장방형 띠철근을 이용한 팔각형 플레어 RC 기둥의 파괴거동

Failure Behavior of Octagonal Flared RC Columns Using Oblong Hoops

고 성 현^{1)*}

Seong-Hyun Ko

Abstract

Transverse steel bars are used in the plastic hinge zone of columns to insure adequate confinement, prevention of longitudinal bar buckling and ductile behavior. Fabrication and placement of rectangular hoops and cross-ties in columns are difficult to construct and require larger amount of transverse steels. In this paper, to solve these problems, the new lateral confinement method using oblong hoop is proposed for the transverse confinement of columns of the oblong cross-section and flared column. The experimental study for octagonal oblong cross-section was carried out by the flared columns test in strong axis. The lateral confinement method using proposed oblong hoop detail showed satisfactory performance of lateral confinement. Therefore it can be the alternative for oblong cross-section and flared column with improved workability and cost-efficiency.

Keywords : Flared column, Oblong cross-section, Oblong hoop, Lateral confinement method, Strong axis

1. 서 론

철근콘크리트 교량 교각의 경우, 축방향철근과 심부 콘크리트에 대한 횡방향 구속을 위하여 직사각형 단면의 기둥에는 사각 후프 띠철근과 양방향으로의 보강 띠철근 상세를 사용하고 있다. 직사각형 단면은 심부구속철근량이 증가하고 철근가공 및 조립에 많은 시간과 노력이 소요되고 있으며, 그에 따라 작업효율이 떨어지는 단점을 가지고 있다. 이러한 문제점에 대한 해결책 중의 하나로 장방형 단면 또는 플레어 기둥 (flared column)을 들 수 있다. 플레어 기둥은 교축직각 방향에 대한 교량 받침을 배치하기에 유리한 점 때문에 실무에서 많이 적용되고 있다. 즉 교축직각방향에서 보면 원형, 팔각형, 사각형 등의 교각 크기가 변함이 없으나 교축방향으로는 교각 상부가 점차 넓어지게 설계하여 교량이 전체적으로 조화를 이루도록 하며, 부드러운 느낌을 주는 수려한 미관을 얻을 수 있다.

이러한 플레어 기둥의 상단부는 캡빔 (cap beam)과 일체

로 시공되는 경우에 기둥의 파괴가 상단부 소성힌지에 집중될 수 있으므로 Caltrans 기준 (2002)에서는 보-기둥 접합부에 간극 (gap)을 두는 규정을 추가하였다. Nada et al. (2003)은 기둥길이 (형상비)와 횡방향철근비를 실험변수로 Caltrans 기준 (2002)의 간극상세를 적용한 실험체를 제작하고 진동대 실험을 수행하여 내진성능을 평가하였다. 플레어 기둥의 내진성능에 관한 연구는 해외의 경우 극소수이고 국내의 경우에는 보고된 바가 없으며 본 연구에 의해 최초로 수행되었다. 다만 결합나선 철근상세를 적용한 장방향 단면 기둥에 대한 내진성능 연구가 보고되었다 (Shu et al., 2004). 위에 언급된 해외의 연구는 프레임 거동에 대해 수행되었고 본 연구는 캔틸레버 거동에 대해 수행되었다.

또한 2011년 일본에서 발생한 지진해일에 의한 후쿠시마 원자력발전소 파괴 때문에 토양, 환경, 바다 등으로 오염피해가 확대되고 있다. 발전소 또는 대량위험물 관련시설들이 해안에 위치하고 있어 지진해일에 위치적으로 매우 불리하다. 지진해일 발생부터 해안 또는 연안에 위치하는 시설물까

1) 정회원, 제주국제대학교 토목공학과 조교수, 교신저자

* Corresponding author : kosh@jeju.ac.kr

• 본 논문에 대한 토의를 2014년 6월 30일까지 학회로 보내주시면 2014년 7월호에 토론결과를 게재하겠습니다.

지 지진해일의 도달시간이 짧기 때문에 지진해일과 같은 연안재해를 발생 직전의 단기에보로 피해를 줄이는 데는 한계가 있다. 따라서 위험시설물 외곽에 해일방벽을 설치하여 지진과 지진해일에 대비하는 것이 유리할 수 있는데 해일방벽을 플레어 단면으로 설계하여 하부의 단면을 증가시킴으로써 횡력 또는 모멘트 저항력을 증대시킬 수 있다.

본 연구에서는 시공성과 경제성을 향상시킨 장방형 후프 락철근 상세를 개발하여 검증하고자 한다. 기둥 높이가 1,400mm 이고 원형 및 장방형 락철근으로 횡구속된 보통강도 철근콘크리트 중실 및 중공 플레어 (flare) 기둥 실험체에 대한 준정적 실험을 수행하였으며 파괴거동, 하중-변위 관계 등의 자료를 제공하고자 한다.

2. 실험체 및 재하실험

2.1 원장방형 후프 락철근 상세 개발

본 연구에서 개발된 원장방형 락철근은 Fig. 1에 나타낸 바와 같이 90mm 겹침이음 되어 있고 철근의 양쪽 끝단에서 $6d_b$ (60mm)의 갈고리를 갖는다. 원장방형 락철근의 겹침이음 길이는 KBDS (LSD, 2012)과 KSCDC (2012)의 표준갈고리 겹침이음 길이 (l_{dh}), 겹침이음 위치, 하중방향 등을 고려하여 90mm로 결정하였으며 이는 $9.4d_b$ 와 $0.3D_L$ 및 $0.17D_T$ 에 해당한다.

직사각형 후프 락철근과 보강 락철근이 적용되는 직사각형 단면과 개발된 원장방형 후프 락철근만으로 횡구속되는 원장방형 단면에 대하여 경제성을 비교하기 위해서 철근량을 검토하였다. 이를 위하여 동일한 단면적을 갖는 크기의 교각에 대하여 소성힌지 구간 단위길이 당 횡방향철근량을 계산하였다.

횡방향철근량은 교각 단면의 장변길이를 0.5m에서 2m까지 증가시키면서 각 단면별로 계산을 수행하였다. 교각 단면의 크기 비율은 Table 1에 나타내었고 횡방향 철근은 국내에서 생산되는 규격인 D10~D25를 적용하여 가장 적은 횡방향 철근량에 대해 고려하는 것으로 하였다.

Fig. 1 Oblong hoop

Table 1 Comparison of steel volume

Dimension	Volume of confinement steel(mm ³)	
	Rectangular hoop + cross-ties	Oblong hoop
0.5×0.3(m ²)	382,828	98,364
1.0×0.6(m ²)	2,632,280	1,039,364
2.0×1.2(m ²)	8,647,680	2,720,979
Cross section

사각형 후프 락철근과 보강 락철근을 설치하는 직사각형 교각에 비해서 원장방형 후프 락철근 상세는 철근량이 상당히 감소되는 것으로 나타났다.

또한 시공성면에서도 보강 락철근의 가공 및 철근배근 단계가 필요 없으므로 시공용이성이 향상될 것으로 보인다.

2.2 실험체 변수

본 연구는 반복 횡하중이 작용하는 보통강도 철근콘크리트 원형 및 장방형 락철근 플레어 (flare) 기둥의 성능을 평가하기 위하여 형상비 (aspect ratio) 2.69와 4.67인 실험체 4기를 제작하여 준정적 실험을 수행하였다.

실험체의 전체 높이는 2200mm, 기초 두께 600mm, 기둥 높이가 1600mm로 제작되었고, 횡방향 하중의 재하높이는 1400mm이다. 기둥 단면의 기본 형상은 팔각형이고 소성힌지부의 단면은 장방형으로 제작되었다. 기둥 상단부 단면의 직경은 300mm, 소성힌지에 해당하는 하단부는 300×520mm이고 상단부터 하단까지 직선 형태로 단면의 크기가 증가한다. 기초와 접하는 단면의 치수와 형상을 Fig. 2에 나타내었다. 모든 실험체의 상부 단면은 Fig. 2(e)에 나타낸 형상을 가지며 원형 락철근으로만 구속되어 있고 최하단 단면은 (a)~(d)와 같이 원형 락철근과 장방형 락철근으로 구속되어 있다.

표준 실험체인 FLA1 실험체는 Fig. 1(a)와 같이 중실단면으로 D10의 축방향철근이 배근되었고 FLA2 실험체는 Fig. 1(b)와 같이 지름 150mm의 중공이 추가된 단면이며 D10의 축방향철근이 배근되었다. FLA3 실험체는 Fig. 1(c)에 나타낸 바와 같이 중실단면으로 FLA1과 동일하나 D13의 축방향철근이 배근되었다. FLA4 실험체는 축방향 및 횡방향 철근의 구성은 FLA1과 동일하나 Fig. 1(d)와 같이 중심부 단면 300mm는 기초와 연결되어 있으나 중심부를 제외한 부분 (빗금 표시)은 콘크리트와 철근 모두 기초와 단절되어 있다.

Fig. 2 Configurations and dimensions of specimens

Table 2 Variables of test specimens

Specimens	FLA1	FLA2	FLA3	FLA4
f_{cu} (MPa)	30			
Reinforcement	top	8-D10	8-D10	8-D13
	bottom	18-D10	18-D10	18-D13
f_y (MPa)	477	477	482	477
f_{yh} (MPa)	355			
ρ_t (%)	top	0.765	0.765	1.359
	bottom	0.914	1.050	1.623
ρ_s (%)	bottom	1.278	1.456	1.278
Cover	20mm(2.1 d_b , 1.57 d_b)			

이와 같은 단면 구성은 CALTRANS 기준에 제시되어 있는 단면 형태이며 2.3절에서 다시 언급될 것이다.

원형 띠철근은 Fig. 2(f)와 같이 210mm 겹침이음되어 있다. 원형 띠철근의 경우 소성힌지부의 심부에 배근되어 구속 효과가 크게 발휘될 것으로 기대되지는 않았으나 장방향 띠철근의 경우는 심부구속성능이 어느 정도 발휘되는지 파악하고자 하였다.

실험체 전체에서 파괴는 기둥에만 집중될 수 있도록 기초는 600mm의 높이로 설계되었고 SD400 D16 철근을 배근하여 기초에서는 파괴가 발생되지 않도록 설계하였다.

Table 2는 실험체 변수를 정리하여 나타낸 것으로 축방향 철근비, 심부구속 철근비, 중공의 여부, 기초 접합면의 단면

Fig. 3 Stress-strain curves of reinforcement

감소 등을 주요 실험변수로 결정하였으며 축방향철근비는 기둥의 상단면과 하단면에 대한 철근과 단면적의 감소로 인해 다르다. 피복두께는 20mm로 D10철근의 2.1 d_b 이고 D13 철근의 1.57 d_b 이다.

D10 이형철근 및 콘크리트강도 등 재료강도를 기준으로 KBDS (LSD, 2012)과 KSCDC (2012)에 의해 계산된 기본 정착 길이 (l_d)와 겹침이음 길이 (l_o)를 고려하여 원형 띠철근의 겹침이음 길이를 210mm로 산정하였다. 설계시의 210 mm 겹침이음 길이는 21 d_b 와 0.7 D_L 및 0.4 D_T 에 해당한다.

2.3 재료강도 및 실험체 제작

실험체 제작에 사용된 철근의 재료특성 파악을 위해 KS B 0801 및 0802규정에 따라 횡방향 철근과 축방향철근 3편에 대하여 철근 인장시험을 수행하여 결과를 Fig. 3에 나타내었다. 항복강도는 SD300 횡방향 철근 (D10)의 경우 355MPa, SD400 축방향철근 D10의 경우 477MPa, D13의 경우 482MPa로 계측되었다. 재하실험시의 재령에서 콘크리트의 압축강도 (f_{cu})는 30MPa로 계측되었다.

Fig. 4와 같이 실험체 4기를 제작하였고 Fig. 4(b), (c)와 같이 FLA4 실험체는 기초 상단면과 기둥 하단면은 20mm 분리되게 제작하였다. Fig. 2(d)와 같이 중심부 300mm를 제외한 부분 (빗금 표시)은 콘크리트와 철근 모두 기초와 단절되어 있다.

2.4 재하실험

철근콘크리트 원형 및 장방향 띠철근으로 구속된 플레어

(a) Specimens after construction

(b) Thickness of the flare gap

(c) Flare gap of FLA4

Fig. 4 Specimens after construction

교각에 대해 Fig. 4와 같이 설치한 후 횡방향 하중을 일정변위에 대해 반복 가력하는 준정적 (Quasi static) 실험을 수행하였다. Fig. 5에 나타난 바와 같이 실험체를 실험대 위에 배치한 후 유압 잭 (Hydraulic jack) 4개를 기초 상단부에 설치하고 $\phi 38\text{mm}$ 의 PS 강봉 4개를 이용하여 실험대에 고정하였다. 실험 진행 중에 횡하중에 의해 실험체가 횡방향으로 밀리는 것을 방지하기 위해 양쪽 전단벽에 유압 가력기를 설치하여 기초의 양쪽 면을 고정하였다. 횡하중은 전단벽과 기둥 상부에 장착된 변위용량이 $\pm 150\text{mm}$ 이고 하중용량이 500kN Hydraulic actuator를 사용하여 가력하였다. 축력비는 0으로 결정하여 실험을 수행 하였다.

하중재하방식은 Fig. 6과 같은 변위제어방식으로서 변위비

Fig. 5 Photograph of test setup

Fig. 6 Standard loading history for all test columns

(drift ratio)를 첫 번째 하중은 0.25%로 하고 그 이후 0.5%씩 증가시키며 각각의 변위마다 2 cycle씩 반복 재하 하였다. 변위비 3.0% 이후에는 1%씩 증가시키며 파괴에 이를 때까지 실험하였다. 변위비는 횡변위에 대한 기둥길이의 비이다.

3. 실험결과

3.1 균열 및 파괴거동

Fig. 7~10에는 각 실험체의 하중단계에 따른 거동과 균열 진전을 나타내었다. FLA1 실험체는 0.25% 변위비에서 기둥부 중앙 (500~800mm)부터 휨균열이 발생하였고 변위증가에 따라 기둥부 전체로 휨균열이 증가되었으며 변위비 0.5% 단계에서 경사균열이 나타났고 500~800mm 구간에서 push 방향과 pull방향의 경사균열이 교차되었으며 변위비가 증가

(a) 0.5% drift ratio

(b) 2.0% drift ratio

(c) 4.0% drift ratio

(d) After test

Fig. 7 FLA1 specimen

(a) 0.5% drift ratio

(b) 2.0% drift ratio

(c) 4.0% drift ratio

(d) After test

Fig. 8 FLA2 specimen

됨에 따라 심화되었다. 변위비 1.0% 단계에서 균열폭이 0.6mm, 변위비 1.5% 단계에서 균열폭이 1.1mm, 변위비 2.0% 단계에서 균열폭이 2.0mm, 변위비 2.5% 단계에서 균열폭이 2.4mm, 변위비 3.0% 단계에서 균열폭이 5.2mm 발생하였다.

변위비 4.0% 단계에서 기초상단부터 100mm 구간에 피복 박리가 관찰되었다. 변위비 1.5% 단계에서 기둥과 기초 접합면에 균열이 발생되었다. 변위비 6.0% 단계에서 100mm 이하 구간에 피복탈락과 축방향철근 좌굴이 관찰되었으며

두 번째 사이클에서 축방향철근이 파단되었다. 변위비 7.0% 단계에서 첫 번째 사이클에서 저주파 피로 (Ko and Lee, 2010; Lee and Ko, 2010; Ko, 2012; Ko, 2013)에 의해 축방향철근이 파단되었다.

FLA2 실험체는 0.25% 변위비에서 500~800mm (기둥부 중앙)부터 휨균열이 발생하였고 기둥부 전체로 휨균열이 증가되었으며 변위비 1.0% 단계에서 경사균열이 나타났고 200~800mm 구간에서 push방향과 pull방향의 경사균열이

(a) 0.5% drift ratio

(b) 2.0% drift ratio

(c) 4.0% drift ratio

(d) After test

Fig. 9 FLA3 specimen

(a) 0.5% drift ratio

(b) 2.0% drift ratio

(c) 4.0% drift ratio

(d) After test

Fig. 10 FLA4 specimen

교차되었으며 200~1200mm 구간에서 push방향과 pull방향의 경사균열이 교차되었다. 변위비 2.0% 단계에서 기둥과 기초 접합면에 균열이 발생되었고 50mm 구간에 피복박리가 관찰되었다.

변위비가 증가됨에 따라 기둥 전체에 걸쳐서 경사균열들이 추가로 발생 및 진전되었다. 변위비 3.0% 단계에서 균열 폭이 4.2mm 발생되었고 변위비 4.0% 단계에서 균열폭이 7mm 발생되었다. 변위비 6.0% 단계에서 280mm 이하 구간

에 피복탈락과 축방향철근 좌굴이 관찰되었으며 저주와 피로에 의해 3개의 축방향철근이 파단되었다.

FLA3 실험체는 0.25% 변위비에서 300~600mm부터 휨균열이 발생하였고 기둥부 전체로 휨균열이 증가되었다. 변위비 0.5% 단계에서 push방향과 pull방향의 휨균열이 교차되었다. 변위비 1.0% 단계에서 경사균열이 나타났고 300~1100mm 구간에서 push방향과 pull방향의 경사균열이 교차되었다. 변위비 2.0% 단계에서 기둥과 기초 접합면에 균열이 발생되었

(a) FLA1

(b) FLA2

(c) FLA3

(d) FLA4

Fig. 11 Plastic hinge of specimens

으며 100~1100mm 구간에서 push방향과 pull방향의 경사균열이 교차되었다.

변위비 3.0% 단계에서 균열폭이 3mm, 변위비 4.0% 단계에서 균열폭이 4mm 발생되었다. 변위비 4.0% 단계에서 기초상단부터 200mm 구간에 피복박리와 피복탈락이 관찰되었다. 변위비 5.0% 단계에서 250mm 이하 구간에 피복탈락과 축방향철근 좌굴이 관찰되었다. 변위비 6.0% 단계에서 3개의 축방향철근이 파단되었다.

FLA4 실험체는 0.5% 변위비에서 300~900mm에 휨균열이 발생하였다. 변위비 1.5% 단계에서 기둥과 기초 접합면에 균열이 발생되었다. 변위비 2.0% 단계에서 기둥 하단부에 수직균열이 발생되었으며 하중단계가 진행되면서 심화되었다. 다른 실험체에서 관찰되었던 피복박리와 피복탈락은 관찰되지 않았다. 변위비 6.0% 단계에서 1개의 축방향철근이 파단되었다. 모든 실험체는 휨거동을 보였고 저주파피로에 의한 축방향철근의 파단으로 최종 파괴되었으며 각 실험체의 사진을 Fig. 10에 나타내었다.

Fig. 11에 나타난 바와 같이 FLA4 실험체를 제외한 실험체들에서는 소성힌지가 기둥 하단부 300mm 이하구간에 형성되었으나 FLA4 실험체는 20mm 간극으로 기초와 기둥이 부분적으로 분리되어 소성힌지는 기초상면에서 20mm 구간에 제한되었다. Table 2에 각 실험체들의 균열거동, 축방향철근의 항복과 파단, 좌굴, 피복박리 등을 하중단계별로 정리하여 나타내었다.

표준실험체인 FLA1에서 피복콘크리트의 박리가 변위비 4.0%에서 발생되었으나, FLA2의 경우는 중공부로 인해 감소된 콘크리트 단면적의 영향으로 피복콘크리트의 박리가 변위비 2.0%에서 발생되었다.

표준실험체인 FLA1에서 경사균열이 변위비 2.0%에서 발생되었으나, FLA1 실험체보다 축방향철근비가 1.78배 많게 배근된 FLA3 실험체의 경우는 증가된 축강성의 영향으로

Table 2 Failure behavior according to drift level

Drift ratio (%)	Specimens			
	FLA1	FLA2	FLA3	FLA4
0.25	◆ ◎	◆ ◎	◆ ◎	
0.5	♠	♠		★ ◆ ◎
1.0	★	★	★ ♠ ☆	
1.5				
2.0	☆	☆ ▲		●
2.5				◇
3.0				
4.0	● ▲	●	● ▲	
5.0			■	
6.0	■ ♣	■ ♣	♣	♣
7.0	♣			

◆: initial crack,
◇: vertical crack,
●: Maximum lateral force,
☆: 45° shear crack,
♠: initial shear crack,

◎: flexural crack,
★: yield of longitudinal steel,
▲: cover concrete spalling,
■: buckling of longitudinal steel,
♣: fracture of longitudinal steel

인해 경사균열이 변위비 1.0%에서 발생되었다.

모든 실험체들은 축방향철근의 파단에 의해 최종 파괴유형이 결정되었으며 축방향철근의 파단은 변위비 6.0%에서 발생되었다. 이러한 축방향철근의 파단은 기둥부재가 횡방향 반복하중에 의해 횡변위가 발생됨에 따라 축방향철근들은 인장과 압축 응력을 번갈아 받게 되고 중립축에서부터 멀리 떨어진 압축 및 인장 연단에 위치한 철근들의 응력은 단면 중앙부에 위치한 철근들이 받게 되는 응력보다 증가된다. 기둥부재에서 단면 연단에 위치하는 철근의 인장과 압축응력의 비율은 7:3 정도로 보고되었다 (Ko and Lee, 2010; Lee and Ko, 2010). 본 연구에서 수행된 제한된 범위의 소수 실험결과에 대한 결과로서 모든 기둥부재에 대하여 일반화하기는 어려운 것으로 보이나, 반복횟수와 횡변위의 증가범위가 동일한 본 실험결과에서 축방향철근의 저주파 피로에 의

(a) Michael and Marc's study (b) Present study (FLA2)

Fig. 12 Comparison of buckling mode

한 파단은 횡변위량이 가장 큰 영향을 준 것으로 판단된다.

Fig. 7~10과 같이 모든 실험체에서 장방향 띠철근의 겹침이음 구간(하중재하 방향의 직각방향)에서 띠철근의 풀림이 발생되지는 않았으며 겹침이음부가 위치한 부분에서는 피복 콘크리트의 탈락도 발생되지 않았다. 따라서 원장방향 후프 띠철근의 횡구속 효과는 충분히 발휘된 것으로 보인다. Fig. 11과 같이 FLA1, FLA2, FLA3 실험체들에서 반복하중 재하방향의 소성힌지구간 피복콘크리트는 손상되었으나 최종 파괴시까지 심부 콘크리트를 구속하여 심부 콘크리트의 손상을 억제하였다.

횡방향철근의 횡구속이 불충분할 경우에는 Fig. 12(a)와 같이 횡방향철근 여러 개에 걸쳐서 축방향철근이 좌굴되나 본 연구에서는 Fig. 12(b)와 같이 두 개의 횡방향철근 사이에서만 축방향철근 좌굴이 발생된 것으로 보아 횡방향철근의 횡구속효과는 충분히 발휘되었다고 판단된다.

3.2 하중-변위 관계

Fig. 13에 각 실험체의 하중-변위 이력곡선을 나타내었고 Fig. 14에 하중-변위 포락선을 비교하여 나타내었다. FLA1 실험체는 항복이후에도 5% 변위비까지 하중의 감소가 없는 연성능력을 보이고 6% 변위비부터 하중이 감소되며 편칭현상을 나타내고 있다. 이는 3.1절에서 언급된 6% 변위비 단계에서 소성힌지 구역의 광범위한 피복탈락과 축방향철근 좌굴의 영향으로 판단된다.

FLA2 실험체는 지름 15mm의 중공부가 존재하는 실험체로서 항복이후에도 4% 변위비부터 하중 감소가 나타나고 5% 변위비부터 하중이 감소되며 편칭현상을 나타내고 있다.

(a) FLA1

(b) FLA2

(c) FLA3

(d) FLA4

Fig. 13 Hysteretic response of specimens

Fig. 14 Comparison of load-deflection relationship

FLA1 실험체보다 3단계 변위비에 앞서 콘크리트 피복 박리가 발생한 점과 중공단면의 영향으로 판단된다.

FLA3 실험체는 다른 실험체들보다 축방향철근비가 높은 실험체로서 휨력강도가 높게 나타나며 피복탈락과 축방향철근의 좌굴로 인해 6% 변위비부터 하중감소가 나타나기는 하지만 다른 실험체들보다는 편칭현상이 크지 않다. 다른 실험체들보다 소성힌지 단면적이 작은 FLA4 실험체는 변위비 4%부터 하중감소와 편칭현상이 뚜렷하게 나타나고 있다. Fig. 14와 같이 소성힌지 구역의 콘크리트 단면적, 축방향철근비, 중공여부에 따라 하중-변위 포락선이 다르게 나타나고 있으나 중공의 지름이 15mm로 단면적에 대한 중공의 단면적비가 12.6%이고 하중방향 길이비는 28.8% 정도로 크지 않아 하중-변위 포락선 상에서 큰 차이를 보이지 않고 있다.

3.3 소산에너지 및 연성도

FLA1과 FLA2 실험체는 Fig. 15와 Table 3에 나타난 바와 같이 각 하중단계에 따라 유사한 에너지소산 성능을 보이다가 FLA2 실험체가 6% 변위비에서 파괴되었다. 이는 FLA2 실험체의 중공 단면적비가 12.6%로 크지 않기 때문으로 판단된다.

FLA3 실험체는 FLA1 실험체보다 축방향철근비가 1.78배 많게 배근된 실험체로서 변위비 2.5%부터 높은 에너지소산 능력을 보이기 시작하였고 파괴단계에서는 1.72배의 에너지 성능을 보였다.

모든 실험체의 등가점성감쇠비는 4.5% 이상으로 분석되었다. FLA4를 제외한 실험체들의 등가점성감쇠비는 Fig. 16에 나타난 바와 같이 각 변위비 단계에서 대체로 유사한 감쇠비

Fig. 15 Dissipated energy

Table 3 Dissipated energy, equiv. damping, ductility factor

Specimen	Dissipated energy [kN · m]	Equivalent damping ratio [%]	μ_{Δ}
FLA1	10,214	22.6	4.54
FLA2	10,557	23.3	4.29
FLA3	15,953	25.3	3.71
FLA4	5,581	28.2	9.59

Fig. 16 Equivalent damping ratio

성능을 나타내었으며 Table 3에 나타난 바와 같이 파괴시에는 22.6~25.3%의 등가점성감쇠비 성능을 나타내었다.

이러한 경향은 탄성변형에너지가 각 변위비에 대한 에너지소산 능력과 유사한 경향으로 나타났기 때문이다. FLA4 실험체의 소산에너지는 다른 실험체에 비하여 작게 산정되었으나 탄성변형에너지가 다른 실험체보다 작게 산정되어 등가점성감쇠비는 각 변위비에서 높게 산정되었다.

Fig. 17과 Table 3에 나타난 바와 같이 FLA1~FLA3 실험

Fig. 17 Ductility factor

체의 변위연성도는 3.71~4.54로 산정되었고 FLA4 실험체는 작은 항복변위로 인하여 변위연성도는 높게 나타났다.

4. 결 론

형상비가 2.69와 4.67이고 원형 및 장방형 띠철근으로 형구속된 보통강도 철근콘크리트 중실 및 중공 플레어 (flare) 기둥 실험체에 대한 준정적 실험을 수행하여 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- (1) 사각형 후프띠철근과 보강띠철근을 설치하는 직사각형 교각에 비해서 본 연구에서 개발된 원장방형 후프 띠철근 상세는 철근량이 상당히 감소되는 것으로 나타났고 보강띠철근의 가공 및 철근배근 단계가 필요 없으므로 시공용이성이 향상될 것으로 보인다.
- (2) 겹침이음길이가 210mm인 원형 띠철근과 겹침이음길이가 90mm이고 $6d_b$ 의 갈고리를 가진 장방형 띠철근 상세를 이용하여 형구속된 실험체들에 대한 준정적 실험을 수행한 본 연구에서 형구속철근의 풀림이 발생되지 않았고 겹침이음 구간에서 피복 콘크리트의 탈락도 발생하지 않았으며 축방향철근의 좌굴형상, 심부 콘크리트의 손상 없음 등으로 볼 때 만족할만한 형구속 성능이 발휘된 것으로 판단된다.
- (3) FLA2 실험체는 FLA1 실험체와 상세가 동일하나 단면 중앙부에 지름 15mm의 중공부가 존재하는 실험체로서 하중방향 길이의 중공비는 28.8% 정도로 크지 않아 피복콘크리트 박리가 FLA1 실험체에 비해 3단계 앞선 하중단계에서 발생되었고 횡하중은 95%, 변위성능은 86% 정도로 작게 나타났다.

- (4) FLA3 실험체는 FLA1 실험체와 상세가 동일하나 축방향철근비가 1.78배 많게 배근된 실험체로서 FLA1에 비해 초기강성이 증가되고 횡하중 강도는 최대 1.4배 증가되었으나 변위성능은 86%의 성능을 보였다.
- (5) FLA4 실험체는 FLA1 실험체에 비해 단면적이 감소된 실험체로서 낮은 초기강성, 30%의 횡하중 강도를 나타내었고 변위성능은 86%의 성능을 보였다.
- (6) 반복횟수와 횡변위의 증가범위가 동일한 본 실험결과에서 축방향철근의 저주파 피로에 의한 파단은 횡변위량이 가장 큰 영향을 준 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 2013년 국토해양부의 재원으로 한국해양과학기술진흥원의 지원을 받아 수행된 연구 (2013년 제주씨그랜트 사업)이며 이에 감사드립니다.

References

1. CALTRANS (2002), Caltrans Seismic Design Criteria, Version 1.3, California Department of Transportation, Sacramento, USA, December, 2002.
2. CALTRANS (2003), Seismic Performance of RC Bridge Frames with Architectural Flared Columns, Report No. CCEER 03-03, California Department of Transportation, Sacramento, USA, December, 27-73.
3. Ko, S. H. (2012), Seismic Performance of Square RC Column Confined with Spirals, *Journal of Korea Institute for Structural Maintenance Inspection*, KSMI, 16(5), 88-97 (in Korean).
4. Ko, S. H. (2013), Displacement Ductility of Circular RC Column according to the Spacing of Spirals, *Journal of Korea Institute for Structural Maintenance Inspection*, KSMI, 17(2), 71-82 (in Korean).
5. Ko, S. H. (2013), Seismic Performance and Flexural over-strength of Circular RC Column, *Journal of Korea Institute for Structural Maintenance Inspection*, KSMI, 17(5), 49-58 (in Korean).
6. Ko, S. H., Lee, J. H. (2010), Low Cycle Fatigue Model for Longitudinal Reinforcement, *Journal of the Korea Concrete Institute*, 22(2), 273-282 (in Korean).
7. Lee, J. H., Ko, S. H. (2010), Low Cycle Fatigue Behavior for Longitudinal Reinforcement, *Journal of the Korea Concrete Institute*, 22(2), 263-271 (in Korean).
8. Michael, P. B., and Marc, O. E. (2005), Practical Performance Model for Bar Buckling, *Journal of structural engineering*, ASCE, 131(7), 1060-1070.
9. Ministry of land, transport and maritime affairs (2012), Concrete Structure Design Standard, Korea (in Korean).
10. Ministry of land, transport and maritime affairs (2012), Korea

Bridge Design Specifications (Limited state design), Korea (in Korean).

11. Nada, H., Sanders, D., Saiidi, S. M. (2003), Seismic Performance of RC Bridge Frames with Architectural Flared Columns, Report No. CCEER 03-03, California Department of Transportation, Sacramento, USA, December, 27-73.
12. Shu, J. W., Rhee, J. Y., Ko, S. H., Lee, J. H. (2004), A Study on the Core Confinement Method of Reinforced Concrete

Piers, *Journal of Korea Society of Civil Engineering*, KSCE, 24(5A), 923-930 (in Korean).

Received : 07/30/2013

Revised : 11/18/2013

Accepted : 12/02/2013

요 지

횡방향철근은 기둥의 소성힌지구간에 충분한 구속효과, 축방향철근의 좌굴방지와 연성거동을 확보하기 위해 적용된다. 기둥에서 사각형 후프 띠철근과 보강 띠철근의 조립 및 배근방법은 시공이 까다롭고 많은 횡방향철근량이 요구된다. 본 논문에서, 이러한 문제점들을 해결하기 위하여 장방형 단면과 플레어 기둥의 횡구속을 위한 장방형 후프 띠철근을 사용한 새로운 횡구속 방법이 제안되었다. 팔각 장방형 단면에 대한 실험적 연구는 플레어 기둥의 강축에 대해 수행되었다. 장방형 띠철근을 적용한 횡구속 방법은 만족할 만한 횡구속 성능을 나타내었다. 개발된 장방형 후프 띠철근 상세는 장방형 단면과 플레어 기둥의 시공성과 경제성을 향상시켜줄 수 있는 하나의 대안으로서 적용 가능한 것으로 판단된다.

핵심 용어 : 플레어 기둥, 장방형 단면, 장방형 후프 띠철근, 횡구속 방법, 강축