

원심모형실험을 이용한 무리말뚝의 동적 p-y 곡선 산정

Evaluation of Dynamic p-y Curves of Group Piles Using Centrifuge Model Tests

Bao Ngoc Nguyen¹

Nghiem Xuan Tran²

김 성 렬³ Kim, Sung-Ryul

Abstract

Dynamic soil-pile interaction is the main concern in the design of group piles under earthquake loadings. The lateral resistance of the pile group under dynamic loading becomes different from that of a single pile due to the group pile effect. However, this aspect has not yet been properly studied for the pile group under seismic loading condition. Thus, in this study the group pile effect was evaluated by performing a series of dynamic centrifuge tests on 3×3 group pile in dry loose sand. The multiplier coefficients for ultimate lateral resistance and subgrade reaction modulus were suggested to obtain the p-y curve of the group pile. The suggested coefficients were verified by performing the nonlinear dynamic analyses, which adopted Beam on Nonlinear Winkler Foundation model. The predicted behavior of the pile group showed the reasonable agreement compared with the results of the centrifuge tests under sinusoidal wave and artificial wave.

요 지

무리말뚝의 내진설계를 수행할 때 지반-말뚝 동적상호작용을 고려하는 것이 중요하다. 특히, 동적하중을 받는 무리말뚝의 횡방향 저항력은 무리말뚝 효과에 의하여 단일말뚝과 비교하여 감소한다. 그러나, 지금까지 지진하중을 받는 무리말뚝의 동적 무리말뚝 효과를 제안한 연구는 매우 부족한 실정이다. 그러므로, 본 연구에서는 건조 모래지반에 설치된 3×3 무리말뚝에 대한 동적 원심모형실험을 수행하여 무리말뚝 효과를 산정하였다. 이 무리말뚝 효과는 동적 p-y 곡선에서 극한 횡방향 지반반력과 지반반력계수에 대한 보정계수(multiplier)를 적용하여 고려하였다. 그리고, 본 연구에서 얻어진 동적 p-y 곡선을 Beam on Nonlinear Winkler Foundation 모델을 이용한 비선형 동해석에 적용하여 그 적용성을 검증하였다. 그 결과, 본 연구에서 제안한 무리말뚝의 보정계수가 원심모형실험 결과를 잘 모사할 수 있는 것으로 나타났다.

Keywords : Soil-pile interaction, p-y curve, Centrifuge test, Group pile, p-multiplier

1 비회원, 동아대학교 토목공학과 석사과정 (Graduate Student, Dept. of Civil Eng., Dong-A Univ.)

2 비회원, 서울대학교 건설환경공학부 박사과정 (Ph.D. Student, Dept. of Civil and Environmental Eng., Seoul National Univ.)

3 정회원, 서울대학교 건설환경공학부 부교수 (Member, Associate Prof., Dept. of Civil and Environmental Eng., Seoul National Univ., Tel: +82-2-880-8760, Fax: +82-2-873-2684, sungryul@snu.ac.kr, Corresponding author, 교신저자)

* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2018년 11월 30일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

1. 서론

말뚝기초의 내진설계를 수행할 때 말뚝-지반 사이의 동적상호작용을 적절히 고려하는 것이 매우 중요하다. 말뚝기초의 동적상호작용 모델링 방법 중 실무에서 일반적으로 이용되는 방법은 Beam on Winkler Foundation 이론을 적용하여 지반의 강성을 스프링의 강성으로 치환하는 방법이다. 이 방법은 말뚝과 지반을 간단하게 모델링하여 해석시간을 단축시킬 수 있다. 이 때, 횡방향 지반 스프링의 강성은 일반적으로 $p-y$ 비선형 곡선(p =횡방향 지반 반력, y =말뚝과 지반 사이의 상대변위)으로 묘사한다.

$p-y$ 비선형 곡선의 경우 과거 많은 연구자들이 현장시험과 모형실험 등을 수행하여 흙의 종류별로 제안한 바 있다. 초기의 $p-y$ 곡선은 소구경 말뚝에 대한 현장 재하시험과 실내 실험 등을 수행하여 정적하중(static loading) 또는 반복하중(cyclic loading) 조건에 대하여 제안되었다(Matlock, 1970; Reese et al., 1974; Murchinson and O'Neill, 1984). 이 후 여러 연구자들이 단일 말뚝에 대하여 지반-말뚝의 동적상호작용을 $p-y$ 곡선과 감쇠기 등을 이용하여 모델링한 후 지진 해석을 수행하였다(EL Naggari and Novak, 1996; Boulanger et al., 1999; Gerolymos et al., 2009).

무리말뚝의 경우 말뚝 사이의 간섭효과에 의해 그 저항력이 감소한다. Brown et al.(1988)은 무리말뚝의 저항력 감소효과를 고려하기 위하여 단일 말뚝 $p-y$ 곡선의 지반반력 p 값에 p -multiplier를 곱하는 방법을 제안하였다. 이 방법은 현재까지 정적하중을 받는 무리말뚝의 거동을 분석할 때 널리 이용되고 있다(McVay et al., 1998; Reese and Van Impe, 2001; ASSHTO, 2012; Fayyazi et al., 2014). 특히, AASHTO(2012)에서 제안한 무리말뚝의 p -multiplier가 실무적으로 많이 적용되고 있다.

그러나, 지금까지 동적하중을 받는 무리말뚝의 p -multiplier는 충분히 연구되어 있지 않다. NCHRP(2001)에서는 EL Naggari와 Novak 모델(1996)을 이용한 수치해석 결과로부터 무리효과에 대한 p -multiplier를 산정하는 식을 제안하고, 말뚝 정동재하 시험(statnamic load test) 결과와 비교하여 검증하였다. 그리고, Kim et al.(2002)과 Yang et al.(2010)은 1-g 진동대 실험을 수행하여 사질토 지반에 근입된 무리말뚝의 p -multiplier를 제안한 바 있다. 그러나, 1-g 진동대 실험은 지반 구속압에 대한 상사법칙

을 만족시키지 못하기 때문에 신뢰성있는 결과를 주지 못한다. 이를 해결하기 위하여 Yoo et al.(2012, 2013)은 사질토 지반에 근입된 동적 원심모형실험을 수행하여 지반 상대밀도와 주파수에 따른 단일말뚝의 동적 $p-y$ 곡선과 말뚝 간격에 따른 무리말뚝의 동적 $p-y$ 곡선을 산정하였다. 그 결과, 기존의 정적 $p-y$ 곡선은 지진시의 극한 지반반력을 매우 과소평가하는 것으로 나타났다.

본 연구에서는, 무리말뚝에 대한 동적 원심모형실험을 수행하여 동적 $p-y$ 곡선을 산정하였다. 본 실험은 느슨한 건조 사질토 지반과 말뚝 중심간 간격이 $5D(D$ =말뚝 직경)인 3×3 무리말뚝에 대하여 수행하였다. 실험의 말뚝 모멘트 결과를 이용하여 동적 $p-y$ 곡선과 무리효과에 대한 보정계수(multiplier)를 제안하고 Opensees 프로그램(Opensees manual, 2007)을 이용한 동해석을 수행하여 제안된 $p-y$ 곡선의 적용성을 검증하였다.

2. 원심모형실험 프로그램

본 실험은 KAIST의 분산공유형 원심모형시설을 이용하여 수행되었다. 본 시험기는 회전 중심에서 플랫폼까지의 팔길이가 5m이며, 실험에 적용된 원심가속도는 48g 이다.

Fig. 1은 원심모형실험 단면을 보여준다. 시험 구조물은 3열×3행의 9개 말뚝으로 지지되는 콘크리트 상판(concrete deck) 구조물이다. 모형체의 제원은 원심모형실험에 대한 Table 1의 상사법칙(Madabuhashi, 2014)을 적용하여 결정하였다. 원형말뚝은 외경 0.914m, 두께 14mm, 길이 24m의 강관말뚝이며, 모형말뚝은 길이

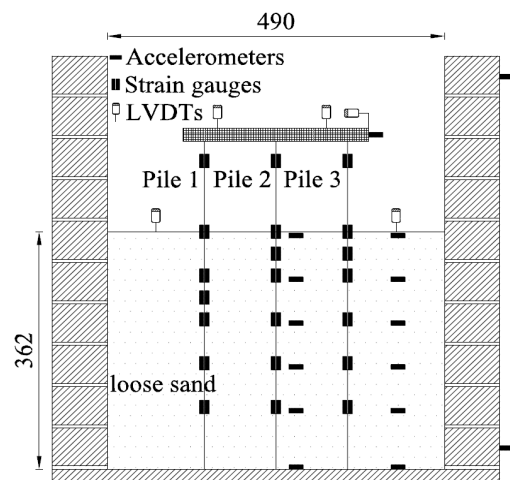


Fig. 1. Schematic diagram of the centrifuge test model (model scale, mm)

Table 1. Scaling law applied for dynamic centrifuge modeling

Quantities	Scaling factor (Model/Prototype)	Values		Unit
		Model	Prototype	
Length	1/N	1	48	m
Stress	1	1	1	kPa
Strain	1	1	1	-
Bending moment	1/N ³	1	1/48 ³	kN·m
Time	1/N	1	48	sec
Frequency	N	1	1/48	Hz
Acceleration	N	1	1/48	g

Table 2. Input properties of pile and deck (in prototype scale)

Pile properties					
Diameter (m)		Elastic modulus (kN/m ²)	Total length (m)	Embedded length (m)	Moment of inertia (m ⁴)
Outside	Inside				
0.912	0.816	63,910,095	24	17.36	0.0122
Deck properties					
Width (m)	Length (m)	Thickness (m)	Mass density (kg/m ³)	Elastic modulus (kN/m ²)	Moment of inertia (m ⁴)
13	6	0.96	2,690	63,910,095	0.4424

상사비 48을 적용한 후 외경 0.019m, 두께 1mm, 길이 0.5m의 알루미늄 관을 이용하여 제작하였다. 상판 구조물의 경우 두께 1m, 밀도 24.0kN/m³의 콘크리트 단면을 모사하기 위하여 두께 2mm, 밀도 26.4kN/m³의 알루미늄판을 이용하여 제작하였다.

말뚝의 휨모멘트 산정에 필요한 휨강성(EI) 값은 calibration 실험으로부터 산정하였다. 본 실험은 말뚝 선단의 회전을 고정시킨 상태에서 말뚝 머리에 무게추를 매달았을 때 말뚝 변형률 측정값과 각 변형률계 설치 위치에 해당하는 이론적인 모멘트값을 비교하여 휨강성을 산정한다(Fig. 2). Table 2에 모형 말뚝과 상부구조물의 물성값을 정리하였다.

모형토조는 ESB(Equivalent Shear Beam) 토조를 이용하였다. ESB 토조는 강성링들 사이에 고무를 적층하여 제작한 토조로, 진동시 자유장 지반의 횡방향 변위를 허용하여 벽체 강성에 의한 교란효과를 감소시킨다. 토조의 크기는 모형스케일로 49cm(폭) × 49cm(길이) × 63cm(높이) 이다. 모형지반에 이용된 흙은 건조 실리카 모래로서, 건조 낙사법을 이용하여 상대밀도 45%의 균일한 지반을 조성하였다. Table 3은 실험에 이용된 모래의 기본 물성값을 보여준다.

모형제작은 ① 말뚝 선단의 토조 바닥면 고정, ② 건조 낙사법을 이용하여 균일한 지반 조성, ③ 지반 조성

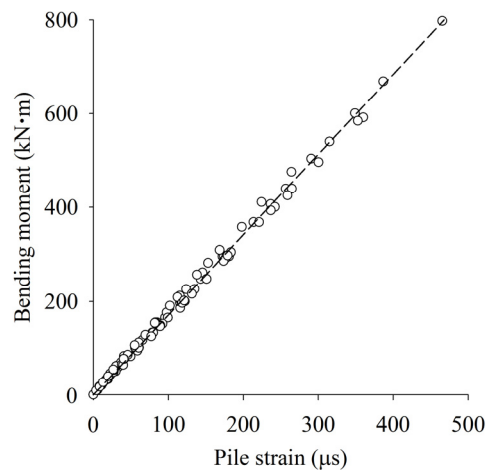


Fig. 2. Relationship between measured pile strain and theoretical bending moment

Table 3. Basic soil properties of silica sand

Specific gravity	Maximum dry density (kN/m ³)	Minimum dry density (kN/m ³)	D ₅₀ (mm)
2.65	16.09	12.16	0.237

중 계획된 위치에 가속도계 설치, ④ 상판과 말뚝 머리부 연결, ⑤ 변위계 설치 등의 순서로 진행하였다. 그리고, 건조 낙사법을 이용하여 지반을 조성할 때, 낙사장치의 노즐폭, 모래 낙하 높이, 낙사 장치의 이동속도 등을 조정하면서 지반의 상대밀도가 균일해지도록 하였다.

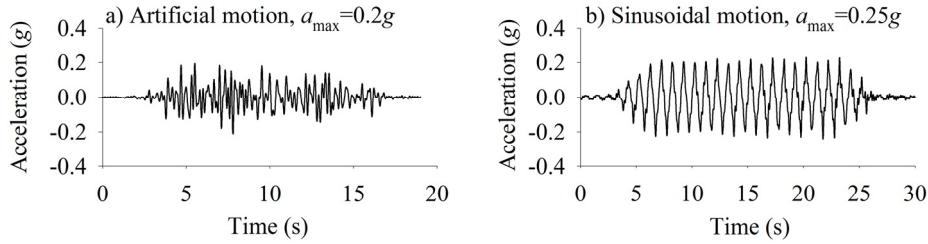


Fig. 3. Base input acceleration

계측기는 말뚝 모멘트 계측을 위한 변형률계, 상판 구조물 변위계측을 위한 LVDT, 그리고 지반과 구조물 가속도 계측을 위한 가속도계로 구성되어 있다. 특히, 변형률계는 각 말뚝의 깊이별로 7쌍을 부착하였으며 변형률계 선은 말뚝 내부로 빼내어 계측선이 주변 흙에 미치는 영향을 제거하였다. 말뚝의 선단과 머리부는 각각 토조 바닥면과 상부 구조물에 고정시켜 회전이 발생하지 않도록 하였다.

지진 하중은 동적 p-y 곡선 산정을 위한 sine 파와 구조물의 내진성능을 분석하기 위한 인공지진파의 2가지 지진파를 적용하였다. sine 파의 경우 주파수 1Hz, 진폭을 0.1g~0.25g로 변화시켰으며, 인공지진파의 최대 진폭은 0.2g로 적용하였다. 인공지진파는 내진설계기준(건설교통부, 1997)의 암반지반 표준설계 응답스펙트럼에 부합하도록 작성하였다.

3. 동적 p-y 곡선의 산정

3.1 실험결과의 주파수 필터링 및 휨모멘트 곡선식 산정

원심모형실험의 결과를 분석할 때, 여러 가지 전기적 신호에서 발생할 수 있는 데이터 노이즈를 제거하여야 한다. 특히, 동적원심모형 실험의 경우 이러한 노이즈가 데이터의 품질에 큰 영향을 줄 수 있다(Madabhushi, 2014). 동적 데이터의 노이즈를 제거할 때 중요한 것은 필터링 방법의 선정과 cut-off 주파수의 결정이다.

본 실험의 경우 구조물과 말뚝의 잔류변위가 발생하지 않았기 때문에 band-pass 필터링 방법을 적용하였다(Yang et al., 2011; Yoo et al., 2013). 필터링 방법을 적용하여 데이터 노이즈를 제거한 후, 변형률 계측자료에 말뚝 휨강성을 곱하여 각 깊이에서의 모멘트 값 $M_{(i)}$ 를 산정하였다. 그리고, 각 모멘트 값을 이어주는 모멘트 곡선식 M 이 얻어지면, 식 (1)과 식 (2)와 같이 모멘트 곡선식에 대한 2번 미분과 2번 적분을 통하여 각각 횡

방향 지반반력 p 와 말뚝의 변위 y_p 값을 산정할 수 있다.

$$p = \frac{d^2 M}{dz^2} \quad (1)$$

$$y_p = \int \int \frac{M}{EI} dz dz \quad (2)$$

여기서, EI = 말뚝의 휨강성, z = 지표면 아래의 깊이 지금까지 여러 연구자들이 말뚝 휨모멘트의 곡선식을 산정하는 방법을 제안하였다. 곡선식의 종류에는 polynomial regression 방법(Wilson, 1998)과 cubic-spline 방법(Dou and Byrne, 1996; Yang et al., 2011; Yoo et al., 2013), quartic-spline 방법(Khari et al., 2014), quintic-spline 방법(Mezazigh and Levacher, 1998) 등이 있다. Brandenberg et al.(2010)과 Haiderali and Madabhushi(2016)의 연구 결과에 의하면, cubic-spline 방법이 polynomial regression 방법보다 우수하며 가장 좋은 결과를 주었다. 그러므로, 본 연구에서는 cubic-spline 방법을 적용하였으며, 아래의 절차로 p-y 곡선을 산정하였다. 본 실험의 동적 데이터 양이 매우 방대하기 때문에 특정시간에서의 모멘트 계측값을 입력하면 지반반력 p 와 말뚝 변위 y_p 를 자동으로 산정하는 Matlab 분석 프로그램을 개발하여 적용하였다.

- ① 지표면 위의 휨모멘트는 선형함수를 이용하여 추세선 식을 구함
- ② ①단계의 직선식을 미분하여 지표면의 전단력을 계산함. 식 (8)과 식 (9)의 조건을 적용하여 지표면 하부의 휨모멘트를 산정함. 말뚝 선단의 회전을 고정하였기 때문에 식 (4)와 같이 말뚝 선단의 휨모멘트는 zero로 적용함. 식 (5)~식 (7)은 각각 휨모멘트, 전단력 그리고 횡방향 지반 반력의 식을 나타냄

$$M_i(z) = \alpha_i + \beta_i(z - z_i) + \lambda_i(z - z_i)^2 + \kappa_i(z - z_i)^3 \quad (3)$$

$$M_i(z_i) = M_i \text{ at } i = 0, 1, \dots, n-1; \\ M_{n-1}(z_n) = 0 \text{ (말뚝선단 모멘트=0)} \quad (4)$$

$$M_i(z_{i+1}) = M_{i+1}(z_{i+1}) \text{ at } i = 0, 1, \dots, n-2 \quad (5)$$

$$M_i'(z_{i+1}) = M'_{i+1}(z_{i+1}) \text{ at } i = 0, 1, \dots, n-2 \quad (6)$$

$$M_i''(z_{i+1}) = M''_{i+1}(z_{i+1}) \text{ at } i = 0, 1, \dots, n-2 \quad (7)$$

$$M_i'(z_0) = V_0 \text{ (지표면 전단력)} \quad (8)$$

$$M_i'(z_n) = 0 \text{ (말뚝선단 전단력)} \quad (9)$$

여기서, i = 각 말뚝 변형률계 위치
 $\alpha_i, \beta_i, \lambda_i, \kappa_i$ = cubic-spline 함수의 계수
 $M_i = z_i$ 깊이에서 계측된 휨모멘트
 V_0 = 지표면 전단력
 z_i = 깊이 (z_0 =지표면, z_n =말뚝선단)

- ③ 지표면 아래의 전단력 값은 식 (3)을 미분하여 계산함. 그리고, 횡방향 지반반력의 비선형 거동을 만족시키도록 cubic-spline 함수를 이용하여 맞춤 (Brandenberg et al., 2010). 또 식 (3)을 두 번 미분하여 지표면과 말뚝선단의 횡방향 지반반력이 zero 인 조건을 적용함
- ④ 말뚝의 변위 y_p 는 식 (3)의 휨모멘트 곡선에서 말뚝 선단의 횡변위와 경사가 zero인 조건을 적용하

여 산정함 (Haiderali and Madabushi, 2016). p-y 곡선의 y 는 지반과 말뚝 간의 상대변위임. 그러므로, 말뚝변위 y_p 에서 지반 가속도 자료를 2번 적분하여 구한 지반변위 y_s 를 빼주어 말뚝과 지반간의 상대변위 y 값을 산정함

3.2 동적 p-y 곡선 산정결과

각 진동 cycle에서 얻어지는 p-y loop의 꼭지점을 연결하면 p-y 곡선이 얻어진다. Kondner(1963)는 p-y 곡선식을 hyperbolic 함수를 적용하여 식 (10)과 같이 제안하였다.

$$p = \frac{y}{\frac{1}{k_{ini}} + \frac{y}{p_u}} \quad (10)$$

여기서, k_{ini} = 횡방향 지반반력의 초기값
 p_u = 횡방향 극한 지반 반력

Yoo et al.(2013)은 이러한 형태의 함수를 이용하여 느슨한 사질토에 근입된 단일말뚝의 동적 p-y 곡선식을 제안한 바 있다. Fig. 4는 본 연구에서 얻어진 p-y 곡선, Yoo et al.(2013)의 단일말뚝 p-y 곡선, 그리고 API(2000)의 cyclic p-y 곡선을 비교하여 보여준다.

API 곡선의 경우 초기 기울기 값이 가장 크고, 극한 지반 반력을 과소평가하여 작은 말뚝 변위에서 극한값에 도달하였다. API 곡선이 극한 지반 반력을 과소평가하는 결과는 Yoo et al.(2013)과 Wilson(1998)의 원심모

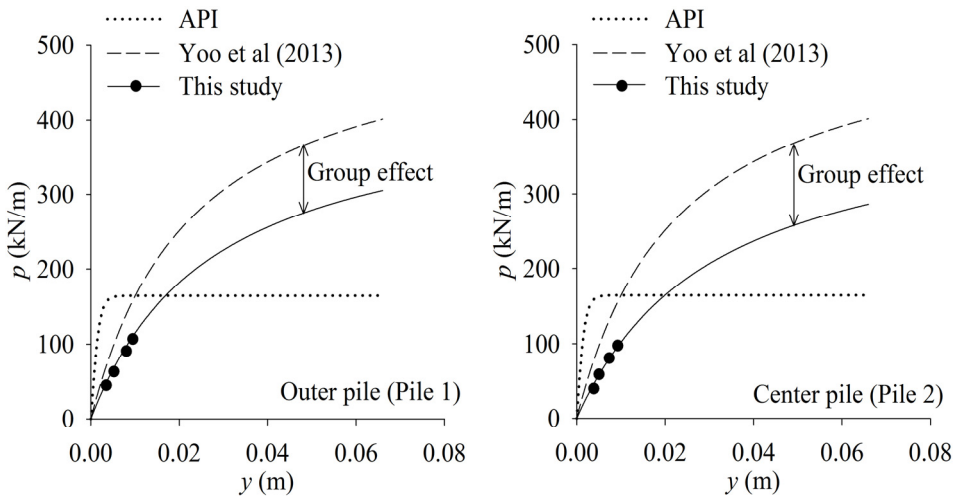


Fig. 4. Comparison of dynamic p-y backbone curve with existing p-y curves (depth 1.5D)

형실험에서도 동일하게 관찰된 바 있다. 그리고, Yoo et al.(2013)의 곡선은 본 연구결과와 비교하여 극한 지반 반력과 곡선 초기 기울기 값이 컸다. 그 이유는 본 연구의 경우 무리말뚝 효과에 의하여 지반저항력이 감소한 반면, Yoo et al.(2013)의 실험은 단일말뚝에 대하여 수행되었기 때문으로 판단된다.

본 연구에서는 Yoo et al.(2013)의 단일말뚝 곡선과 본 연구결과를 비교하여 무리말뚝 효과를 고려하는 보정계수(multiplier)를 산정하였다. Yoo et al.(2013)의 실험은 주문진 표준사를 이용하여 수행되었지만, 그가 제시한 단일말뚝의 p-y 곡선은 다른 종류의 모래에도 적용될 수 있는 것으로 나타났다(Yoo et al., 2013).

우선, Yoo et al.(2013)이 제안한 식을 적용하여 지반 반력계수 K값과 극한 지반 반력 p_u 값을 계산하고 단일 말뚝의 p-y 곡선을 구하였다. 그리고, K값과 p_u 값에 각각 보정계수를 곱하여 얻어진 p-y 곡선이 본 연구에서 얻어진 p-y 곡선과 일치하도록 시행착오법을 통해 보정 계수 값을 결정하였다.

그 결과, 측면 말뚝(Pile 1)의 경우 K와 p_u 에 대하여 계산된 보정계수 평균값은 각각 0.76과 0.66으로 얻어졌다. 그리고, 중앙 말뚝(Pile 2)의 경우 K와 p_u 에 대하여 계산된 보정계수 평균값은 각각 0.73과 0.59로 얻어졌다. 중앙부 말뚝의 보정계수 값이 측면 말뚝에 비하여 작은 것은 중앙말뚝이 말뚝간의 간섭효과를 가장 많이 받기 때문이다. 이러한 경향은 정적하중에 대한 여러 실험에서도 관찰된 바 있다(Mcvey et al., 1998; AASHTO, 2012; Fayyazi et al., 2014).

정적하중을 받는 말뚝에 대하여 AASHTO(2012)에서 제안한 p-multiplier 값은 말뚝 중심간 간격이 5D인 경우 선행말뚝, 중앙말뚝, 후행말뚝에 대하여 각각 1.0, 0.85 그리고 0.7이다. 이 값들은 본 연구에서 얻어진 p-multiplier 값인 0.66(측면말뚝)과 0.59(중앙말뚝) 보다 크다. 그러므로, 정적하중 조건의 무리말뚝 보정계수를 적용하면 지반 저항력을 과대평가하게 된다.

4. 비선형 Winkler 스프링을 이용한 무리말뚝 동 해석

4.1 수치해석 절차

Opensees 프로그램(Opensees manual, 2007)을 이용하여 Beam on Nonlinear Winkler Foundation 모델을 적

용한 무리말뚝 동해석을 수행하였다. 그리고, 해석결과와 원심모형실험 결과를 비교하여 3장에서 산정한 p-y 곡선의 보정계수(multiplier)의 정확성을 검증하였다.

Fig. 5는 무리말뚝 해석 모델링을 보여준다. 수치모델링은 상판과 말뚝요소, 그리고 지반-말뚝 강성을 모사하는 수평 스프링으로 구성된다. 모델을 단순화하기 위하여 3×3 무리말뚝의 중앙에 있는 3개 말뚝을 모델링하였다. 각 말뚝은 48개의 탄성 보요소(요소길이 0.5m)로 모델링하였다. 말뚝 선단부의 수직변위, 말뚝 두부의 수직변위와 회전변위를 구속시켰다. 상판은 탄성보요소로 모델링하고, 중앙 3개 말뚝이 지지하는 상판의 질량을 균일하게 분포시켰다. 상판 모든 요소의 수평 변위값은 구속조건을 적용하여 서로 같아지도록 하였다. 상판과 말뚝의 연결부 절점은 ‘equalDOF’ 명령을 이용하여 동일한 자유도를 적용하였다.

지반 강성 수평 스프링은 PySimple1 모델(Boulangier et al., 1999)을 이용하여 모델링하였다. 그리고, 스프링 끝단에 가해지는 지반 운동은 ‘MultipleSupport’ 명령을 적용하여 자유장 지반의 가속도, 속도 그리고 변위 시간 이력을 모두 입력하였다. 해석에 입력된 자유장 지반 운동은 원심모형실험의 가속도 시간이력 결과를 이용하여 산정하였다. 그리고, Rayleigh 감쇠비는 5%를 적용하였다.

PySimple1 모델의 p-y곡선은 Table 4에서 정리한 바와 같이 API 방법, 단말뚝의 Yoo et al. 방법(2013), 그리고 본 연구의 무리말뚝 계수를 적용한 방법의 3가지 곡선을 적용하였다.

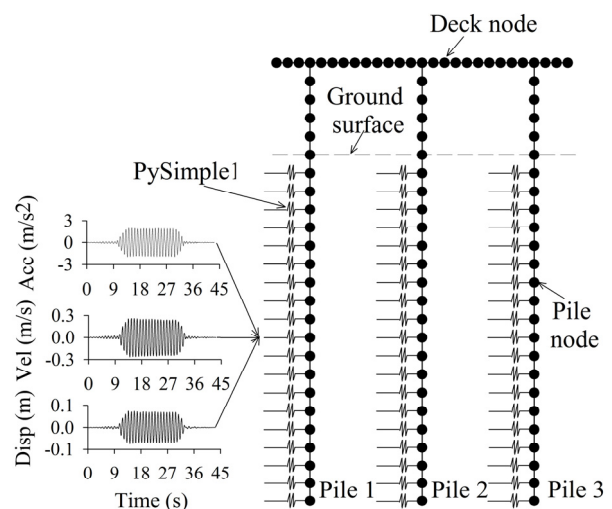


Fig. 5. Opensees model applied in the study

Table 4. Summary of p-y methods applied in the study

Approaches	Equations	Remarks
API (2000)	$p = Ap_u \tanh\left(\frac{kz}{Ap_u} y\right)$ $p_u = \min((C_1 z + C_2 D)\gamma z) \text{ and } (C_3 D\gamma z)$	<p>A = factor depended on loading type p_u = lateral soil resistance k = initial subgrade reaction modulus z = depth γ = unit weight C_1, C_2, C_3 = coefficients, function of friction angle D = pile diameter K = subgrade reaction modulus at 1% of D (N/cm²) γ' = effective unit weight K_p = Rankine coefficients P_a = atmospheric pressure α = p-multiplier β = K-multiplier</p>
Yoo et al. (2013)	$p = \frac{y}{\frac{1}{k_{ini}} + \frac{y}{p_u}}$ $\begin{cases} p_u = 12.5DK_p\gamma'z^{0.9} \\ k_{ini} = \frac{Kp_u}{p_u - K\frac{D}{100}}; K = 4.26DP_a\left(\frac{\sigma'}{P_a}\right)^{0.5} \end{cases}$	
This study	$\begin{cases} p_u = \alpha(12.5DK_p\gamma'z^{0.9}) \\ k_{ini} = \frac{Kp_u}{p_u - K\frac{D}{100}}; K = \beta\left(4.26DP_a\left(\frac{\sigma'}{P_a}\right)^{0.5}\right) \end{cases}$	

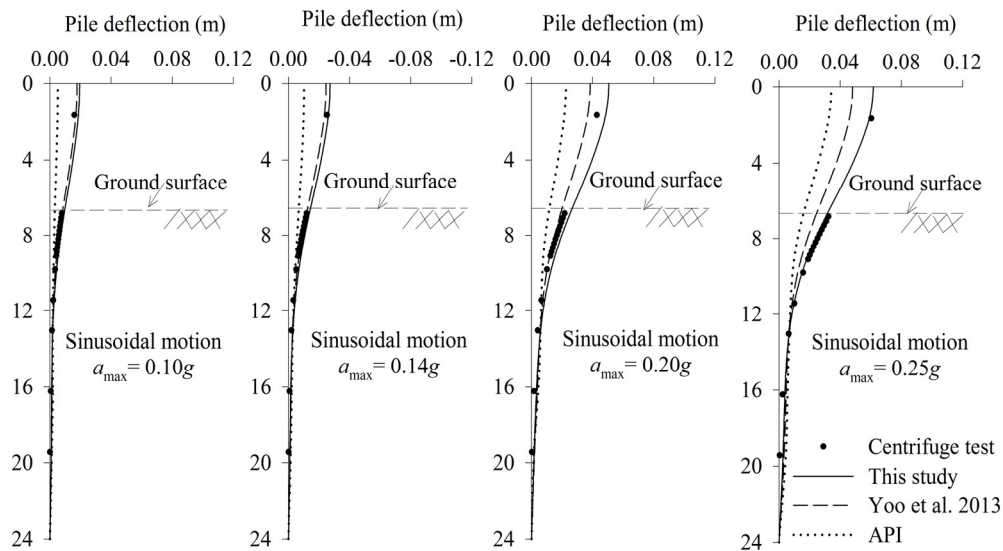


Fig. 6. Comparison of the pile deflection between test and analysis results (Pile 1, at peak bending moment)

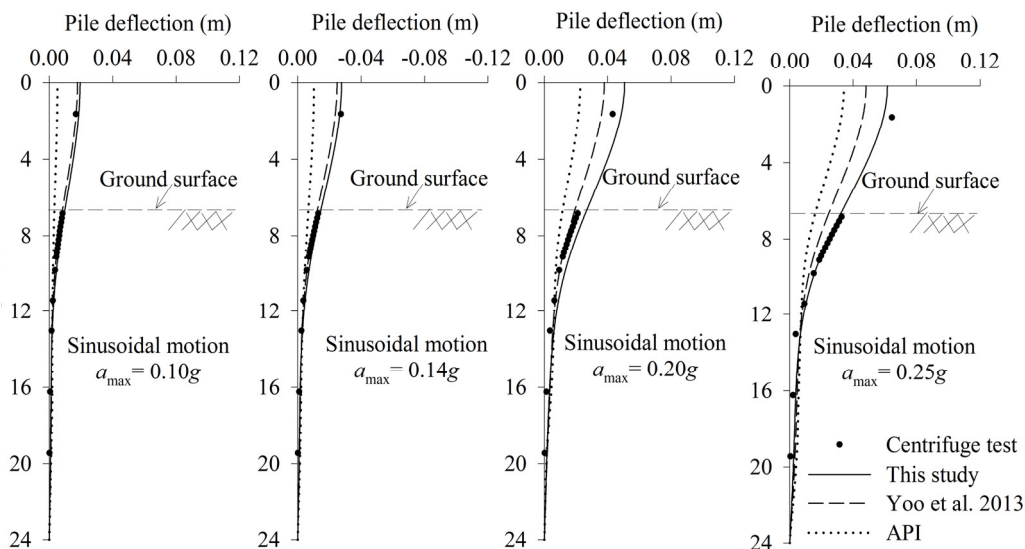


Fig. 7. Comparison of the pile deflection between test and analysis results (Pile 2, at peak bending moment)

4.2 해석 결과

Fig. 6과 Fig. 7은 원심모형실험과 Opensees 해석에서 얻어진 바깥쪽 말뚝(Pile 1)과 중앙 말뚝(Pile 2)의 말뚝 변위를 비교하였다. 본 연구에서 제안한 p-y 곡선의 경우 해석값과 실험값의 최대 오차는 약 10%로서 실험결과를 가장 잘 모사하였다. API 방법의 해석 오차는 68% (0.1g)~49%(0.25g)로서 변위를 매우 과소평가하였다. 그 이유는 API 방법의 경우 큰 변위에서의 극한 지반 반력은 과소평가하지만, Fig. 4의 결과와 같이 작은 말뚝변위에서의 지반 반력은 과대평가하기 때문이다.

Yoo et al. 방법(2013)의 경우 단일말뚝에 대한 곡선이므로 입력가속도 진폭이 작은 경우(0.1g와 0.14g)에서

는 오차가 작았지만, 가속도 진폭이 커질수록(0.25g) 무리말뚝 효과를 반영하지 못하여 지반 저항력을 과대평가하고 변위를 과소평가하게 된다.

말뚝의 휨모멘트 결과에서도 유사한 경향이 관찰되었다(Fig. 8과 Fig. 9). 본 연구의 p-y 곡선이 실험결과를 가장 잘 모사하며, API 방법은 휨모멘트를 가장 과소평가하였다. 그리고, Yoo et al. 방법(2013)은 가속도 진폭이 작은 경우 오차가 작았지만, 가속도 진폭이 커질수록 무리말뚝 효과를 반영하지 못하여 실험결과와의 오차가 증가하였다.

Fig. 10은 상판에서 발생한 최대변위를 입력가속도 진폭에 대하여 나타내었다. 각 방법에서 얻어진 결과를 비교하면, 본 연구의 해석결과가 실험결과와 가장 유사

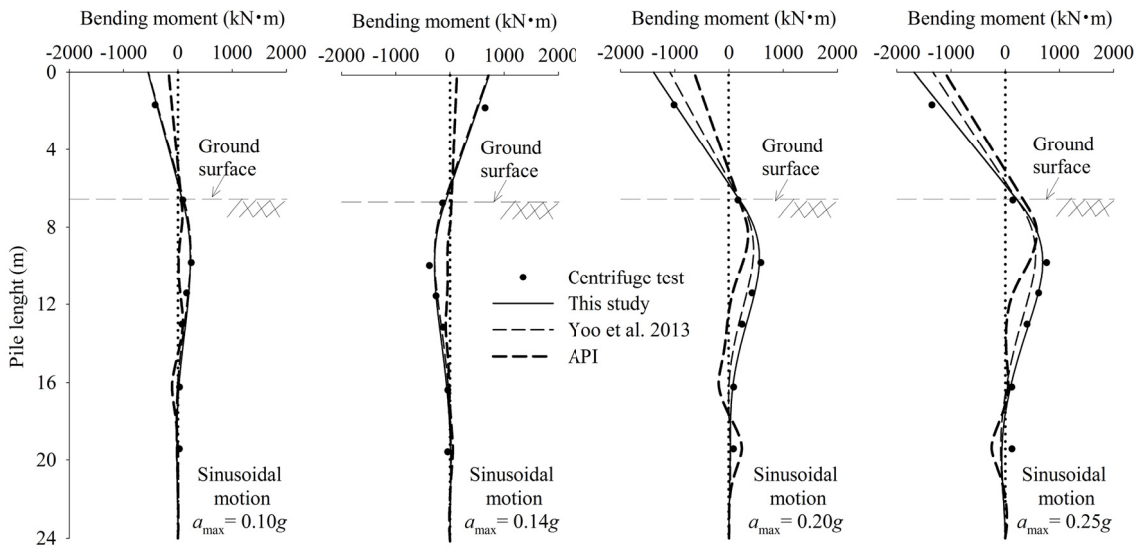


Fig. 8. Comparison of the peak bending moment between test and analysis results (pile 1)

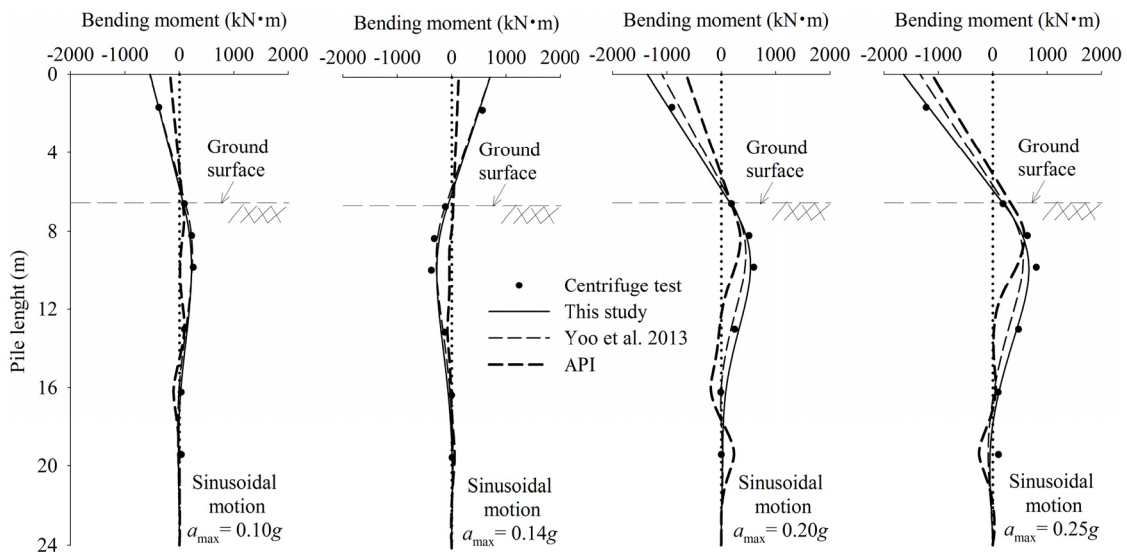


Fig. 9. Comparison of the peak bending moment between test and analysis results (pile 2)

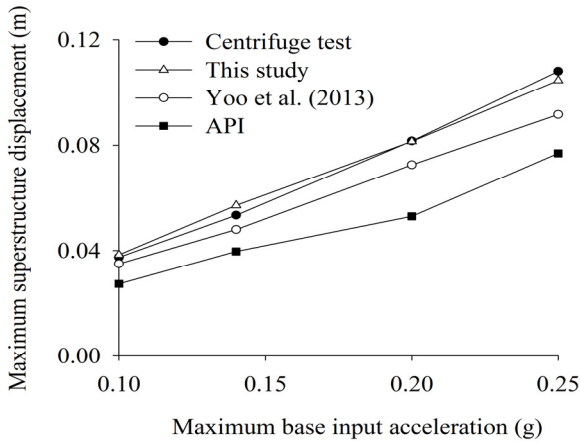


Fig. 10. Peak displacement of superstructure with amplitude of input motions

하고 API 방법은 변위를 매우 과소평가하였다. 그리고, Yoo et al. 방법(2013)의 경우 무리말뚝 효과를 고려하지 못하여 가속도 진폭이 커질수록 오차가 증가하는 동일한 경향을 보여준다.

최종적으로, 본 연구에서 제안한 p-y 곡선과 보정계수의 적용성을 검증하기 위하여 인공지진파에 대한 실험결과와 비교하였다. Fig. 11과 Fig. 12는 각각 인공지진파에 대한 말뚝변위와 모멘트 결과, 그리고 상판 가속도 시간이력을 비교하여 보여준다. 분석 결과, 본 연구에서 제안한 p-y 곡선이 말뚝 변위와 휨모멘트 결과, 그리고 상부 구조물의 가속도 결과를 매우 정확히 모사하므로 본 연구에서 제안한 보정계수(multiplier)가 동적 무리말뚝 효과를 잘 반영함을 알 수 있다.

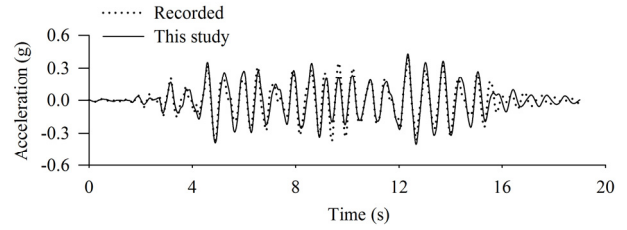


Fig. 12. Comparison of acceleration at the superstructure (artificial motion)

5. 결론

본 연구는 건조사질토 지반에 설치된 3×3 무리말뚝에 대한 동적 원심모형실험을 수행하여 동적 무리말뚝 효과를 고려하는 동적 p-y 곡선을 제안하고, 비선형 동적해석을 통해 제안된 동적 p-y 곡선의 적용성을 검증하였다. 본 연구에서 얻어진 결론은 다음과 같다.

- (1) 건조 사질토 지반에 설치된 3×3 무리말뚝에 대하여 원심모형실험을 수행하여 무리말뚝 효과를 고려할 수 있는 동적 p-y 곡선 보정계수를 산정하였다. 그 결과, 극한 횡방향 지반 반력과 초기 지반반력계수에 대한 보정계수는 각각 중앙말뚝에 대하여 0.73과 0.59, 그리고 바깥쪽 말뚝에 대하여 0.76과 0.66로 산정되었다. 다만, 제안된 보정계수는 Yoo et al.(2013)가 제안한 단일말뚝의 p-y 곡선식에 적용하며, 말뚝 중심간 간격이 5D이고 건조사질토 지반 조건에 대하여 적용될 수 있다.
- (2) Beam on Nonlinear Winkler Foundation 모델을 적

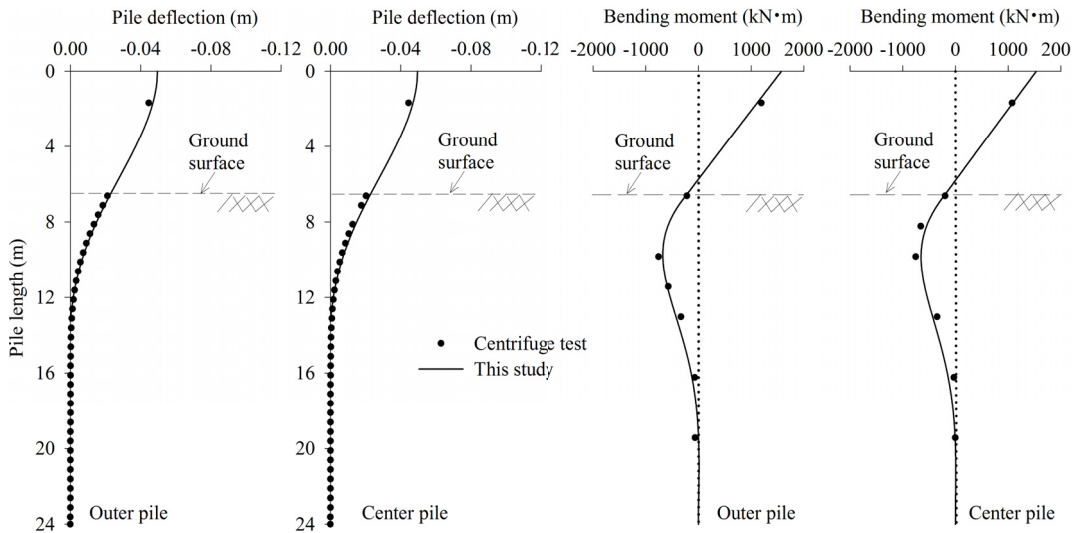


Fig. 11. Comparison of pile deflection and peak bending moment (artificial motion)

용한 동적해석 프로그램에 본 연구의 동적 p-y 곡선을 적용한 결과, 말뚝 변위, 말뚝 휨모멘트 그리고 상부구조물 가속도 등의 해석 결과가 원심모형실험 결과와 매우 유사하였다.

- (3) API(2000)의 p-y 곡선을 적용한 결과, 말뚝의 변위와 휨모멘트가 실험결과와 비교하여 매우 과소평가되었다. 이것은 API 곡선이 단일말뚝의 정적 실험 결과로부터 얻어졌기 때문에 동적 효과를 고려하지 못하고 본 실험의 지반변위 수준에서 횡방향 지반반력을 과대평가하였기 때문이다.
- (4) Yoo et al.(2013)의 단일말뚝에 대한 동적 p-y 곡선을 적용한 결과, 가속도 진폭이 작은 경우 해석결과가 실험결과와 잘 일치하였지만, 가속도 진폭이 커질수록 Yoo et al. 방법(2013)이 무리말뚝 효과를 고려하지 못하므로 실험결과와의 오차가 점차 증가하였다.

감사의 글

본 연구는 해양수산부의 지원을 받아 수행된 “항만 및 어항설계기준 고도화를 위한 성능기반 내진설계 기술 개발” 및 국토교통부 국토교통과학기술진흥원의 건설기술 연구사업(케이블교량 글로벌 경쟁력 강화를 위한 전주기 엔지니어링 및 가설공법 개발, 16SCIP-B119960)의 지원으로 수행되었으며 이에 깊은 감사를 드립니다.

참고문헌 (References)

1. American Association of State Highway and Transportation Officials (AASHTO) (2012), *AASHTO LRFD Bridge Design Specifications*, 6th ed, Washington, DC.
2. American Petroleum Institute (API) (2000), *Recommended Practices for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms*, API recommendation practice 2A (RP 2A), 21th edn.
3. Boulanger, R.W., Curras, C.J., Kutter, B.L., Winson, D.W., and Abghari, A. (1999), “Seismic Soil-Pile-Structure Interaction Experiments and Analyses”, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol.125, No.9, pp.750-759.
4. Brandenberg, S.J., Wilson, D.W., and Rashid, M. (2010), “Weighted Residual Numerical Differentiation Algorithm Applied to Experimental Bending Moment Data”, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol.136, No.6, pp.854-863.
5. Brown, D., Morrison, C., and Reese, L.C. (1988), “Lateral Load Behavior of Pile Group in Sand”, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol.114, No.11, pp.1261-1276.
6. Dou, H. and Byrne, P. (1996), “Dynamic Response of Single Piles and Soil-Pile Interaction”, *Canadian Geotechnical Journal*, Vol.33, No.1, pp.80-96.
7. EL Naggari, M. and Novak, M. (1996), “Nonlinear Analysis for Dynamic Lateral Pile Response”, *Soil Dynamic and Earthquake Engineering*, Vol.15, No.4, pp.233-244.
8. Fayyazi, S., Taiebat, M., and Finn, W. (2014), “Group Reduction Factors for Analysis of Laterally Loaded Pile Groups”, *Canadian Geotechnical Journal*, Vol.51, pp.758-769.
9. Gerolymos, N., Escoffier, S., Gazetas, G., and Garnier, J. (2009), “Numerical Modeling of Centrifuge Cyclic Lateral Pile Load Experiments”, *Earthquake Engineering and Engineering Vibration*, Vol.8, No.1, pp.61-76.
10. Haiderali, A.E. and Madabhushi, G. (2016), “Evaluation of Curve Fitting Techniques in Deriving p-y Curves for Laterally Loaded Piles”, *Geotechnical and Geological Engineering*, Vol.34, No.5, pp.1453-1473.
11. Khari, M., Kassim, K.A., and Adnan, A. (2014), “Development of p-y Curves of Laterally Loaded Piles in Cohesionless Soil”, *The Scientific World Journal*, Vol.2014, pp.9171741-9171748.
12. Kim, S.R., Kim, S.H., Chung, C.K., and Kim, M.M. (2002), “The Evaluation of Dynamic Group Pile Effect by the Analysis of Experimental p-y Curves”, *Journal of The Korean Geotechnical Society*, Vol.18, No.1, pp.127-132. (in Korean)
13. Kondner, R.L. (1963), “Hyperbolic Stress-Strain Response: Cohesive Soils”, *Journal of Soil Mechanics and Foundation Division, ASCE*, Vol.87, No.1, pp.115-144.
14. Madabhushi, G. (2014), *Centrifuge Modelling for Civil Engineering*.
15. Matlock, H. (1970), “Correlations for Design of Laterally Loaded Piles in Soft Clay”, In: *Proceeding of the 2nd annual offshore technology conference*, Vol 1, Houston, Texas, pp.577-594.
16. McVay, M., Casper, R., and Shang, T. (1998), “Centrifuge Testing of Large Laterally Loaded Pile Groups in Sands”, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol.124, No.10, pp.1016-1026.
17. Mezazigh, S. and Levacher, D. (1998), “Laterally Loaded Piles in Sand: Slope Effect on p-y Reaction Curves”, *Canadian Geotechnical Journal*, Vol.35, pp.433-441.
18. Ministry of Land, Infrastructure and Transport (1999), *Korean Seismic Design Guideline* (in Korean).
19. Murchinson, J.M. and O’Neill, M.W. (1984), “Elevation of p-y Relationships in Cohesionless Soils”, In: *Meyer JR (ed) Analysis Design Pile Foundation*. ASCE, New York, pp.174-191.
20. National Cooperative Highway Research Program (2001), *Static and Dynamic Lateral Loading of Pile Groups*, NCHRP Rept 461, Transportation Res Board – Natl Res Council, pp.13-21.
21. Opensees Command Language Manual (2007).
22. Reese, L.C., Cox, W.R., and Koop, F.D. (1974), “Analysis of Laterally Loaded Piles in Sand”, *Proc. of the 6th Offshore Technology Conference*, Paper 2080, Houston, Texas, pp.473-483.
23. Reese, L.C. and Van Impe, W.R. (2001), *Single Piles and Pile Groups under Lateral Loading*, Balkema, Rotterdam.
24. Wilson, D.W. (1998), *Soil-Pile-Superstructure Interaction in Liquefying Sand and Soft Clay*. Ph.D. Dissertation, University of California at Davis.
25. Yang, E.K., Choi, J.I., Han, J.T., and Kim, M.M. (2010), “Evaluation of Dynamic Group Pile Effect in Sand by 1g Shaking Table Tests”, *Journal of The Korean Geotechnical Society*, Vol.26, No.8, pp.77-88.

(in Korean).

26. Yang, E.K., Jeong, S., Kim, J.H., and Kim, M.M. (2011), "Dynamic p-y Backbone Curves from 1g Shaking Table Tests", *KSCE Journal of Civil Engineering*, Vol.15, No.5, pp.813-821.
27. Yoo, M.T., Cha, S.H., Kim, M.M., Choi, J.I., and Han, J.T. (2012), "Evaluation of Dynamic Group-Pile Effect in Dry Sand by Centrifuge Model Tests", *International Journal of Offshore and Polar Engineering*, Vol.22, No.2, pp.165-171.
28. Yoo, M.T., Choi, J.I., Han, J.T., and Kim, M.M. (2013), "Dynamic p-y Curves for Dry Sand by Dynamic Centrifuge Tests", *Journal of Earthquake Engineering*, Vol.17, No.7, pp.1082-1102.

Received : March 28th, 2018

Revised : May 16th, 2018

Accepted : May 17th, 2018