

확대단면에서의 띠철근 배근 방법에 따른 보강 기둥의 중심 축하중 거동 평가

황용하¹, 양근혁^{2*}, 심재일³, 최용수³

Evaluation of Axial Behavior of Columns Strengthened with Different Transverse Reinforcements in Jacket Section

Yong-Ha Hwang¹, Keun-Hyeok Yang^{2*}, Jae-Il Sim³, Yong-Soo Choi³

Abstract: The present study evaluated the effective arrangement approach of transverse reinforcement in the jacket section for seismic strengthening of reinforced concrete columns. To simulate the full-scale columns, the section dimensions were determined as 450×450 mm for non-seismic existing columns and 750×750 mm for section enlargement strengthening columns. Over-lapped channel-shape bars and prefabricated bar units were proposed for closed-hoops in the jacket section, and conventional cross-ties anchored into existing columns and V-ties were considered for the supplementary ties. Test results showed that the axial capacity of the existing column and section enlargement columns with over-lapped channel-shape hoops was similar to the nominal strength calculated using ACI 318-14 procedure whereas the section enlargement column with prefabricated bar units possessed 1.25 times higher axial capacity than the nominal prediction. Furthermore, the axial ductility ratio of the section enlargement column with prefabricated bar unit was 139% higher than that of the existing column despite the potential size effect on ductility of concrete. Thus, it can be concluded that the developed prefabricated bar unit technique is practically useful for preventing the premature buckling of longitudinal reinforcement and confining core concrete in the section enlargement strengthening columns.

Keywords: column, section enlarge strengthening, transverse reinforcement, full-scale section

1. 서 론

최근 수직 증축 리모델링에 대한 규제 완화 및 국내 지진 발생 빈도가 증가함에 따라 보와 슬래브의 수평부재 하중을 지지하는 철근콘크리트(reinforcement concrete, RC) 기둥의 보강에 대한 관심이 높아지고 있다. RC 기둥의 자켓팅 보강(jacketing strengthening)은 철판 및 탄소섬유시트를 이용한 부착형 공법과 기존기둥에 동일 재료인 콘크리트를 타설하여 일체화 시키는 단면확대 공법으로 구분될 수 있다(Georgia and Iman, 2018). 에폭시 등의 접착제를 이용하는 부착형 공법은 기둥의 연성향상을 위한 방법으로 단면확대 공법에 비해 시공이 비교적 빠르다. 하지만 부착형 공법에서 사용되는 에폭시 접착제는 보강재 및 콘크리트와 상이한 열팽창 특성을

갖기 때문에 보강기둥의 대변형 및 장기적인 측면에서 보강재가 탈락할 가능성이 높다(Kim et al., 2008). 더불어 철판 및 탄소섬유시트의 보강재는 기둥 상·하부 보 또는 기초에 정착이 어려워 하중 전달에 불리하며 이에 따라 기둥 또는 구조물 전체의 강성과 내력 향상에는 그 효율성이 매우 낮다(Yoo et al., 2008).

반면 기존 부재의 단면을 증가시키는 단면확대 공법은 기둥 또는 전체 구조물의 강성과 내력향상에 유리하다. 특히 확대 단면에서의 주철근이 기둥 상·하부 보 또는 기초에 정착이 됨으로서 횡하중 전달에도 비교적 유리하다. 하지만 기둥의 단면확대 보강 시 기존 기둥의 간섭으로 인해 폐쇄형 외부 띠철근 및 크로스 타이 등의 보조 띠철근 배근이 매우 어렵다. 기둥의 연성을 향상시키기 위해서는 콘크리트 구축 및 주철근 좌굴방지를 위한 폐쇄형 띠철근 배근과 보조 띠철근 배근이 요구된다(Jin et al. 2017; Ozcebe and Saatcioglu, 1987). 하지만 기존의 단면확대 보강기둥의 연구(Adilson et al., 2007; Georgia and Iman, 2018; Mini and Jebin, 2018)는 주로 부재의 연성향상 보다는 내력과 강성 향상 측면에 중점을 두었다. 이에 따라 단면확대 보강 기둥의 연성향상을 위한 띠철근 배근 기술과 관련된 연구는 매우 부족한 상황이다.

¹정회원, 경기대학교 일반대학원 건축공학과 박사과정

²정회원, 경기대학교 건축공학과 정교수

³정회원, 포엠(주)

*Corresponding author: yangkh@kgu.ac.kr

Department of Architectural Engineering, Kyonggi University, Kyonggi, 16227, Korea.

• 본 논문에 대한 토의를 2018년 12월 1일까지 학회로 보내주시면 2019년 1월 호에 토론결과를 게재하겠습니다.

단면확대 보강 기둥의 압축실험(Adilson et al., 2007; Mini and Jebin, 2018)은 가력장치의 용량 한계 등으로 인해 보강 후 단면의 치수가 약 200 ~ 250 mm 이하인 실험체를 이용하여 수행되었다. 더불어 탄소섬유 시트 보강 기둥의 압축거동 평가(Yoo et al., 2008)도 실제 단면크기 기둥에서 수행한 연구는 매우 미흡하다. Penelis and Kappose(1997)는 단면확대 보강기둥의 경우 자켓팅 단면에서의 주철근 및 띠철근 배근을 고려하면 그 두께는 최소 100 mm 이상이 되어야 함을 제시하였다. 이는 실제 스케일의 기둥 단면을 고려하면 단면확대 후 기둥의 단면크기는 최소 600 ~ 650 mm 이상이 될 수 있음을 의미한다. Ali and Mario(2012)는 콘크리트의 응력-변형률 관계에서 최대 응력 이후 기울기는 시험체 크기가 증가함에 따라 감소함을 보였다. 이는 기둥의 단면크기가 증가할수록 그 연성은 감소할 수 있음을 의미한다. 따라서 단면확대 보강기둥의 압축거동 평가는 가능하면 실제 크기의 규모에서 평가하고 그 보강방법의 효율성을 확인할 필요가 있다.

이 연구의 목적은 단면확대 보강기둥의 연성향상을 위한 효율적인 띠철근 배근방법의 평가이다. 실제 기둥단면 크기를 고려하기 위하여 기존 비내진 상세를 가는 기둥의 단면크기는 450 × 450 mm로 설정하였으며, 단면확대 후 단면의 크기는 750 × 750 mm이다. 단면확대 보강기둥의 압축거동은 탄

소섬유 보강기둥의 경우와도 비교하였다. 기둥의 압축내력은 ACI 318-14(2014)에 의해 산정된 공칭 내력과 비교하였으며, 연성은 Saatcioglu and Razvi(1992)의 압축연성비를 이용하여 평가하였다.

2. 중심축하중 실험

2.1 실험 계획

단면확대 보강 기둥의 주요 변수는 단면확대에서 띠철근 배근방법이다(Table 1). 비내진 상세를 가는 기존 기둥 E(Fig. 1 (a))는 단면크기가 450 × 450 mm이며, 외부 띠철근 간격은 300 mm이고 내부 보조 띠철근은 배근하지 않았다. 확대 단면에서 보조 띠철근 배근을 위한 방법으로 크로스타이를 기존 기둥에 앵커링을 하여 정착시킨 기둥 A(Fig. 1 (b))는 ㄷ형태의 외부 띠철근을 이용하여 폐쇄형 외부 띠철근을 형성하였는데, 이때 ㄷ형 외부 띠철근의 겹침길이는 내부 띠철근의 구속효과를 고려하여 $75(0.25l_d)$ mm로 설정하였다. 여기서 l_d 는 ACI 318-14에서 요구하는 인장력을 받는 이형철근의 최소 정착길이이다. 보강 단면의 두께는 Penelis and Kappose(1997)의 단면보강 조건 및 피복두께와 보강철근의 배근을 고려하

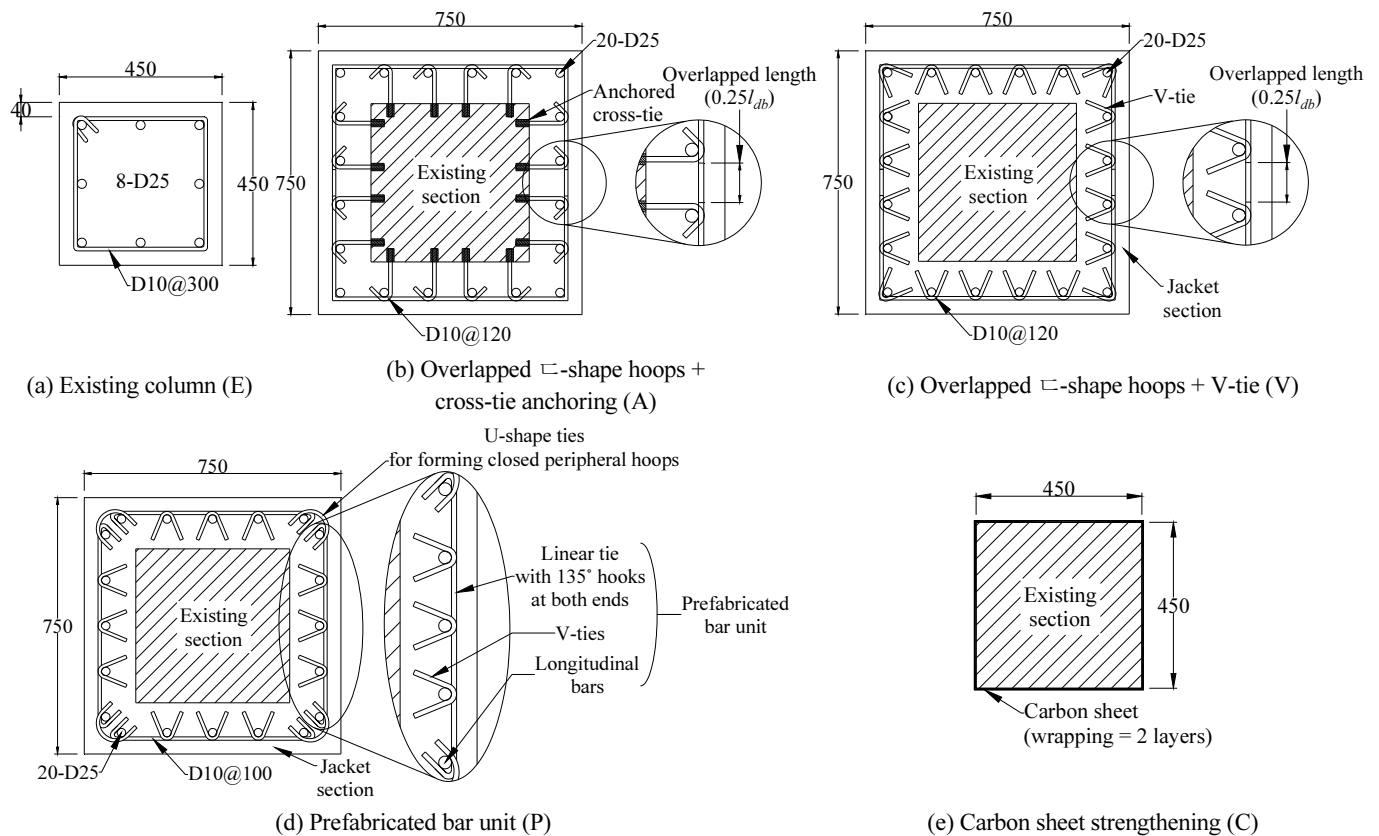


Fig. 1 Section details and arrangement of reinforcement of column specimens

Table 1 Details of wall specimens

Specimen	Strengthening Type	Jacket section			
		w (EA)	s_v (mm)	ρ_{shj} (%)	$A_{shj}/$ $(A_{shj})_{ACI}$
E	None	-	-	-	-
A	□-shaped hoops + Cross-tie anchoring	-	120	0.59	1.0
V	□-shaped hoops + V-ties	-	120	0.52	1.0
P	Prefabricated unit + V-ties	-	100	0.58	1.0
C	Carbon sheet	2	-	-	-

Note] w = the layer number of wrapped carbon sheet, s_v , ρ_{shj} and A_{shj} are spacing, volumetric ratio, and total area, respectively, of transverse reinforcement in the jacket section, and $(A_{shj})_{ACI}$ = minimum amount of transverse reinforcement specified in ACI 318-14.

여 150 mm로 설정하였다. 크로스타이는 기존 기둥의 천공을 통해 배근하였으며, 천공된 구멍에는 에폭시를 주입하여 크로스타이를 정착시켰다. 기둥 V(Fig. 1 (c))는 기둥 A와 동일 조건에서 기존 기둥에 손상을 주지 않기 위한 대체 기술의 평가를 위한 기둥이다. 즉, 기둥 V는 모든 조건이 기둥 A와 동일한 반면 내부 띠철근으로서 크로스타이 앵커링 대신 V-타이를 배근하였다. 내부 보조 띠철근으로서 V-타이는 Yang and Kim(2016)이 제시한 바와 같이 한단 90° 타단 135°의 크로스타이를 대체하기 위한 기술로서 주철근 좌굴방지 및 콘크리트 구속효과가 일반 크로스타이에 비해 동등 이상이다. V-타이 보조띠철근은 주철근에 원터치 클립을 이용하여 주철근에 고정시켜 배근하였다. 기둥 P(Fig. 1 (d))는 확대 단면에서 주철근과 띠철근 배근을 쉽게하기 위하여 공장 제작된 철근 유닛을 현장에서 조립하는 공법이다. 선조립된 철근 유닛은 주철근, 양단 135° 갈고리를 갖는 직선형 타이 및 주철근에 배근되는 V-타이 보조띠철근으로 구성된다. 기둥 P는 선조립된 철근 유닛을 각 기둥 면에서 기초 또는 하부 보에서 정착된 주철근과 커플러로 연결되며, U형 타이를 이용하여 폐쇄형 외부띠철근을 형성시킨다. 기둥 P의 주철근 양 및 확대 단면의 크기는 기둥 A와 동일하다. 기둥 C(Fig. 1 (e))는 단면확대 보강기둥의 압축거동을 일반적으로 이용하고 있는 탄소섬유 보강기둥공법의 경우와 비교하기 위한 시험체이다. 탄소섬유 보강기둥은 기존 기둥과 같은 사이즈의 시험체에서 탄소섬유 시트를 2회 감아 에폭시를 사용하여 부착시켜 보강하였다.

모든 기둥의 형상비는 2.5이다. 이에 따라 단면크기가 450 mm인 기존(E) 기둥 및 탄소섬유 보강(C) 기둥의 실험구간 길이는 1,125 mm이고, 단면확대 보강(A, V 및 P) 기둥의 실험구간 길이는 1,875 mm이다. 기존(E) 기둥 및 탄소섬유 보강(C) 기둥의 주철근비는 2.0%이다. 단면확대 보강 기둥에서 보강

단면만의 주철근비는 2.8%로, 전체 면적에 대한 주철근비는 2.52%이다. 단면확대 보강시 주철근은 스티브에 정착된 주철근과 커플러로 연결시켰다. 확대 단면에서 횡보강근은 ACI 318-14(2014)에서 제시하는 내진상세를 적용하여 산정된 횡보강근량의 1.0배로 설정하였다. 내진상세를 적용한 A, V 및 P 기둥의 횡보강근 배근간격은 각각 120 mm, 120 mm 및 100 mm로, 횡보강근 체적비(ρ_{sh})는 각각 0.59%, 0.52% 및 0.58% 이었다. 횡보강근 체적 산출시 내부 크로스타이의 유효 길이는 기존 기둥 면에서 외부 띠철근까지의 거리인 105 mm로 산정하였으며, V-타이 보조띠철근의 유효길이는 콘크리트의 문힘길이인 75 mm로 산정하였다(Yang and Kim, 2016). 기둥 보강시 기존 기둥면은 살수 및 에어 콤프레셔를 이용하여 먼지와 같은 이물질들을 제거하였으며, 추가적인 먼처리 는 하지 않았다.

2.2 재료 특성

기존 및 보강 단면에서 콘크리트 목표 압축강도는 각각 21 MPa 및 24 MPa로서 그 배합상세를 Table 2에 나타내었다. 기존 단면 콘크리트 배합은 고로슬래그 시멘트(Blast-furnace slag cement, BFSC)에 플라이애쉬(Fly-ash, FA)를 17% 치환하였으며, 25 mm의 굵은골재를 사용하였다. 보강 단면 콘크리트의 배합은 슬럼프 플로우 600 mm의 고유동성과 고접착성의 확보를 위해 Lee et al.(2018)의 EVA계 분말형 폴리머(Polymer, P)와 초속경 시멘트(Ultra rapid hardening cement, UHRC) 기반의 배합설계를 참고하였다. 단면보강 콘크리트 배합에서 사용된 폴리머와 초속경시멘트는 각각 결합재의 10% 및 5%를 치환하였다. 소포제와 분산제는 폴리머 사용시 콘크리트의 점성 증가로 인한 유동성 저하를 방지하기 위해 폴리머 질량의 0.5%를 첨가하였다. 또한 유동성 확보 및 콘크리트 다짐의 용이를 위해 굵은 골재의 최대 치수는 13 mm를 이용하였다.

중심축하중 실험 가력 직전에 측정된 기존 단면과 보강 단면의 콘크리트 응력-변형률 관계는 Fig. 2 (a)에 나타내었다.

Table 2 Concrete mixture proportions

Specimens	W/B (%)	S/a (%)	Unit weight (kg/m ³)							R_{sp} (%)	
			W	OPC	BFSC	FA	URHC	P	S		G
Existing section	55	49	105	-	260	53	-	-	859	908	0.8
Jacket section	35	47	165	400	-	-	24	47	800	908	3

Note] W/B = water-to-binder ratio by weight, S/a = sand-to-aggregate ratio by volume, W = water, OPC = ordinary portland cement, BFSC = blast-furnace slag cement, FA = fly ash, URHC = ultra rapid hardening cement, P = polymer powder, S = sand, G = coarse aggregates, and R_{sp} = high-range water-reducing agent-to-cement ratio by weight.

기존 단면과 보강 단면의 콘크리트 압축강도는 각각 약 20.5 MPa 및 26 MPa로서 목표값에 가까운 결과를 보였다. 기존 단면과 보강단면에 사용된 주철근(D25) 및 횡보강근(D10)의 응력-변형을 관계는 Fig. 2 (b)에 나타내었다. 모든 철근은 명확한 항복점 및 변형도 경화 특성을 보였다. 주철근으로 사용된 D25와 횡보강근으로 사용된 D10의 항복강도는 각각 423 MPa 및 414 MPa이었으며, 인장강도는 566 MPa 및 510 MPa이었다. D25와 D10 철근들의 항복변형률은 각각 0.0020 및 0.0018으로서 탄성계수는 각각 213,123 MPa 및 231,547 MPa로 계산되었다.

2.3 가력 및 측정 상세

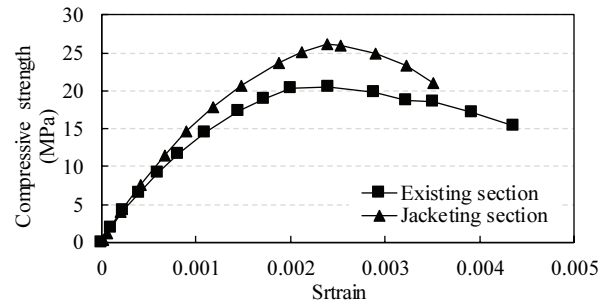
대형단면 기둥의 압축실험을 수행하기 위하여 40,000 kN 용량의 오일잭이 설치된 실험장치를 특별 제작하였다(Fig. 3). 기둥의 상부 스텐드에는 구좌를 설치하여 편심하중을 제어하였다. 기둥의 축방향 변위는 50 mm 용량의 변위계를 이용하였다. 기둥 4면에서의 기둥 축방향 변위의 측정구간은 상하부 스텐드 안쪽면 실험구간이다. 기존 단면과 보강단면의 주철근은 전기저항 게이지를 이용하여 측정하였다.

3. 결과 및 분석

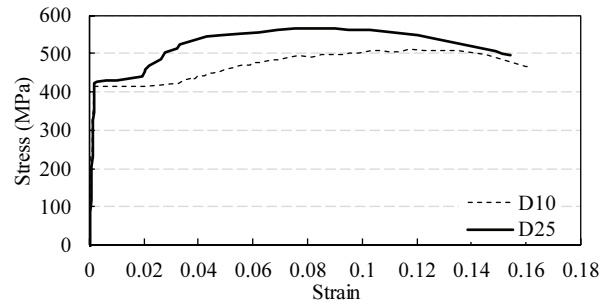
3.1 균열 및 파괴모드

기존 무보강(E) 기둥의 초기 균열은 최대내력의 약 74% 수준에서 기둥면에서 발생하였으며, 이후 기둥의 축방향으로 진전하였다(Fig. 4 (a)). 초기 균열 발생 이후 피복 콘크리트 박리는 최대 내력까지 천천히 진행되었다. 최대내력 이후 기둥 E는 주철근의 좌굴과 외부 띠철근 팽창이 심각하게 발생하였다. 기둥 E의 최종 파괴모드에서 외부 띠철근의 파단은 나타나지 않았다.

ㄷ형 외부띠철근으로 배근된 기둥 A와 V의 초기 균열은 최대내력의 78%~82% 수준에서 발생하였는데, 균열의 발생위치 및 균열진전은 기둥 E에서와 유사하였다. 그러나 최대내력 시점에서 기둥 A는 ㄷ형 외부 띠철근의 벌어짐과 내부 앵커링 크로스타이의 뿔힘이 나타났으며 이에 따라 주철근의 좌굴도 심하게 나타났다(Fig. 4 (b)). 한편, 기둥 V에서는 ㄷ형 외부띠철근의 벌어짐이 나타났지만 V-타이의 뿔힘 현상은 나타나지 않았다(Fig. 4 (c)). 철근 선조립으로 조립된 P 기둥의 초기 균열은 최대내력의 76%수준으로 기존 기둥 E와 비슷한 시점에서 발생하였다. 초기 균열 발생 이후 균열진전은 기둥 모서리 부분에서 축방향으로 나아가 콘크리트 박리가 나타났다. 기둥 P에서는 최대내력 이후에도 외부 띠철근 벌어짐 및 V-타이 뿔힘 현상은 나타나지 않았다(Fig. 4 (d)). 기둥 A 및 V



(a) Concrete



(b) Reinforcing bars

Fig. 2 Stress-strain curves of materials used in the column specimens

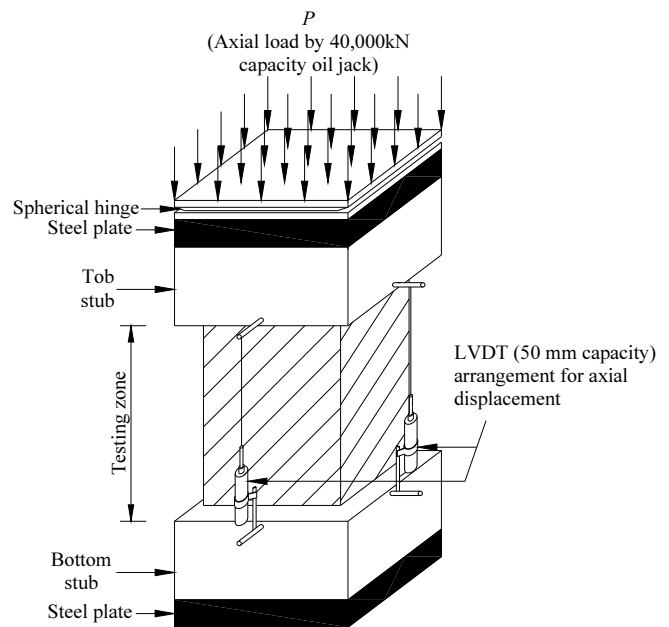
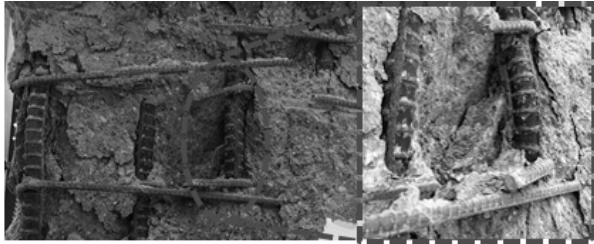


Fig. 3 Test setup

에 비해 기둥 P 최종 파괴 시 주철근의 좌굴길이는 비교적 짧게 확인되었으며, 내부 코어 콘크리트의 파손도 적게 관찰되었다. 탄소섬유 보강(C) 기둥(Fig. 4 (e))에서 초기 균열은 감싸진 탄소섬유로 인해 확인하기 어려웠다. 하지만 최대 내력 시점에서 탄소섬유의 완전한 탈락이 발행하면서 심각한 주철근 좌굴이 관찰되었다. 기둥 C의 탄소섬유 탈락 이후 최종 파괴모드는 무보강 기둥 E와 유사하였다.



Buckling of longitudinal bars
(a) Column E



Opening of the overlapped □-shaped hoops and anchored cross-tie
(b) Column A



Opening of overlapped □-shaped hoops
(c) Column V



No opening of prefabricated bar unit hoops and U-shape ties
(d) Column P



Debonding of the carbon sheet and buckling of longitudinal bars
(e) Column C

Fig. 4 Typical behavior of columns at ultimate failure

3.2 축하중-축변형률 관계

각 기둥에서 측정한 축하중-축변형률 관계는 Fig. 5에 나타내었다. 축변형률은 기둥의 모서리 4곳에서 측정한 변위값의 평균을 측정구간의 길이로 나누어 산정하였다. 기둥 E의 강성은 초기 균열 발생 시점까지 선형 증가하였는데, 초기 균열 발생 이후 변형률은 급격히 증가하였다. 기둥 E의 축하중-축변형률 관계는 기존다면 콘크리트의 응력-변형률 관계와 비슷한 경향을 보였다. 단면확대 보강 기둥들의 초기 강성은 모두 비슷하였는데, 기존 기둥 E에 비해 약 2.5배 증가하였다. 이는 보강 후 기둥의 단면크기가 기존 기둥에 비해 약 2.7배 증가하였기 때문이다. 초기 균열 이후 기둥 보강 기둥들의 변형률 증가는 기존 기둥 E에 비해 적었다. 최대내력 이후 거동은 확대 단면에서의 띠철근 배근방법에 의해 영향을 받았다. 기둥 A의 경우는 최대 내력 이후 ㄷ형 외부 띠철근과 내부 크로스타이의 벌어짐으로 하중이 점진적으로 감소하였다. 기둥 V도 ㄷ형 외부 띠철근의 벌어짐으로 최대내력 이후 하중의 감소 기울기는 기둥 A와 비슷한 경향을 보였다. 한편 기둥 P는 기둥 A 및 V에 비해 최대내력 이후 하중 감소 기울기가 완만하였다. 이는 선조립된 띠철근들은 기둥 파괴 시까지 효율적으로 주철근 조기좌굴 방지 및 코어 콘크리트 구속에 기여하고 있음을 의미한다. 기둥 C의 초기 기울기는 기둥 E와 비슷하였다. 이는 탄소섬유가 기둥의 강성증가에 기여하지 않음을 의미한다. 최대내력 이후 기둥 C의 하중 감소 기울기는 기둥 E에 비해 다소 완만하였지만 탄소섬유 박리와 함께 서서히 하중이 감소하는 경향을 보였다.

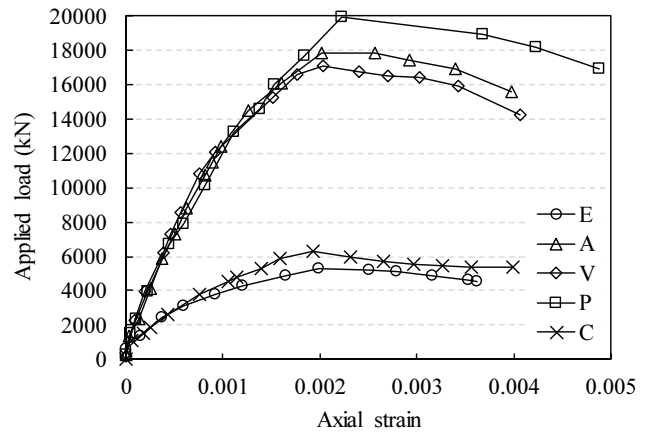


Fig. 5 Axial strains of columns against applied axial load

3.3 최대 압축내력

기둥 A와 V의 최대내력은 각각 17,876 kN 및 17,119 kN으로 비슷한 수준이었었는데, 이들 값은 기존 기둥 E의 최대내력에 비해 각각 약 3.39배 및 3.24배 높은 것이다(Table 3). 철근 선조립으로 배근된 기둥 P의 최대 내력은 19,919 kN으로 기

등 A 및 V에 비해 약 1.16배 및 1.11배 높았으며, 기둥 E에 비해 3.77배 높았다. 기둥 C의 최대내력은 6,298 kN으로 기둥 E에 비해 약 1.19배 높았는데, 이는 탄소섬유시트의 구속효과 때문이라 판단된다.

측정된 기둥의 최대 압축내력은 ACI 318-14(2014)에 의해 산정된 공칭내력과 비교하였다. 단면확대 보강에서 ACI 318-14(2014)의 공칭 압축내력은 신·구 단면에서의 콘크리트와 주철근의 하중전달력의 합으로 평가되며, 탄소섬유 부착 및 횡보강근 배근에 따른 구속효과는 고려하지 않았다. 모든 기둥의 압축내력은 ACI 318-14에 의해 산정된 공칭내력보다 높았다. 무보강 기둥 E의 압축내력은 ACI 318-14의 공칭내력보다 약 1.02배 높았다. 기둥 A와 V의 최대 압축내력은 ACI 318-14의 공칭내력보다 각각 1.04배 및 1.00배로 무보강 기둥과 비슷한 수준이었다. 이는 π 형 외부 띠철근의 벌어짐으로 인해 콘크리트 구속효과가 미미했음을 의미한다. 기둥 P의 최대 압축내력은 ACI 318-14의 공칭내력보다 약 1.25배 높았다. 이는 철근 선조립과 U형타이로 구성된 폐쇄형 외부 띠철근과 보조 띠철근이 코어 콘크리트 구속에 효과적으로 기여하였기 때문이라 판단된다. 기둥 C의 최대 압축내력은 ACI 318-14의 공칭내력보다 1.22배 높은 안전율을 보였는데, 이는 기둥 P에서와 비슷한 수준이다.

3.4 철근 변형률

무보강 기둥(E) 및 단면확대 보강(V 및 P) 기둥에서 하중증가에 따른 주철근 변형률의 진전 거동은 Fig. 6에 나타내었다. 주철근 변형률은 하중의 증가와 함께 증가하며 최대 내력 시점에서 항복하였다. 보강기둥에서 확대 단면과 기존 단면에서의 주철근 변형률 진전은 최대 내력 시까지 매우 비슷하였다. 이는 기존 단면과 확대 단면이 최대 내력 시까지 일체 거동을 하고 있음을 의미한다. 또한 기둥 P와 V의 주철근 변형률 진전 거동도 최대 내력시점까지 비슷하였다. 즉, 확대 단면에서 띠철근 배근방법이 주철근 거동에 미치는 영향은 기둥

의 최대내력 시까지 미미하다고 판단된다.

3.5 압축연성비

기둥의 압축 연성비(μ)는 Saatcioglu and Razvi(1992)가 제안한 다음 식을 사용하여 산정하였다.

$$\mu = \frac{\epsilon_{85}}{0.004} \quad (1)$$

여기서, ϵ_{85} 는 최대 내력 이후 최대내력의 85% 시점에서의 압축 변형률이다. 기둥 E의 압축연성비(0.90)에 대한 단면확대 보강 및 탄소섬유 보강 기둥의 압축연성비의 상대값은 Fig. 7에 나타내었다. 기둥 A와 V의 압축연성비는 각각 0.93 및 1.05로(Table 3), 기둥 E에 비해 약 3% 및 17% 증가하였다. 기둥 V의 압축 연성비는 기둥 A에 비해 약 13% 높았다. 기둥 P의 압축연성비는 1.25로, 기둥 E에 비해 139% 향상되었다. 일반적으로 콘크리트의 압축 응력-변형률 관계에서 최대 내력 이후 응력의 감소 기울기는 시험체 단면크기의 증가와 함께 더욱 급격한 경향을 보인다(Ali and Mario, 2012). 더불어 동일한 띠철근 배근 양을 갖는 기둥에서 띠철근에 의한 코어 콘크리트 유효 구속면적도 단면 크기의 증가와 함께 감소한다. 이는 기둥의 압축 연성비도 단면 크기의 증가와 함께 감소할 가능성이 높게 있음을 의미한다. 즉, 대형 단면의 단면확대 보강기둥인 V와 P의 압축연성은 크기효과에 의한 연성비 저하 가능성에도 불구하고 기존 기둥에 비해 117%와 139% 증가하였다. 한편 기둥 C의 압축연성비는 0.98로 기둥 E에 비해 약 9% 증가하였는데, 이는 기둥 V 및 P에 비해 낮은 값이다. 탄소섬유의 박리로 인해 섬유 자켓팅에 의한 기둥 연성의 증가효과는 미미하였다.

Table 3 Summary of test results and comparisons with nominal axial load capacities predicted using ACI 318-14 procedure

Specimens	Test results					Predictions	
	P_{cr} (kN)	P_n (kN)	ϵ_{cc}	ϵ_{85}	μ	$(P_n)_{ACI}$ (kN)	$(P_n)_{Exp}/(P_n)_{ACI}$
E	3,894	5,277	0.0020	0.0036	0.90	5,173	1.02
A	13,989	17,876	0.0020	0.0037	0.93		1.04
V	14,067	17,119	0.0021	0.0042	1.05	17,193	1.00
P	15,215	19,919	0.0023	0.0050	1.25		1.23
C	-	6,298	0.0019	0.0039	0.98	5,173	1.22

Notes: P_{cr} = the initial cracking load, P_n = the peak load, ϵ_{cc} = the axial strain at the peak load, ϵ_{85} = the axial strain corresponding to 85% P_n beyond ϵ_{cc} , μ = the axial ductility ratio, and $(P_n)_{ACI}$ = the nominal axial strength predicted using ACI 318-14 procedure.

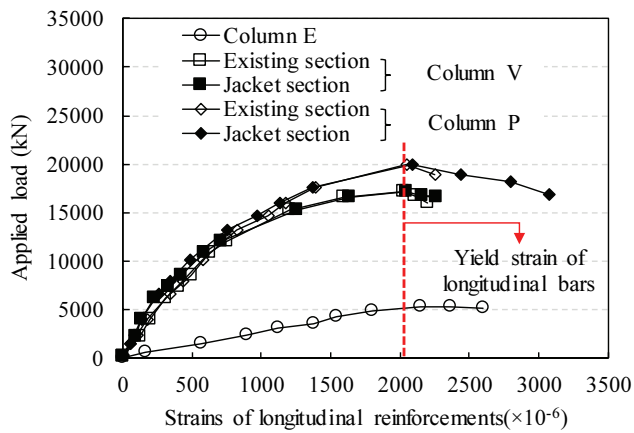


Fig. 6 Typical strain behavior of longitudinal reinforcing bars

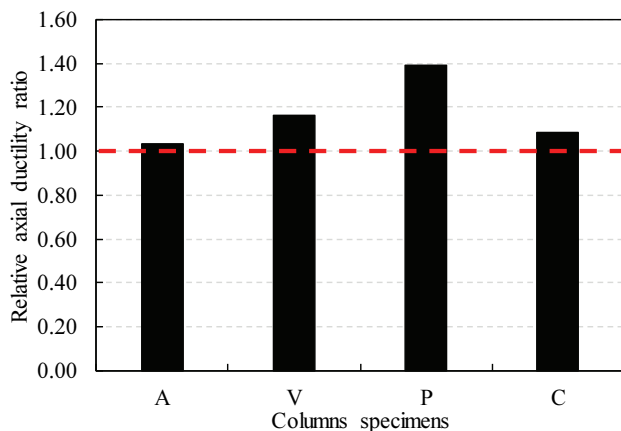


Fig. 7 Ductility ratio of strengthened columns relative to that of the existing column E.

4. 결론

이 연구에서는 단면확대 보강 기둥의 연성향상을 위하여 확대 단면에서 효율적인 띠철근 배근방법을 평가였다. 실제 단면크기를 고려한 단면확대 보강기둥의 압축거동은 비내진 상세를 갖는 기존 기둥 및 탄소섬유 보강 기둥의 거동과 비교 하였다. 대형단면 기둥의 압축거동 실험으로부터 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 확대 단면에서 철근 선조립 공법을 적용한 보강기둥 P에서는 ㄷ-형 외부 띠철근을 적용한 보강기둥의 경우와 달리 최종 파괴 시까지 외부 띠철근의 벌어짐 및 보조 띠철근인 V-타이의 뿔힘이 나타나지 않았다.
- (2) 무보강 기둥 E 및 ㄷ-형 외부 띠철근을 적용한 보강기둥 A와 V의 압축내력은 ACI 318-14의 공칭내력과 비슷한 수준이었다. 반면 단면확대 보강 기둥 P와 탄소섬유 보

강 기둥 C의 압축내력은 콘크리트 구속효과로 인해 ACI 318-14의 공칭내력 대비 각각 1.25배와 1.22배 높았다.

- (3) 보강기둥에서 확대 단면과 기존 단면에서의 주철근 변형률 진전은 최대 내력 시까지 매우 비슷하였으며, 이 경향에 대한 확대 단면에서의 띠철근 배근방법의 영향은 미미하였다.
- (4) 대형 단면의 단면확대 보강기둥 P의 압축연성은 크기효과에 의한 연성비 저하 가능성에도 불구하고 기존 기둥에 비해 139% 증가하였다. 한편 탄소 섬유보강 기둥 C의 압축연성비는 0.98로 기존 기둥에 비해 약 9% 증가하였다.

감사의 글

이 논문은 국토부의 재원으로 국토교통과학기술진흥원의 지원을 받아 수행된 연구사업임(18TBIP-C126509-02).

References

ACI Committee 318 (2014), Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-14) and Commentary, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan.

Adilson, R. T, Joao, B. H., and Amir, M. (2007), Preloaded RC Columns Strengthened with High-Strength Concrete jackets under Uniaxial Compression, *Materials and Structures*, 41, 1251-1262.

Ali, K. S., and Mario, M. A. (2012), A Stress-Strain Model for Uniaxial and Confined Concrete under Compression, *Engineering Structures*, 41, 335-349.

Branco, F., Julio, E. S., and Silva, V. D. (2008), Reinforced Concrete Jacketing-Interface Influence on Cyclic Loading Response, *ACI Structure Journal*, 105(4), 471-477.

Georgia, E. T., and Iman, H. (2018), Compressive Behaviour of Concrete Columns Confined with Steel-Reinforced Grout Jackets, *Composites Part B: Engineering*, 138, 222-231.

Kim, Y. I., Jo, B. H., and Hong, S. H.(2008), An Experiment on Anchorage and Usefulness of Expanded Steel-Plate Nets of RC Beams Strengthened by Increasing Section. *Journal of the Korea Architectural Institute*, 24(8), 65-74 (in Korean, with English abstract).

Lee, K. I., Yoon, H. S., and Yang, K. H.(2018), Compressive and Adhesive Strengths of Mortars using Polymer and Ultra-Rapid-Hardening Cement, *Journal of the Korea Institute of Building Construction*, under review (in Korean, with English abstract).

Jin, L., Du, M., Li, D., Du, X., and Xu, H. (2017), Effects of Cross

- Section Size and Lateral Rebar on the Behavior of Short Squared RC Columns under Axial Compression, *Engineering Structures*, 142, 223-239.
- Mini, S., and Jebin, M. (2018), Rehabilitation of RC Columns using Ferrocement Jacketing, *Construction and Building materials*, 181, 156-162.
- Ozcebe, G., and Saatcioglu, M. (1987), Confinement of Concrete Columns for Seismic Loading, *ACI Structural Journal*, 84(4), 308-315.
- Penelis, G. G., and Kappos, A. J. (1997), Earthquake resistant concrete structures, CRC Press, Florida.
- Saatcioglu, M., and Razvi, S. R. (1992), Strength and Ductility of Confined Concrete, *Structural Engineering*, ASCE, 118(6), 1590-1607.
- Truong, G. T., Kim, J. C., and Choi, K. K. (2017), Seismic Performance of Reinforced Concrete Columns Retrofitted by Various Methods, *Engineering Structures*, 134, 217-235.
- Yang, K. H., and Kim, W. W. (2016), Axial Compression Performance of Reinforced Concrete Short Columns with Supplementary V-Shaped Ties, *ACI Structural Journal*, 113(6), 1347-1356.
- Yoo, Y. J., Lee, K. H., Kim, H. C., Lee, Y. H., and Hong, W. K. (2008), Experimental Study on Compressive Strength of Concrete Column Retrofitted by Carbon FRP Sheet, *Journal of The Korea Institute for Structural Maintenance and Inspection*, 12(3), 199-126 (in Korean, with English abstract).

Received : 08/07/2018

Revised : 10/16/2018

Accepted : 10/25/2018

요 지 : 이 연구에서는 실제 단면크기를 갖는 철근 콘크리트 기둥의 내진보강을 위한 단면확대 공법에서 효율적인 띠철근 배근 방법을 평가하였다. 비내진 상세를 갖는 기존 기둥의 단면크기는 450 × 450 mm이며, 단면확대 보강기둥의 단면크기는 750 × 750 mm이다. 확대 단면에서의 폐쇄형 외부 띠철근 배근을 위해 ㄷ-형 띠철근의 겹침이음 및 철근 선조립 공법을 제시하였으며, 보조 띠철근으로서 크로스타이 앵커링 시공 및 V-타이를 고려하였다. 실험 결과, 무보강 기둥 및 ㄷ-형 외부 띠철근을 적용한 보강기둥의 압축내력은 ACI 318-14의 공칭내력과 비슷한 수준인 반면 철근 선조립 공법을 적용한 기둥의 압축내력은 ACI 318-14의 공칭내력 대비 1.25배 높았다. 특히 철근 선조립 공법을 적용한 보강 기둥의 압축 연성비는 크기효과에 의한 연성비 저하 가능성에도 불구하고 기존 기둥에 비해 139% 증가하였다. 즉, 제시된 철근 선조립 공법은 단면확대 보강기둥에서 주철근 조기 좌굴방지 및 콘크리트 구속에 효율적인 띠철근 상세로 평가될 수 있었다.

핵심용어 : 기둥, 단면확대 보강, 띠철근, 대형 단면
