지진하중을 받는 말뚝 시스템의 고유 진동수 예측
Prediction of the Natural Frequency of a Soil-Pile-Structure System during an earthquake

양의규[1], Yang, Eui-Kyu, 권선용[2], Kwon, Seon-Yong, 최정인[3], Choi, Jung-In, 김명모[4], Kim, Myoung-Mo

[1] 서울대학교 공학연구소 박사 후 연구원, Post Doctor Researcher, Dept. of Civil Engineering, Seoul National University
[2] 서울대학교 건설환경공학부 석사과정, Graduate student, Dept. of Civil Engineering, Seoul National University
[3] 서울대학교 건설환경공학부 박사과정, Ph.D. student, Dept. of Civil Engineering, Seoul National University
[4] 서울대학교 건설환경공학부 교수, Professor, Dept. of Civil Engineering, Seoul National University

SYNOPSIS : This study proposes a simple method that uses a simple mass-spring model to predict the natural frequency of a soil-pile-structure system in sandy soil. This model includes a pair of matrixes, i.e., a mass matrix and a stiffness matrix. The mass matrix is comprised of the masses of the pile and superstructure, and the stiffness matrix is comprised of the stiffness of the pile and the spring coefficients between the pile and soil. The key issue in the evaluation of the natural frequency of a soil-pile system is the determination of the spring coefficient between the pile and soil. To determine the reasonable spring coefficient, subgrade reaction modulus, nonlinear p-y curves and elastic modulus of the soil were utilized. The location of the spring was also varied with consideration of the infinite depth of the pile. The natural frequencies calculated by using the mass-spring model were compared with those obtained from 1-g shaking table model pile tests. The comparison showed that the calculated natural frequencies match well with the results of the 1-g shaking table tests within the range of computational error when the three springs, whose coefficients were calculated using Reese's(1974) subgrade reaction modulus and Yang's (2009) dynamic p-y backbone curves, were located above the infinite depth of the pile.

Keywords : natural frequency, soil-pile-structure system, spring coefficient between the pile and soil, 1-g shaking table tests

1. 서 론

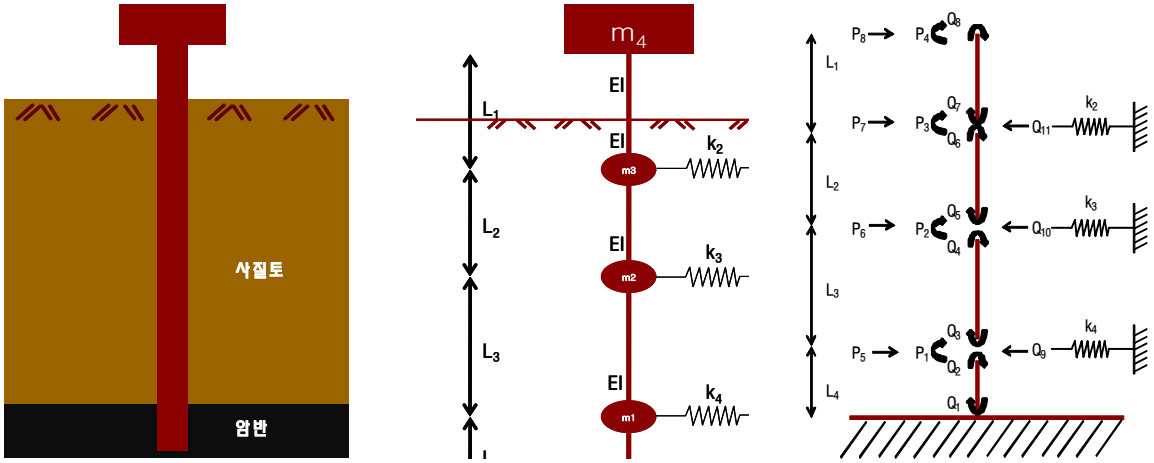
입력 하중의 가속도 진동수 성분이 구조물의 고유 진동수 성분과 일치할 때 발생하는 공진 현상은, 지반 구조물에 심각한 피해를 초래할 수 있다. 따라서 말뚝 기초물의 내진 설계 시 고유 진동수를 사전 예측하고, 설계 지진파에 대한 공진 안정성을 확보하는 것이 매우 중요하다. 말뚝 구조물의 고유진동수는 FEM(Finite Element Method), FDM(Finite Difference Method)기법의 수치 해석으로 예측할 수 있으며, 또한 Prakash 와 Chandrasekaran(1977)이 제안한 수계산 법에 의해서도 예측할 수 있다. Boulanger 등(1999)은 FEM 기법의 수치해석 프로그램인 GeoFEAP을 이용하여 말뚝의 고유 진동수를 산정하고 원심모형실험결과와 비교하였으며, Ashford 와 Juirnarongrit (2003) 역시 FEM 기법의 구조해

석 프로그램 RUAUMOKO를 이용하여 말뚝의 고유 진동수를 예측하고 현장실험결과와 비교하였다. 수치해석기법은 말뚝 구조물의 고유 진동수를 비교적 정확하게 예측 할 수 있지만, 매시가 복잡할 경우 긴 해석 시간이 요구될 수 있다. 수계산 법은 말뚝의 특성 값으로부터 고유 진동수를 쉽게 산정할 수 있지만, 복잡한 구조물 시스템을 특성 값 하나로 단순화 시켜 계산하기 때문에 경우에 따라서 부정확할 수 있다는 단점이 있다. 따라서 본 연구에서는 질량 - 스프링 모델을 이용하여 간편하면서도 효율적으로 지진 하중을 받는 말뚝 구조물의 고유 진동수를 예측할 수 있는 방법을 모색하였다.

2. 고유 진동수 예측 기법

2.1 말뚝 시스템 모델링

말뚝 구조물의 고유 진동수를 예측하기 위하여 암반에 근입된 말뚝을 그림 1에서와 같이 3개의 스프링으로 지지 되는 3차 부정정 캔티레버 보로 모사하였다. 지층의 개수는 3층으로 가정하였으며, 말뚝 부재와 연결된 각 지층의 지반 반력은 서로 다른 강성의 스프링으로 모사하였다. 말뚝의 질량은 지층 분할에 따라 3개의 집중 질량으로 가정하였으며, 상부 질량 역시 1개의 집중 질량으로 나타냈다. 일반적으로, 감쇠비가 20% 미만일 경우, 감쇠비가 고유 진동수에 미치는 영향은 매우 작으므로 모델링의 단순화를 위해 감쇠는 없는 것으로 가정하였다.



(a) 원형 구조물 (b) 질량 - 스프링 모델 (c) 격점에서의 하중 성분

그림 1. 말뚝 시스템 모델링

2.2 고유 진동수 산정 방법

말뚝의 집중 질량 및 상부 질량으로 구성된 질량행렬 M과 말뚝의 휨 강성 및 지반 반력으로 구성된 강성행렬 K로부터 식 (1)과 같은 운동방정식을 세울 수 있다.

$$M\ddot{U}+KU=P(t) \tag{1}$$

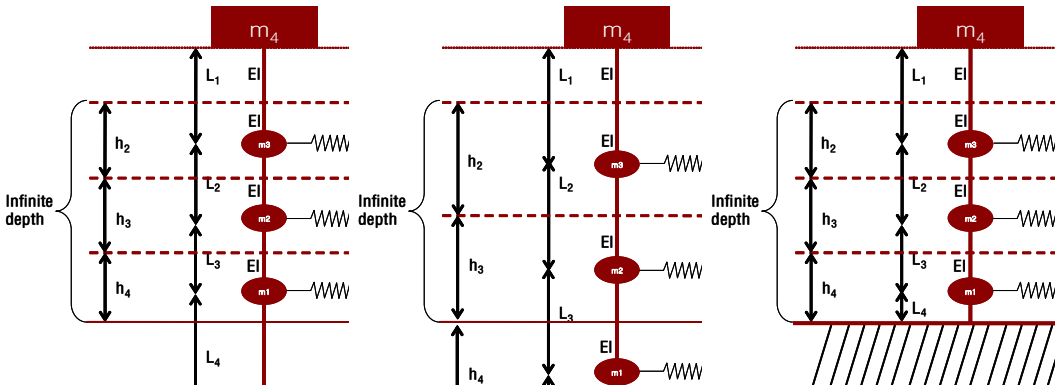
이때 U는 변위 행렬을, $P(t)$는 동적 하중 행렬을 나타낸다. 말뚝 구조물의 고유 진동수(f_n)는 식 (2)와 같은 진동수 방정식에서 고유값 λ를 산정하여 결정할 수 있다.

$$\det(K-\lambda M)=0, \quad f_n=\frac{\sqrt{\lambda}}{2\pi} \tag{2}$$

3. 입력 변수 결정

3.1 지층 분할

그림 1의 (b)에서, 스프링의 적용 위치에 따라 질량행렬과 강성행렬이 다르게 산정되며, 이는 고유 진동수 예측 결과에 영향을 미칠 수 있다. 횡방향 하중을 받는 말뚝은 임계 깊이(Infinite depth)의 위치에 따라 거동의 차이를 보이기 때문에, 본 연구에서는 합리적인 지층 분할 방법을 결정하기 위하여 그림 2의 (a), (b), (c)에서와 같이 3가지 방법으로 지층을 분할하고, 각각의 방법으로 예측한 고유 진동수를 건조토 지반조건에서 수행한 1g 진동대 실험결과와 비교하였다. 그림 2의 (a)는 임계 깊이까지 동일 간격으로 3개의 스프링을 적용하고 임계 깊이 이하에는 스프링을 적용하지 않을 경우이다(방법 Ⅰ). 그리고 그림 2의 (b)는 임계 깊이까지 동일 간격으로 2개의 스프링을 적용하고 임계 깊이 이하에 1개의 스프링을 적용할 경우(방법 Ⅱ)이다. 마지막으로 그림 2의 (c)는 캔티레버 보의 고정단의 위치를 임계 깊이로 조절하고, 임계 깊이까지 동일 간격으로 3개의 스프링을 적용하였을 경우(방법 Ⅲ)이다.



(a) 방법 Ⅰ (b) 방법 Ⅱ (c) 방법 Ⅲ

그림 2. 지층 분할 방법

3.2 질량 행렬

질량행렬 M은 식 (3)에 나타낸 바와 같이 3개의 말뚝 집중질량과 1개의 상부 구조물 집중 질량으로 구성된 4×4 대각 행렬로 결정하였다.

$$M=\begin{pmatrix} m_1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & m_2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & m_3 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & m_4 \end{pmatrix} \tag{3}$$

여기서, m_1, m_2, m_3 = 말뚝 집중 질량, m_4 = 상부 구조물 집중 질량을 나타낸다. 말뚝의 집중 질량은 지층 분할 깊이에 비례하게 전체 말뚝의 질량을 분배하여 결정하였다.

3.3 강성 행렬

말뚝의 휨 강성과 지반-말뚝 간 스프링 강성으로 구성된 강성행렬 K는 평형조건에 구성방정식과 적합조건을 대입하여 산정하였다. 평형조건은 그림 1의 (c)에서, 각 격점에서의 격점하중(P)과 그 격점에 연결된 모든 부재의 부재내력(Q)이 평형상태를 이루어야 한다는 것을 의미하며, 구조물 전체에 대하여 다음과 같은 관계가 성립한다.

$$P_{8\times1}=A_{8\times11}Q_{11\times1} \tag{4}$$

여기서, A는 평형매트릭스이며, 다음 식에 나타낸 각 격점에서의 P와 Q의 관계로부터 결정할 수 있다.

$$P_1 = Q_2 + Q_3, \cdots P_4 = Q_8 \qquad (5)$$
$$P_5 = -\frac{1}{L_4}(Q_1 + Q_2) + \frac{1}{L_3}(Q_3 + Q_4) - Q_9, \cdots P_8 = -\frac{1}{L_1}(Q_7 + Q_8)$$

구성방정식은 격점하중을 받아 발생하는 부재내력(Q)과 부재변형 (e)의 관계를 나타내며 식 (6)과 같이 표현할 수 있다.

$$Q_{11\times1} = S_{11\times11} e_{11\times1} \qquad (6)$$

여기서, S는 전부재 강도매트릭스이며, 각 부재의 강도 매트릭스를 식 (7)과 같이 주대각요소의 위치에 집합시킨 매트릭스이다.

$$S = EI \begin{pmatrix} S_1 & & & & & & & \\ & S_2 & & & & & & \\ & & S_3 & & & & & \\ & & & S_4 & & & & \\ & & & & a_1 & & & \\ & & & & & a_2 & & \\ & & & & & & a_3 & \end{pmatrix},$$

$$S_1 = \frac{1}{L_4}\begin{bmatrix} 4 & 2 \\ 2 & 4 \end{bmatrix}, S_2 = \frac{1}{L_3}\begin{bmatrix} 4 & 2 \\ 2 & 4 \end{bmatrix}, S_3 = \frac{1}{L_2}\begin{bmatrix} 4 & 2 \\ 2 & 4 \end{bmatrix}, S_4 = \frac{1}{L_1}\begin{bmatrix} 4 & 2 \\ 2 & 4 \end{bmatrix}, \; a_1 = \frac{k_4}{EI}, a_2 = \frac{k_3}{EI}, a_3 = \frac{k_2}{EI} \qquad (7)$$

여기서, EI는 말뚝의 휨 강성을 의미한다.

적합조건은 외적인 격점변위(d)와 내적인 부재변형 (e)의 관계를 나타내며, 식 (8)과 같이 나타낼 수 있다.

$$e_{11\times1} = B_{11\times8} d_{8\times1} \qquad (8)$$

여기서, B는 적합매트릭스이다. 적합매트릭스 B는 평형 매트릭스 A와 $B = A^T$의 관계에 있으므로, 강성행렬 K는 식 (4), (6), (8)에 따라 식 (9)과 같이 결정할 수 있다.

$$P = Kd, \quad P = AQ = A(Se) = AS(Bd) = (ASA^T)d, \quad \therefore K = ASA^T \qquad (9)$$

식 (9)에서 강성행렬 K는 8×8 매트릭스로 구성되며, 모멘트에 대한 외적 힘($P_1 \sim P_4$)이 없으므로 Condensation 개념을 적용하여 4×4 행렬로 단순화 시킬 수 있다.

3.4 지반-말뚝 스프링 강성

강성행렬(K)을 산정할 때, 캔티레버 보의 강성은 말뚝의 휨 강성으로 정해진 값이지만, 지반 반력을 의미하는 스프링 강성은 여러 연구자들이 제안한 방법에 의해 서로 다르게 산정될 수 있다. 본 연구에서는 크게 3가지 방법으로 지반의 스프링 강성을 산정하고, 이들을 이용하여 예측한 고유 진동수를 1g 진동대 실험결과와 비교하였다.

3.4.1 지반 반력 상수로 산정한 스프링 강성

Terzaghi(1955, 방법1-A)와 Reese(1974, 방법 1-B)는 사질토 지반에서 지반 반력이 깊이에 따라 선형적으로 증가한다고 가정하고, 지반 반력의 증가율을 의미하는 지반 반력 상수를 표 1과 같이 제안하였으며, 지반의 스프링 강성은 그림 3의 (a)에서와 같이 지반 반력 상수(n_h)에 스프링이 위치하는 깊이(z)와 각 지층 두께(h)를 곱하여 산정할 수 있다.

표 1. 지반 반력 상수

제안자	지하수위 아래			지하수위 위		
	느슨	중간	조밀	느슨	중간	조밀
Terzaghi (1955) (t/ft^3)	4	14	34	7	21	56
Reese (1974) (MN/m^3)	5.4	16.3	34	6.8	24.4	61

3.4.2 p-y 곡선으로 산정한 스프링 강성

일반적으로 지반 반력은 말뚝의 횡방향 변위에 대하여 비선형 적으로 증가하며, 이와 같은 지반 반력의 비선형성은 p-y 곡선으로 대표할 수 있다. 본 연구에서는, 현재 내진설계에 적용되고 있는 API(1987, 방법2-A), Reese(1974, 방법2-B)의 p-y 곡선을 이용하여, 도로교 시방서 기준에 따라 말뚝 지름 1% 변위에서의 할선 기울기를 산정하고, 그림 3의 (b)에서와 같이 등가 선형 스프링 계수를 산정하였다.

현재 내진설계에 적용되고 있는 p-y 곡선은 말뚝 두부에 정적인 하중 혹은 반복하중을 가하여 실험적으로 제안된 p-y 곡선으로서, 여러 연구자들에 의해(Dou 와 Byrne, 1996; Ting 등, 1987) 지진 시 조건에 적절하지 않다고 밝혀진 바 있다. 본 연구에서는 API와 Reese의 p-y 곡선 곡선뿐 만 아니라, 지진 시 조건에 대하여 최근에 제안된 동적 p-y 중추 곡선(Yang, 2009, 방법 2-C)과 NCHRP (National Cooperative Highway Research Program, 2001, 방법 2-D) 동적 p-y 곡선을 이용하여 스프링 강성을 산정하였다. 특히, 동적 p-y 중추 곡선을 이용할 때, 조밀한 건조 사질토 지반에서 제안된 상한 값(방법 2-C-1)과 하한 값(방법 2-C-2)을 모두 적용하여 스프링 강성을 산정하였다.

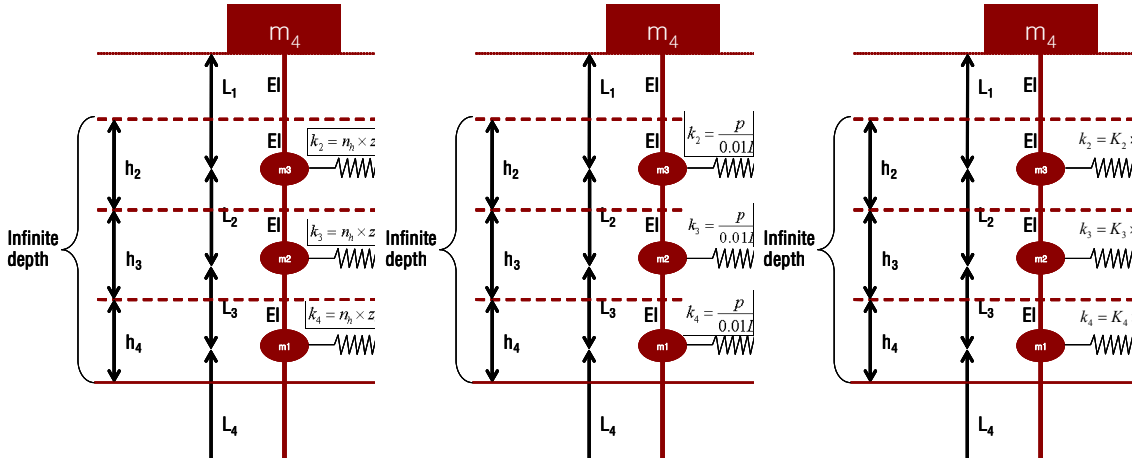
3.4.3 지반의 탄성계수로 산정한 스프링 강성

Carter(1984, 방법 3)는 지반-말뚝의 상대 강성과 지반의 탄성 계수를 이용하여, 지반 반력 계수를 예측할 수 있는 식 식 (10), (11)과 같이 제안하였으며, Carter의 방법을 적용하여 스프링 강성을 그림 3의 (c)에서와 같이 산정하였다. 식 (11)에서, 지반의 전단파속도는 벤더 엘레멘트 실험으로부터 결정하였다.

$$K = \frac{1.0E_s}{1-u_s^2}\left[\frac{E_s D^4}{E_p I_p}\right]^{1/12} \tag{10}$$

$$E_s = 2\rho V_s^2(1+u_s) \tag{11}$$

여기서 E_s는 지반의 탄성계수, V_s는 전단파속도, u_s는 포아송비, D는 말뚝의 지름, E_pI_p는 말뚝의 휨강성을 나타낸다.



(a) 지반 반력 상수 이용 (b) p-y 곡선 이용 (c) 지반 탄성계수 이용

그림 3. 스프링 강성 산정 방법 (방법 Ⅰ)

4. 1-g 진동대 실험

실험은 $2m \times 2m$ 정방형 크기의 진동대에서 수행되었다. 실험에 사용된 모형 토조는 그림 4에서와 같이 길이 180cm, 폭 60cm, 높이 120cm로, 두께 2cm의 아크릴 판으로 제작하였으며, 토조의 양 단면에는 진동시 토조벽면의 강성에 의한 파의 반사효과(boundary effect)를 줄이기 위해 5cm 두께의 스폰지를 설치하였다. 말뚝 깊이에 따른 모멘트 분포를 알기 위하여 총 7깊이에 스트레인 게이지를 부착하였으며, 각각의 게이지와 동일한 깊이에 자유장에서의 지반 가속도를 측정하기 위한 가속도계를 설치하였다. 또한 LVDT와 가속도계를 이용하여 상부 하중의 변위와 가속도, 지반 침하를 측정하였다.

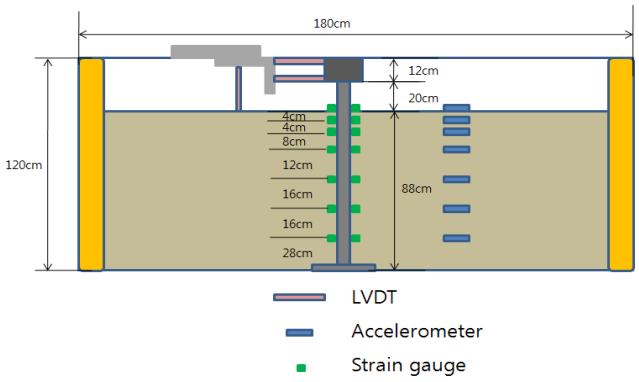


그림 4. 건조 사질토 실험 단면(실험 2)

시료는 통일분류법상 SP로 분류되는 주문진 표준사를 이용하였으며, 기본 물성은 표 2에 나타낸 바와 같다. 토조 내 지반은 실험의 재현성을 확보하기 위해 상대밀도 80%의 조밀한 지반으로 조성되었다.

표 2. 주문진 표준사 물성치

USCS	G_s	최대건조단위중량	최소건조단위중량	D_{50}	균등계수
SP	2.65	$1.66t/m^3$	$1.33t/m^3$	$0.58mm$	1.68

합리적인 실험 결과를 얻기 위하여 원형 말뚝을 직경 60cm, 두께 8cm의 강관말뚝으로 가정하였으며, Iai(1989)의 상사법칙 Type Ⅱ를 적용하여, 원형에 대한 기하학적 상사비가 각각 17.1, 21.4, 33.3이 되도록 3가지 크기의 모형을 조성하였다. 모형말뚝으로 사용된 알루미늄 관의 직경, 반지름, 휨강성, 그리고 근입 깊이를 상부 하중의 질량 및 위치와 함께 표 3에 정리하였다.

표 3. 모형 말뚝 제원 및 고유 진동수 계측 결과

실험번호	근입깊이 (cm)	상부질량 높이(cm)	말뚝직경 및 두께(cm)	휨강성 ($kgf.cm^2$)	상부하중 (kg)	말뚝질량 (kg)	고유진동수 계측(Hz)	
1	110	30.75	3.5 (0.3)	2693199	10.0	1.146	0.01g	12.8
							0.1g	12
							0.2g	11
2	88	25.00	2.8 (0.2)	960305	5.1	0.498	0.01g	14.72
							0.1g	13.67
							0.2g	12.37
3	57	15.85	1.8 (0.1)	133889	1.4	0.105	0.01g	19.51
							0.1g	18.16
							0.2g	16.7

고유 진동수를 측정하기 위한 Sweep test는 입력 지진 가속도가 0.01g로 매우 작은 경우와 국내의 일반적인 설계 지진 가속도 범위인 0.1g와 0.2g에 대하여 수행하였으며, 각각의 경우에 산정된 고유 진동수를 모형 별로 표 3에 정리하였다.

5. 고유 진동수 예측 기법 검증

본 연구에서 제안한 질량행렬과 강성행렬을 진동수 방정식에 입력하여 말뚝 구조물의 고유 진동수를 예측하고, 1g 진동대 실험으로부터 얻은 고유 진동수와 비교하였다. 말뚝 시스템의 고유 진동수를 예측하기 위해 p-y 곡선을 이용하여 스프링 강성을 산정할 경우, API와 Reese의 cyclic p-y 곡선을 작성하는데 필요한 내부 마찰각은 삼축실험으로부터 41°로 결정하였고, 지반 반력 상수는 API(1987)와 Reese(1974)의 추천 값을 사용하였다. NCHRP p-y 곡선을 작성하기 위해 필요한 다양한 계수들은 벤더 엘레멘트 실험으로 산정한 모형 지반의 전단파 속도로부터 결정하였으며, Carter(1984)의 방법을 적용하기 위해 필요한 지반의 탄성계수 역시 벤더 엘레멘트 실험 결과를 이용하여 결정하였다. 표 4 - 6은 서로 다른 모형에 대하여 다양한 방법(지층 분할 - 방법 Ⅰ, Ⅱ, Ⅲ, 10층 균등분할)으로 산정한 고유 진동수 예측값을 실험값과 비교한 결과이다.

표 4. 고유 진동수 예측 결과 (실험번호 1)

실험값		선행연구 (Prakash)	방법 1-A (Terzaghi)		방법 1-B (Reese)		방법 2-A (API p-y)		방법 2-B (Reese p-y)		방법 2-C-1 (Yang p-y)		방법 2-C-2 (Yang p-y)		방법 2-D (NCHRP)		방법 3 (Carter)	
0.01g	**12.8**	34.2	Ⅰ	9.5	Ⅰ	11.3	Ⅰ	10.0	Ⅰ	9.6	Ⅰ	10.7	Ⅰ	10	Ⅰ	10.5	Ⅰ	9.1
			Ⅱ	9.6	Ⅱ	11.0	Ⅱ	9.7	Ⅱ	9.4	Ⅱ	10.3	Ⅱ	9.7	Ⅱ	10.4	Ⅱ	9.2
0.1g	**12.0**		Ⅲ	9.7	Ⅲ	11.4	Ⅲ	10.2	Ⅲ	9.7	Ⅲ	10.9	Ⅲ	10.2	Ⅲ	10.6	Ⅲ	9.3
0.2g	**11.0**		10층	9.5	10층	11.2	10층	9.8	10층	9.3	10층	10.8	10층	10.0	10층	10.4	10층	9.0

표 5. 고유 진동수 예측 결과 (실험번호 2)

실험값		선행연구 (Prakash)	방법 1-A (Terzaghi)		방법 1-B (Reese)		방법 2-A (API p-y)		방법 2-B (Reese p-y)		방법 2-C-1 (Yang p-y)		방법 2-C-2 (Yang p-y)		방법 2-D (NCHRP)		방법 3 (Carter)	
0.01g	**14.7**	39.0	Ⅰ	10.9	Ⅰ	12.9	Ⅰ	11.5	Ⅰ	11.0	Ⅰ	12.5	Ⅰ	11.6	Ⅰ	12.3	Ⅰ	10.3
			Ⅱ	11.0	Ⅱ	12.5	Ⅱ	11.8	Ⅱ	10.8	Ⅱ	11.9	Ⅱ	11.3	Ⅱ	12.2	Ⅱ	10.5
0.1g	**13.7**		Ⅲ	11.1	Ⅲ	13.0	Ⅲ	11.6	Ⅲ	11.1	Ⅲ	12.6	Ⅲ	11.8	Ⅲ	12.4	Ⅲ	10.6
0.2g	**12.4**		10층	10.8	10층	12.8	10층	11.2	10층	10.6	10층	12.6	10층	11.7	10층	12.3	10층	10.3

표 6. 고유 진동수 예측 결과 (실험번호 3)

실험값		선행연구 (Prakash)	방법 1-A (Terzaghi)		방법 1-B (Reese)		방법 2-A (API p-y)		방법 2-B (Reese p-y)		방법 2-C-1 (Yang p-y)		방법 2-C-2 (Yang p-y)		방법 2-D (NCHRP)		방법 3 (Carter)	
0.01g	**19.5**	50.2	Ⅰ	14.8	Ⅰ	17.7	Ⅰ	15.6	Ⅰ	14.8	Ⅰ	17.5	Ⅰ	16.3	Ⅰ	16.7	Ⅰ	14.0
			Ⅱ	14.9	Ⅱ	17.1	Ⅱ	15.9	Ⅱ	14.6	Ⅱ	16.6	Ⅱ	15.8	Ⅱ	16.6	Ⅱ	14.2
0.1g	**18.2**		Ⅲ	15.1	Ⅲ	17.8	Ⅲ	15.7	Ⅲ	14.9	Ⅲ	17.7	Ⅲ	16.6	Ⅲ	16.8	Ⅲ	14.2
0.2g	**16.7**		10층	14.6	10층	17.4	10층	15.2	10층	14.3	10층	17.7	10층	16.4	10층	16.7	10층	13.8

수계산 법으로 산정된 고유 진동수는 실험 결과와 약 3배정도의 차이를 보이는 것으로 나타났으며, 본 연구에서 제안한 방법을 적용하였을 경우 고유 진동수 예측 결과가 크게 개선되는 것으로 나타났다. 지반-말뚝 간 스프링 강성 산정 방법에 따라 고유 진동수 예측 결과가 서로 차이를 보였으며, 특히, Reese의 방법(방법 1-B)으로 스프링 강성을 산정하였을 경우와, 지진 시 조건에서 제안된 Yang(2009)의

p-y 중추 곡선 상한 값(방법 2-C-1)을 이용하여 스프링 강성을 산정하였을 경우에, 예측 결과가 실험결과와 잘 일치하는 것으로 나타났다. 즉, 입력 가속도가 0.01g로 매우 작았을 경우에는 예측 결과가 실험결과와 비교하여 10% 정도 작게 산정되었지만, 입력 가속도가 0.1g 와 0.2g일 경우, 고유 진동수 예측 결과가 실험으로부터 얻은 고유 진동수의 범위 안으로 들어오거나 5% 정도의 오차 범위 이내에서 매우 잘 일치하는 것으로 나타나, 본 연구에서 제시한 방법이 국내의 내진 설계기준에 해당하는 입력 가속도 수준의 범위에서 고유 진동수를 합리적으로 예측하고 있는 것으로 판단되었다. 스프링의 적용 위치에 따라 발생하는 고유 진동수 예측 결과의 차이는 스프링 강성 산정 방법에 따라 발생하는 차이에 비해 크지는 않았지만, 실험 결과와 비교해 보았을 때, 임계 깊이까지 동일 간격으로 3개의 스프링을 적용하고, 임계 깊이 이하는 스프링을 적용하지 않거나(방법 Ⅰ), 캔티레버 보의 고정단으로 가정하는 것이(방법 Ⅲ) 가장 합리적일 것으로 판단된다. 그리고 이 두 가지 방법으로 산정한 고유 진동수 예측 결과가 거의 차이가 없는 것으로 나타나, 임계 깊이 이하의 지반은 말뚝의 움직임에 영향을 미치지 않는 것을 확인할 수 있었다.

6. 요약 및 결론

본 연구에서는 질량-스프링 모델을 이용하여 지진하중을 받는 말뚝 구조물의 고유 진동수를 예측할 수 있는 기법을 제안하였으며, 결론은 다음과 같다.

(1) 질량-스프링 모델의 질량행렬(M)은 말뚝의 집중질량과 상부 구조물의 집중 질량으로 구성된 4×4 대각행렬로 결정하였고, 말뚝의 휨 강성과 지반-말뚝 간 스프링 강성으로 구성된 강성행렬(K)은 평형조건에 구성방정식과 적합조건을 대입하여 결정하였으며, 이들을 진동수 방정식에 입력하여 말뚝 구조물의 고유 진동수를 산정하였다.

(2) 본 연구에서 제안한 방법으로 말뚝 구조물의 고유 진동수를 예측하고 1g 진동대 실험으로부터 얻은 고유 진동수와 비교한 결과, 스프링 강성 산정 방법에 따라 고유 진동수 예측 결과는 커다란 차이를 보였는데, Reese(1974)의 지반반력상수와 Yang(2009)의 p-y 곡선 상한 값을 이용하였을 때, 국내의 내진 설계기준에 해당하는 입력 가속도 수준의 범위에서 고유 진동수를 합리적으로 예측할 수 있었다. 그리고 스프링의 적용 위치에 따라 고유 진동수 예측 결과에 큰 차이는 없었지만, 임계 깊이까지 동일 간격으로 3개의 스프링을 적용하고, 임계 깊이 이하는 스프링을 적용하지 않거나, 캔티레버 보의 고정단으로 가정하는 것이 합리적인 것으로 판단되었다.

감사의 글

이 논문은 2009년도 정부(교육과학기술부)의 재원으로 한국과학재단의 지원을 받아 수행된 연구임(No. R0A-2007-000-10004-0(2009)).

참고문헌

1. American Petroleum Institute (1987), "Recommended practice for planning, designing and constructing fixed offshore platforms", *API Recommended Practice 2A(RP-2A)*, 17th edn.
2. Ashford, S.A. and Juirnarongrit, T. (2003), "Evaluation of pile diameter effect on initial modulus of subgrade reaction", *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol 129, No. 3, March 1, pp. 234-242.
3. Boulanger, R.W., Curras, C.J., Kutter, B.L. Wilson, D.W., and Abghari, A. (1999), "Seismic soil pile structure interaction experiments and analyses", *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol. 125, No. 9, September, pp. 750-759
4. Carter,D.P. (1984), "A non-linear soil model for predicting lateral pile response.", *Rep. No. 359.*,

Civil Engineering Dept. Univ. of Auckland, New Zealand.
5. Dou, H., and Byrne, P.M. (1996), "Dynamic response of single piles and soil-pile interaction", *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 33, pp.80-96
6. National Cooperative Highway Research Program (2001), "Static and Dynamic Lateral Loading of Pile Groups". *NCHRP Report 461*, Transportation Research Board - National Research Council
7. Prakashi, S. (1981), *Soil dynamics*, McGraw-Hill, New York
8. Reese, L.C., Cox, W.R. and Koop, F.D. (1974), "Analysis of laterally loaded piles in sand", Proceedings of the VI Annual Offshore Technology Conference, Houston, Texas, 2(OTC 2080), 473~685
9. Ting, J.M., Kauffman, C.R., and Lovicsek, M. (1987), "Centrifuge static and dynamic lateral pile behaviour", *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 24, pp.198-207
10. Yang, E.K. (2009), "Dynamic P-Y Backbone Curves from 1-G Shaking Table Tests", *Transportation Research Board Annual Meeting 2009*, Paper #09-2255