



유효횡구속압력 감소계수를 사용한 RC 기둥의 횡보강근량 평가

김종근^{1)*} · 안종문²⁾ · 신성우¹⁾

¹⁾한양대학교 건축공학과 ²⁾안산1대학 건축설계과

The Volumetric Ratio of Transverse Reinforcement of R/C Columns Considering Effective Lateral Confining Reduction Factor

Jong-Keun Kim,^{1)*} Jong-Mun Ahn,²⁾ and Sung-Woo Shin¹⁾

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

²⁾Dept. of Architectural Design, Ansan College, Ansan 426-701, Korea

ABSTRACT An experimental investigation was conducted to examine the hysteretic behaviors of ultra-high strength concrete tied columns. The purpose of this study is to propose the volumetric ratio of transverse reinforcement for ultra-high strength concrete tied columns with 100 MPa compressive strength. Nineteen 1/3 scaled columns were fabricated to simulate an 1/2 story of actual structural members with the main variables of axial load ratio, configurations and volumetric ratios of transverse reinforcement. The results show that the deformability of columns are affected by the configurations and volumetric ratios of transverse reinforcement. Especially, it has been found that the behavior of columns are affected by axial load ratio rather than the amounts and the configurations of transverse reinforcement. To improve the ductility behavior of RC column using ultra high strength concrete in a seismic region, We suggested the amount of transverse reinforcement for all data that satisfy the required displacement ductility ratio over 4. It is means that the lateral confining reduction factor (λ^c) considering the effective legs, configuration and spacing of transverse reinforcement and axial load ratio was reflected for the volumetric ratio of transverse reinforcement.

Keywords : ultra-high strength concrete, tied column, configuration, transverse reinforcement, lateral confining reduction factor

1. 서 론

철근콘크리트 구조물은 각 구조요소의 연성적인 거동이 필요하다. 이에 철근콘크리트 기둥의 변형능력을 확보하기 위해 소성힌지영역의 보강으로 주근과 횡보강근의 구속철근으로 설계하도록 하고 있지만, 구속철근에 대해서 설계시 여러 기준에서는 설계요소와 기둥 성능 사이의 관계를 충분히 다루고 있지 않다. 우리나라 콘크리트 구조설계기준 및 ACI 기준에서도 제한된 축력을 받는 기둥에 대해 축력비를 고려하지 않고 구속철근을 요구하고 있는 실정이며, 또한 기둥의 횡구속 효과에 큰 영향을 미치는 주근의 분포와 횡방향 철근의 형상등에 따른 고려가 없는 실정이다.¹⁾ 따라서 작은 축력을 받고, 철근의 분포가 적절히 이루어진 기둥에 대해서는 매우 안정적이지만, 주근이 외곽 철근만으로 횡보강된 기둥은 큰 축력에 대해서는 안전하지 않기 때문에 기준의 횡보강근량 산정식을 그대로 적용할 경우 일정 연성의 확보에 있어 문제가 있을 것으로 사료된다.

또한, 구속 콘크리트의 특성을 파악하기 위하여 구속된 콘크리트에 작용하는 횡구속압력을 적절히 평가하는 것이 중요하다.²⁻⁶⁾ 따라서 현행 횡보강근량 산정식을 기둥의 변형능력을 평가할 수 있는 연성계수 개념과 이에 영향을 미치는 변수들을 도입하여 수정할 필요가 있다.

이에 본 연구에서는 횡구속압력을 합리적으로 평가하는 방법을 우선적으로 제시하였고, 횡보강근의 형상 및 축력비를 고려하였다.

다음 Table 1은 각국 기준의 횡보강근량의 산정식으로 국내 기준의 근간이 되고 있는 ACI 기준에서는 코어단면적비에 대한 콘크리트 압축강도 및 횡보강근의 항복강도를 고려한 횡보강근량 산정식을 규정하고, 다른 기준과 달리 축력의 크기를 고려한 식은 도입하지 않고 있어 고축력이 작용하고 있는 100 MPa 이상의 초고강도 콘크리트가 사용된 기둥의 횡보강근량 산정식의 적합성여부가 의문이 된다.

이를 위해 본 연구에서는 먼저 콘크리트의 구속에 영향을 미치는 주요 변수, 즉, 단면의 형상, 주근의 분포와 횡방향지지 조건 및 횡방향으로 지지된 주근 사이의 간격, 횡구속 철근의 강도, 횡구속 철근의 형상 및 간격 등으로부터 횡구속압력에 영향을 미치는 변수를 파악하고, 이에 따른 구속된 (초)고강도 콘크리트의 강도증진과 연

*Corresponding author E-mail : kimjk125@hanyang.ac.kr

Received December 8, 2008, Revised February 21, 2009

Accepted April 17, 2009

©2009 by Korea Concrete Institute

Table 1 Code requirement for transverse reinforcement

Code	Equation of transverse reinforced steel amount
ACI 318-05 SEAOC	$A_{sh} = 0.3 s h_c \frac{f'_c}{f_{yh}} \left(\frac{A_g}{A_c} - 1 \right), A_{sh} = 0.09 s h_c \frac{f'_c}{f_{yh}}$
AASHTO	$A_{sh} = 0.3 s h_c \frac{f'_c}{f_{yh}} \left(\frac{A_g}{A_c} - 1 \right), A_{sh} = 0.12 s h_c \frac{f'_c}{f_{yh}}$
NZS 3101 (SANZ) ⁹⁾	$A_{sh} = \frac{(1.3 - \rho_l m) s h_c h'' A_g f'_c N^*}{3.3 A_c f_{yt} \phi f_{ck} A_g} - 0.006 s h_c h'', \text{ or } A_{te} = \frac{\Sigma A_b f_y s}{96 f_{yt} d_b}$ $A_{sh} = 0.3 s h_c \left(\frac{A_g}{A_c} - 1 \right) \frac{f'_c}{f_{yh}} \left(0.5 + \frac{1.25 P_e}{\phi f_{ck} A_g} \right)$
CALTRANS	$A_{sh} = 0.12 s_t h_c \frac{f_{ck}}{f_{yh}} \left(0.5 + 1.25 \frac{P_e}{f_{ck} A_g} \right)$
ATC-32	$A_{sh} = 0.16 s_t h_c \frac{f_{ce}}{f_{ye}} \left(0.5 + 1.25 \frac{P}{f_{ce} A_g} \right) + 0.13 s_t h_c (\rho_l - 0.01)$

- A_c : Cross-sectional area of a structural member measured out-to-out of transverse reinforcement (mm²)
- A_g : Gross area of column (mm²)
- f'_c : Specified compressive strength of concrete (MPa)
- f'_{ce} : Expected compressive strength of concrete (MPa)
- f_{yh} : Specified yield strength of transverse reinforcement (MPa)
- f_{ye} : Expected yield strength of transverse reinforcement (MPa)
- h_c : Cross-sectional dimension of column core measured center-to-center of transverse reinforcement (mm)
- P_e : Axial load (kN)
- s : Spacing of transverse reinforcement (mm)
- ρ_l : Ratio of longitudinal reinforcement
- ϕ : Strength reduction factor

성증진을 예측할 수 있는 이론적인 접근방법을 규명하여 본 연구의 실험결과 및 기존 연구자들의 결과와 비교를 통하여 적절한 횡보강근량을 제시하고자 한다.

SD400의 이형철선을 사용하였고, 주근은 SD500을 사용하였다. 콘크리트 및 철근의 재료시험결과는 Tables 2, 3에 나타나 있다.

2. 실험

2.1 실험 계획

본 연구는 실제 구조물의 보를 스테어로 이상화한 1/2 개 층의 기둥 실험체를 계획하였다 (Fig. 1(a)). 취성파괴를 방지하고 휨 파괴를 유도하기 위하여 형상비 (L/d)를 4로 하였고, 횡보강근의 체적비와 축력비 및 횡보강근의 형상을 주요 변수로 하여 총 19개의 실험체를 제작하였다. 콘크리트 피복두께는 20 mm로 기둥 전체 단면적에 대한 심부 단면적 비 (A_g/A_c)는 모두 1.33으로 하였다. 모든 실험체의 횡보강근은 135°의 구부림 각도를 가지고 $6d_b$ 의 여장 길이로 코어 콘크리트에 정착시켰다.

2.2 재료 실험

콘크리트 설계압축강도는 100 MPa이며, 굵은골재의 최대치수는 피복두께 및 횡보강근의 간격 등을 고려하여 13 mm 쇄석을 사용하였다. 실리카폼은 ELKEM GRADE 940를 15%, 고성능감수제는 1.5%를 첨가하였다. 그리고 횡보강근은 A type를 제외한 모든 실험체에서 항복강도

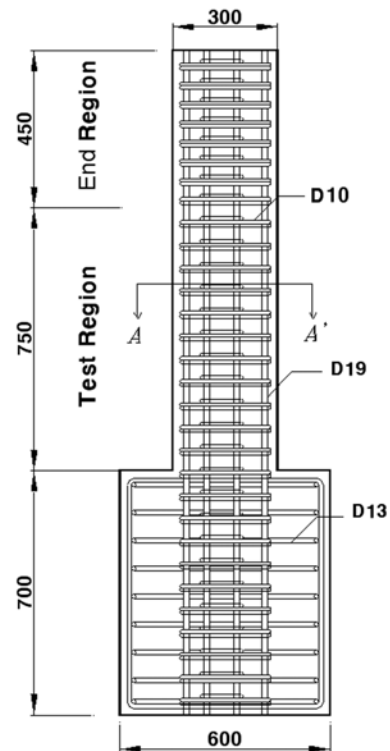


Fig. 1 Details of specimen and tie configurations

Table 2 Material properties of rebars (unit : MPa)

Type	Modulus of elasticity	Yield strength	Yield strain ($\times 10^{-6}$)	Tensile strength	Elongation ratio (%)
D10	2.09×10^5	447.3	2139	632.6	17.55
D13	2.91×10^5	497.9	1716	603.6	16.02
D16	2.97×10^5	504.3	1698	636.5	16.07
D19	3.11×10^5	467.3	1502	601.4	18.14

Table 3 Material properties of concrete (unit : MPa)

Type	Modulus of elasticity	Compression strength	Split strength	Poisson's ratio
28 days	3.82×10^4	105.64	4.32	0.1763

2.3 실험체 제작 및 실험변수

본 연구에서는 고강도 콘크리트를 사용한 축하중 및 반복 횡하중을 받는 100 MPa 초고강도 철근콘크리트 기둥의 이력거동을 파악하기 위하여 ACI 318-05의 21장 내진설계기준에 따라 실험체를 계획하였다. Fig. 1(b)와 같이 실험체의 기둥은 실제 구조물의 1/3 축소모델 정방형 (300 × 300 mm)으로 하였고, 실험구간은 스티브 접합면으로부터 기둥깊이의 2.5배 (750 mm)로 하였다. 그리고 실험체 양 끝단에는 실제구조물의 조건과 유사하게 500 mm 철물을 부착하여 힌지 상태를 유지하였다.

주요 실험변수로는 횡보강근의 형상을 A, B, C, D, E Type으로 구분하였으며, 축력비는 단면 내력의 0.3, 0.5 P_0

로 하였고, 횡보강근의 체적비는 ACI 요구량의 0.7, 1.0, 1.3으로 정하였다. 실험체의 콘크리트 압축강도는 100 MPa 로 모두 동일하고, 주근은 횡보강근의 형상에 따라 A, B, C Type은 8-D19, D, E Type은 12-D16로 다르지만 주근비는 모두 유사하게 하였다. 횡보강근은 A Type의 경우 배근 간격을 고려하여 D13을 배근하였고, 나머지 형상은 모두 D10을 사용하였다. 이상과 같은 실험체 상세를 다음 Fig. 1 및 Table 4에 나타내었다.

2.4 실험 방법

실험은 10,000 kN 용량의 유압 만능시험기 (UTM)를 사



Fig. 2 Set-up of specimen

Table 4 Properties & test results for each specimens

Specimens	Longitudinal reinforcement		Transverse reinforcement (D10)					$\frac{P}{P_0^*}$	(+) Cycle		(-) Cycle		Ductility ratio $\mu = \frac{\delta_{80\%}}{\delta_y}$	Cumulative energy (kN-mm)
	Diameter & ratio(%)	f_y (MPa)	Type	ρ_{sh} (%)	s (mm)	f_{yh} (MPa)	$\frac{\rho_{EXP}}{\rho_{ACI}}$		V_y (kN)	V_{max} (kN)	V_y (kN)	V_{max} (kN)		
A-07-3N	8-D19 & $\rho = 2.25$	467.3	A	2.79	70	497.9	0.7	0.3	529.40	621.30	-513.3	-608.5	3.79	11,245
A-10-3N				3.91	50		1.0	0.3	525.30	620.31	-545.5	-647.3	4.91	17,852
A-13-5N				4.88	40		1.3	0.5	687.60	758.40	-682.1	-825.7	2.69	15,479
B-07-3N			B	2.79	65	447.3	0.7	0.3	579.70	654.87	-595.5	-726.4	4.22	15,167
B-10-3N				4.03	45		1.0	0.3	575.50	663.48	-707.8	-800.3	5.30	19,479
B-13-5N				5.18	35		1.3	0.5	634.82	748.90	-685.2	-777.5	4.63	20,226
C-07-3N			C	2.75	75	447.3	0.7	0.3	578.50	672.02	-720.5	-790.8	4.82	11,274
C-10-3N				4.12	50		1.0	0.3	568.70	693.56	-649.5	-742.1	6.46	18,180
C-13-5N				5.15	40		1.3	0.5	655.18	705.27	-673.7	-743.4	5.14	16,956
D-10-3N	12-D16 & $\rho = 2.65$	504.3	D	3.96	55	447.3	1.0	0.3	578.50	655.40	-656.7	-744.0	6.75	27,832
D-10-5N				0.5	690.20		849.50	-657.1	-851.7	4.11	16,565			
D-13-3N			E	4.84	45	1.3	0.3	506.70	620.25	-588.2	-658.2	8.33	44,275	
D-13-5N				0.5	561.50	689.87	-683.5	-842.8	5.44	27,138				
E-07-3N			E	2.82	100	447.3	0.7	0.3	625.40	709.19	-628.7	-730.7	4.63	13,361
E-07-5N								0.5	592.95	756.60	-693.2	-827.3	3.16	12,117
E-10-3N	E	4.02	70	447.3	1.0	0.3	620.14	736.60	-659.2	-736.0	5.73	23,609		
E-10-5N						0.5	650.12	798.80	-722.3	-842.1	3.98	12,629		
E-13-3N	E	5.12	55	447.3	1.3	0.3	583.08	664.02	-632.7	-767.7	6.61	30,209		
E-13-5N						0.5	740.30	869.59	-584.2	-689.7	4.80	25,191		

$$*P_o = 0.85f_{ck}(A_g - A_{st}) + f_yA_{st}, \Sigma E = \text{Cumulative Energy}, \mu = \frac{\delta_{80\%}}{\delta_y} \Rightarrow \text{ductility ratio}, \rho_{sh} = 0.6 \frac{f_c}{f_{yh}} \left(\frac{A_g}{A_c} - 1 \right) \Rightarrow \text{volumetric ratio}$$

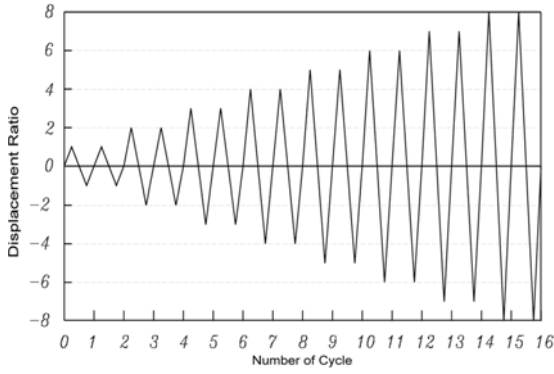


Fig. 3 Loading history

용하여 일정한 축력 (0.3, 0.5 P_0)을 가력하고, 1,000 kN 용량의 액추에이터를 사용하여 반복수평하중을 가력하였다 (Fig. 2). 이때 항복변위 (δ_y)는 수평하중이 증가함에 따라 축력을 가한 후 발생한 주근의 변형률이 재료시험에서 얻은 항복변형률에 도달할 때를 기준으로 산정하여 Fig. 3과 같이 변위이력에 따라 점증적으로 가력 하였다. 각 변위에서는 2 cycle을 1 stage로 하였고, 실험을 종료 시까지 UTM에 의해 재하되는 축력은 증감없이 일정하게 유지시키고 수평하중이 최대내력의 50% 이하로 떨어지는 시점에서 실험을 종료하였다.

3. 실험 결과 및 분석

3.1 균열 및 파괴 상황

대부분 실험체가 초기에는 스티브면으로부터 0.5d~1.0d 사이에서 미세한 초기 휨 균열을 발생시키면서 3~4 cycle의 변위가 증가함에 따라 휨 균열이 증대되고 동시에 측면에서 휨 균열이 진전되어 경사균열로 발전되는 양상을 보였다 (Fig. 4). 이후 실험구간 (0~2.5d)에 피복콘크리트의 탈락 및 접합면의 콘크리트가 부서짐으로써 하중이 점차 저하되고 피복콘크리트 박리 및 횡보강근이 휘어지면서 심부 콘크리트의 파괴와 주근이 좌굴되는 파괴양상이 나타내면서 최종파괴가 되었다.

3.2 실험 결과

각 실험체에 대한 실험결과를 Table 4에 나타내었다.

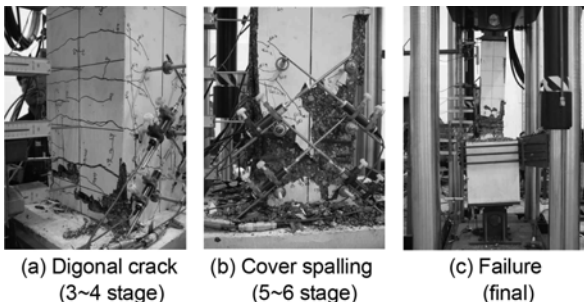
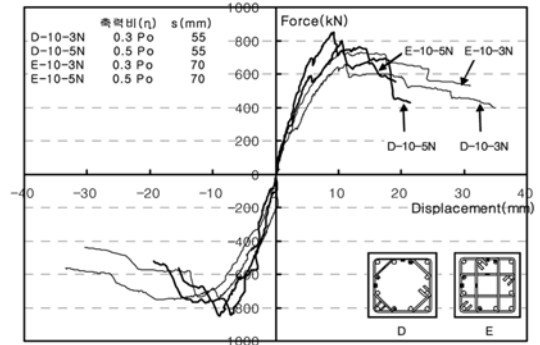
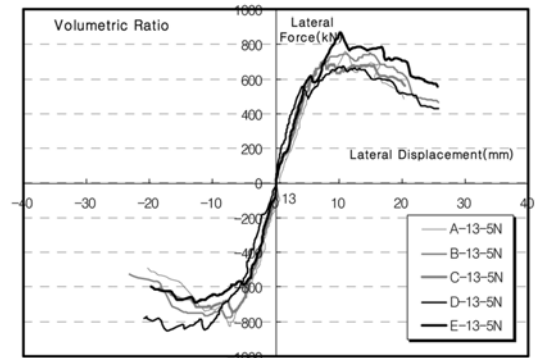


Fig. 4 Specimen at each loading stage



(a) Axial load ratio



(b) 1.3 of ACI in 5N series

Fig. 5 Comparison of envelop curve

본 실험에서는 동일한 조건에서 최대내력은 횡보강근의 형상이나 양보다는 축력비가 높을수록 크게 나타났고, 변형능력은 축력비가 낮을수록, 횡보강근의 체적비가 높을수록, 보조 횡보강근의 형상이 원형에 가까울수록 안정적인 거동을 보였다.

이는 Fig. 5(a)에서 보는 바와 같이 동일한 조건에서 축력비에 대한 영향을 살펴보면, 저축력 (0.3 P_0)하에서는 연성적인 거동을 보여 큰 횡변위에서도 내력을 지지하는 안정적인 거동을 보였으나, 고축력 (0.5 P_0)상태에서는 최대하중 부근에서 하중이 급격히 감소하는 것으로 나타났다.

또한, Fig. 5(b)에서 보조 횡보강근의 형상에 따라 A, B type 보다는 C, D, E type의 실험체가 더 안정적인 것으로 나타났다. 이는 기존 연구에서도 횡보강근의 체적비가 동일할지라도 횡보강근의 기하학적 형상, 직경, 간격 등의 상호 연관성 및 횡보강근의 항복강도에 따라 이력거동이 다르다고 보고되었다.²⁻¹⁰⁾

따라서 축력과 횡력을 받는 기둥의 횡보강근의 설계시 중요한 변수인 축력비와 횡보강근의 형상은 어떠한 방법으로든 반영되어야 할 것으로 판단된다.

3.3 실험 분석

Fig. 6에서 변수에 따른 변위연성비를 살펴보면, 보조 횡보강근의 형상이 복잡해지고 체적비가 증가할수록 변위 연성비는 크게 증가한다. 하지만 ACI 318-05 기준의 횡보강근 체적비일지라도 축력비가 큰 5N series는 많이 떨어지는 것으로 나타났다 (Fig. 6(a)). 이에 ACI 기준의

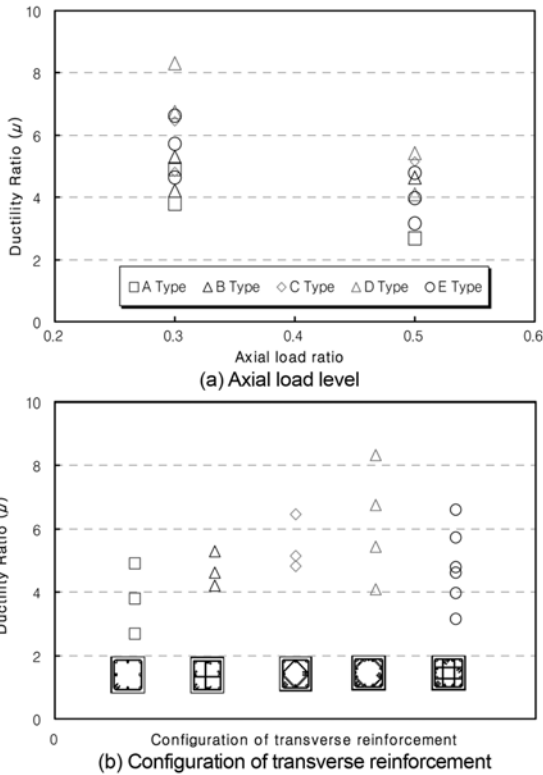


Fig. 6 Comparison of ductility ratio

횡보강근량으로 보강된 축력비 30% 정도의 연성적 거동을 확보하기 위해서는 축력비가 50%일 때는 기준의 횡보강근량보다 30% 이상 더 필요한 것으로 판단된다.

따라서 초고강도 콘크리트에서 최대내력을 지나 충분한 변위연성을 가지기 위해서는 축력비에 따른 적절한 횡보강근의 형상으로 충분한 횡보강근의 체적비가 매우 유용한 것으로 판단된다 (Fig. 6(b)).

4. 횡보강근량 산정식평가

본 연구는 실험 결과 기둥의 거동에 영향을 미치는 실험변수들을 파악하고 기준식 및 기존연구를 바탕으로 축력비와 횡보강근의 형태를 고려하여 철근콘크리트 기둥 부재에 일정연성을 확보할 수 있는 방안을 제시하고자 한다. 이러한 제안식 도출을 위한 기준은 본 실험체의 초고강도 콘크리트에 준하여 70 MPa 이상의 실험체를 대상으로 변위연성비 4이상을 만족하는 기존연구의 데

이터를 분석하여 축력비에 따라 각각 설계식을 제안하고자 한다. 이에 축력비에 따라 횡보강근의 능력($\rho_s \cdot f_{fy} / f_{ck}$)을 평가하고 횡보강근의 형상을 고려하기 위하여 횡보강근의 유효다리수에 따른 감소계수를 산정하였다.

또한 축력비가 거동에 큰 영향을 미치므로 보다 합리적인 방안으로 축력비 $0.4f_{ck}A_g$ 를 기준으로 저축력과 고축력 상태로 나누어 축력상태에 따른 연성능력을 분석하여 횡보강근량을 각각 산정하였다.

4.1 등가 횡구속 압력

횡보강근에 의해 코어 콘크리트에 가해지는 공칭 횡구속 압력은 횡구속압력의 정역학적 평형에 근거하여 횡구속압력 (f_l)은 다음 식 (1)과 같이 나타낼 수 있다. 그리고 Fig. 7에서와 같이 코어 콘크리트를 구속하고 있는 횡보강근의 형상에 따라 작용하는 횡구속압력은 횡보강근의 유효다리 수에 따라 달라지게 된다.

$$f_{cc}' = f_{co}' + f_l k_1 \quad (1)$$

여기서,

- f_{cc}' : 부재에서 구속된 콘크리트의 강도
- f_{co}' : 부재에서 비구속된 콘크리트의 강도
- k_1 : 횡구속압력에 상응하는 계수

또한, 실제 구속 콘크리트에 작용하는 횡구속압력은 Figs. 7, 8에서 나타난 바와 같이 단면의 형상, 주근의 분포, 주근의 횡방향지지 유무에 따른 주근의 간격에 따라 횡구속압력의 분포가 달라지며, 특히 횡구속압력의 분포는 횡방향지지된 주근과 주근 사이에서 비선형적 부등분포로 작용한다. 기둥에서 횡보강근의 간격 사이에서 횡구속 철근의 길이방향의 길이에 따라 역시 비선형적 부등분포로 작용함을 알 수 있다.

등가 횡구속압력 (f_{le})은 실제 작용하는 부등분포의 횡구속압력으로부터 Fig. 8과 같이 횡보강근의 레벨에서 등분포로 가정한 평균압력 f_l 을 산정한 후, 이 평균압력을 기둥 길이방향의 가장 위험단면 (critical section), 즉 횡구속압력이 가장 작게 작용하는 임계단면에 작용하는 것으로 저감시킨 것이다. 따라서 등가 횡구속압력을 적용하면 식 (2)와 같다.

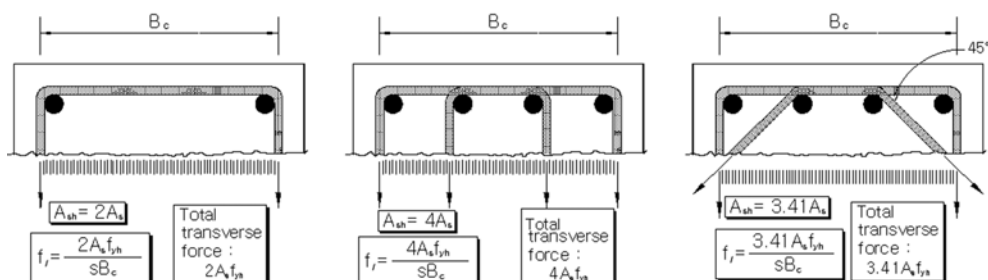
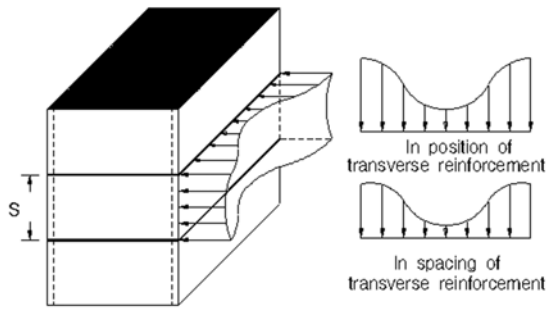
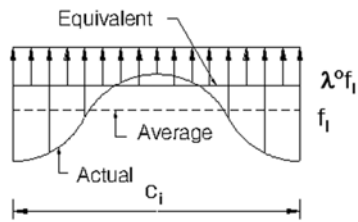


Fig. 7 Distribution of lateral confining pressure with configuration of transverse reinforcement⁴⁾



(a) Pressure with the spacing of transverse reinforcement and longitudinal distribution



(b) Actual, average and equivalent pressure

Fig. 8 Distribution of lateral confining pressure^{6,10)}

$$f_{le} = \lambda^{\circ} f_i \quad (2)$$

여기서,

f_{le} : 등가 횡구속 압력

f_i : 평균 횡구속 압력

λ° : 횡구속 감소계수 (reduction factor)

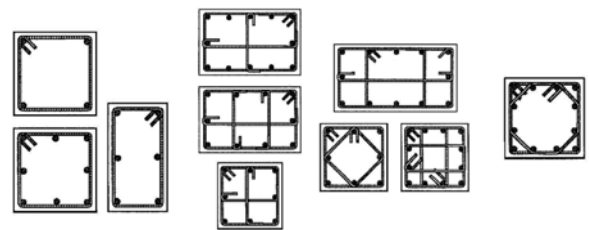
4.2 유효 횡구속압력감소계수 정의

식 (2)의 감소계수는 구속된 코어 면적에 대한 유효 구속면적의 비로 중심축력하의 압축응력에서 계산할 수 있다. 유효 구속면적은 1982년 Sheikh와 Uzumeri에 의해 식 (3)과 같이 처음 제시된 이후 Mander나 Cusson-Paultre 등에 의해 적용되었다.⁵⁾

$$\lambda^{\circ} = \left(1 - \frac{nc^2}{6B^2}\right) \left(1 - \frac{s}{3B}\right)^2 \quad (3)$$

하지만 본 연구에서는 중심축력만 작용하는 경우를 그대로 적용하기는 문제가 있을 것으로 판단되어 반복횡력이 작용시 횡보강근의 구속효과를 보다 합리적으로 평가하기 위하여 유효 횡구속감소계수(λ°)를 정하였다. 이는 코어콘크리트를 구속하는 띠철근의 레벨 높이에서 자른 단면에서 횡보강근의 횡구속 압력을 평가하기 위하여 횡보강근의 형상에 따른 기존연구를 참조하고²⁾, 또한 본 연구의 실험결과를 분석하여 Fig. 9와 같이 Category 1~4로 분류하였다.

그리고 횡보강근의 형상에 따른 횡구속 압력을 평가하기 위하여 Fig. 7과 같이 유효다리 수를 고려하고 실험



(a) Category 1 (b) Category 2 (c) Category 3 (c) Category 4

Fig. 9 Categories with configuration of transverse reinforcement²⁾

Table 5 Effective reduction factor of lateral confinement pressure

Specify	Category 1	Category 2	Category 3	Category 4
Effective legs	2	3	3.414	3.61
Reduction factor (λ°)	0.842	0.741	0.732	0.776
$\lambda^c = \lambda^{\circ} \times$	1.684	2.222	2.499	2.802
effective legs	1	1.320	1.484	1.664

결과 값으로부터 새로운 유효 횡구속감소계수(λ°)를 도출하였다.

따라서 다음 Table 5와 같이 본 실험결과와 변위연성비를 기본 형상인 A-Type를 기준으로 중심축력하의 감소계수에 횡보강근의 형상에 따른 유효다리수를 적용하였다.

또한 본 연구의 실험결과를 회귀분석하여 횡보강근의 형상에 따른 연성비를 고려하여 Category 1~4에 유효 횡구속감소계수 (λ°)값을 도출하고 이를 평균화하였다. 이는 횡보강근의 설계식을 변위연성비 4이상을 만족하도록 제안하였으므로 변위연성비 3.79인 A-07-3N으로 평균화시키는 것은 보다 안전한 것으로 판단된다.

이상과 같이 축력과 횡력을 받는 기둥부재의 코어 콘크리트 횡구속 압력을 Category 1~4에 따라 횡보강근의 유효구속압력에 대한 감소계수를 Table 5와 같이 나타내었다.

4.3 횡보강근량 산정

축력과 반복횡력을 받는 철근콘크리트 기둥의 변위연성비 4이상을 확보할 수 있는 횡보강근량 산정식을 도출함에 있어서 Fig. 10에서 보는 바와 같이 각 축력상태

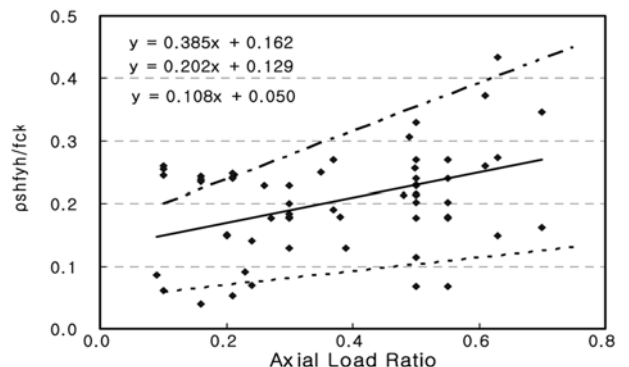


Fig. 10 Relationships between performance of lateral reinforcement and axial load ratio

에서의 변위연성비 4이상을 갖는 실험체들을 선정하여 축력비(η)와 횡보강근의 횡구속 압력 ($\rho_{sh}f_{yh}/f_{ck}$)의 관계를 상한치와 하한치로 나타내었다. 이에 대하여 축력비와 횡보강근량은 평균적으로는 다음 식 (4)~(6)과 같은 관계를 얻을 수 있었다.

$$\rho_{sh} = (0.385\eta + 0.162)f_{ck}/f_{yh} \quad (4)$$

$$\rho_{sh} = (0.202\eta + 0.129)f_{ck}/f_{yh} \quad (5)$$

$$\rho_{sh} = (0.108\eta + 0.050)f_{ck}/f_{yh} \quad (6)$$

본 연구의 실험 결과 기둥의 거동에 가장 큰 영향을 미치는 것은 축력비임을 알아보았다. 따라서 $0.4f_{ck}A_g$ 이하의 저축력에 비해 $0.4f_{ck}A_g$ 이상의 고축력을 받는 철근 콘크리트 기둥설계에 있어서 동일한 연성을 확보하기 위해서는 횡보강근이 약 30% 이상 더 요구됨을 알 수 있었다. 이러한 결과로부터 현 기준에서 축력 크기의 구분 없이 모든 경우에 동일하게 적용되는 횡보강근량 산정식은 연성 확보면에서 다소 불리할 것으로 판단된다. 따라서 축력비를 저축력과 고축력으로 구분하여 각각 횡보강근량을 산정한다면, 저축력에서는 보다 합리적이고 축력비가 증가하더라도 연성능력 확보면에서 매우 유리할 것으로 판단된다.

따라서 보다 합리적인 설계식을 도출하기 위하여 축력 크기 $0.4f_{ck}A_g$ 를 기준으로 저축력과 고축력으로 나누어 각각의 축력비와 횡보강근량의 관계를 회귀분석하여 다음 식 (7), (8)과 같이 나타내었다.

- 축력비 0.4 이상일 경우

$$\rho_{sh} = (0.38\eta + 0.05)f_{ck}/f_{yh} \quad (7)$$

- 축력비 0.4 이하일 경우

$$\rho_{sh} = (0.21\eta + 0.10)f_{ck}/f_{yh} \quad (8)$$

이상과 같이 제안된 식 (7), (8)의 Fig. 11을 살펴보면, 추세선의 분포도가 분산되어 있음을 볼 수 있다. 따라서

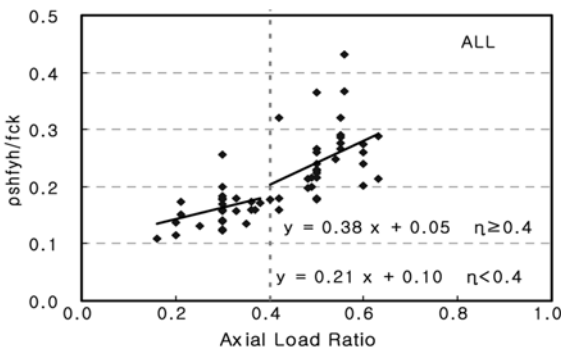


Fig. 11 Relationships between performance of lateral reinforcement and axial load ratio in upper and lower $0.4f_{ck}A_g$

횡보강근의 형태에 따른 코어콘크리트를 구속하는 횡구속압력 ($\rho_{sh}f_{yh}/f_{ck}$)을 보다 적절하게 산정하기 위하여 본 논문에서는 횡보강근의 유효다리 수 및 실험 결과를 분석하여 도출한 유효 횡구속압력감소계수 (λ^c)를 고려하여 동일한 방법으로 횡보강근량의 설계식을 다음 식 (9)~(11)과 같이 재분석하였다 (Fig. 2).

$$\rho_{sh} = (0.246\eta + 0.135)f_{ck}/f_{yh} \cdot 1/\lambda^c \quad (9)$$

$$\rho_{sh} = (0.138\eta + 0.110)f_{ck}/f_{yh} \cdot 1/\lambda^c \quad (10)$$

$$\rho_{sh} = (0.077\eta + 0.062)f_{ck}/f_{yh} \cdot 1/\lambda^c \quad (11)$$

또한, 위의 결과로부터 축력비 $0.4f_{ck}A_g$ 를 기준으로 저축력과 고축력으로 나누어 각각의 축력비와 횡보강근량의 관계를 회귀분석하여 살펴보면 다음 식 (12), (13)과 같은 관계로 나타낼 수 있다 (Fig. 13).

- 축력비 0.4 이상일 경우

$$\rho_{sh} = (0.55\eta + 0.05)f_{ck}/f_{yh} \cdot 1/\lambda^c \quad (12)$$

- 축력비 0.4 이하일 경우

$$\rho_{sh} = (0.36\eta + 0.12)f_{ck}/f_{yh} \cdot 1/\lambda^c \quad (13)$$

지금까지 횡보강근의 형태에 따른 코어콘크리트를 구

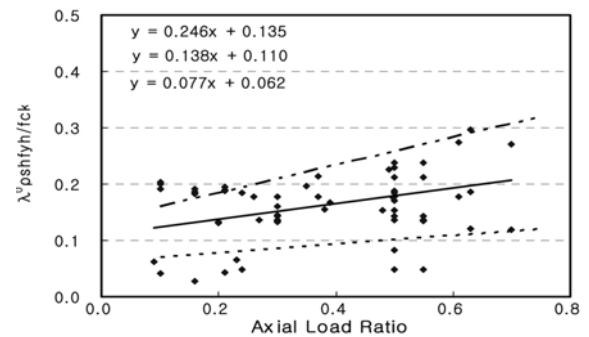


Fig. 12 Capacity of transverse reinforcement considered effective lateral confined concrete with axial load ratio

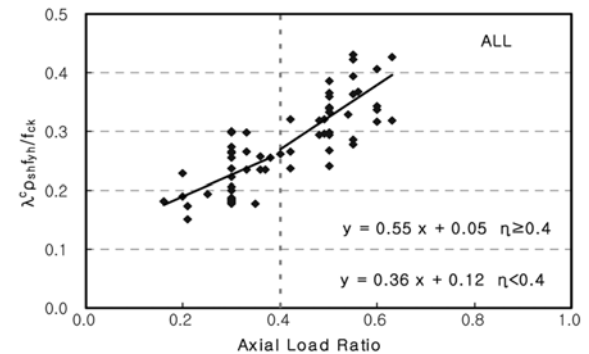


Fig. 13 Capacity of transverse reinforcement considered effective lateral confined concrete with axial load ratio in upper and lower $0.4f_{ck}A_g$

속하는 횡보강근의 횡구속 압력 ($\rho_{sh}f_{yh}/f_{ck}$)을 보다 적절하게 산정하기 위하여 횡보강근의 유효다리 수를 고려한 유효 횡구속압력감소계수 (λ^c)를 산정하였고, 이를 적용한 유효 횡구속압력 ($\lambda^c \rho_{sh}f_{yh}/f_{ck}$)에 따른 변위연성비 4 이상을 만족하는 횡보강근량의 설계식을 제안하였다.

따라서 위의 식 (12), (13)을 적용한다면 철근콘크리트 기둥이 연성거동을 할 수 있는 최소한의 변위연성능력 4 이상을 확보할 수 있을 것으로 판단되며, 이는 축력비의 증가와 함께 횡보강근의 형상, 간격 및 주근의 개수 등을 고려한 것이므로 횡보강근량을 산정시 보다 합리적인 것으로 판단된다.

4. 결 론

횡보강근으로 구속된 초고강도 철근콘크리트 띠철근 기둥의 강도와 연성증진을 각 변수별 또는 변수간의 상관성을 분석하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 실험 결과를 종합하면, 띠철근 기둥에서 구속콘크리트의 강도와 연성을 증진시키는 합리적인 방법은 코어 콘크리트를 구속하는 횡보강근량을 증가시키는 것과 더불어 보다 상세한 횡보강근량 설계를 위해서는 횡보강근의 형상이 중요한 것으로 판단된다.
- 2) ACI 기준의 횡보강근량으로 보강된 축력비 30%의 실험체와 비슷한 연성적 거동을 확보하기 위해서는 축력비가 50%일 때는 기준의 횡보강근량보다 30% 이상 더 필요한 것으로 나타났다. 따라서 초고강도 콘크리트에서는 축력비에 따른 보다 합리적인 설계가 이루어져야 할 것으로 판단된다.
- 3) 횡구속압력에 의한 강도증진은 횡방향으로 지지된 주근의 개수, 횡보강근 간격, 횡보강근의 형상 등에 영향을 받는 것으로 나타났다. 이에 중심축력하의 횡구속 압력계수를 기본으로 본 실험 결과와 비교 분석을 통하여 유효 횡구속압력계수를 적용한 횡보강근량의 설계식을 제안하였다.
- 4) 본 연구에서 제안된 설계식은 초고강도 철근콘크리트 기둥이 최소한의 변위연성능력 4 이상을 확보할 수 있을 것으로 판단되며, 이는 축력비와 함께 횡보강근의 형상, 간격 및 주근의 개수 등을 고려한

것이므로 횡보강근량을 산정시 보다 합리적인 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 과학기술부/한국과학재단의 우수연구센터 육성사업인 한양대학교 친환경건축연구센터 ((R11-2005-056-01003-0) 및 2009년도 두뇌한국21사업에 의하여 지원되었습니다. 이에 감사드립니다.

참고문헌

1. ACI Committee 318, "Building Code Requirements for Structural Concrete," *ACI 318-05 and ACI 318R-05*, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, USA, 2005. 430 pp.
2. Sheikh, S. A. and Khoury, S. S., "A Performance-Based Approach for the Design of Confining Steel in Tied Columns," *ACI Structural Journal*, Vol. 94, No. 4, 1997, pp. 421~431.
3. Razvi, S. and Saatcioglu, M., "Confinement Model for High-Strength Concrete," *Journal of Structural Engineering*, Vol. 125, No. 3, 1999, pp. 281~289.
4. Watson, S., Zahn, F. A., and Park, R., "Confining Reinforcement for Concrete Columns," *Journal of Structural Engineering*, Vol. 120, No. 6, 1994, pp. 1798~1824.
5. Sheikh, S. A. and Uzumeri, S. M., "Strength and Ductility of Tied Concrete Columns," *ASCE Journal of Structural Engineering*, Vol. 106, No. 5 1980 pp. 1079~1102.
6. Saatcioglu, M. and Razvi, S. R., "Displacement-Based Design of Reinforcement Concrete Columns for Confinement," *ACI Structural Journal*, Vol. 99-S1, No. 1, 2002, pp. 3~11.
7. Sakai, K. and Sheikh, S. A., "What Do We Know about Confinement in Reinforced Concrete Columns?," *ACI Structural Journal*, Vol. 86, No. 2, 1989, pp. 192~207.
8. 안종문, "축력과 반복횡력을 받는 고강도 철근콘크리트 기둥의 거동," 한양대학교 대학원 건축공학과 박사학위논문, 2000, 226 pp.
9. 한범석, "고강도 콘크리트의 횡구속 모델과 고강도 철근콘크리트 띠철근 기둥의 압축거동," 한양대학교 대학원 건축공학과 박사학위논문, 2002, pp. 161~175.
10. 이영호, 박성용, 정헌수, "지진형태의 하중을 받는 철근콘크리트 기둥의 스톱브 효과에 미치는 축력비의 영향," 대한건축학회 논문집, 24권, 5호 2008. pp. 75~84.

요 약 본 연구는 고축력과 반복횡력을 받는 초고강도 RC 띠철근 기둥의 실험적 연구를 수행하였다. 콘크리트 압축강도 100 MPa 초고강도 RC 띠철근 기둥의 횡보강근의 양을 제안하는 것이다. 철근콘크리트 구조물의 실제 보를 스톱브로 이상화한 1/2개 층의 기둥 실험체를 계획하여 1/3 크기의 19개 실험체를 제작하였다. 주요 변수는 축력비, 횡보강근의 형상 및 체적비로 하였다. 실험 결과, 띠철근 기둥의 강도와 연성은 횡보강근의 형상과 체적비의 영향을 받는 것으로 나타났으나, 무엇보다 축력비에 가장 큰 영향을 받는 것으로 나타나 초고강도 콘크리트 기둥의 횡보강근량 설계를 위해서는 축력비에 따른 적절한 횡보강근의 형상으로 보다 합리적인 설계가 이루어져야 할 것으로 판단된다. 또한, 초고강도 철근콘크리트 기둥의 충분한 연성확보를 위하여 최소한의 변위연성능력 4 이상을 확보할 수 있도록 설계식을 제안하였다. 따라서 이는 축력비와 함께 횡보강근의 형상, 간격 및 주근의 개수 등을 고려한 유효횡구속감소계수 (λ^c)를 적용한 것이므로 횡보강근량 산정시 보다 합리적인 것으로 판단된다.

핵심용어 : 초고강도 콘크리트, 띠철근 기둥, 횡보강근 형상, 횡보강근, 횡구속감소계수