

100 MPa 초고강도 콘크리트 띠철근 기둥의 이력거동에 관한 실험적 연구

김종근^{1)*}·신성우¹⁾

¹⁾한양대학교 건축공학과

(2005년 4월 18일 원고접수, 2006년 2월 28일 심사완료)

Experimental Study on Hysteretic Behavior of 100 MPa Ultra High-Strength Concrete Tied Columns

Jong-Keun Kim^{1)*} and Sung-Woo Shin¹⁾

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

(Received April 18, 2005, Accepted February 28, 2006)

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 investigate the safety of ultra-high strength concrete columns with 100 MPa compressive strength for the requirement of ACI provisions. Eight 1/3 scaled columns were fabricated to simulate an 1/2 story of actual structural members with the cross section 300×300 mm and the aspect ratio 4. The main variables are 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. Consequently, to secure the ductile behavior of 100 MPa ultra-high strength concrete columns, ACI provisions for the requirement of transverse steel may considered axial load level and the details of transverse reinforcement.

Keywords : ultra-high strength concrete tied column, tie configuration, transverse reinforcement, axial load ratio

1. 서 론

철근콘크리트 구조물에서 지진에 대해 안전하고 경제적인 구조물을 설계하기 위해서는 대지진시 건물에 입력되는 에너지를 부재의 소성변형에 의해 건물전체에 균등하게 분산시킬 필요가 있다. 이를 위해서는 기둥보다 보에서 소성힌지가 발생하도록 하는 것이 안전하고 경제적이지만, 지진하중은 건물의 2개 주축방향으로 동시에 작용하기 때문에 강진시 기둥에서 소성힌지의 발생은 불가피하며, 기둥 단부에는 높은 전단력이 발생된다.

그러므로 강진시 기둥에서 소성힌지가 발생된 후, 기둥의 연성적인 거동을 확보하는 것은 구조물의 갑작스런 붕괴방지 및 인명구조를 위한 시간적 여유라는 측면에서 매우 중요하다.

모멘트 연성골조 구조물의 경우 기둥의 소성힌지 구역에서 횡보강근의 상세는 중요한 고려사항이다. 수 년 동안

강도와 연성을 향상 시키기 위한 횡보강근 상세에 대한 연구가 많은 연구자들에 의해 진행되어 왔고, 그 결과 횡보강근에 의한 심부 콘크리트의 적절한 구속과 주근의 횡방향 지지는 기둥의 연성을 가장 효과적으로 증진시키는 것으로 입증되었다.

Table 1과 같이 각국의 규준에서는 기둥의 변형능력을 확보하기 위하여 횡보강근으로 심부 콘크리트를 구속하도록 의무화하고 있으나, 이는 (초)고강도 콘크리트를 대상으로 한 규준이라기보다는 보통강도 콘크리트를 대상으로 한 결과에 기초한 것이라 할 수 있다.

또한, 기존의 많은 연구²⁻⁴⁾에서 축력의 크기가 기둥의 거동에 많은 영향을 미치는 것으로 보고되고 있으나, Table 1에서 알 수 있듯이 국내 콘크리트 구조설계기준 및 국내 기준의 근간이 되고 있는 ACI 기준에서는 콘크리트 압축강도 및 횡보강근의 항복강도를 고려한 횡보강근량 산정식을 규정하고 있지만, 축력의 크기를 고려한 식은 도입하지 않고 있어, 고축력이 작용하고 있는 100 MPa이상의 초고강도 콘크리트가 사용된 기둥의 횡보강근량 산정식의 적합성여부가 의문이 되고 있는 상황이다.

* Corresponding author

E-mail : kimjkl25@ihanyang.ac.kr

©2006 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)	$A_{sh} = \frac{(1.3 - \rho_l m) s h_c h''}{3.3} \frac{A_g f'_c}{A_c f_{yt} \phi f_{ck} A_g} N^* - 0.006 s h_c h''$, or $A_{tc} = \frac{\Sigma A_s f_g s}{96 f_{yt} d_b}$ $A_{sh} = 0.3 s h_c \left(\frac{A_g}{A_c} - 1 \right) \frac{f'_c}{f_{yh}} \left(0.5 + \frac{1.25 P_e}{\phi f_{ck} A_g} \right)$
CALTRANS	$A_{sh} = 0.12 s h_c \frac{f_{ck}}{f_{yh}} \left(0.5 + 1.25 \frac{P_e}{f_{ck} A_g} \right)$
ATC-32	$A_{sh} = 0.16 s h_c \frac{f'_c}{f_{yv}} \left(0.5 + 1.25 \frac{P_e}{f_{ck} A_g} \right) + 0.13 s h_c (\rho_l - 0.01)$

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_{yt} ; 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), ρ_l ; ratio of longitudinal reinforcement
 $s(s_i)$; spacing of transverse reinforcement(mm)
 ϕ ; strength reduction factor

따라서 본 연구에서는 기둥의 축력비 및 횡보강근의 형상을 주요 변수로 현행 규정¹⁾(ACI Code)의 횡보강근량 산정식이 고축력과 반복횡력을 받는 콘크리트 압축강도 100MPa의 초고강도 RC 띠철근 기둥의 설계에도 적용가능한지 여부를 실험적 연구를 통하여 평가하였다.

2. 실험 계획 및 방법

2.1 실험 계획

본 연구에서는 실제 구조물의 보를 이상화한 스티브를 가진 1/2개 층의 기둥 실험체를 계획하였다. 취성파괴를 방지하고 휨 파괴를 유도하기 위하여 형상비(L/d)를 4로 하였고, 횡보강근의 체적비와 축력비 및 횡보강근의 형상을 주요 변수로 하여 총 8개의 실험체를 제작하였다. 콘크리트 피복두께는 20mm로 기둥 전체 단면적에 대한 심부 단면적비(A_g/A_c)는 모두 1.33으로 하였다. 모든 실험체의 횡보강근은 135°의 구부림 각도를 가지고 6d_b의 여장 길이로 심부 콘크리트에 정착시켰다.

2.2 재료 실험

콘크리트 설계압축강도는 100MPa이며, 굵은골재의 최대치수는 피복두께 및 횡보강근의 간격 등을 고려하여 13mm 쇄석을 사용하였다. 실리카폼은 ELKEM GRADE 940

Table 2 Material properties of rebars(unit : MPa)

Type	Modulus of elasticity	Yield strength	Yield strain ($\times 10^{-6}$)	Tensile strength	Elongation ratio(%)
D10	2.09×105	447.3	2139	632.6	17.55
D13	2.91×105	497.9	1423	603.6	16.02
D16	2.97×105	504.3	1698	636.5	16.07
D19	3.11×105	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
28day	3.82×104	105.6	4.32	0.1763

를 15%, 고성능 감수제는 15%를 첨가하였다. 철근은 SD500을 사용하였다. 콘크리트 및 철근의 재료 시험 결과는 Tables 2, 3에 나타나 있다.

2.3 실험체 제작 및 실험변수

실험체는 500×600×700mm인 스티브를 가진 300×300×1200mm인 기둥으로 실제 구조물의 1/3 축소모델로 하였다. 실험구간은 스티브 접합면으로부터 기둥 깊이의 2.5배(750mm)로 하였으며, 실험구간의 부분에는 단부효과에 따른 국부파괴를 방지하고, 실험구간내에서 파괴를 유도하기 위해 횡보강근을 실험구간의 1.5배 이상으로 배근하였다. 그리고 실험체 양 끝단에는 실제구조물의 조건과 유사하게 500mm 철물을 부착하여 힌지 상태를 유지하였다.

주요 실험변수로는 횡보강근의 형상을 A, B, C, D, E Type으로 구분하였으며, 축력비는 단면 내력의 0.3, 0.5P₀로 하였고, 횡보강근의 체적비는 ACI 요구량의 0.7, 1.0, 1.3으로 정하였다. 실험체의 콘크리트 압축강도는 100MPa로 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 10,000kN 용량의 유압 만능시험기(U.T.M)를 사용하여 일정한 축력(0.3, 0.5P₀)을 가력한 상태에서 수평가력 철물을 고정시킨 후, 1000kN 용량의 actuator를 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 가력하였다. 각 변위에서는 2 cycle을 1 stage

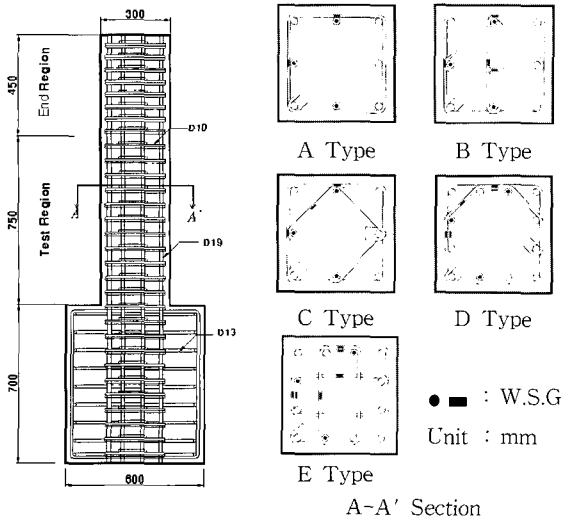


Fig. 1 Details of specimen and tie configurations

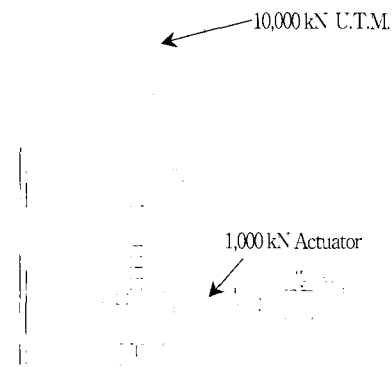


Fig. 2 Setup of specimen

로 하였고, 수평하중이 최대내력의 50% 이하로 떨어지는 시점에서 실험을 종료하였다. 실험시 수평변위와 전단변형

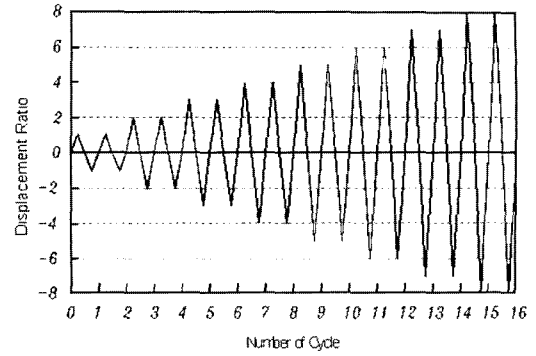


Fig. 3 Loading history

률 및 곡률을 측정하기 위하여 총 19개의 LVDT를 설치하였고, 철근의 변형률을 측정하기 위하여 주근에 11개, 스티브의 접합면으로부터 동일한 위치에 있는 횡보강근에 각각 2개씩의 철근게이지를 부착하였다(Fig. 1).

3. 실험 결과 및 분석

3.1 균열 및 파괴상황

대부분 실험체가 초기에는 유사한 이력거동을 보였다. 2cycle까지는 미소한 휨 균열이 발생되다가 3~4cycle의 변위시 휨 균열이 증대됨과 동시에 측면에서 휨 균열이 진전되어 경사균열로 발전되기 시작하였다. 그러나 이때까지는 대부분 기둥에서 강도와 강성의 저하는 나타나지 않았고 콘크리트 피복의 손상도 크지 않았다.

본 실험에서 실험체의 초기균열 발생 후 최종 파괴까지의 양상을 각 stage에 따라 정리하면, Fig. 4와 같은 순차적 단계를 유사하게 보여주었다. ① 초기균열은 정·후면의 스티브면에서 기둥단면(d)만큼 떨어진 거리에 수평 휨 균열로 발생 ② 초기에 발생된 휨 균열이 점차 측면으로 진전 ③ d/4~2d 구간에 추가적인 휨 균열과 측면에 수평균

Table 4 Properties & test results for each specimen

Specimens $f_{ck} = 100$ (MPa)	Longitudinal reinforcement		Transverse reinforcement				$\frac{P}{P_0}$	(+) Cycle		(-) Cycle		μ_{over}	ΣE_{Total} (kN-mm)	
	Diameter & ratio(%)	f_y (MPa)	Type	ρ_s (%)	Spacing (mm)	f_{yh} (MPa)		$\frac{\rho_{exp}}{\rho_{req}}$	V_y (kN)	V_{max} (kN)	V_y (kN)			V_{max} (kN)
A-07-3N	2.25 (8-D19)	488.4	A	2.79	70	470.3(D13)	0.7	0.3	529.40	621.30	-513.3	-608.5	3.79	33,734
B-07-3N			B	2.79	65	445.7 (D10)	0.7	0.3	579.70	654.87	-595.5	-726.4	4.22	45,500
C-10-3N			C	4.12	50		1.0	0.3	568.70	693.56	-649.5	-742.1	6.46	54,541
D-10-3N	2.65 (12-D16)	499.0	D	3.96	55	445.7 (D10)	1.0	0.3	578.50	655.40	-656.7	-744.0	6.75	83,496
D-10-5N				3.96	55		1.0	0.5	690.20	849.50	-657.1	-851.7	3.87	49,695
D-13-3N				4.84	45		1.3	0.3	506.70	620.25	-588.2	-658.2	8.33	132,824
E-10-3N	2.65 (12-D16)	499.0	E	4.02	70	445.7 (D10)	1.0	0.3	620.14	736.60	-659.2	-736.0	5.73	70,827
E-10-5N				4.02	70		1.0	0.5	650.12	798.80	-722.3	-842.1	3.98	37,886
E-13-3N				5.12	55		1.3	0.3	583.0	664.0	-632.7	-767.7	6.61	90,627

* $P_0 = 0.85f_{ck}(A_g - A_c) + f_y A_s$, $\Sigma E = \text{Cumulative Energy}$, $\mu = \frac{\delta_{NM}}{\delta_y} \Rightarrow \text{Ductility Ratio}$, $\rho_s = 0.6 \frac{f'_c (A_g/A_c - 1)}{f_{yh}} \Rightarrow \text{Volumetric Ratio}$

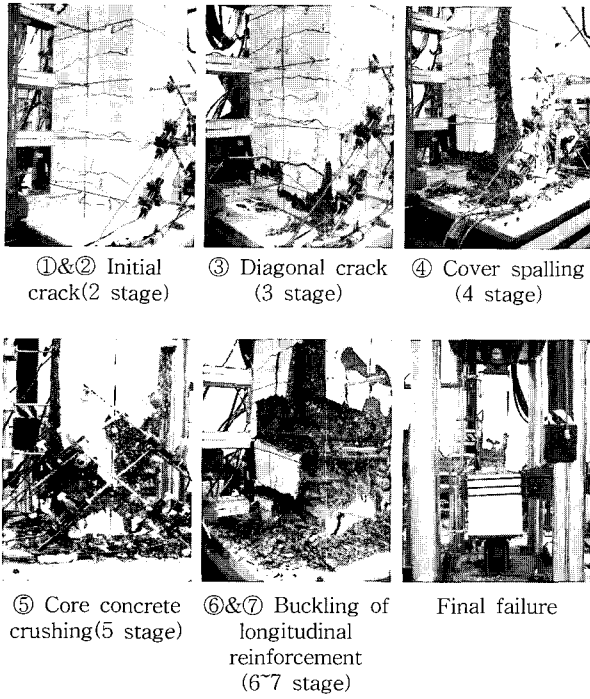


Fig. 4 Specimen at each loading stage

열이 경사균열로 다수 진전 ④ 실험구간(0~2.5d)에 피복콘크리트 탈락 및 접합면에서 콘크리트의 부서짐 ⑤ 하중이 점차 저하되면서 피복콘크리트 박리 ⑥ 횡보강근이 휘어지면서 심부 콘크리트의 파괴 ⑦ 주근이 좌굴되는 파괴양상을 나타내었다.

또한, 최대하중 직전 또는 최대하중에 도달한 시점에서 갑작스런 피복 콘크리트의 탈락과 다수의 균열이 발생하였고, 변위가 더 증가함에 따라 기둥부재의 이력거동은 축력비와 횡보강근의 체적비 및 형상에 따라 다소차이를 보였다. 특히, 축력비 3N Series와 5N Series의 실험체에서 실험구간의 손상도가 달리 나타났는데 3N Series의 경우, 파괴가 접합면에서 $d/2$ 정도에 집중되었고 휨 균열 및 피복 콘크리트의 박리는 실험구간의 2.5d까지 넓게 발생한 반면, 5N Series의 경우는 $3d/4$ 정도에 파괴가 집중되면서 파괴구간이 3N Series보다 넓게 확산하지 못하고, 파괴의 정도가 심하고 크게 나타났다. 이는 축력이 높을수록 접합면에서 stub의 구속이 증가하여 접합면으로부터 다소 떨어진 곳에서 소성힌지가 형성되어 파괴가 집중되고, 수평변위가 증가함에 따라 추가적인 응력이 발생하여 더 취성적

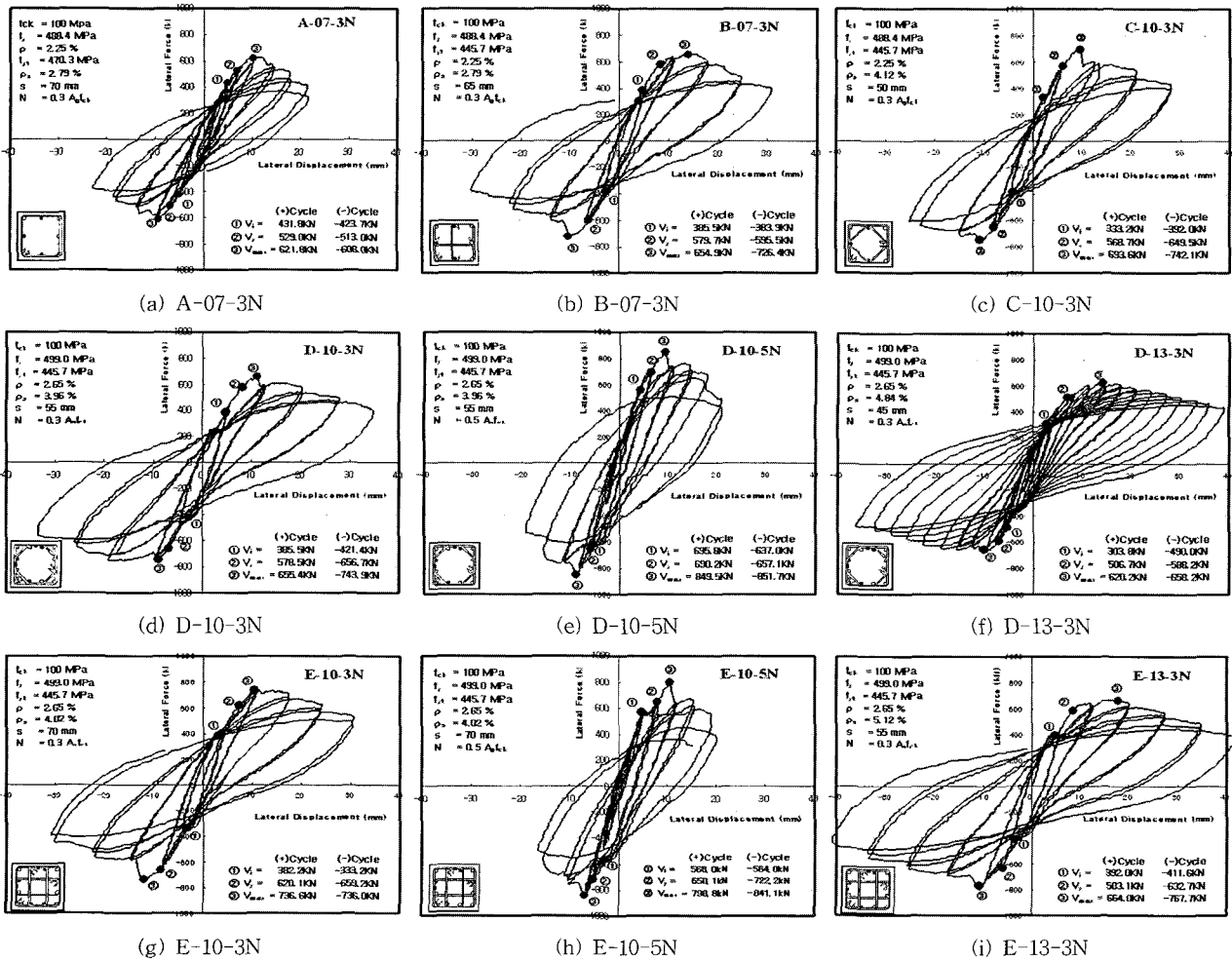


Fig. 5 Hysteretic curve of each specimens

인 파괴를 일으킨 것으로 판단된다.

또한, 횡보강근의 체적비가 증가할수록 그리고 횡보강근의 간격이 좁을수록 휨 균열이 다수 발생하였고 파괴구간도 접합면에서 더 가까이 발생하였다. 이는 수평하중이 증가됨에 따라 횡보강근의 체적비가 많은 실험체에서 횡보강근이 주근을 더 잘 구속함으로써 실험구간의 횡보강근 위치에서 발생되었던 것으로 판단된다.

3.2 하중-변위 이력곡선

각 실험체에 대한 결과 및 분석 값이 Table 4에 나타나 있고, Fig. 5는 실험체의 이력곡선을 나타내는 그래프이다. 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.

3.2.1 축력비의 영향

Fig. 5의 (d), (e), (g), (h)는 횡보강근 형상 D와 E형태의 하중-변위 곡선으로 동일한 조건에서 축력비가 단면 내력의 $0.3P_0$ 과 $0.5P_0$ 이다. D, E Type 모두 저축력($0.3P_0$)하의 (d)와 (g)에서는 실험종료까지 연성적인 거동을 보여 큰 횡변위에서도 내력을 지지하는 안정적인 거동을 보였다. 그러나 고축력($0.5P_0$)상태의 (e)와 (h)는 최대하중 부근에서 하중이 급격히 감소하고 변위가 증가함에 따라 내력이 최대하중의 50% 이하로 저하되는 것으로 나타났다. 이는 저축력하에서는 보에서처럼 인장철근 항복여부에 따른 철근비의 제한으로 인장파괴를 유도할 수 있으나, 고축력하의 기동에서는 강한 수평하중 작용시 축력으로 인한 P- Δ 효과가 커지므로 갑작스런 압축파괴가 발생할 수 있다는 것을 알 수 있다. 이러한 결과는 축력이 클수록 안정적인 거동을 위한 횡보강근의 설계가 달라져야 함을 의미한다고 할 수 있다.

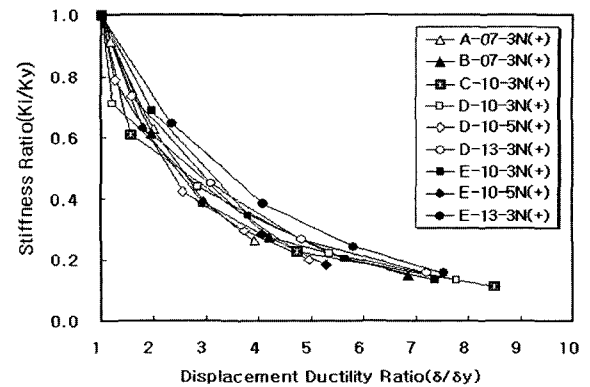
3.2.2 횡보강근 체적비의 영향

Fig. 5에서 보듯이 ACI 규준에 의해 요구되는 횡보강근 체적비(ρ_{ACI})가 1.0, 1.3으로 증가함에 따라 점차 안정적인 이력거동을 하는 것으로 나타났다. 동일한 조건에서 (f)와 (i)는 횡보강근 체적비(ρ_{ACI})가 1.3으로 (d)와 (g)의 횡보강근 체적비(ρ_{ACI}) 1.0보다 훨씬 더 많은 변형능력을 넘어서도 내력이 완만하게 감소하였고, 파괴시까지도 주근의 좌굴은 일어나지 않았다.

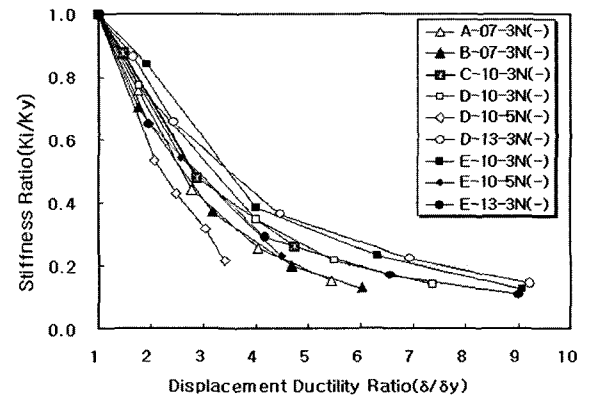
이는 수평하중 작용시 횡보강근의 체적비가 충분하면 휨을 받는 주근의 횡방향지지 및 심부 콘크리트를 더 잘 구속해 줌으로써 보다 더 좋은 거동을 나타냈었던 것으로 판단된다.

3.2.3 횡보강근 형상의 영향

기존 연구에 의하면 횡보강근의 체적비가 동일할지라도 횡보강근의 기하학적 형상, 직경, 간격 등의 상호 연관성 및 횡보강근의 항복강도에 따라 이력거동이 다르다고 보고되었다²⁻⁴⁾. 본 실험에서도 보조 횡보강근이 없는 A Type 보다 보조 횡보강근이 있는 B Type 실험체가 더 안정적인 거동을 보였으며, 보조 횡보강근의 형상에 따라 주근이 8-D19인 형태보다 12-D16인 형태의 실험체가 더 안정적인 것으로 나타났다. 또한, 동일한 조건에서 축력비에 따라 보조 횡보강근이 원형에 가까운 D Type 실험체 특히, 1.3 ρ_{ACI} 로 배근된 D-13-3N은 변위연성비 7이상까지도 내력의 큰 저하 없이 안정적인 이력거동을 보여주었는데 이는, 주근이 고루 배치되어 응력의 집중을 방지하고 횡보강근의 형태가 원형에 가까워 역학적으로 심부 콘크리트를 구속하는 구속압력이 향상되었던 것으로 판단된다. 따라서 본 실험의 초고강도 콘크리트 기동에서 적절한 횡보강근의 형상으로 심부 콘크리트를 잘 구속한다면 ACI규준에서 요구하는 횡보강근의 체적비에서도 충분한 연성능력을 가질 수 있을 것으로 판단되며, 또한 횡보강근의 형상이 어떠한 방법으로든 반영되어야 할 것으로 판단된다.



(a) Positive cycles



(b) Negative cycles

Fig. 6 Stiffness degradation

3.3 강성저하(stiffness degradation)

Fig. 6은 정가력시와 부가력시의 강성저하율을 나타낸 것이다. 모든 실험체의 항복강성에 대한 강성저하율은 대체적으로 유사하고 변위가 증가함에 따라 점차 감소하는 것으로 나타났다. 보조 횡보강근이 없는 A Type보다는 보조 횡보강근이 있고, 심부 콘크리트를 더 잘 구속하는 보조 횡보강근 형상일수록 강성저하율은 완만하고 더 많은 횡변위 연성까지 강성을 유지하였다. 또한, 횡보강근의 체적비가 낮을수록, 축력비가 높을수록 강성저하는 큰 것으로 나타났다.

그리고 동일한 크기의 강성을 가졌다 하더라도 저축력을 받는 경우가 고축력의 경우보다 더 큰 횡변위 연성까지 강성을 유지하는 것으로 나타났다. 특히 부가력(b)에 비해 정가력(a)의 저하율이 전반적으로 완만하고 변화의 폭이 전반적으로 더 적은 것으로 나타났는데 이는, 정가력에서 최대하중 이후 강도의 저하가 급격하게 일어났으며, 저축력을 받을 때보다 약 1/2정도의 횡변위 연성에서 강도의 저하가 일어나는 것으로 나타나 고축력을 받을 경우에 대한 횡보강근의 상세가 더욱 중요할 것으로 판단되며, 이것은 보조 횡보강근의 체적비와 배근형상을 고려함으로써 어느 정도까지는 강도저하를 방지할 수 있을 것으로 판단된다.

3.4 강도저하(strength degradation)

Fig. 7은 강도저하율을 나타낸 것으로 동일한 콘크리트 압축강도에서 횡보강근 체적비가 증가할수록 강도의 저하가 서서히 이루어졌으며, 특히 동일한 체적비에서 보조 횡보강근이 복잡한 경우가 더 큰 횡변위 연성까지 강도를 유지하는 것으로 나타났다. 그리고 고축력을 받을 경우에는 최대하중 이후 강도의 저하가 급격하게 일어났으며, 저축력을 받을 때보다 약 1/2정도의 횡변위 연성에서 강도의 저하가 일어나는 것으로 나타나 고축력을 받을 경우에 대한 횡보강근의 상세가 더욱 중요할 것으로 판단되며, 이것은 보조 횡보강근의 체적비와 배근형상을 고려함으로써 어느 정도까지는 강도저하를 방지할 수 있을 것으로 판단된다.

3.5 연성 및 누적소산에너지평가

Figs. 8, 9는 실험체의 변위연성비 및 누적소산에너지량을 나타낸 것으로 비슷한 양상을 나타내었다. 보조 횡보강근의 형상이 복잡해지고 체적비가 증가할수록 변위 연성비 및 누적소산에너지는 크게 증가하나, ACI 규준의 횡보강근 체적비일지라도 축력비가 큰 5N Series는 많이 떨어지는 것으로 나타났다. 동일한 조건에서 ACI 규준의 횡보강근량 1.0ρ 을 기준으로 하여 횡보강근 체적비를 30% 증가하면 D Type에서는 23.4% 증가하고 E Type에서는 15% 증가한 것으로 나타났다. 또한, 횡보강근의 형상 D Type은 ACI 규준의 횡보강근량 1.0ρ 에서 C Type보다 4%, E Type보다 18% 증가하였고, 1.3ρ 에서는 E Type보다 26

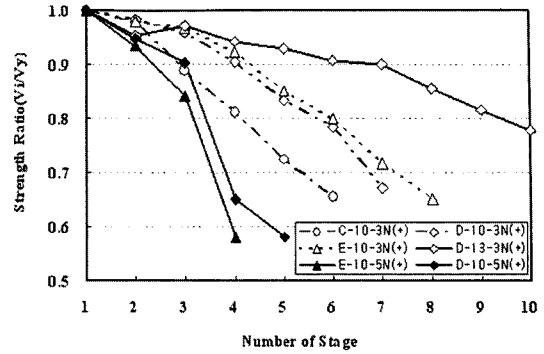


Fig. 7 Strength degradation

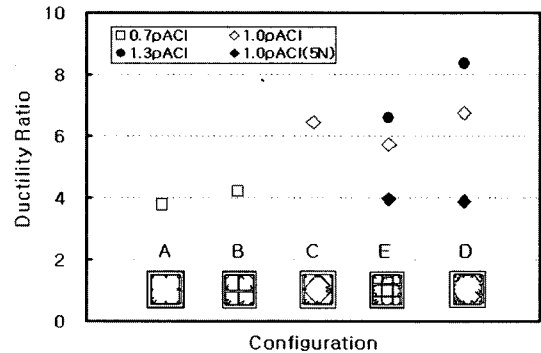


Fig. 8 Ductility ratio of specimens

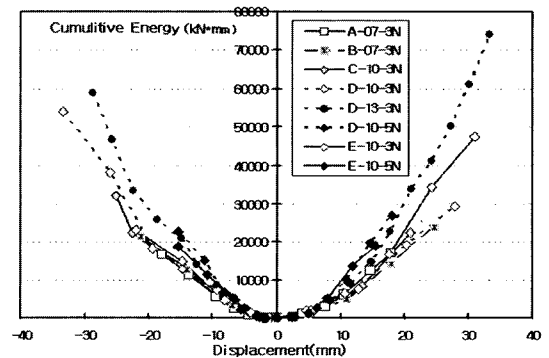
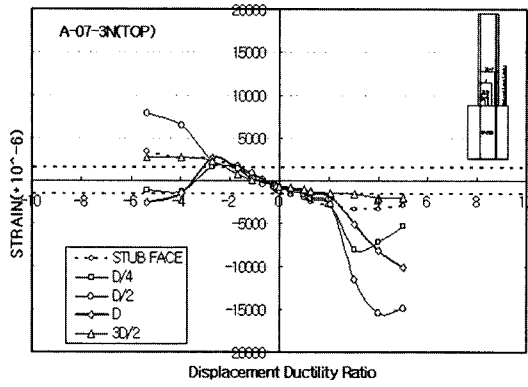


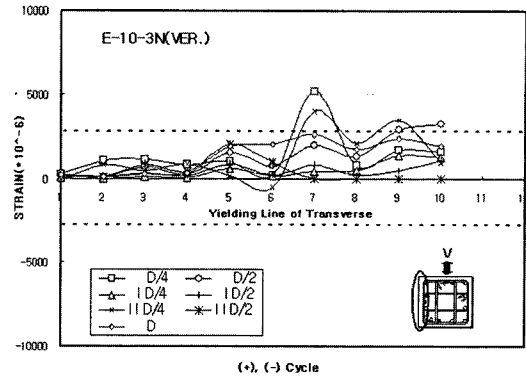
Fig. 9 Energy dissipation capacity

% 증가하였다. 따라서 D Type의 횡보강근 형상이 변형능력 및 연성비가 가장 높고, 또한 횡보강근의 체적비 증가에 따른 연성비의 증진효과도 가장 뛰어남을 알 수 있다. 이는 콘크리트 피복이 박리 후 최대하중을 지나서도 원형에 가까운 횡보강근이 심부 콘크리트를 적절히 구속해 주고 주근의 좌굴을 지지해 주었기 때문으로 판단된다. 따라서 초고강도 콘크리트에서 최대내력을 지나 충분한 변위연성을 가지기 위해서는 적절한 횡보강근의 형상으로 충분한 횡보강근의 체적비가 매우 유용한 것으로 판단된다.

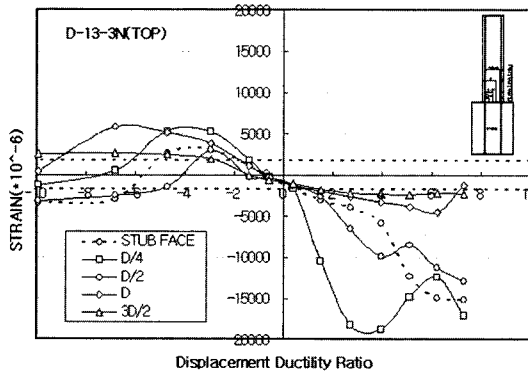
ACI 규준의 횡보강근량 1.0ρ 에서 축력비가 0.3P₀에서 0.5P₀로 증가할 경우 D Type은 43% 감소, E Type은 30% 감소한 것으로 나타났고, 축력비가 0.5P₀일 때는 횡보강근의 형상에 따른 영향은 거의 없는 것으로 나타났다.



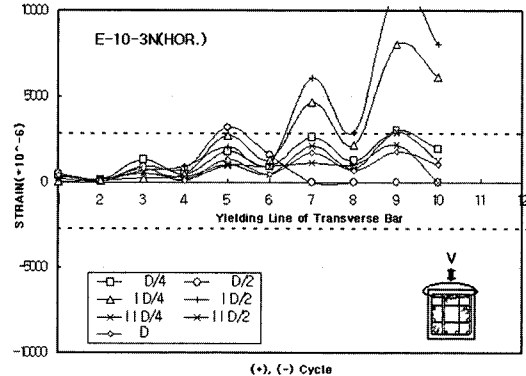
(a) Longitudinal bar(Stub~3d/2)



(c) Transverse reinforcement(VER. DIR)



(b) Longitudinal bar(Stub~3d/2)



(d) Transverse reinforcement(HOR. DIR)

Fig. 10 Strain of reinforcement

이는 축력과 반복횡력을 받는 기둥에서는 축력비의 효과가 매우 중요함을 알 수 있고, 또한 초고강도 콘크리트에서 고축력을 받을 경우 충분한 변위능력을 위해서는 ACI 규준보다 더 많은 횡보강근 체적비가 필요한 것으로 판단된다.

3.6 철근의 변형률

3.6.1 주근

Fig. 10(a), (b)는 실험구간에서 기둥 주근의 축방향 철근 변형도를 연성비에 따라 나타내고 있다. 주근의 항복은 미리 가해진 일정축력으로 인하여 수평하중 가력시 압축측에서 조기에 발생하였으며, 주근의 항복 시점은 실험체마다 약간의 차이는 있으나 접합면으로부터 $d/4 \sim d/2$ 위치에서 가장 먼저 항복한 것으로 나타났다. 또한, 동일한 조건에서 주근의 변형률 증가량은 횡보강근의 체적비가 높을수록, 횡보강근의 형상이 복잡한 D-13-3N 실험체가 높게 나타났고, 변위연성비가 더 적은 시점에서 변형률이 크게 변화하였는데 이는 보조 횡보강근의 체적비와 형상이 복잡할수록 심부 콘크리트 및 주근을 더 잘 구속하여 피복 콘크리트의 박리가 더 빠르게 발생되었기 때문으로 판단된다.

3.6.2 횡보강근

Fig. 10(c), (d)는 스티브의 접합면으로부터 횡보강근의 위치에 따라 횡력의 가력방향에 수평과 수직면으로 각 사이클의 최대 변위에서 횡보강근의 변형률을 나타내고 있다. 전반적으로 횡보강근의 항복은 횡보강근의 형상 및 체적비에 따라 항복의 시점 및 변형률이 변하는 것으로 나타났으며, 가력 방향에 상관없이 outer tie와 inner tie 모두 인장 변형률로 나타났으며 주근의 변형률에서와 마찬가지로 접합면으로부터 $d/4 \sim d/2$ 위치에서 가장 먼저 항복하고 변형률의 증가량이 크게 나타났다.

그리고 Fig. 10(c)의 가력방향(Ver. Dir)으로 배근된 보조 횡보강근보다는 주근의 인장력과 압축력을 지지하는 Fig. 10(d)가력방향에 수직(Hor. Dir)으로 놓인 보조 횡보강근의 변형률이 크게 발생하였고, 갑자기 튀어 오르는 경향이 많은 것으로 나타났다.

이는 대부분의 실험체에서 유사하게 나타났는데, 가력 방향에 수직으로 놓인 보조 횡보강근이 가력시에 주근의 인장과 압축 측에 위치하여 보다 더 직접적으로 주근을 구속하였기 때문으로 판단된다. 또한, 축력비가 높을수록 변형률이 보다 더 빨리 증가하고 갑자기 큰 폭으로 증가하는

경향이 있었고, 보조 횡보강근은 변위연성비 2까지는 변형률이 거의 변화가 없다가 이후 서서히 증가하여 변위연성비 3정도에서는 큰 폭으로 증가하는데 이는 outer tie보다 inner tie에서 더 크게 증가하였다.

4. 결 론

여러 형태의 보조 횡보강근으로 구속된 축력과 횡력을 받는 100MPa의 초고강도 콘크리트 기둥의 거동을 파악하기 위해 실시한 본 실험에서는 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 실험체의 파괴양상은 축력비가 증가함에 따라 스티브 접합면에서 좀 더 떨어진 3d/4정도에서 파괴구간이 넓게 확산되지 못하고 파괴가 집중되었다. 또한 횡보강근의 체적비가 증가할수록 휨 균열이 다수 발생하였고, 파괴구간도 접합면에 더 가까이 발생하였다.
- 2) 하중-변위 곡선 및 강성저하, 강도저하, 연성, 누적소산 에너지 등을 종합할 때 초고강도 콘크리트 기둥의 거동은 횡보강근의 형상 및 체적비보다는 축력비에 가장 큰 영향을 받는 것으로 나타났다.
- 3) 축력과 횡력을 받는 기둥의 경우 축하중의 증가는 기둥의 변형능력을 30%, 누적소산 에너지량을 40% 감소시키고 강도와 강성의 감소를 가속화시켰다. 또한, 연성비를 비교하면 D Type에서는 43%, E Type은 30% 감소한 것으로 나타났다.
- 4) 횡보강근의 형상이 원형에 가까운 D Type이 심부 콘크리트를 구속하는 효과가 가장 좋은 것으로 나타났으며 동일한 조건에서 변형능력 및 연성비가 가장 높고,

또한 횡보강근의 체적비 증가에 따른 연성비의 증진효과도 가장 뛰어남을 알 수 있었다.

- 5) 고축력 및 횡보강근 형상 등을 고려하지 않고 있는 현재의 횡보강근량 산정 기준식은 100MPa의 초고강도 콘크리트 기둥 설계에 적용하기 위해서는 횡보강근의 상세(형상, 체적비) 및 축력효과 등이 적절히 반영되어야 할 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 과학기술부 우수연구센터육성사업의 지원으로 수행되었고(R11-2005-056-01003-0), 이에 감사드립니다.

참고문헌

1. ACI, *Building Code Requirements for Reinforced Concrete*(ACI 318-05), ACI Committee 318, American Concrete Institute, 2005.
2. Shamin A. Sheikh and Shafits. S. Khouy, "A Performance-Based Approach for the Design of Confining Steel in Tied Columns", *ACI Structural Journal*, Jul.-Aug., 1997, pp.421~431.
3. 신성우, 이광수, 안종문, 한범석, "축력과 반복횡력을 받는 고강도 R/C 기둥의 거동", *대한건축학회논문집*, 15권, 2호, 1999. 2, pp.47~54.
4. Salim Razvi and Murat Saatcioglu, "Confinement Model for High-Strength Concrete", *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.125, No.3, March, 1999, pp. 281~289.

요 약

본 연구에서는 기둥의 축력비 및 횡보강근의 형상을 주요 변수로 현행 기준(ACI Code)의 횡보강근량 산정식이 고축력과 반복횡력을 받는 압축강도 100MPa의 초고강도 RC 기둥의 설계에도 적용가능한지 여부를 실험적 연구를 통하여 평가하였다. 실제 구조물의 보를 이상화한 스티브를 가진 1/2개 층의 기둥을 휨 파괴를 유도하기 위하여 형상비(L/d)를 4로 하여 실제 구조물의 1/3 Scale로 하였고, 실험구간은 접합면으로부터 기둥 길이의 2.5배(750mm)로 하였으며, 총 8개의 실험체를 제작하였다. 실험 결과 실험체의 파괴양상은 축력비가 증가함에 따라 스티브 접합면에서 좀 더 떨어진 위치에서 파괴구간이 넓게 확산되지 못하고 파괴가 집중되었으며, 횡보강근의 체적비가 증가할수록 휨 균열이 다수 발생하였고 파괴구간도 접합면에 더 가까이 발생하였다. 또한, 축하중의 증가는 기둥의 변형능력을 30%, 누적소산 에너지량을 40% 감소시키고 강도와 강성의 감소를 가속화시켰으며, 연성비를 비교하면 D Type에서는 43%, E Type은 30% 감소한 것으로 나타났다. 그리고 횡보강근의 형상이 원형에 가까운 D Type이 심부 콘크리트 구속효과가 가장 좋은 것으로 나타났는데, 동일한 조건일 때 변형능력 및 연성비가 가장 높고 횡보강근의 체적비 증가에 따른 연성비의 증진효과도 가장 뛰어남을 알 수 있었다. 따라서, 고축력 및 횡보강근 형상 등을 고려하지 않고 있는 현재의 횡보강근량 산정 기준식은 100MPa의 초고강도 콘크리트 기둥 설계에 적용하기 위해서는 횡보강근의 상세(형상, 체적비) 및 축력효과등이 적절히 반영되어야 할 것으로 판단된다.

핵심용어 : 초고강도 콘크리트 기둥(100 MPa), 횡보강근 체적비, 보조 횡보강근의 형상, 축력비