

비부착 프리캐스트 중공 사각 단면 교각의 구조거동에 관한 해석적 연구

An Analytical Study for Structural Behaviors of Unbonded Precast Rectangular Hollow Section Concrete Piers

최승원* · 김익현** · 조재열*** · 장승필****

Choi, Seung-Won · Kim, Ick-Hyun · Cho, Jae-Yeo · Chang, Sung-Pil

Abstract

Unbonded precast concrete piers have better seismic performances than conventional reinforced concrete piers. In this research, seismic performances of unbonded precast prestressed concrete piers are analyzed using OpenSEES. Main parameters of analysis are concrete strength, jacking force ratio, ratio of tendon, and size of precast segment. In results, as the ratio of tendon and jacking force ratio increase, the flexural strength increases at softening state and ultimate state. Concrete strength and size of precast segment are negligible. But initial jacking force ratio leads to early yielding of prestressing tendon. Since compressive strain in core concrete is much less than ultimate strain, it can be expected that the amount of transverse steel reinforcement is to be reduced in comparison with conventional reinforced concrete column.

Keywords : precast piers, OpenSEES, gap opening, jacking force ratio, ratio of tendon, size of segment

요 지

일반적으로 비부착 프리캐스트 콘크리트 교각은 철근콘크리트 교각에 비하여 내진성능과 지진 후의 공용성능이 우수하다. 본 연구에서는 OpenSEES 프로그램을 사용하여 비부착 프리캐스트 교각의 내진거동을 분석하였다. 특히, 콘크리트 강도, 긴장재의 초기 긴장비, 긴장재 비, 교각 세그먼트의 크기의 변화에 대한 비부착 프리캐스트 콘크리트 교각의 내진거동에 대하여 해석적으로 연구하였다. 해석결과 긴장재 비 및 초기 긴장비가 증가함에 따라 연화상태 및 극한상태의 휨강도도 증가하였다. 콘크리트 강도 및 세그먼트 크기에 따른 교각의 휨강도 차이는 거의 무시할 만 하였으나, 초기 긴장비의 증가는 긴장재의 항복 시점을 앞당기는 결과를 나타냈다. 또한, 심부콘크리트의 압축 변형률이 극한변형률에 미치지 않으므로, 일반 콘크리트교각에 비하여 심부구속 철근량을 감소시킬 수 있을 것으로 사료된다.

핵심용어 : 프리캐스트 교각, OpenSEES, 갭오픈, 긴장비, 긴장재 비, 세그먼트 크기

1. 서 론

프리스트레스드 콘크리트 교각은 콘크리트 교각에 연직방향으로 프리스트레스를 도입한 교각으로 일반 철근콘크리트 교각에 비하여 내진성능과 지진후의 공용성능이 우수한 형식의 교각이다. 이러한 프리스트레스드 콘크리트 교각은 일반 콘크리트 교각에 비하여 높은 휨강도와 전단강도를 얻을 수 있고 동시에 복원력이 우수하다. 프리캐스트 프리스트레스드 콘크리트 교각은 시공성 측면에서도 프리스트레스를 도입함으로써 철근량이 감소되어 철근배근 시 작업성이 향상된다. 이 교각은 공장에서 제작한 세그먼트를 현장에서 조립하게 되므로 현장타설 콘크리트 교각에 비해 작업공간을 줄

일 수 있고, 교통차단 등을 최소화할 수 있을 뿐만 아니라 콘크리트의 품질을 우수하게 유지할 수 있다. 이러한 이유로 시공성이 우수하고, 내진성능 역시 우수한 프리캐스트 콘크리트 교각에 대한 시공 및 연구가 미국(Ou, 2007) 및 일본 뿐만 아니라 국내(김태훈 외, 2008, 2009, 김현호 외, 2007)에서도 활발하게 이루어지고 있다. 기존 연구에서는 프리캐스트 교각의 에너지흡수율을 향상하기 위하여 접합면에서의 축방향 주철근을 다양한 방법을 이용하여 접합시키는 시도를 하고 있으나 이는 시공성이 저하되는 단점이 있다(Ou, 2007). 따라서 본 연구에서는 국내에서는 연구 실적이 미흡한 비부착 프리캐스트 콘크리트 교각, 특히 경계면에서의 축방향 주철근이 모두 단락된 교각에 대해 콘크리트 강

*정회원 · 교신저자 · (사)한국콘크리트학회 콘크리트공학연구회 선임연구원 · 공학박사 (E-mail : csw2001@snu.ac.kr)

**정회원 · 울산대학교 건설환경공학부 교수 · 공학박사 (E-mail : ickhyun@ulsan.ac.kr)

***정회원 · 서울대학교 건설환경공학부 교수 · 공학박사 (E-mail : jycho@snu.ac.kr)

****참여회원 · 서울대학교 건설환경공학부 명예교수 · 성균관대학교 초고층 장대교량학과 석좌교수 · 공학박사 (E-mail : spchang@snu.ac.kr)

도, 초기긴장비, 긴장재 비, 세그먼트의 크기 및 형상비에 따른 구조거동 특성을 파이버 요소를 사용한 OpenSEES (2005)를 이용하여 파악하였다.

2. 횡하중을 받는 프리캐스트 교각의 거동

횡하중을 받는 세그먼트 집합면에서 축방향 주철근이 연결된 비부착 프리캐스트 교각의 거동은 일반적으로 Fig. 1과 같이 4단계(Hewes, 2002)를 보인다.

첫 번째 단계는 탈 압축상태(decompression state)로서, 횡하중에 의한 모멘트 증가로 기둥단면의 연단에서 압축상태에서 벗어나는 단계이다. 이때, 기둥과 기초부 경계면 사이가 벌어지는 갭오픈링(gap opening) 현상이 발생하기 시작한다.

두 번째 단계는 연화상태(softening state)로서, 겉보기에 횡하중-횡변위의 관계가 유효선형한계(effective linear limit)에 이르는 상태이다. 이후부터는 횡하중의 증가에 따라 기둥 하단과 기초부 사이에 갭오픈링이 증가하기 때문에 비록 긴장재의 응력은 탄성상태에 놓여 있지만 횡변위가 크게 발생하여 기둥의 비선형성은 크게 증가한다.

세 번째 단계는 긴장재의 변형률이 항복변형률에 도달하는 항복상태(yielding state)이다. 비선형성은 주로 세그먼트 경계부에서의 갭오픈링과 압축측 콘크리트의 비선형성에 의해 발생하지만 콘크리트의 손상은 크지 않다.

마지막 단계는 횡방향 구속된 심부콘크리트의 파괴에 의한 휨-압축 파괴상태(failure state)이다. 따라서 충분한 횡방향 보강은 항복상태보다 큰 변위에 도달할 수 있다.

Fig. 2는 부착 프리캐스트 교각과 비부착 프리캐스트 교각의 거동의 차이를 보여준다. 비부착 프리캐스트 교각의 경우 긴장재의 인장력이 인접 콘크리트로 전달되지 않으므로 균열발생 가능성이 적고, 이에 따라 응력집중으로 인한 긴장재

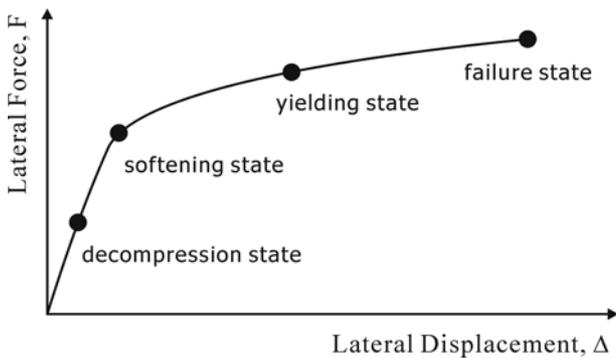


Fig. 1 Lateral force-displacement drift relationship

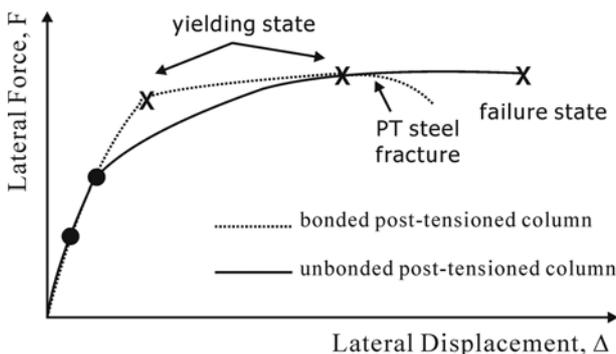


Fig. 2 Comparison of bonded and unbonded precast pier

변형률의 증가가 작아 긴장재의 항복 및 파괴 시점을 늦출 수 있다는 장점이 있다. 그러나 비부착 긴장재를 사용할 경우 긴장재의 부식으로 인한 휨강도의 저하 가능성이 부착한 경우에 비해 높다는 단점이 있다.

3. 힘-변위 거동의 이상화

프리캐스트 프리스트레스트 교각의 힘-변위 거동은 Fig. 3과 같이 point 1~3까지의 과정을 거치는 비선형-탄성거동(nonlinear-elastic behavior)으로 이상화할 수 있다. 지진 발생 후에도 긴장재의 프리스트레싱력은 교각을 원상태로 복원시키려는 힘(restoring force)을 발휘하므로 잔류변위가 거의 발생하지 않고 에너지소산이 거의 없다. 그러나 기초와 교각 경계면 콘크리트부에서의 소성변형(plastic straining)에 의해 다소의 에너지소산이 발생한다.

한편, 비부착 프리캐스트 프리스트레스트 교각에서 긴장재와 콘크리트 사이의 변형률 적합조건은 존재하지 않는다. 이는 철근콘크리트 교각과 프리캐스트 교각의 모멘트-곡률 특성에 대한 정의에 있어 큰 차이점이 된다. Hewes(2002)는 모멘트-곡률 특성을 이용하여 해석적으로 산정한 프리캐스트 교각의 힘-변위 포락선(force-displacement envelope)이 실험 결과와 거의 유사함을 보여주었다. 본 연구에서는 Hewes의

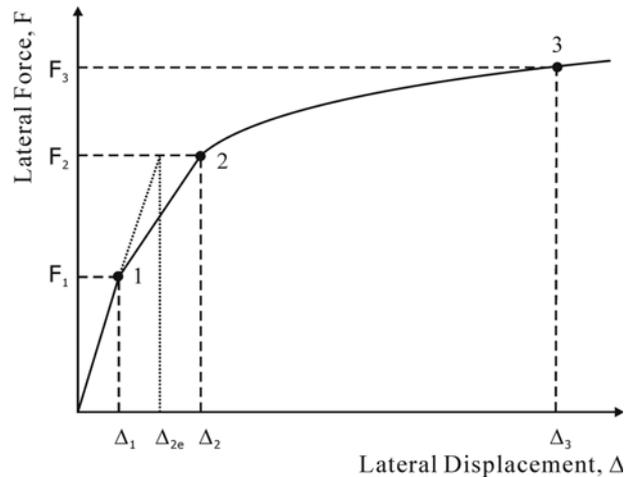


Fig. 3 Idealized force-displacement response

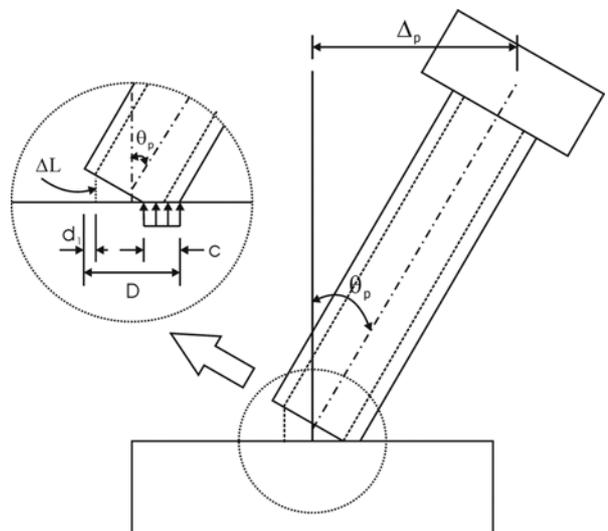


Fig. 4 Rigid rotation of the pier about the compression toe

연구(2002)와 같이 중립축과 최외측 콘크리트 사이의 변형을 뿐 만 아니라 프리스트레스 힘을 동시에 고려하여 반복계산을 통해 모멘트-곡률 관계를 도출하였다.

Fig. 3의 point 1~point 2에서의 모멘트-곡률 관계는 철근 콘크리트 교각에서의 모멘트-곡률관계와 동일한 방법을 사용하여 도출하였지만, 중립축이 최외측 긴장재의 위치에 도달하게 되는 point 2 이후에서는 Fig. 4에서와 같이 교각을 이상화하여 모멘트-곡률 관계를 도출하였다. 이때 소성힌지는 기초와 교각의 경계면에서 발생한다고 가정하였다.

이로부터 소성회전각(plastic rotation), θ_p 및 소성곡률(plastic curvature), ϕ_p 는 각각 식 (3)과 식 (5)와 같이 표현할 수 있다. Fig. 4에서 갭오프닝의 깊이가 긴장재의 위치에 까지 도달하면 긴장재 응력의 증가분, Δf_s 에 의해 증가하는 긴장재의 변형을 증가량, $\Delta \epsilon_s$ 는 식 (6)과 같이 나타낼 수 있다. 이때, L_p 는 소성힌지 길이로서 식 (4)와 같이 나타낸다. ϕ_t 는 총곡률(total curvature), ϕ_e 는 탄성 곡률(elastic curvature), L_t 는 긴장재의 비부착길이, D 는 교각의 단면깊이, d_t 는 긴장재의 위치, c 는 중립축 깊이를 나타낸다.

$$\phi_t = \phi_e + \phi_p \quad (1)$$

$$\phi_e = \frac{\epsilon_c}{c} \quad (2)$$

$$\theta_p = \phi_p L_p \quad (3)$$

여기서, $L_p = 0.08H + 0.022f_y d_b$ (4)

$$\phi_p = \phi_t - \phi_e \quad (5)$$

$$\Delta \epsilon_s = \frac{\Delta L}{L_t} = \frac{\theta_p(D - d_t - c)}{L_t} \quad (6)$$

이에 대응하는 긴장재의 응력 증가분 및 총합력의 증가분은 각각 식 (7) 및 (8)과 같다. 여기서 E_s 와 A_s 는 각각 긴장재의 탄성계수 및 단면적을 나타낸다.

$$\Delta f_s = \Delta \epsilon_s E_s \quad (7)$$

$$\Delta F_s = \Delta f_s A_s \quad (8)$$

point 1(Fig. 3)까지는 일반 RC교각의 모멘트-곡률의 관계와 동일한 관계를 사용하여 식 (9)와 식 (10)과 같이 변위와 하중을 나타낼 수 있다.

$$\Delta_1 = \frac{1}{3} \phi_1 H^2 \quad (9)$$

$$F_1 = \frac{M_1}{H} \quad (10)$$

이때, H 는 교각의 높이이다.

point 2(Fig. 3)에서의 변위는 탄성변위 및 교각의 강제회전(rigid body rotation)에 의한 변형의 합으로 나타낼 수 있다(식 (11)).

$$\Delta_2 = \Delta_{2e} + \Delta_{2p} \quad (11)$$

여기서, $\Delta_2 = \frac{E_2}{F_1} \Delta_1$ (12)

$$\Delta_{2p} = \left\{ \phi_2 - \frac{F_2}{F_1} \phi_1 \right\} L_p H \quad (13)$$

$$F_2 = \frac{M_2}{H} \quad (14)$$

point 3(Fig. 3)에서 교각은 강제회전량이 증가하여 교각의 하단부에 갭오프닝이 크게 발생하는 구간이다. 이 단계에서의 변위는 식 (15)와 같이 구할 수 있다.

$$\Delta_3 = \Delta_{3e} + \Delta_{3p} \quad (15)$$

여기서, $\Delta_{3e} = \frac{F_3}{F_2} \Delta_2$ (16)

$$\Delta_{3p} = \left\{ \phi_3 - \frac{F_3}{F_2} \phi_2 \right\} L_p H \quad (15)$$

$$F_3 = \frac{M_3}{H} \quad (17)$$

4. 파이버 요소를 사용한 교각의 비선형해석

프리캐스트 교각의 내진거동 특성을 파이버요소를 적용한 OpenSEES(2005)를 통해 2차원 비선형 유한요소모델을 사용하여 분석하였다. OpenSEES는 버클리 대학의 지진연구소(PEER center)에서 FEAP와 FEDEAS를 기반으로 구조 및 지반 시스템의 거동을 모사하기 위해 개발된 프로그램으로 보-기둥요소, zero-length 요소, 트러스 요소, quad 요소 등을 포함하고 있으며, 12가지 비선형 이력모델을 4가지 단면 모델에 적용함으로써 비선형적인 거동을 나타낼 수 있어 토목구조물 뿐만 아니라 건축물, 지반의 운동에 대한 해석까지 가능하다(이한선, 2005).

Fig. 5 및 Fig. 6은 본 연구에 사용된 프리캐스트 교각의 모델링 개념도 및 단면모델을 나타낸다.

교각부는 보-기둥요소(beam-column element)를 이용하여

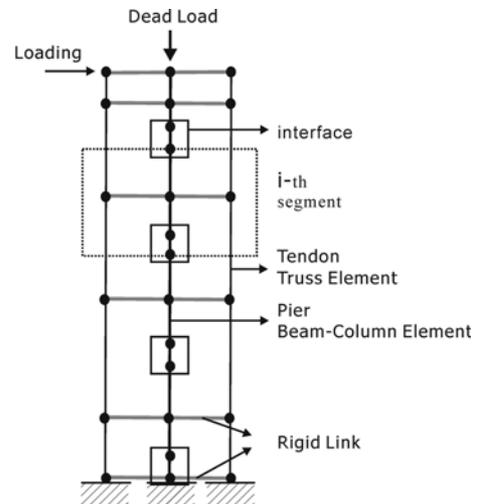


Fig. 5 Schematic model of precast concrete pier

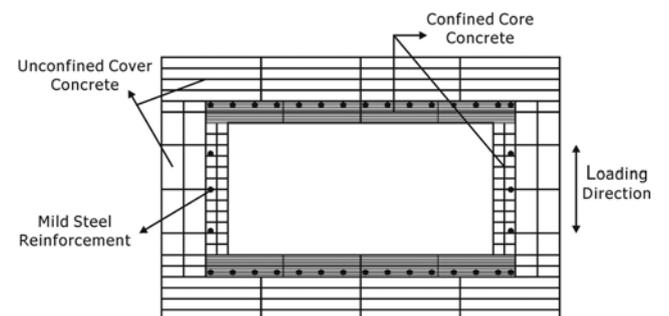


Fig. 6 Fiber model for the pier cross-section

콘크리트 및 철근을 하나의 파이버 요소에 집속하였다. 콘크리트 모델 구성 중 횡철근에 의해 구속된 콘크리트(confined concrete) 영역은 Mander Model(1988)을 사용하여 비구속 콘크리트(unconfined concrete) 영역과 구분하였다(Fig. 5).

긴장재는 트러스 요소를 사용하여 모델링하였고, 사용된 철근과 동일한 모델을 이용하여 반복 하중(cyclic load)에서의 거동을 나타낼 수 있도록 하였다. 교각내부에 배치된 긴장재의 기하형상을 유지하기 위하여 Fig. 5에서와 같이 높이방향으로 5개소에 강절(rigid link)로 교각부와 연결하였다(Hieber 등(2005), Wacker 등(2005)).

사용된 철근 및 긴장재는 Menegotto & Pinto에 의해 개발된 모델(Steel 02)을 사용하여 반복하중에 따른 응력-변형률 관계를 나타낼 수 있도록 하였다(OpenSEES, 2005). 긴장재에 도입되는 인장력은 재료물성에서 초기응력 항을 추가하여 프리스트레싱 력을 도입하였다.

세그먼트의 경계면은 다른 세그먼트 교각부와 동일한 단면과 재료속성을 갖지만 축방향 주철근의 단락을 모사하기 위하여 철근의 속성은 고려하지 않고 콘크리트로만 구성된 보-기둥 요소로 표현하였다.

5. 프리캐스트 교각의 내진거동 해석결과

5.1 해석 방법의 타당성 검증

앞선 3장과 4장에서 제시한 모멘트-곡률관계를 이용한 힘-변위의 포락선과 OpenSEES를 이용한 비선형 해석의 타당성을 Ou(2007)에 의해 수행된 실험결과를 통해 검증해 보았다. Fig. 7은 Ou에 의해 수행된 실험에 사용된 시험체의 정면도 및 단면도로서, 860×860 mm의 정사각형 모양의 단면두께가 200 mm인 중공사각 단면 교각이다. 실험체의 축방향 주철근은 세그먼트 경계면에서 모두 단락되어 있다.

Fig. 8은 Ou의 실험결과와 앞선 두 가지 방법(모멘트-곡률 관계에 의한 해석결과 및 OpenSEES에 의한 해석결과)에 의한 해석결과를 나타낸다. 모멘트-곡률 관계를 이용해서 얻은 하중-드리프트비의 결과는 OpenSEES에 의한 비선형해석을 통해 얻은 해석결과와 거의 유사한 결과를 나타냈으며 초기 변위에서의 강성의 변화는 두 해석에서 모두 실험결과

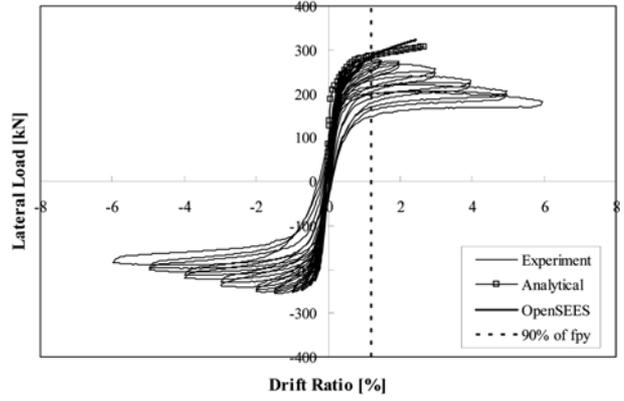


Fig. 8 Comparison with experimental results (Ou, 2007)

와 유사한 경향을 보여주었다. 그러나 OpenSEES를 이용한 비선형 해석에서는 반복하중에 의한 재료의 강도 및 강성 저하효과가 반영되어 초기단계의 드리프트비에서 강성이 모멘트-곡률 관계를 이용한 해석법에 의한 경우보다 다소 작게 평가되는 것으로 나타났다. 한편, 드리프트 비가 큰 영역(1.5% 이상)에서 비교해 보면 실험에서는 드리프트 비의 증가에 따라 강도 저하가 뚜렷하지만 해석에서는 강도 증가가 지속되어 실험적 특성을 잘 구현하고 있지 못하다. 그러나 일반적으로 프리스트레스트 교각은 긴장재의 응력이 항복강도의 90%를 넘지 않도록 설계되므로(사프리스트레스트 콘크리트 기술협회, 일본) 이 범위(그림 내에 점선으로 표시)내에서는 비교적 거동을 잘 모사하고 있다. 따라서, 본 연구에서는 긴장재의 항복응력의 90%를 설계한계로 설정하여 거동특성을 분석하였다.

5.2 프리캐스트 교각의 내진거동 해석

5.2.1 해석 변수의 설계

해석에 사용된 교각은 700×450 mm 직사각형 단면의 중공단면으로서 벽체의 두께는 100 mm이다(Fig. 9).

세그먼트의 높이는 1 m를 기본으로 하였으며 가력점까지의 높이가 3.5 m인 교각을 기준모델로 하였다. Table 1에서 해석에 사용된 변수를 설명하고 있다.

축방향 주철근은 SD400의 D13 철근을 사용하였고, 모든

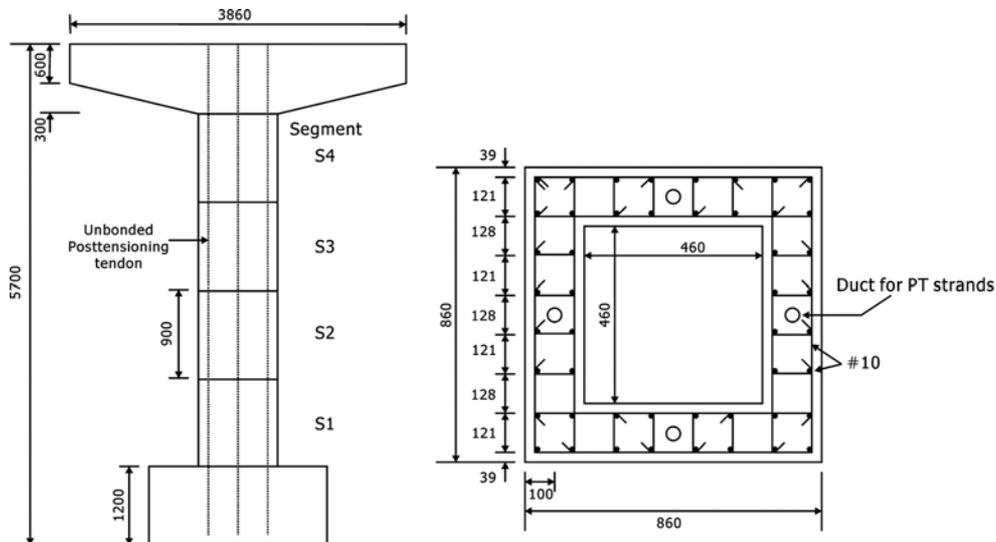


Fig. 7 Test specimen configuration accomplished by Ou (2007) (unit : mm)

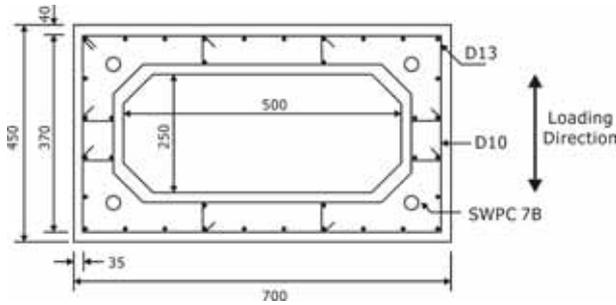
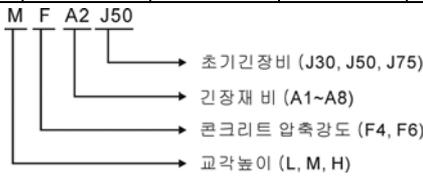


Fig. 9 Section detailing of the pier investigated (unit : mm)

Table 1. Analysis variables and designation

콘크리트 압축강도 [MPa]	긴장재 비 [%]	초기긴장비 [%]	교각높이 [m]	형상비
40, 60	0.1~0.8	30	2.1	4.7 (L)
		50	3.5	7.8(M)
		75	5.0	11.1(H)



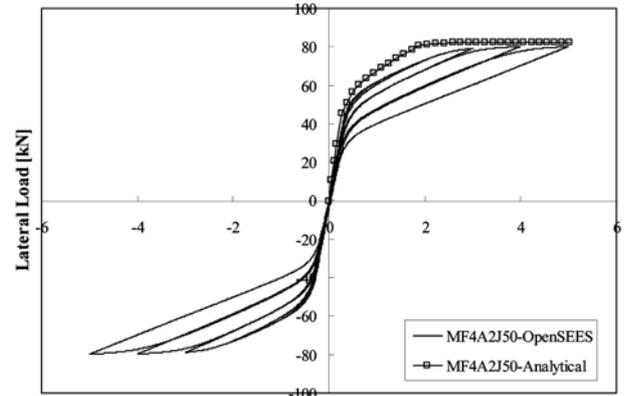
시험체의 축방향 주철근비는 1.94%로 설정하였으나 교각 세그먼트 사이에서 축방향 주철근은 모두 단락시켜 배치하였다. 횡철근은 중공단면의 각 벽체에 대하여 도로교설계기준(건설교통부, 2005)의 내진설계규정에 따라 SD400의 D10 철근을 사용하여 첫 번째 세그먼트에서는 50 mm 간격으로 배치하였고, 나머지 구간에서는 100 mm 간격으로 배치하였다. 긴장재는 SWPC 7B를 사용하여 Fig. 9와 같이 교각 단면의 네 모서리 부분에 설치하였다. 해석대상 교각의 콘크리트 설계압축강도는 40 MPa, 60 MPa, 긴장재의 초기긴장비는 설계기준항복강도의 30%, 50%, 75%로 결정하였고, 긴장재 비는 0.1~0.8%로 하여 긴장재의 인장력에 의한 거동 특성을 분석하고자 하였다.

또한, 교각의 높이를 2.1 m, 3.5 m, 5.0 m로 하여 형상비에 따른 거동을 살펴보고, 세그먼트 크기에 의한 영향을 살펴보기 위하여 1 m 높이를 갖는 세그먼트 높이를 0.5 m, 1.5 m로 조정하여 해석을 수행하였다. 이때 단면의 크기는 동일하게 적용하였다. 모든 해석대상에 대해 단면 축강도의 10%($0.1A_g/f_{ck}$)에 해당하는 축하중을 재하하였다.

5.2.2 콘크리트 압축강도 및 형상비에 따른 거동특성

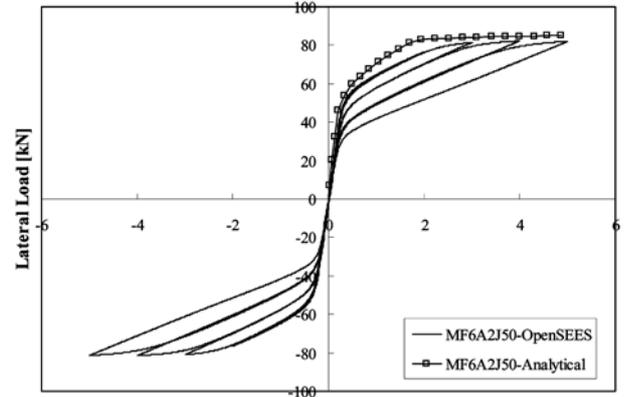
Fig. 10은 콘크리트 압축강도에 따른 횡변위와 횡하중사이의 관계를 나타낸다. 변위가 증가하여도 하중 제거시 잔류변형이 거의 남지 않는 원점지향적인 거동특성을 잘 묘사하고 있다. Fig. 10에서 보는 바와 같이 콘크리트 압축강도의 증가는 프리캐스트 교각의 내하력 및 에너지 흡수율에 큰 영향을 미치지 않는 것으로 나타났다.

형상비에 따른 하중-변위 곡선을 Fig. 11에 나타내었다. 단면의 휨강도(M_n)가 동일하기 때문에 교각의 극한하중(긴장재의 응력이 항복강도의 90%에 이를 때의 수평력)은 교각의 높이비(Table 2의 1.00, 1.67, 2.38)에 반비례($F_n=M_n/H$)



Drift Ratio [%]

(a) FM4A2J50



Drift Ratio [%]

(b) MF6A2J50

Fig. 10 Lateral force versus displacement relationship as per compressive strength of concrete

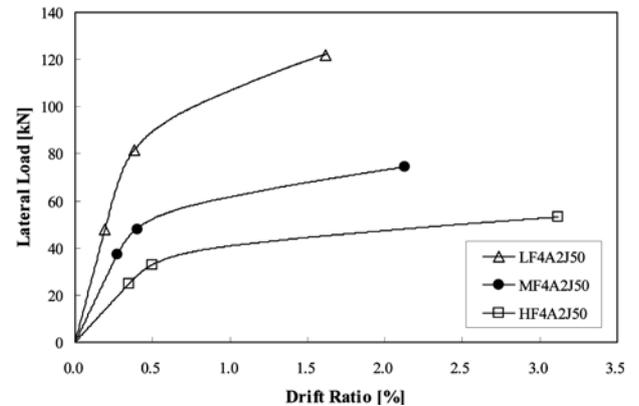


Fig. 11 Lateral load variation according to the aspect ratio

H)하는 것을 알 수 있다(Table 2의 1/1.64, 1/2.30). 극한 변위까지의 등가점성성감쇠비를 계산하면 각각 0.35%, 0.94%, 1.2%로 매우 작은 값을 보여 설계범위내에서 소성 거동에 따른 감쇠특성은 무시할 만하다. Fig. 12는 Fig. 11을 극한변위 및 극한하중에 대해 정규화한 그림이다. Fig. 11 및 Fig. 12의 각 표시는 각각 탈압축상태, 연화상태 그리고 극한상태를 나타낸다.

Table 2는 형상비에 따른 교각의 각 단계별 거동 즉, 갭 오프닝이 발생하는 탈압축상태(decompression state), 연화상태(softening state), 극한상태(ultimate state; 긴장재의 응력이 항복강도의 90%에 도달하는 시기)를 각각 나타내었다. 탈압축상태의 드리프트비는 극한변위의 드리프트의 11~13%

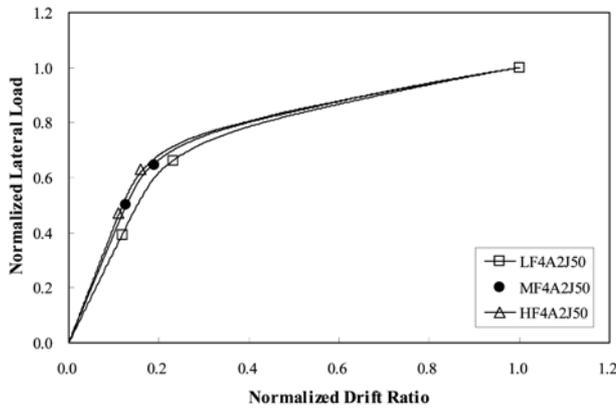


Fig. 12 Normalized drift ratio versus lateral load curve for the aspect ratio

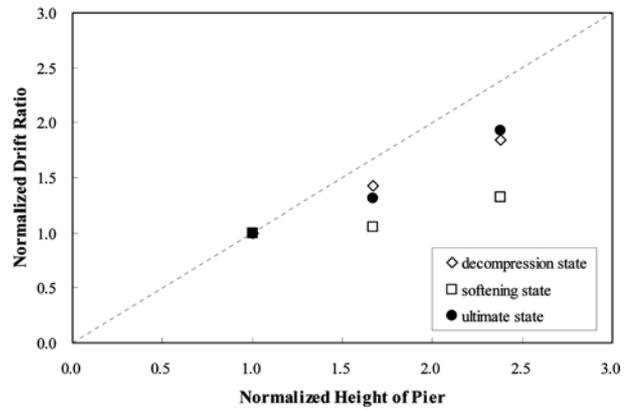


Fig. 13 Normalized drift ratio at each state for the aspect ratio

Table 2. Summary of overall behavior of precast piers according to aspect ratio

		LF4A2J50 (H=2.1m) (1.00)	MF4A2J50 (H=3.5m) (1.67)	HF4A2J50 (H=5.0m) (2.38)
Decompression state*	Drift [%]	0.19(0.12&1.00)	0.27(0.13&1.42)	0.35(0.11&1.84)
	Lateral load [kN]	47.5(0.39)	35.8(0.48)	25.0(0.47)
Softening state**	Drift [%]	0.45(0.28&1.00)	0.53(0.25&1.17)	0.89(0.29&1.98)
	Lateral load [kN]	86.6(0.71)	53.0(0.71)	39.9(0.75)
Ultimate state***	Drift [%]	1.6(1.00&1.00)	2.1(1.00&1.31)	3.1(1.00&1.94)
	Lateral load [kN]	122.3(1.00&1.00)	74.4(1.00&1/1.64)	53.1(1.00&1/2.30)

This footnote can be applied for Table 3, 4 as well.

*decompression state : initiation of decompression

**softening state : initiation of large stiffness degradation

***ultimate state : state at 90% of f_{py}

() : ratio to the ultimate state and ratio to the model LF4A2J50

Table 3. Summary of overall behaviors of precast piers as per the ratio of tendon

		MF4A1J50	MF4A2J50	MF4A3J50	MF4A4J50	MF4A6J50	MF4A8J50
Decompression state*	Drift [%]	0.23 (0.12&1.00)	0.27 (0.13&1.17)	0.31 (0.13&1.35)	0.39 (0.16&1.69)	0.47 (0.18&2.04)	0.55 (0.19&2.39)
	Lateral load [kN]	30.2 (0.51&1.00)	35.8 (0.48&1.19)	41.5 (0.46&1.37)	53.4 (0.51&1.76)	65.5 (0.49&2.17)	77.9 (0.48&2.58)
Softening state**	Drift [%]	0.44 (0.22&1.00)	0.53 (0.25&1.20)	0.67 (0.29&1.52)	0.72 (0.30&1.63)	0.78 (0.30&1.77)	0.86 (0.31&1.95)
	Lateral load [kN]	44.1 (0.75&1.00)	53.0 (0.71&1.20)	63.3 (0.71&1.44)	71.74 (0.69&1.63)	86.03 (0.64&1.95)	99.83 (0.61&2.26)
Ultimate state***	Drift [%]	2.0 (1.00&1.00)	2.1 (1.00&1.05)	2.3 (1.00&1.15)	2.4 (1.00&1.20)	2.6 (1.00&1.30)	2.8 (1.00&1.40)
	Lateral load [kN]	59.0 (1.00&1.00)	74.4 (1.00&1.26)	89.6 (1.00&1.52)	104.7 (1.00&1.77)	134.3 (1.00&2.28)	162.9 (1.00&2.76)
	Depth of neutral axis [mm]	68.5 (1.00&1.00)	72.6 (1.00&1.06)	75.1 (1.00&1.10)	81.2 (1.00&1.19)	94.8 (1.00&1.38)	116.5 (1.00&1.70)

() : ratio to the ultimate state and ratio to the model MF4A1J50

이며, 하중은 설계내하력의 39~48% 수준이다. 연화상태의 드리프트비는 극한변위의 드리프트비의 25~29%이며, 이때의 하중은 설계내하력의 71~75%이다. Fig. 13은 형상비(교각높이) 증가에 따른 각 단계에서의 드리프트비를 모델 LF4A2J50을 기준값으로 하여 정규화 한 것이다.

완전탄성부재의 경우 드리프트비는 식 (18)과 같이 교각의 높이에 정비례(Fig. 13 점선)하지만 해석모델의 각 단계에서

의 드리프트비는 교각 높이의 비보다 작은 값을 보인다.

$$Drift\ ratio = \Delta/H = \left(\frac{1}{3}\phi H^2\right)/H = \frac{1}{3}\phi H \quad (18)$$

각 단계에서 긴장재의 응력은 탄성영역에 놓여 있지만 완전탄성부재에 비해 좀 더 빨리 각 단계에 이르는 것을 알 수 있다. 교각의 높이 증가에 따른 각 단계의 드리프트비는 일정한 경향을 보이지는 않지만 연화상태가 탈압축상태 및

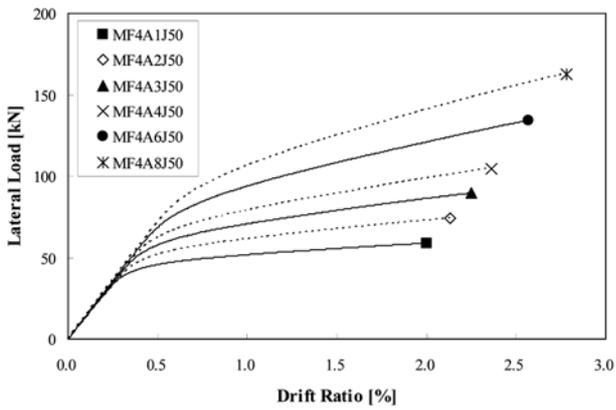


Fig. 14 Lateral load variation according to the ratio of tendon

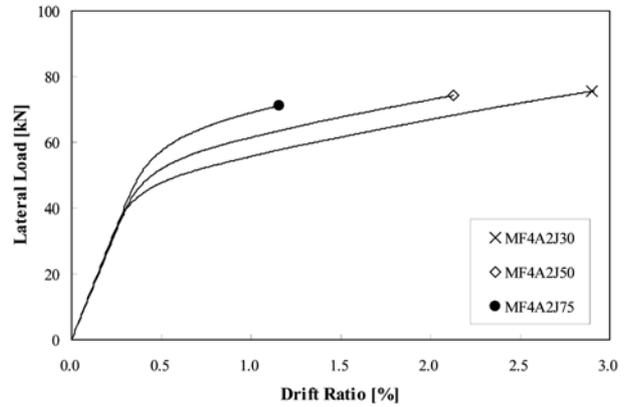


Fig. 16 Variation of lateral load according to initial jacking force ratio

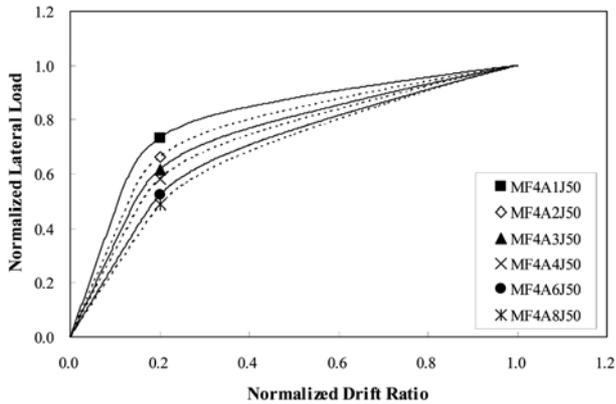


Fig. 15 Normalized drift ratio versus lateral load curve for the ratio of tendon

극한상태에 비하여 상당히 빨리 나타나는 특징이 있다.

5.2.3 긴장재 비 및 긴장력에 따른 변화

Fig. 14는 긴장재 비가 1, 2, 3, 4, 6 및 8%인 모델의 드리프트비와 횡하중의 관계를 나타낸 것으로서 그림에서의 각 표시는 긴장재의 응력이 항복강도의 90%에 도달한 시점으로 본 연구의 극한상태를 의미한다. 그림에서와 같이 긴장재 비 증가에 따라 극한하중과 극한변위가 함께 증가하고 있다.

Fig. 15는 긴장재 비에 따른 하중-변위 드리프트비의 관계를 각각의 극한하중과 극한변위에 대해 정규화한 그림이다. 긴장재 비가 증가할수록 겹보기항복후의 2차강성이 증가하는 특성을 보인다.

Table 3은 Fig. 14를 토대로 긴장재 비에 따른 전반적인 거동을 정량적으로 나타낸 것이다. 표에서 나타낸바와 같이 겹오프닝은 긴장재 비에 따라 약 0.23%~0.55% 드리프트비

에서 발생하였고, 이는 극한상태의 드리프트비의 약 12%~19% 수준으로 긴장재비 증가할수록 증가하는 경향을 보인다. 연화상태는 약 0.44%~0.86%의 드리프트비에서 발생하였으며 이는 극한상태의 드리프트비의 22%~31%에 해당되며 이 또한 긴장재비 증가할수록 증가한다. 본 연구에서 긴장재의 최대 응력은 항복강도의 90%로 제한하였는데 이에 해당하는 드리프트비는 약 2%~3%에 해당하였다. 긴장재 비의 증가는 축력을 증가시키므로 이들 각각의 단계가 발생하는 드리프트비는 지연되었고, 이때의 횡하중 크기도 증가하였다.

Fig. 16은 초기긴장비에 따른 거동특성의 변화를 나타낸다. Table 4에서와 같이 동일한 긴장재 비에 대하여 초기긴장비율이 증가하면 극한상태에 도달하는 시점이 빨라져 극한하중과 극한변위가 감소하게 된다. 그러나 극한하중의 감소폭은 상대적은 매우 작은 편(기준모델(MF4A2J30)의 98% 및 94%)이지만 극한변위의 감소폭은 매우 커지는 것(기준모델의 72%, 41%)을 알 수 있다.

5.2.4 세그먼트 크기에 따른 변화 및 횡철근량

세그먼트의 크기(높이)가 교각의 거동에 미치는 영향을 살펴보기 위하여 높이를 0.5 m, 1.5 m로 변경하여 해석을 수행하였다. Fig. 17은 각 세그먼트의 크기에 따른 힘-변위 관계를 나타낸 것으로 세그먼트의 크기는 거동특성에 큰 영향을 미치지 않는 것으로 나타났다. 이는 5.2.5절에 기술한 바와 같이 변위는 기초부와 첫 번째 세그먼트의 겹오프닝에 의해 지배되므로 세그먼트의 높이는 이에 영향을 주지 않기 때문이다. 하지만, 이는 실제 시공시 운반 및 시공에 영향을

Table 4. Summary of overall behavior of precast piers according to initial jacking force ratio

		MF4A2J30	MF4A2J50	MF4A2J75
Decompression state*	Drift [%]	0.2(0.07&1.00)	0.27(0.13&1.35)	0.31(0.26&1.55)
	Lateral load [kN]	27.6(0.37&1.00)	35.8(0.48&1.30)	42.1(0.59&1.53)
Softening state**	Drift [%]	0.47(0.16&1.00)	0.53(0.25&1.13)	0.60(0.50&1.28)
	Lateral load [kN]	46.9(0.62&1.00)	53.0(0.71&1.13)	60.8(0.86&1.30)
Ultimate state***	Drift [%]	2.9(1.00&1.00)	2.1(1.00&0.72)	1.2(1.00&0.41)
	Lateral load [kN]	75.5(1.00&1.00)	74.4(1.00&0.98)	71.1(1.00&0.94)

() : ratio to the ultimate state and ratio to the model MF4A2J30

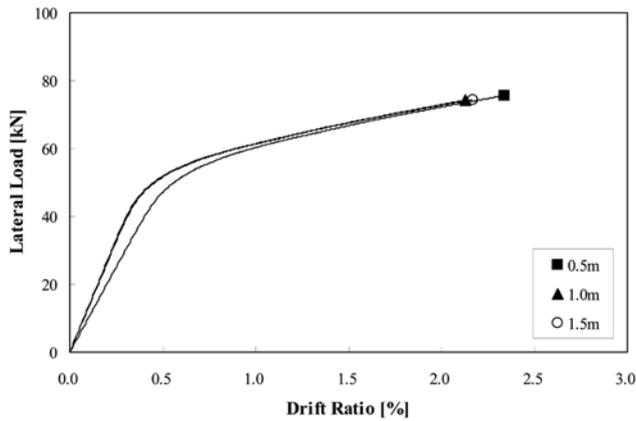
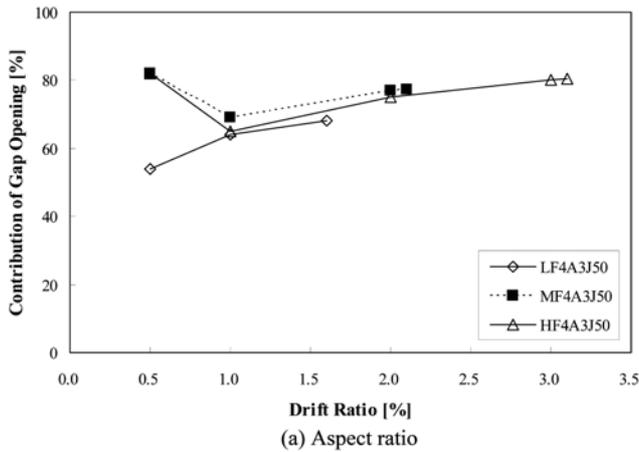
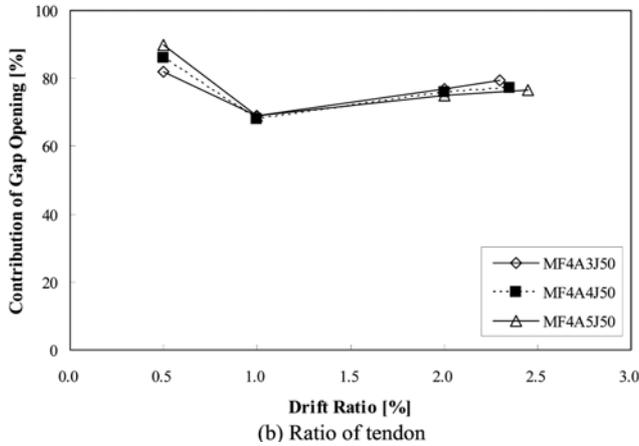


Fig. 17 Variation of lateral load according to height of segment



(a) Aspect ratio



(b) Ratio of tendon

Fig. 18 Contribution of gap opening in total lateral displacement

Table 5. Contribution of gap opening according to the ratio of tendon

Specimen	MF4A3J50			MF4A4J50			MF4A5J50		
	1st* [%]	2nd** [%]	Total [%]	1st [%]	2nd [%]	total [%]	1st [%]	2nd [%]	Total [%]
0.50	50	32	82	52	34	86	54	36	90
1.00	48	21	69	46	22	68	45	24	69
2.00	64	13	77	62	14	76	61	14	75
2.30	65	14	79	-	-	-	-	-	-
2.35	-	-	-	64	13	77	-	-	-
2.45	-	-	-	-	-	-	65	11	76

*1st : gap opening between the top of base and the first segment

**2nd : gap opening between the second segment and the third segment

미치는 인자가 되므로 설계시 주의해야 할 것으로 사료된다.

한편, 극한상태의 심부콘크리트의 압축변형률은 모든 해석 모델에 대하여 극한변형률(0.003) 보다 작게 산정되었다. 이는 비부착 프리캐스트 교각의 소성거동은 횡철근에 의해 구속된 심부콘크리트의 극한변형률이 아니라 긴장재의 응력에 의해 지배됨을 의미한다. 따라서, 긴장재의 응력한계를 항복강도의 90%로 제한하여 설계하는 경우 콘크리트를 구속하기 위한 횡철근은 불필요하게 된다. 비부착 프리캐스트 교각의 소성변위 크기는 긴장재의 응력한계에 의해 제한적으로 확보되므로 내진설계 시 비부착 프리캐스트 교각의 설계단면강도는 이런 점을 고려하여 결정되어야 할 것이다.

5.2.5 겹오프닝에 의한 변위기여도

Fig. 18 및 Table 5는 횡방향 총변위중 겹오프닝에 의한 변위 기여도를 나타낸다. 프리캐스트 교각에서 발생하는 횡변위의 80~90%는 겹오프닝에 의해 발생하였고, 특히 극한상태에 도달하는 2~3% 드리프트비에서의 겹오프닝에 의한 횡변위 기여도는 75~80%로 대부분의 횡변위는 겹오프닝에 의해 발생하는 것으로 나타났다(Fig. 18).

특히, 최하단 세그먼트의 겹오프닝에 의한 횡변위 기여율이 60~70% 수준으로 지배적이었다(Table 5). 이에 따라 두 번째 세그먼트 이상의 겹오프닝에 의한 영향은 거의 무시할 만 하였다.

6. 결 론

축방향 주철근이 세그먼트 경계면에서 단락된 비부착 프리캐스트 교각의 거동특성을 파이버소스를 사용한 OpenSEES를 통하여 해석적으로 고찰하였다. 긴장재의 응력이 항복강도의 90%에 이를 때를 설계한계(극한상태)로 정의하였으며 극한상태까지의 거동특성을 요약하면 다음과 같다.

1. 콘크리트의 압축강도(40 MPa, 60 MPa)는 프리캐스트 교각의 거동에 거의 영향을 미치지 못하였다.
2. 프리캐스트 교각 거동에 가장 중요한 인자는 긴장재 비 및 긴장력이다. 긴장재 비가 2~8배 증가함에 따라 극한하중은 각각 약 26~276%, 극한변위는 5%~26% 증가하였다. 또한, 겹오프닝의 2차강성이 증가하는 특성을 보였으며, 극한상태에 대한 탈압축상태와 연화상태의 변위비가 증가하였다.

3. 동일한 긴장재 량이 사용될 경우 초기긴장력 비율(30% (기준모델), 50%, 75%)이 증가하면 극한상태에 도달하는 시점이 빨라져 극한하중과 극한변위가 감소하게 된다. 극한하중의 감소폭은 기준모델(MF4A2J30)의 98%, 94%로 작지만 극한변위는 기준모델의 72%, 41%로 감소폭이 매우 크다.
4. 교각의 세그먼트 높이는 교각의 전반적인 거동에 큰 영향을 미치지 않는다.
5. 교각의 총 변위중 교각 경계면에서의 갭오픈링(gap opening)에 의한 횡변위의 발생률이 지배적이었다. 특히 극한상태에서 갭오픈링에 의한 총변위의 기여도는 약 80%로 수준으로 나타났다.
6. 극한상태시(긴장재의 응력이 항복강도의 90%에 이를 때) 까지 콘크리트의 압축변형률은 0.003보다 작아 소성거동은 심부콘크리트의 극한변형률의 크기가 아니라 긴장재의 응력에 의해 지배된다. 따라서, 내진설계 시 설계단면강도는 이러한 소성변위 특성을 고려하여 결정되어야 할 것이다.
7. 축방향 주철근이 세그먼트 경계면에서 연결된 교각 및 세그먼트 접합면의 특성이 다른 교각의 거동특성에 대해서는 추가적인 연구가 필요하다.

참고문헌

건설교통부(2005) 도로교설계기준.
 김태훈, 김영진, 김성운, 신현목(2008) 전단저항 연결체를 갖는 프리캐스트 세그먼트 교각의 성능평가, **대한토목학회 논문집**, 대한토목학회, 제28권, 제4A호, pp. 591-601.
 김태훈, 박세진, 김영진(2009) 조립식 기초부를 갖는 프리캐스트 세그먼트 PSC 교각: I. 시스템 개발 및 검증, **대한토목학회 논문집**, 대한토목학회, 제29권, 제4A호, pp. 395-405.
 김현호, 심창수, 정철현, 김철환(2007) 중실원형단면 조립식 교각의 내진성능 평가, **한국지진공학회 논문집**, 한국지진공학회,

제11권, 제3호, pp. 23-31.
 이한선, 고동우(2005) 비틀림비정형을 갖는 건물의 비선형 시간이력해석, **2005년도 봄 학술발표회 논문집**, 한국콘크리트학회, pp. 219-222.
 (사)프리스트레스트 콘크리트 기술협회(일본), **프리스트레스 콘크리트 교각의 내진설계 가이드라인**.
 Hieber, D.G., Wacker, J.M., Eberhard, M.O., and Stanton, J.F. (2005) *Precast concrete systems for rapid construction of bridge in seismic regions*, Final Research Report, Agreement T2695, T53, Washington Transportation Commissions.
 Hewes, J.T. (2002) *Seismic design and performance of precast concrete segmental bridge columns*, Ph. D. Thesis, University of California, San Diego.
 Hewes, J.T. and Priestley, M.N.J. (2002) *Seismic design and performance of precast concrete segmental bridge columns*, Final Report No. SSRP-2001/25, University of California, San Diego.
 Karsan, I.D. and Jirsa, J.O. (1969) Behavior of concrete under compressive loading, *ASCE Journal of the Structural Division*, Vol. 95, No. ST12, December, pp. 2543-2563.
 Mander, J.B., Priestley, M.N.J., and Park, R. (1988), Theoretical stress-strain model for confined concrete, *ASCE Journal of Structural Engineering*, Vol. 114, No. 8, August, pp. 1804-1826.
 Ou, Y.C. (2007) *Precast segmental post-tensioned concrete bridge columns for seismic regions*, Ph.D. Thesis, Dept of Civil, Structural, and Environmental Engineering, State University of New York at Buffalo.
 Pacific Earthquake Engineering (NISEE). University of California, Berkeley, CA, (2005) *Open System for Earthquake Engineering Simulation (OpenSees)*, <http://opensees.berkeley.edu/>
 Wacker, J.M., Hieber, D.G., Star, J.M., and Eberhard, M.O. Hieber, D. *Design of precast concrete pierberhard, M. Obridge coeber, D. Descast concrete pierberhard, M. Obridge coeber, D. Descast concrete 53. pierberhard, State M. Obridge coeber, D. Desns.*
 (접수일: 2009.7.31/심사일: 2009.9.2/심사완료일: 2010.1.12)