	10	A,B,D
Data information	$\bar{x}=22.1$ $\sigma_x=6.1$	$\bar{x}=704.5$ $\sigma_x=315.8$	$\bar{x}=7589.7$ $\sigma_x=3598.0$	$\bar{x}=0.0247$ $\sigma_x=0.0105$	$\Sigma=185$	

축방향 압축력을 증가시키는 방법 ( $f_{oc} = \sigma_1 \geq \sigma_2 = \sigma_3 > 0$ )으로 수행되며, 실험결과로 표현되는 압축강도비 ( $f_{oc}/f'_c$ )와 횡보강응력비 ( $f_r/f'_c$ )의 관계는 삼축압축하에 있는 철근 콘크리트 구조물의 설계시에 유용하게 적용되어진다. 따라서 지지값인 주동(active)의 횡방향응력을 이용한 삼축압축실험의 결과로부터 띠근의 기하학적 배근 형태에 따라 발생하는 미지값인 수동(passive)의 횡보강응력을 산정할 수 있는데, 삼축압축실험과 실제 띠근 기둥부재에 대한 실험결과로 나타난 압축강도 증가비 ( $f_{oc}/f'_c$ )가 동일할 경우 주동의 횡압력은 띠근에 의한 수동의 횡보강응력과 같다고 볼 수 있기 때문이다.

Table 1의 실험결과를 이용한 최대압축강도와 횡보강응력의 관계는 Fig.1과 같다. Fig.1에서 비교적 낮은 횡보강응력 ( $f_r \leq 0.5f'_c$ )이 작용할 경우 Richart(1)의 식(식(3))은 고강도나 초고강도 콘크리트에도 여전히 안전측임을 알 수 있다.

그러나 Fig.1에서 확인할 수 있듯이 삼축압축 상태에서 실제 콘크리트의 압축강도와 횡보강응력의 관계는 초기단계부터 완만한 곡선거동을 보이며, 전반적으로 비선형적임을 알 수 있다. 따라서 실제의 거동을 정확히 파악하고, 이를 바탕으로 기둥부재에서 나선근에 의한 횡보강응력을 정확히 산정하기 위해서는 실제에 가장 근사하는 비선형관계로 압축강도와 횡보강응력의 관계를 모델화하여야 할 것이다.

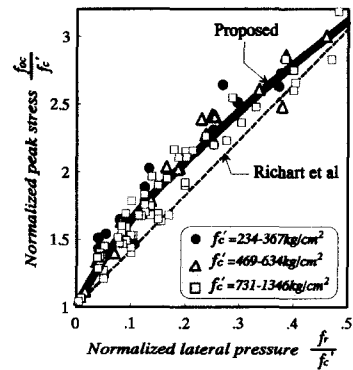


Fig. 1 Experimental  $f_{oc}/f'_c$  and  $f_r/f'_c$  relationship in triaxial compression

이에 따라 Table 1의 실험결과들을 이용하여 Coulomb의 파괴모델을 수정한 다음의 식(4)의 최대압축강도 추정식을 유도하였다.

$$\frac{f_{oc}}{f'_c} = 1 + 3.55 \left( \frac{f_r}{f'_c} \right)^{0.75} \quad (4)$$

### 3. 띠근의 횡보강효과

띠근에 의한 횡보강효과를 파악하기 위한 실험적 연구와 이로 인한 구속된 콘크리트의 응력-변형률 거동을 모델화 하기 위한 많은 연구가 최근 까지 계속되고 있으며, 대표적인 연구결과를 요약하면 Table 2 및 Table 3과 같다.

이러한 연구에서 주철근이나 띠근으로 콘크리트의 횡방향 팽창을 구속함으로써 콘크리트의 강

도를 크게 증진시키고, 콘크리트의 축방향 변형능력을 증가시켜 적절한 연성확보를 가능하게 하는 유익한 효과가 있음이 입증되었다. 그러나 아직 고강도나 초고강도 콘크리트 기둥에 대한 띠근의 횡보강효과에 대해서는 여러 형태의 실험연구가 진행중인 관계도 있지만, 일반적인 합의를 얻기 위한 이론적 정립이 미비한 상태이다.

본 연구에서는 보다 일반적인 특성파악을 위하여 Table 2의 실험결과에 대한 통계적 기법을 적용하여 횡보강효과와 관련된 변수들, 즉 띠근의 간격비, 체적비 및 항복강도, 콘크리트 압축강도, 주철근비 뿐만 아니라 Fig.2와 같이 A~F type의 띠근 배근형태에 따른 거동을 분석, 검토하였다.

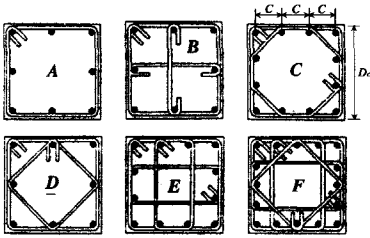


Fig. 2 Configurations of tie reinforcement

### 3.1 구속효과에 대한 변수 연구

#### 3.1.1 간격비( $s/D_c$ )

기존의 연구결과(Table 3)를 검토해 보면 횡보강근의 간격이 좁을수록 주철근에 대한 좌굴방지나 콘크리트 횡방향 팽창에 대한 구속효과가 증가하며, 대체적으로  $s/D_c$ (띠근 간격과 기둥 단면길이의 비)가 1이상이 되면 띠근에 의한 강도 증가효과가 없다는 것이 일반적인데, Fig.3과

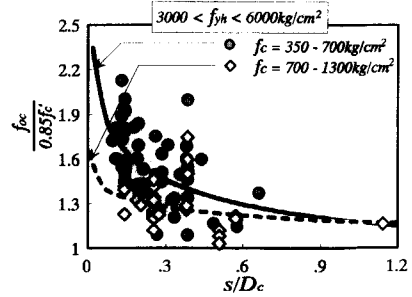


Fig. 3 Effect of tie spacing on strength enhancement

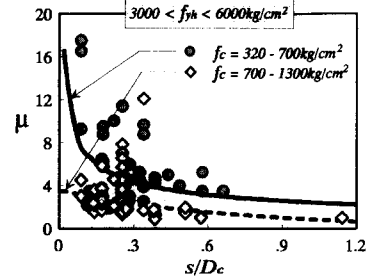


Fig. 4 Effect of tie spacing on strain ductility

Table 3 Summary of available equations for confinement effect of tied square column

References	The maximum compressive strength and the corresponding strain of confined concrete	Applicable compressive strength of concrete and cross section type
Vallenas (25)	$\frac{f_{oc}}{f'_c} = 1 + 0.0343(1 - \frac{0.245s}{D_c})(\rho_h + \frac{d_{sh}}{d_{st}}\rho_l)\frac{f_{yh}}{\sqrt{f'_c}}$ $\epsilon_{oc} = 0.0024 + 0.0189(1 - 0.734\frac{s}{D_c})\frac{(\rho_h f_{yh})}{\sqrt{f'_c}}$	300~338kg/cm <sup>2</sup> A-type square
Mander (26)	$\frac{f_{oc}}{f'_c} = 2.254\sqrt{1 + 7.94\frac{f_r}{f'_c} - 1.254 - 2\frac{f_r}{f'_c}}; \frac{\epsilon_{oc}}{\epsilon_o} = 1 + 5(\frac{f_{oc}}{f'_c} - 1)$ $f_r = \frac{1}{2}\rho_h f_{yh} \frac{D_c^2(1 - \frac{\sum C_i^2}{6D_c^2})(1 - \frac{s'}{2D_c})^2}{D_c^2 - A_{st}}$	220~420kg/cm <sup>2</sup> C,D-type square Wall-type
Saatcioglu (27)	$f_{oc} = f'_c + k_1 f_r; \epsilon_{oc} = \epsilon_o(1 + 5\frac{k_1 f_r}{f'_c}); k_1 = 9.94 f_r^{-0.17}; f_r = k_2 f_l$ $f_l = \frac{\sum A_{sh} f_{yh} \sin \alpha}{s D_c}; k_2 = 0.83\sqrt{(\frac{D_c}{s})(\frac{D_c}{C})(\frac{1}{f_l})} \leq 1.0$	257~440kg/cm <sup>2</sup> A,B,C,D,E,F-type square Wall-type
Sheikh (28)	$f_{oc} = k_s f'_c; \epsilon_{oc1} = 7.824 k_s f'_c \times 10^{-6}; \frac{\epsilon_{oc2}}{\epsilon_o} = 1 + \frac{7.76}{C} [1 - 5(\frac{s}{D_c})^2] \frac{\rho_h f_{yh}}{\sqrt{f'_c}}$ $k_s = 1 + \frac{0.0229 D_c^2}{f'_c (D_c^2 - A_{st})} [(1 - \frac{\sum C_i^2}{5.5 D_c^2})(1 - \frac{s}{2D_c})^2] \sqrt{\rho_h f_{yh}}$	319~417kg/cm <sup>2</sup> B,C,D,E-type square

Table 3 Continued

Ref.	The maximum compressive strength and the corresponding strain of confined concrete	Applicable compressive strength of concrete and cross section type
Nagashima (16)	$f_{oc} = 0.85f'_c + 31.4\sqrt{\lambda^* \rho_h f_{yh}}; \quad \frac{\epsilon_{oc}}{\epsilon_o} = 138 \left( \frac{\lambda^* \rho_h f_{yh}}{0.85f'_c} \right)^2 + 1$ $\lambda^* = \left( 1 - \frac{\sum C_i^2}{6 D_c^2} \right) \left( 1 - \frac{s}{2D_c} \right)^2$	615~1204kg/cm <sup>2</sup> C,D,E-type square
Yong(14)	$\frac{f_{oc}}{f'_c} = 1 + 0.0343 \left( 1 - \frac{0.245s}{D_c} \right) \left( \rho_h + \frac{nd_{sh}}{3.15sd_{sl}} \rho_l \right) \frac{f_{yh}}{\sqrt{f'_c}}$ $\epsilon_{oc} = 0.00265 + 0.005448 \left( 1 - 0.734 \frac{s}{D_c} \right) \frac{(\rho_h f_{yh})^{2/3}}{\sqrt{f'_c}}$	902~953kg/cm <sup>2</sup> D-type square
Cusson (29)	$\frac{f_{oc}}{f'_c} = 1 + 2.1 \left( \frac{f_r}{f'_c} \right)^{0.7}; \quad \epsilon_{oc} = \epsilon_o + 0.21 \left( \frac{f_r}{f'_c} \right)^{1.7}$ $f_r = \frac{A_{sh} f_{yh}}{s D_c (1 - \rho_l)} \left( 1 - \frac{\sum C_i^2}{6 D_c^2} \right) \left( 1 - \frac{s'}{2D_c} \right)^2$	537~1182kg/cm <sup>2</sup> A,C,D,E-type square
孫崎野 (20)	$f_{oc} = f'_c + 11.5 \left( \frac{d_{sh}}{C} \right) \left( 1 - \frac{s}{2D_c} \right) \rho_h f_{yh}$ $\epsilon_{oc} = \epsilon_o [1 + 4.7 \left( \frac{f_{oc}}{f'_c} - 1 \right)] \quad \text{for } \frac{f_{oc}}{f'_c} \leq 1.5$ $= \epsilon_o [3.35 + 20 \left( \frac{f_{oc}}{f'_c} - 1 \right)] \quad \text{for } \frac{f_{oc}}{f'_c} > 1.5$	323~1343kg/cm <sup>2</sup> A,B,D,E-type square
Fafitis (30)	$f_{oc} = \lambda [f'_c + (1.15 + \frac{214.3}{f'_c}) f_r]; \quad \lambda = 1 + 15 \left( \frac{f_r}{f'_c} \right)^3; \quad f_r = \frac{\sum A_{sh} f_{yh}}{s D_c}$ $\epsilon_{oc} = 1.461 \times 10^{-6} f'_c + 0.0296 \lambda \frac{f_r}{f'_c} + 0.00195$	615~1204kg/cm <sup>2</sup> C,D,E-type square
六車(13)	$f_{oc} = (1 + 49 C_c) f'_c; \quad \epsilon_{oc} = (1 + 341 C_c) \epsilon_o; \quad C_c = \rho_h \left( \frac{\sqrt{f_{yh}}}{f'_c} \right) \left( 1 - 0.5 \frac{s}{D_c} \right)$	349~1154kg/cm <sup>2</sup> C,D,E-type square
Bjerkeli (31)	$f_{oc} = f'_c + 4k_g f_r \quad \text{for } 460 < f'_c \leq 616 \text{ kg/cm}^2$ $= f'_c + 3k_g f_r \quad \text{for } 616 < f'_c \leq 918 \text{ kg/cm}^2; \quad \epsilon_{oc} = 0.0025 + 0.05k_g \left( \frac{f_r}{f'_c} \right)$ $f_r = \frac{\sum A_{sh} f_{yh}}{s D_c}; \quad k_{g1} = 1 - \frac{s}{D_c}; \quad k_{g2} = 1 - \frac{\sum C_i^2}{5.5 D_c^2}$ <p style="text-align: center;">the larger value = <math>k_g</math></p>	460~918kg/cm <sup>2</sup> A-type square Wall-type
Notations	$A_{sh}$ =total cross section area of transverse reinforcement perpendicular to one direction(cm <sup>2</sup> ); $A_{sl}$ =total cross section area of longitudinal reinforcement(cm <sup>2</sup> ); $C$ =transverse spacing between adjacent longitudinal steel bars(cm); $\sum C_i$ =total number of $C$ in rectangular section; $D_c$ =side dimension of concrete core parallel to perpendicular to one direction(cm); $d_{sl}$ =nominal diameter of longitudinal reinforcement(cm); $d_{sh}$ =nominal diameter of lateral ties(cm); $f_{oc}$ =maximum compressive strength of confined concrete in member(kg/cm <sup>2</sup> ); $f_c$ =maximum compressive strength of unconfined concrete in member(=0.85 $f'_c$ , kg/cm <sup>2</sup> ); $f'_c$ =maximum compressive strength of 150×300mm concrete cylinders(kg/cm <sup>2</sup> ); $f_r$ =confinement pressure applied on concrete core(kg/cm <sup>2</sup> ); $f_{yh}$ =yield strength of transverse reinforcement steel(kg/cm <sup>2</sup> ); $m$ =total number of $C$ in rectangular section; $n$ =total number of longitudinal steel rebars; $s$ =center-to-center spacing between sets of ties(cm); $s'$ =interior spacing between sets of ties(cm); $\alpha$ =the angle between transverse reinforcement and $D_c$ (degree); $\epsilon_{oc}$ =axial strain in confined concrete corresponding to $f_{oc}$ ; $\epsilon_{oc1}$ =minimum strain corresponding to the $f_{oc}$ ; $\epsilon_o$ =axial strain in unconfined concrete corresponding to $f'_c$ ; $\epsilon_{oc2}$ =maximum strain corresponding to the $f_{oc}$ ; $\rho_h$ =volumetric ratio of transverse reinforcement in concrete core; $\rho_l$ =volumetric ratio of longitudinal reinforcement	

Fig.4에서  $s/D_c$ 비가 증가함에 따라 횡보강율에 의한 압축강도와 연성( $\mu$ )의 증가가 완만히 감소함을 볼 수 있다. 또한  $s/D_c \leq 0.5$ 의 적절한 보강을 한 경우 동일한 간격비에 대한 구속효

과는 콘크리트강도가 낮을수록 효과적인 것으로 보인다.

여기서, 압축변형 연성( $\mu$ )은 Saatcioglu<sup>(27)</sup>가 제시한 최대압축강도의 85%응력하강점에 대응하

는 변형율( $\epsilon_{0.85f_c}$ )과 중심압축을 받는 기둥의 거동이 탄성구간을 지나 비탄성구간이 시작되는 변형율을 0.004로 취하여  $\mu = \epsilon_{0.85f_c} / 0.004$ 로 정의된다.

### 3.1.2 띠근의 체적비( $\rho_h$ )

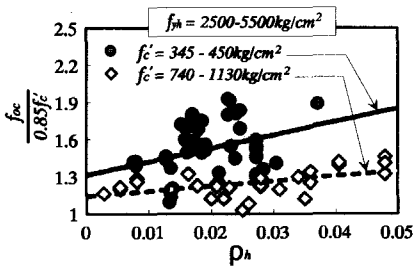
띠근 내부의 심부콘크리트 면적에 대한 띠근량으로 표현되는 띠근의 체적비는 띠근이 발휘할 수 있는 횡보강능력 산정시 가장 기본적인 변수이다. 대부분의 기존연구(Table 3)에서 띠근의 체적비에 따른 강도와 압축연성의 변화를 확인할 수 있는데, Bjerkeli 등<sup>(31)</sup>의 실험에서 띠근 체적비 3.1% 정도로 보강할 경우 고강도 콘크리트 기둥의 연성을 확보할 수 있는 것으로 나타났다. 그러나 Bjerkeli 등<sup>(31)</sup>과 Yong 등<sup>(14)</sup>의 연구 결과에서 1%이하의 비교적 적은 띠근량으로 보강한 경우 횡보강효과가 거의 없는 것으로 나타났으며, Sheikh 등<sup>(10)</sup>의 실험결과에서도 강도나 연성의 증가비와 띠근량의 증가정도는 직접적으로 비례하지 않으며 콘크리트와 띠근의 강도에 따라 차이가 있음을 알 수 있다.

실험자료를 분석해 보면, Fig.5와 Fig.6의 띠근 체적비의 증가에 따른 횡보강효과에서 띠근량

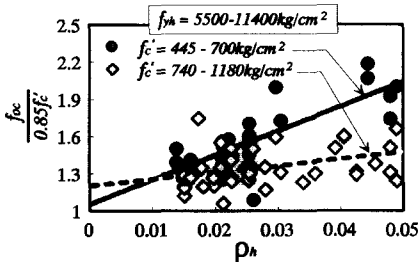
에 따라 거의 직선적으로 강도와 연성증가효과가 있음을 볼 수 있다.

Fig.5(a)에서 실선의 고강도 콘크리트 경우 띠근비 1%증가시 강도증가비가 10%정도 증가하는 반면 점선의 초고강도 콘크리트의 경우에는 약 4%정도로 초고강도 콘크리트의 경우 띠근량에 따른 강도 증가효과가 비교적 일정함을 알 수 있다.

또한 Fig.6(a)와 Fig.6(b)에서 점선의 고강도 띠근을 사용한 경우 실선의 보통강도 띠근보강에 비해 고강도 콘크리트에서는 25~90%, 초고강도 콘크리트는 10~67%정도의 압축연성 증가효과가 있는 것으로 보이며, 6000kg/cm<sup>2</sup> 이하의 보강근을 사용할 경우 초고강도 콘크리트에 비해 고강도 콘크리트에서 약 2.2배 정도의 연성효과가 있음을 알 수 있다.

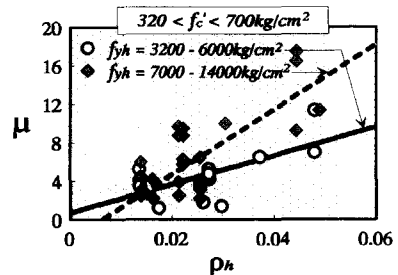


(a) Ordinary strength tie reinforcement

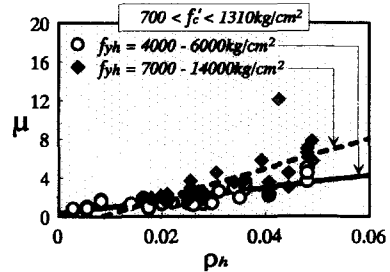


(b) High strength tie reinforcement

Fig. 5 Effects of volumetric ratio of tie reinforcement on strength enhancement



(a) High-strength concrete



(b) Ultra high-strength concrete

Fig. 6 Effects of volumetric ratio of tie reinforcement on strain ductility

따라서 압축강도 700kg/cm<sup>2</sup>이상의 초고강도 콘크리트에 비해 400~700kg/cm<sup>2</sup>의 고강도 콘크리트가 횡보강효과면에서 더욱 유리한 것으로 보이며, 초고강도 콘크리트의 연성을 확보하기 위해서는 6000kg/cm<sup>2</sup>이상의 고강도 띠근의 사용을 검토할 필요가 있는 것으로 사료된다.

### 3.1.3 띠근의 항복강도( $f_{yh}$ )

띠근의 인장응력은 압축력에 따른 콘크리트 횡방향팽창에 의해 수동으로 발생하는 응력이므로 콘크리트가 고강도화 될수록 횡방향팽창이 감소함을 감안한다면 고강도나 초고강도 콘크리트의 경우에는 띠근의 강도증가에 따른 횡방강응력의 비례적인 증가는 기대하기 어려울 것이다.

실제로 Cusson등<sup>(19)</sup>의 실험결과에서 띠근이 기둥의 최대압축강도 이전에 항복강도의 28~52%를 발휘한 시험체에서는 어떠한 연성이나 강도증가효과를 볼 수 없었으나, 기둥의 최대강도 이전에 띠근의 강도를 충분히 발휘한 시험체의 경우에는 띠근의 강도 96%증가에 대해 7%의 압축강도증가와 57%의 연성증가가 있음을 볼 수 있다.

Nagashima등<sup>(16)</sup>은  $600\text{kg/cm}^2$ 과  $1200\text{kg/cm}^2$ 의 초고강도 콘크리트의 경우  $\rho_h f_{yh}$ 가 각각 92,  $186\text{kg/cm}^2$ 이상일 때 적절한 연성거동을 보임을 보고하였으며, 六車등<sup>(13)</sup>은 큰 항복강도를 가진 띠근을 사용했을 때 큰 연성효과를 얻을 수 있는 것으로 보고한 바 있다.

기존의 실험자료를 분석해 본 결과 Fig.5 및 Fig.7과 같이 띠근의 강도에 따른 기둥의 강도증가효과는 거의 일정한 것으로 보이며, 동일한 띠근 강도에 대해 고강도 콘크리트가 초고강도 콘크리트에 비해 약 1.2배 더 효과적임을 알 수 있다.

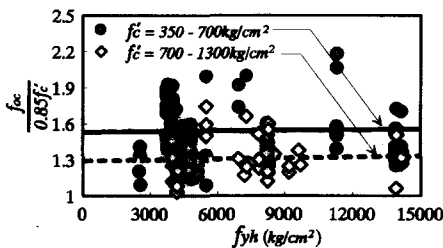


Fig. 7 Effects of tie yield strength on strength enhancement

Fig.8에서는  $\rho_h f_{yh}$ 의 증가에 따른 압축연성의 증가를 볼 수 있는데,  $2.5(\epsilon_{0.85f_c} = 1\%)$  이상의 압축연성을 확보하기 위해서 실선의 고강도 콘크리트는  $\rho_h f_{yh} \geq 105\text{kg/cm}^2$ , 점선의 초고강도 콘

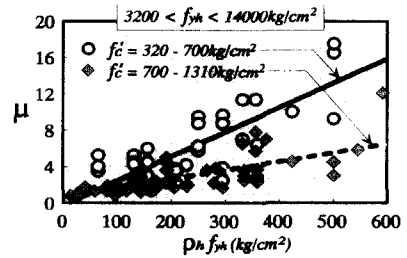


Fig. 8 Effects of tie yield strength on strain ductility

크리트는  $\rho_h f_{yh} \geq 191\text{kg/cm}^2$  정도이어야 할 것으로 분석된다.

따라서 콘크리트 강도가 고강도화 될수록 더 많은 띠근 보강이 필요할 것으로 보인다.

### 3.1.4 띠근 배근형태

Fig.2의 띠근 배근형태에 따른 횡방강효과를 Fig.9, Fig.10 및 Fig.11에 나타내었다.

임등<sup>(5)</sup>, Yong등<sup>(14)</sup>과 Saatacioglu등<sup>(27)</sup>의 연구결과에서 확인할 수 있듯이 연결띠근(crosstie)의 사용은 주근을 더욱 효과적으로 지지하여 유효구속면적이 증가하므로 기둥의 강도나 연성증가에는 크게 효과적인 것으로 알려져 있다.

Fig.9에서 단지 배근형태만을 고려한 강도 증가 정도를 분석해 보면 대체적으로 A-type에서

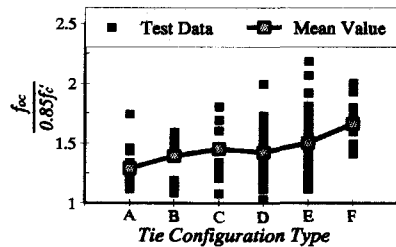


Fig. 9 Effects of tie configuration on strength enhancement

F-type으로 갈수록 효과적임을 볼 수 있다.

그러나 이것은 콘크리트 압축강도나 간격비, 띠근량 등의 다른 변수에 따라 큰 차이가 발생하므로 단지 배근형태만으로 횡방강효과를 판단하기에는 어려움이 있다. 축하중 기둥에서 발생하는 띠근의 인장응력은 띠근량과 항복강도, 콘크리트 압축강도에 직접적으로 영향을 받으므로 이들

변수를 무차원화한 구속지수( $\rho_h f_{yh}/f'_c$ )를 이용하여 띠근배근형태에 따른 구속효과를 Fig.10 및 Fig.11과 같이 평가하였다.

Fig.10과 Fig.11은 주로 적용되는 일반적인 간격비인  $s/D_c=0.3$  전후의 실험자료에 대한 구속지수에 따른 강도증가 및 연성특성에 대해 나타낸 것으로서, Fig.10에서 E-type의 경우 A-type에 비해 약 30%정도 더 큰 강도 증가효과 효율을 기대할 수 있음을 알 수 있으며, Fig.11의 띠근 배근형태에 따른 압축연성 정도를 비교해 보면, E-type의 경우 A-type에 비해 43%정도 더 큰 연성을 기대할 수 있을 것으로 보인다.

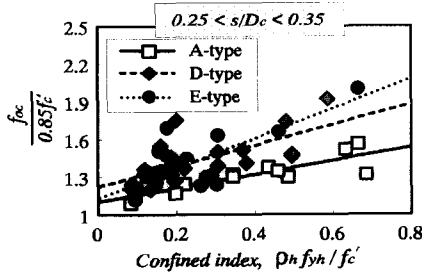


Fig. 10 Effects of tie configuration on strength enhancement

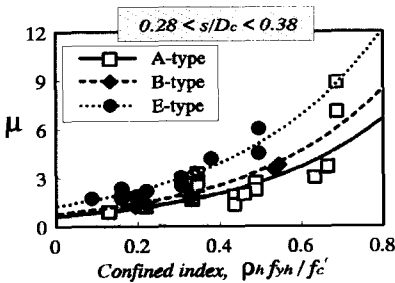


Fig. 11 Effects of tie configuration on axial strain ductility

### 3.1.5 주철근의 항복강도( $f_{yt}$ ) 및 주근비( $\rho_t$ )

Cusson등<sup>(19)</sup>, Yong등<sup>(14)</sup>과 이등<sup>(22)</sup>의 연구결과에서 주근비의 증가는 주근간의 거리가 감소하여 유효구속면적이 증가하므로 기둥의 강도나 연성면에서 효과적이라는 의견이 지배적인데, Fig.12에서 주근량( $\rho_t f_{yt}$ ) 증가에 따른 연성의 큰 증가는 확인할 수 없었으며, 주근의 강도에 따른 압축연성의 변화가 크지 않음을 알 수 있다.

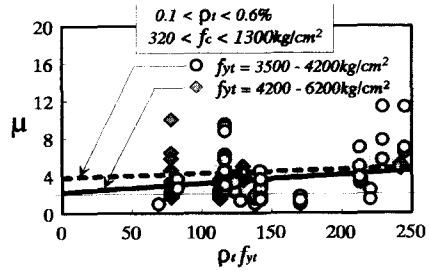


Fig. 12 Effect of amount of longitudinal reinforcement on strain ductility

이것은 기존의 연구결과(Table 3)에서 볼 수 있듯이 구속된 콘크리트 기둥의 응력-변형을 거동을 표현함에 있어서 주근의 항복강도나 주근비에 대한 고려를 하지 않고 있는데, 이는 횡보강응력에 미치는 주근의 강도나 양의 영향이 다른 변수에 비해 크지 않기 때문인 것으로 사료된다.

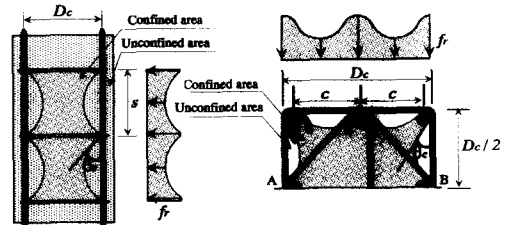


Fig. 13 Lateral pressure in tied square columns

## 3.2 횡보강응력 추정식

띠근에 의해 횡방향으로 구속된 사각기둥에서의 횡보강응력은 Fig.13과 같이 묘사되어질 수 있다<sup>(28)</sup>. 이 경우 띠근 기둥은 축력에 의해 띠근에 작용하는 응력의 원호작용(arching effect)으로 인하여 축력의 분산이 균일하지 못하고, 극한하중 작용시 콘크리트가 부서지거나 전단파괴를 일으키게 되며 축방향 철근은 좌굴을 일으키게 된다.

본 연구에서는 Richart등<sup>(1)</sup>이 수행한 연구방법을 토대로 Table 1의 유압이나 수압을 이용한 콘크리트 삼축압축시 횡방향응력으로 인한 콘크리트의 강도증가식(식(4))과 Table 2에 제시된 다양한 띠근 보강 시험체에 대한 실험결과를 이용하여 띠근의 기하학적 형상을 고려한 일반적인 횡보강응력 산정식을 산출하였다.



Fig.13에서 콘크리트 횡방향 팽창에 의해 수동적(passive)으로 발생하는 띠근이 발휘할 수 있는 이론적 횡보강응력( $f_n$ )은 등가 인장방정식에 의해 다음 식(6)과 같이 계산된다.

$$A_{sh}f_{yh} = f_n D_c s \quad (5)$$

$$f_n = \frac{A_{sh}f_{yh}}{D_c s} \quad (6)$$

한편 삼축압축실험으로부터 유도한 압축강도의 증가의 함수로써 표현되는 주동(active)의 횡방향응력( $f_r$ )산정식은 (4)식으로부터 다음 식(7)과 같다.

$$f_r = f_c' \cdot \left[ \frac{(f_{oc}/f_c') - 1}{3.55} \right]^{(1/0.75)} \quad (7)$$

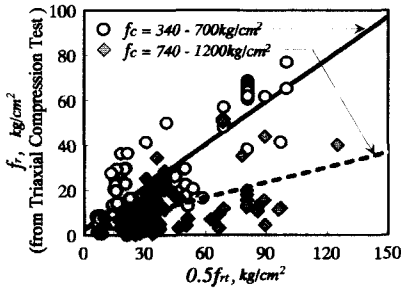


Fig. 14 Difference between  $f_r$  and  $f_n$

Fig.14는 식(6)의 등가인장방정식에 의한 미지값인 이론적 횡보강응력 산정식과 식(7)의 삼축압축실험으로부터 구한 미지값의 횡방향응력 산정식과의 비교를 나타낸 것으로써, 최근에 제시된 대부분의 연구결과(Table 3)에서도 나타났듯이 ACI<sup>(24)</sup>에서 채택한 등가인장식에 의한 횡보강응력 산정식은 비교적 실제 보다 과대평가하고 있음을 알 수 있다.

이것은 식(6)이 기둥부재가 최대응력을 받기 이전에 횡보강근이 항복한다는 가정하에 유도된 것이지만 실제로 Cusson<sup>(19)</sup>의 실험결과에서와 같이 콘크리트 압축강도나 보강근량, 배근형태, 간격비에 따라 최대응력점에 도달한 후에도 띠근은 항복하지 않을 수 있기 때문이다. 이러한 차이는 횡방향 팽창이 상대적으로 작은 초고강도 콘크리트일수록 더욱 증가함을 Fig.14에서 확인할 수 있다.

따라서 띠근에 의해 발생할 횡보강응력을 정확

히 산정하기 위해서는 실제 띠근에서 발생하는 응력을 구하여야 한다. 그러나 이것은 전적으로 실험에 의존하여야 하는 어려움이 있으므로 기둥부재의 최대응력 이전에 띠근이 항복한다는 가정으로 인한 오차를 최소화하기 위해서는 간격비( $s/D_c$ )와 주근의 배치 간격( $C/D_c$ ), 즉 띠근의 배근형태(Fig.2) 및 콘크리트 압축강도( $f_c'$ )의 함수로써 횡보강응력을 산정하여야 할 것이다.

이에 따라 Nagashima<sup>(16)</sup>, Mander<sup>(26)</sup>, Sheikh<sup>(28)</sup>, Cusson<sup>(29)</sup>이 이용한 식(8)과 식(9)과 같은 띠근의 간격비에 따른 횡보강응력 감소계수  $R_s$ 와 배근단면의 배근형태에 따른 횡보강응력 감소계수  $R_c$ 를 도입하였으며, 이것은 Fig.13에서와 같이 띠근 기둥에서의 구속영역과 비구속영역의 경계를 포물선 함수로 가정하고 구속영역내의 구속응력은 일정하게 작용하는 것으로 가정하여 전체 면적에 대한 구속면적의 비를 유효 구속면적(effectively confined area)의 개념으로 표현한 것이다.

$$R_s = \left( sD_c - 2s^2 \frac{\tan \theta_s}{\alpha} \right)^2 \quad (8)$$

$$R_c = D_c^2 - \sum_{i=1}^m C_i^2 \frac{\tan \theta_c}{\beta} \quad (9)$$

일반적인  $\alpha$ 와  $\beta$ 의 범위는 3~6정도이며, 배근단면에서 발생하는 초기분산각  $\theta_c$ 와 띠근 간격 사이에서 발생하는 분산각  $\theta_s$ 는 일반적으로 45°로서 비구속영역과 구속영역의 경계를 2차포물선 함수( $\alpha=6, \beta=6$ )로 주로 가정되어지며<sup>(27,28)</sup>, 특히  $s/D_c$ 가 작은 범위(0.3이하)에서는 분산각도가 기둥의 내력에 그다지 관계가 없으며, 반대로 내력이 적게 변화할 때 분산각도의 변화가 매우 큰 것으로 보고된 바 있다<sup>(12)</sup>.

Table 2의 실험결과를 이용하여 식(10)에 대해 다중회귀분석을 수행하여 띠근에 의한 콘크리트의 횡보강응력 산정식( $f_r$ )을 다음 식(11)과 같이 표현하였다.

$$f_r = f_n \cdot R_s \cdot R_c \cdot \frac{\gamma}{f_c} \quad (10)$$

$$f_r = \sum_{i=1}^n \frac{(A_{sh}f_{yh} \sin \alpha)}{sD_c} \cdot \left( 1 - \frac{s}{2D_c} \right)^2 \cdot \left( 1 - \frac{\sum_{i=1}^m C_i^2}{4D_c^2} \right) \cdot \frac{350}{f_c} \quad (11)$$

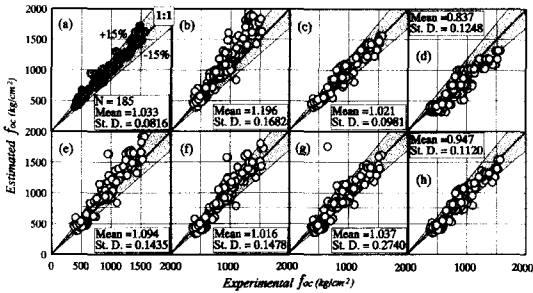


Fig. 15 Comparison between measured and estimated values of  $f_{oc}$ : eq. by (a) This study, (b) Mander<sup>(26)</sup>, (c) Saatcioglu<sup>(27)</sup>, (d) Sheikh<sup>(28)</sup>, (e) Cusson<sup>(29)</sup>, (f) 孫<sup>(19)</sup>, (g) Fafitis<sup>(30)</sup>, (h) 六車<sup>(13)</sup>

Fig.15는 Table 2의 실제 실험에 의한 강도 증가값과 본 연구에서 제안된 식(4) 및 Table 3에 제시된 대표적인 기존식에 의한 추정값과의 비교를 나타낸 것이다. 비교 결과 본 연구의 제안식은 비교적 실험값을 적절히 추정하는 것으로 나타나, 띠근에 의한 기둥의 강도 증가에 일반적인 적용이 가능할 것으로 보인다. 따라서 띠근의 기하학적 형상에 의해 발생하는 횡보강응력은 콘크리트 삼축압축실험으로부터 적절히 추정될 수 있음을 알 수 있다.

### 3.3 변형률 특성 추정식

띠근보강 철근콘크리트 기둥의 응력-변형을 거동을 모델화함에 있어서 중요한 변수인 최대압축강도시의 변형율은 식(12)와 같이 횡보강응력의 함수로써 정의되어질 수 있다(Table 3).

$$\epsilon_{oc} = \epsilon_o + k_\epsilon f_r \quad (12)$$

여기서,  $\epsilon_o$ 는  $f'_c$ 에 대응하는 축방향 변형율이며,  $f'_c$ 에 의존하는 변수로서 고강도 및 초고강도 콘크리트 강도 전반에 걸쳐 잘 평가하는 것으로 판단되는 박동<sup>(32)</sup>의 연구에서 제시된 식(13)을 이용하였다.

$$\epsilon_o = 0.00032 \sqrt{f'_c} \quad (13)$$

띠근의 횡보강효과로 인한 기둥의 최대압축강도시 변형율의 콘크리트 압축강도 및 횡보강응력에 따른 변화를 Fig.16에 나타내었다.

Fig.16에서 최대압축강도시의 변형율 증가 정도는 횡보강응력이 증가함에 따라 증가하며, 점선의 초고강도 콘크리트에 비해 실선의 고강도 콘

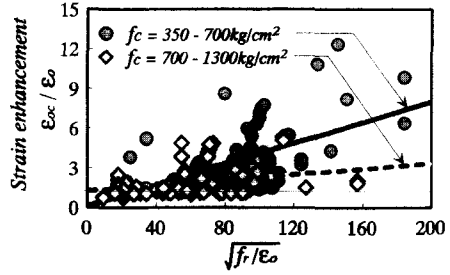


Fig. 16 Evaluation of strain at maximum stress

크리트의 증가비가 더욱 크다는 것을 알 수 있다. 따라서 본 연구에서는 Table 2의 실험자료와 제안된 띠근에 의한 횡보강응력 산정식(식(11))을 이용하여 횡보강응력으로 인한 최대압축강도시 변형율 증가를 식(14)와 같이 표현하였다.

$$\frac{\epsilon_{oc}}{\epsilon_o} = 1 + \frac{14.5}{f'_c} \sqrt{\frac{f_r}{\epsilon_o}} \quad (14)$$

Fig.17(a)에서 횡보강된 콘크리트의 최대응력시 변형율 증가에 대하여 실험값과 식(14)의 추

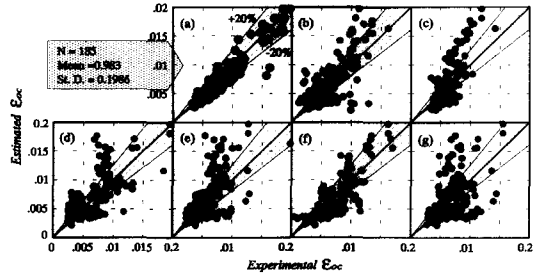


Fig. 17 Comparison between measured and estimated values of  $\epsilon_{oc}$ : eq. by (a) This study, (b) Mander<sup>(26)</sup>, (c) Saatcioglu<sup>(27)</sup>, (d) Cusson<sup>(29)</sup>, (e) Fafitis<sup>(30)</sup>, (f) 六車<sup>(13)</sup>, (g) Bjerkel<sup>(31)</sup>

정값이 비교적 잘 일치함을 볼 수 있다.

한편, 띠근 보강 기둥의 연성 평가와 응력-변형을 하강거동의 특성파악에 있어서 중요한 변수인 최대압축강도의 85% 응력하강점에 대응하는 변형율( $\epsilon_{0.85f_{oc}}$ ) 추정식을 Table 2의 실험결과를 바탕으로 식(15)로써 표현하였으며, 구속지수( $\rho_h f_{yh} / f'_c$ )에 따른 실험값과의 비교를 Fig.18에 나타내었다.

$$\frac{\epsilon_{0.85f_{oc}}}{\epsilon_o} = 1 + 17.3 \left( \frac{\rho_h f_{yh}}{f'_c} \right) \quad (15)$$

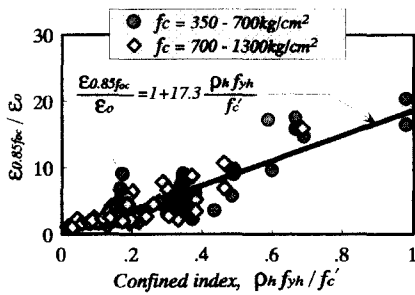


Fig. 18 Evaluation of  $\epsilon_{0.85f_c}$

#### 4. 결론

본 연구에서는 기존의 실험결과를 바탕으로 축하중을 받는 띠근 보강 고강도 콘크리트 기둥의 횡보강효과 산정방법과 이에 따른 압축강도 및 압축 변형을 특성에 대한 통계적 연구를 수행하였으며, 연구결과는 다음과 같다.

(1) 본 연구에서는 콘크리트에 대한 삼축압축 실험결과<sup>(1~9)</sup>를 이용하여 횡보강응력에 의한 콘크리트 기둥의 극한강도 산정식을 식(4)와 같이 제시하였으며, 이를 띠근에 의해 구속된 실제 기둥부재 실험결과<sup>(10~23)</sup>에 응용하여 구속철근의 배근과 부재단면의 기하학적 형상을 고려한 띠근에 의한 횡보강응력 산정식을 식(11)과 같이 표현하였다.

(2) 또한 띠근 구속 콘크리트 기둥의 응력-변형을 모델화에 있어서 주요 변수인 최대압축강도시의 변형을 추정식과 응력하강부 특성식을 식(14) 및 식(15)와 같이 제시하였으며, 이 식들은 다수의 실험결과를 적절히 예측하는 것을 Fig.17과 같이 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. Gardner, N. J., "Triaxial Behavior of Concrete", ACI Journal, Vol.66, No.2, 1969, pp.136-146.

3. Mills, J. L., and Zimmerman, R. M., "Compressive Strength of Plain Concrete under Multi-axial Loading Conditions", ACI Journal, Vol.67, No.10, 1970, pp.802-807.
4. Kotsosvos, M. D., and Newman, B., "Mathematical Description of Deformational Behavior of Concrete Under Generalized Stress Beyond Ultimate Strength", ACI Journal, Vol. 77, No.5, 1980, pp.340-346.
5. 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, 1995, pp.135-145.
6. 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.
7. Dahl, K. K. B., "A Failure Criterion for Normal and High Strength Concrete", Series R, No. 286, Department of Structural Engineering, Technical University of Denmark, Lyngby, Denmark, 1992.
8. 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.
9. Palaniswamy, B., and Shah, S. P., "Fracture and Stress-Strain Relationship of Concrete under Triaxial Compression", Journal of the Structural Divisions, ASCE, Vol.100, No.ST5, 1974, pp.901-916.
10. Sheikh, S. A., and Uzumeri, S. M., "Strength and Ductility of Tied Concrete Columns", ASCE, Vol.106, No.ST5, 1980, pp.1079-1102.
11. Moehle, J. P., and T. Cavanagh, "Confinement Effectiveness of Cross-ties in RC", ASCE, Vol.111, No.ST10, 1984, pp.2105-2120.
12. 콘크리트 구조물의 靱性とその評價法に關するコロキウム, 第I編 委員會報告集, 1988.3, pp.137-153.
13. 六車 照, 西由峰廣, 渡辺史夫 "橫拘束によるコンクリート系部材の曲げ靱性改善", 콘크리트 구조물의 靱性とその評價法に關するコロキウム, 第II編 論文集, 1988.3, pp.33-44
14. Yong, Y. K., Nour, M. G., and Nawy, E. G., "Behavior of Laterally Confined High Strength Concrete under Axial Loads", ASCE, Vol.114, No.ST2, 1988, pp.332-351.
15. 임경택, 정현수, "구속된 고강도 철근콘크리트 기둥의 거동에 관한 연구", 대한건축학회논문집, 8권10호, 1992, pp163-171.
16. Nagashima, T., Saunders, P., Kimura, H., and

- Ichikawa, A., "Monotonic Axial Compression Test on Ultra High Strength Concrete Tied Columns", Proceedings of 10th World Conference on Earthquake Engineering, Madrid, 1992, pp.2983-2988.
17. Itakura, Y., and Yagenji, A., "Compressive Test on High-Strength R/C columns and their Analysis based on Energy Concept", Proceedings of 10th World Conference on Earthquake Engineering, Madrid, 1992, pp.2599-2602.
18. Nishiyama, M., Fukushima, I., Watanabe, F., and Muguruma, H., "Axial Loading Tests on High-Strength Concrete Prisms Confined by Ordinary and High-Strength Steel", Utilization of High-Strength Concrete: Symposium in Lillehammer, Norway, 1993, pp.322-329.
19. Cusson, D., and Paultre, P., "Experimental Study of High-Strength Concrete Columns Confined by Rectangular Ties", Utilization of High-Strength Concrete: Symposium in Lillehammer, Norway, 1993, pp.136-145.
20. 孫 玉平, 崎野健治, "高強度材料を用いた鉄筋コンクリート柱の靱性改善に関する実験的研究", コンクリート工學年次論文報告集, Vol.15, No.2, 1993, pp.719-725.
21. 榎田佳寛, 須藤榮治, 阿部道彦, 友澤史紀, "高強度コンクリートを用いた部材における構造體コンクリート強度の評価に関する実験", 日本建築學會構造系論文集, 第473号, 11-18, 1995, pp.11-18.
22. 이리형 등, "중심축력을 받는 고강도 콘크리트 기둥의 탄소성 거동에 관한 연구", 대한건축학회논문집, 11권11호, 1995, pp.231-242.
23. Chen, W. F., Plasticity in Reinforced Concrete, McGraw-Hill, New York, pp.211.
24. ACI Committee 318, Building Code Requirements for Reinforced Concrete(ACI 318-95), ACI, Detroit, 1995.
25. Vallenias, J., Bertero, V. B., and Popov, E. P., "Concrete Confined by Rectangular Hoops and Subjected to Axial Loads", Research Report No. UCB/EERC-77/13, Earthquake Engineering Research Center, Univ. of California, Berkeley, 1977, pp.114.
26. 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.
27. Saatcioglu, M., and Razvi, S., "Strength and Ductility of Confined Concrete", ASCE, Vol.118, No.ST6, 1992, pp.1590-1607.
28. Sheikh, S. A., and Uzumeri, S. G., "Analytical Model for Concrete Confinement in Tied Columns", ASCE, Vol.108, No.ST12, 1982, pp.2703-2722.
29. Cusson, D., and Paultre, P., "Stress-Strain Model for Confined High-Strength Concrete", ASCE, Vol.121, No.ST3, 1995, pp.468-477.
30. 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.
31. Bjerkeli, L., Tomaszewicz, A., and Jensen, S. S., "Deformation Properties and Ductility of High-Strength Concrete", 2nd International Symposium on High-Strength Concrete, SP-121, ACI, Detroit, 1990, pp.215-238.
32. 박훈규 등, "나선근에 의한 고강도 콘크리트 기둥부재의 횡보강효과에 관한 통계적연구", 대한토목학회논문집, 제19권I-1호, 1999, pp.53-65.

## 요 약

고강도 콘크리트는 기둥부재에서 그 사용효과가 극대화될 것이 예상되지만, 아직 고강도 콘크리트를 사용한 기둥의 연성특성과 최대강도효과에 대한 구체적인 자료가 부족한 실정이다. 띠근 보강된 콘크리트 기둥은 삼축압축상태가 되며, 고강도 콘크리트의 연성을 증가시키므로 이에 대한 많은 연구가 필요하다.

본 연구에서는 축하중을 받는 띠근보강 고강도 콘크리트 기둥부재의 횡보강효과에 의한 극한강도와 변형을 특성에 대하여 정성적 평가와 정량적 평가를 수행하는 것을 목적으로, 삼축압축상태하의 콘크리트 파괴이론과 기존의 실험결과들을 활용한 통계적기법을 이용하였다. 그 결과 콘크리트 강도, 띠근의 항복강도 및 간격비, 체적비 등을 변수로 고려하는 띠근의 횡보강용력 산정식, 최대압축강도 추정식 그리고 변형률 특성식을 제안하였다. 또한 제안된 식들은 실험결과를 적절히 예측하고 있음을 확인하였다.

(접수일자 : 1998. 11. 24)