

해상풍력터빈의 고유진동수 예측을 위한 지반에 인입된 파일의 탄성지지보 모델 기반 수평 거동 해석

An analysis of horizontal deformation of a pile in soil using a beam-on-spring model for the prediction of the eigenfrequency of the offshore wind turbine

유정수,[†] 백경민,* 김태룡**

(Jungsoo Ryue,[†] Kyungmin Baik,* and Tae-Ryong Kim**)

울산대학교 조선해양공학부, *한국표준과학연구원 유동음향센터, **한국전력 국제원자력대학원대학교

(Received April 4, 2016; revised May 16, 2016; accepted May 30, 2016)

초 록: 지반에 인입된 파일에 대한 거동 해석은 지반의 비선형 거동 특성으로 인해 일반적으로 유한요소 기반 수치적인 방법을 주로 이용한다. 그러나 수치 해석은 파일-지반 모델링 및 연산에 많은 노력과 시간을 요구하므로 파일의 제원과 지반 물성치가 확정되지 않은 초기 설계 단계에서는 활용에 많은 한계를 갖는다. 반면, 지반을 선형화한 이론 해석의 경우 수치 해석에 비해 모델이 단순하고 연산 시간이 매우 짧으므로, 해석의 신뢰성이 확보된다면 지반-지지구조의 거동 특성을 초기에 예측하는데 유용할 것이다. 본 연구에서 대상으로 하는 풍력발전기의 경우, 초기 설계 단계에서 풍력터빈의 고유진동수 예측을 위한 동적 거동 해석이 요구되며, 이 때 지반에 인입된 풍력터빈의 지지구조는 탄성 경계조건으로 단순화하여 동적 거동 해석에 반영할 수 있다. 이를 위해, 본 논문에서는 풍력터빈 지지구조의 선단부 탄성 계수를 도출하고자 지반에 인입된 파일에 대한 파일-지반 연성해석을 수행하였다. 해석 시 지반의 변형은 탄성 범위 이내에 있다고 단순화하여 지반에 인입된 파일을 탄성지지된 보로 모델링하였다. 탄성지지보 모델을 이용해 파일 선단에 수평 하중 또는 모멘트가 작용할 때 발생하는 파일의 횡변형을 구하고, 이로부터 영향계수를 도출하였다. 풍력터빈의 지지구조에 대한 해석 예로서, 모노파일과 석선파일에 대해 파일 선단의 영향계수를 구하고, 이를 문헌의 결과와 비교함으로써 해석 결과의 신뢰도를 검증하였다. 또한 이 두 파일의 깊이에 따른 변형 및 선단부의 스프링 상수를 비교하여 지지구조의 강성 측면에서 모노파일과 석선파일의 특성을 살펴보았다.

핵심용어: 파일-지반 연성 해석, 탄성지지보 모델, 영향계수

ABSTRACT: In the prediction of response of a pile in soil, numerical approaches such as a finite element method are generally applied due to complicate nonlinear behaviors of soils. However, the numerical methods based on the finite elements require heavy efforts in pile and soil modelling and also take long computing time. So their usage is limited especially in the early design stage in which principal dimensions and properties are not specified and tend to vary. On the contrary, theoretical approaches adopting linear approximations for soils are relatively simple and easy to model and take short computing time. Therefore, if they are validated to be reliable, they would be applicable in predicting responses of a pile in soil, particularly in early design stage. In case of wind turbines regarded in this study, it is required to assess their natural frequencies in early stages, and in this simulation the supporting pile inserted in soil could be replaced with a simplified elastic boundary condition at the bottom end of the wind turbine tower. To do this, analysis for a pile in soil is performed in this study to extract the spring constants at the top end of the pile. The pile in soil can be modelled as a beam on elastic spring by assuming that the soils deform within an elastic range. In this study, it is attempted to predict pile deformations and influence factors for lateral loads by means of the beam-on-spring model. As two example supporting structures for wind turbines, mono pile

[†]Corresponding author: Jungsoo Ryue (jsryue@ulsan.ac.kr)
School of Naval Architecture and Ocean Engineering, University of Ulsan, 93 Daehak-ro, Nam-gu, Ulsan 44610, Republic of Korea
(Tel: 82-52-259-2168, Fax: 82-52-259-2677)

and suction pile models with different diameters are examined by evaluating their influence factors and validated by comparing them with those reported in literature. In addition, the deflection profiles along the depth and spring constants at the top end of the piles are compared to assess their supporting features.

Keywords: Pile in soil coupling analysis, Beam-on-spring model, Influence factor

PACS numbers: 43.40.-r, 43.10.-a

I. 서 론

풍력터빈은 고출력을 위해 계속적으로 대형화 되어 가는 반면 블레이드 및 풍력타워는 비용 절감을 위해 지속적으로 경량화 되어 가고 있다. 이로 인해 풍력터빈 시스템의 강성이 낮아져 풍력터빈 시스템에 작용하는 동하중에 의해 진동 응답이 크게 발생할 수 있다. 특히 동하중의 진동수가 풍력터빈 시스템의 고유진동수와 일치하게 되는 공진에서는 큰 진동 응답이 발생하므로 공진 회피를 위해 초기 설계 단계에서 풍력터빈 시스템의 고유진동수를 정확히 예측하는 작업이 요구된다.

고정식 풍력터빈의 경우, 하부구조물은 지반에 인입되어 지지력을 확보한다. 따라서 풍력터빈 시스템의 고유진동수를 해석하기 위해서는 지반에 설치된 풍력터빈 하부구조물에 대한 모델링이 포함되어야 한다. 그러나 풍력터빈을 단순 보 구조물로 가정하여 해석하는 경우 지반-지지구조를 보의 경계조건으로 치환할 수 있다면 해석의 편의성을 높일 수 있다.^[1] 따라서 풍력터빈 시스템의 동적 거동 해석 시 지지구조를 풍력터빈 시스템의 경계조건으로 치환하기 위한 지지구조 선단의 힘과 변위 관계를 추출하는 것이 필요하다. 즉, 지반에 인입된 파일에 대해 파일 선단의 스프링 상수를 구하여 이를 풍력터빈 시스템의 지지부 경계조건으로 활용하는 것이다.

본 논문에서는 이러한 목적을 위한 파일은 보로, 지반은 탄성 스프링으로 가정하는 지반-지지구조 연성 해석방법인 탄성지지보(*beam-on-spring*) 모델^[2]을 정식화하였다. 본 연구에서 대상으로 하는 3 MW 급 풍력터빈의 경우, 1차 고유진동수가 약 0.3 Hz 이하의 낮은 주파수 대역에 위치하므로 본 논문에서는 파일-지반에 대한 정적 해석을 수행하였다.^[1] 정식화한 탄성지지보 방법을 이용해 직경이 각각 1 m와 5

m인 두 개의 파일에 대해 파일 선단의 영향계수를 구하고 문헌에 제시된 영향 계수와 비교하여 해석 결과의 유효성을 검토하였다. 또한 두 예제 파일의 변형 특성을 살펴보았다.

II. 다층지반에 인입된 파일 모델링

수평하중이 작용하는 다층 지반에 인입된 파일에 대한 모델링은 References [2]와 [3]에 제시된 정식화를 기초로 수행하였다. 다층 지반에 인입된 파일의 거동 해석 시 파일은 Euler 보로, 지반은 탄성지지구조로 가정하면 Fig. 1과 같이 묘사할 수 있다. 파일이 설치되어 있는 지반의 수직 방향을 z -축으로 정의하며, $z=0$ 지점에 수평 방향 정적 외력 F_0 와 정적 굽힘모멘트 M_0 가 작용하는 경우를 고려하였다. 지표면 아래로 n 개의 지층이 있을 때, 지면으로부터 각 지층까지의 깊이는 H_i 이며 파일의 총 길이 L_p 이다.

하중이 작용할 때 발생하는 지반의 변형 특성을 이론적으로 정확히 모델링하는 것은 매우 복잡하다.

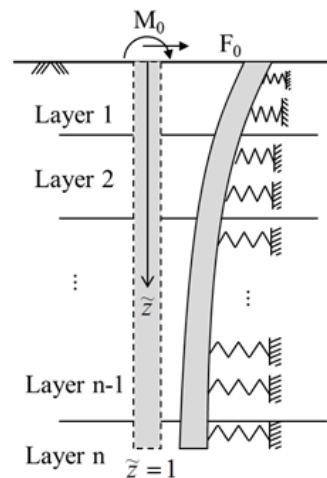


Fig. 1. Schematic diagram of a beam-on-spring model for a pile in a multi-layered soil.

본 연구에서는 지반의 변형을 탄성범위 이내로 가정하여 지반을 압축 강성과 전단 강성을 갖는 스프링으로 모델링하였다.

미소 높이 dz 를 가진 파일의 한 부분에 작용하는 힘과 모멘트 평형 관계식을 적용하면 파일의 수평 변위 u 에 대해 Eq.(1)의 지배방정식을 얻는다.

$$E_p I_p \frac{d^4 u}{dz^4} = -p, \tag{1}$$

여기서 E_p 는 파일의 Young 계수이며 I_p 는 파일 단면의 2차 모멘트를 나타낸다. Eq.(1)에서 p 는 지반에 의해 파일에 가해지는 단위길이당 힘으로서, 압축력 (p_c)과 전단력(p_s)으로 구성된다. 즉, $p = p_c + p_s$ 이다. 지반에 의해 가해지는 압축력 p_c 는 지반의 압축 강성 k 를 이용해 Eq.(2)와 같이 표현 할 수 있다.

$$p_c = ku. \tag{2}$$

지반에 의한 전단강성은 전단파라미터 t 로 정의할 수 있으며, 지반의 전단계수 G_s 와 등가 단면적 A_c , 전단력 S_s 를 이용해 Eq.(3)과 같이 쓸 수 있다.

$$\frac{du}{dz} = -\frac{1}{G_s} \frac{S_s}{A_c} = \frac{S_s}{2t}. \tag{3}$$

따라서 지반의 전단력 S_s 는 Eq.(4)와 같이 나타낼 수 있다.

$$S_s = -2t \frac{du}{dz}. \tag{4}$$

단위길이당 하중은 $p = dS/dz$ 라는 관계를 가지므로 p_s 는 Eq.(5)와 같이 표현된다.

$$p_s = -2t \frac{d^2 u}{dz^2}. \tag{5}$$

Eqs.(2)와 (5)를 Eq.(1)에 대입하면 Eq.(6)과 같이 파일의 거동에 대한 지배방정식을 얻는다.

$$E_p I_p \frac{d^4 u}{dz^4} - 2t \frac{d^2 u}{dz^2} + ku = 0. \tag{6}$$

지반의 탄성계수가 지층별로 다르므로 Eq.(6)은 각 지층별로 적용되어야 한다. 따라서 i 번째 지반에 대한 Eq.(6)의 지배방정식은 하첨자 i 를 사용해 u_i, t_i, k_i 로 표시한다. z 와 u 를 파일의 길이 L_p 로 정규화하여 $\tilde{z} = z/L_p$ 그리고 $\tilde{u} = u/L_p$ 로 표현하면 Eq.(6)의 지배방정식은

$$\frac{d^4 \tilde{u}_i}{d\tilde{z}^4} - 2\tilde{t}_i \frac{d^2 \tilde{u}_i}{d\tilde{z}^2} + \tilde{k}_i \tilde{u}_i = 0 \tag{7}$$

와 같다. 여기서 \tilde{t}_i 와 \tilde{k}_i 는 Eq.(8)과 같이 정의된다.

$$\tilde{t}_i = \frac{t_i L_p^2}{E_p I_p}, \quad \tilde{k}_i = \frac{k_i L_p^4}{E_p I_p}. \tag{8}$$

서로 접하고 있는 i 번째와 $i+1$ 번째의 지층은 경계에서 변위, 경사각, 굽힘 모멘트 그리고 전단력 연속 조건을 만족하여야한다. 즉, i 번째 지층과 $i+1$ 번째 지층 사이의 경계 ($\tilde{z} = \tilde{H}_i = H_i/L_p$)에서

$$\tilde{u}_i = \tilde{u}_{i+1}, \tag{9}$$

$$\frac{d\tilde{u}_i}{d\tilde{z}} = \frac{d\tilde{u}_{i+1}}{d\tilde{z}}, \tag{10}$$

$$\frac{d^2 \tilde{u}_i}{d\tilde{z}^2} = \frac{d^2 \tilde{u}_{i+1}}{d\tilde{z}^2}, \tag{11}$$

$$\frac{d^3 \tilde{u}_i}{d\tilde{z}^3} - 2\tilde{t}_i \frac{d\tilde{u}_i}{d\tilde{z}} = \frac{d^3 \tilde{u}_{i+1}}{d\tilde{z}^3} - 2\tilde{t}_{i+1} \frac{d\tilde{u}_{i+1}}{d\tilde{z}} \tag{12}$$

을 만족해야한다. 파일 선단($z=0$)에서는 수평방향 외력 F_0 및 굽힘 모멘트 M_0 가 작용하므로

$$\frac{d^2 \tilde{u}_1}{d\tilde{z}^2} = \tilde{M}_0, \tag{13}$$

$$\frac{d^3 \tilde{u}_1}{dz^3} - 2\tilde{t}_1 \frac{d\tilde{u}_1}{dz} = \tilde{F}_0 \quad (14)$$

의 조건을 갖는다. 여기서 \tilde{M}_0 와 \tilde{F}_0 는 Eq.(15)로 정의된다.

$$\tilde{M}_0 = \frac{M_0 L_p}{E_p I_p}, \quad \tilde{F}_0 = \frac{F_0 L_p^2}{E_p I_p}. \quad (15)$$

파일의 하단($\tilde{z}=1$)에 작용하는 지반의 모멘트와 전단력은 Eq.(16) 그리고 Eq.(17)과 같이 가정하였다.

$$\frac{d^2 \tilde{u}_n}{dz^2} = 0, \quad (16)$$

$$\frac{d^3 \tilde{u}_n}{dz^3} - 2\tilde{t}_n \frac{d\tilde{u}_n}{dz} = -2\tilde{t}_{n+1} \frac{d\tilde{u}_{n+1}}{dz} \quad (17)$$

즉, $\tilde{z}=1$ 인 지점에서는 파일의 내부 전단력이 존재하지 않으므로 Eq.(17)에서는 지반의 전단력만 작용한다고 가정하였다. 또한 Eq.(16)에서는 파일의 하단부에 지반에 의한 모멘트가 작용하지 않는 것으로 간주하였다.

각 지층별 파일에 대한 지배방정식인 Eq.(7)의 해를 $\tilde{u} = \tilde{u}_0 e^{mz}$ 로 두면 Eq.(7)은 Eq.(18)과 같이 m 에 관한 4차 방정식이 된다.

$$(m^4 - 2\tilde{t}_i m^2 + \tilde{k}_i) \tilde{u}_i = 0. \quad (18)$$

Eq.(18)을 만족하는 네 개의 해 m 을 구하면

$$\begin{aligned} m_{1i} &= \sqrt{\tilde{t}_i + \sqrt{\tilde{t}_i^2 - \tilde{k}_i}}, \\ m_{2i} &= -\sqrt{\tilde{t}_i + \sqrt{\tilde{t}_i^2 - \tilde{k}_i}} = -m_{1i}, \\ m_{3i} &= \sqrt{\tilde{t}_i - \sqrt{\tilde{t}_i^2 - \tilde{k}_i}}, \\ m_{4i} &= -\sqrt{\tilde{t}_i - \sqrt{\tilde{t}_i^2 - \tilde{k}_i}} = -m_{3i} \end{aligned} \quad (19)$$

이다. 따라서 \tilde{u}_i 에 대한 일반해는 Eq.(20)과 같이 쓸 수 있다.

$$\tilde{u}_i = C_{1i} e^{m_{1i}\tilde{z}} + C_{2i} e^{-m_{1i}\tilde{z}} + C_{3i} e^{m_{3i}\tilde{z}} + C_{4i} e^{-m_{3i}\tilde{z}}. \quad (20)$$

Eq.(20)을 이용해 파일의 경사각, 굽힘 모멘트 그리고 전단력을 표현하면

$$\tilde{\theta}_i = \frac{d\tilde{u}_i}{d\tilde{z}}, \quad (21)$$

$$\tilde{M}_i = \frac{d^2 \tilde{u}_i}{d\tilde{z}^2}, \quad (22)$$

$$\tilde{S}_i = \frac{d^3 \tilde{u}_i}{d\tilde{z}^3} - 2\tilde{t}_i \frac{d\tilde{u}_i}{d\tilde{z}} \quad (23)$$

이며, Eqs.(20)~(23)을 행렬 형태로 표현하면

$$\begin{pmatrix} \tilde{u}_i(\tilde{z}) \\ \tilde{\theta}_i(\tilde{z}) \\ \tilde{M}_i(\tilde{z}) \\ \tilde{S}_i(\tilde{z}) \end{pmatrix} = \mathbf{D}_i(\tilde{z}) \begin{pmatrix} C_{1i} \\ C_{2i} \\ C_{3i} \\ C_{4i} \end{pmatrix} \quad (24)$$

이다. Eq.(24)에 지층 별 경계면 깊이 $\tilde{z} = \tilde{H}_i$ 를 대입하여 계수 벡터를 표현하면

$$\begin{pmatrix} C_{1i} \\ C_{2i} \\ C_{3i} \\ C_{4i} \end{pmatrix} = \mathbf{D}_i^{-1}(\tilde{H}_i) \begin{pmatrix} \tilde{u}_i(\tilde{H}_i) \\ \tilde{\theta}_i(\tilde{H}_i) \\ \tilde{M}_i(\tilde{H}_i) \\ \tilde{S}_i(\tilde{H}_i) \end{pmatrix} \quad (25)$$

이므로, Eq.(25)를 Eq.(24)에 대입하면 i 번째 지층에서의 파일 거동을 Eq.(26)으로 표현할 수 있다.

$$\begin{pmatrix} \tilde{u}_i(\tilde{z}) \\ \tilde{\theta}_i(\tilde{z}) \\ \tilde{M}_i(\tilde{z}) \\ \tilde{S}_i(\tilde{z}) \end{pmatrix} = \mathbf{K}_i(\tilde{z}) \begin{pmatrix} \tilde{u}_i(\tilde{H}_i) \\ \tilde{\theta}_i(\tilde{H}_i) \\ \tilde{M}_i(\tilde{H}_i) \\ \tilde{S}_i(\tilde{H}_i) \end{pmatrix}, \quad (26)$$

여기서 $\mathbf{K}_i(\tilde{z}) = \mathbf{D}_i(\tilde{z}) \mathbf{D}_i^{-1}(\tilde{H}_i)$ 인 4×4 행렬이다. 따라서 지층 경계 \tilde{H}_i 에서의 파일 변위, 기울기, 모멘트 그리고 전단력을 알면 Eq.(26)을 이용해 i 번째 지층

내의 파일 응답을 구할 수 있다. 각 지층별 $K_i(\tilde{z})$ 의 16개 항들은 부록에 제시하였다.

Eqs.(13) ~ (17)에 언급한 파일 상단($\tilde{z}=0$)과 하단($\tilde{z}=1$)의 경계 조건을 적용하면

$$\tilde{M}_1(0) = \tilde{M}_0, \quad \tilde{S}_1(0) = \tilde{F}_0, \quad (27)$$

$$\tilde{M}_n(1) = 0, \quad \tilde{S}_n(1) = \sqrt{2\tilde{k}_n\tilde{t}_{n+1}}\tilde{u}_n(1) \quad (28)$$

이므로, 이를 이용해 지층별로 Eq.(26)을 정리해가면 전체 파일의 응답을 구할 수 있다.

본 모델링에서는 파일 하단의 경계조건으로 Eqs.(16)과 (28)의 모멘트 자유단을 가정하였다. 세장비가 큰 파일의 경우, 파일 하단에서는 Eqs.(16) 또는 (28)의 가정이 타당할 수 있으나 파일이 강제 거동을 보이는 낮은 세장비에서는 이 가정이 타당하지 않을 수 있다. 그러나 본 연구에서는 해석의 편의성을 위해 모든 세장비 구간에 대해 Eq.(16)의 경계조건을 이용하였다. 따라서 낮은 세장비의 파일에 대해서는 탄성지반 모델의 해석 결과가 오차를 가질 수도 있다고 판단되며, 이에 대해서는 해석 결과를 문헌자료와 비교한 III장에서 살펴보고자 한다.

III. 파일의 영향계수 비교

본 절에서는 탄성지반 방법을 이용해 파일의 세장비에 따른 영향 계수의 변화를 구하고, 이를 References [4]와 [5]에 제시된 Randolph의 영향계수와 비교하였다. 영향 계수는 무차원 계수이므로 세장비가 같으면 파일의 직경이 다르더라도 값이 일정해야 한다. 본 해석에서는 두 종류의 파일에 대해 세장비에 따른 영향 계수 변화를 구하고 그 결과를 비교하였다.

3.1 영향계수

지반에 인입된 길이 L_p 인 파일의 선단에 작용하는 힘 F_0 와 모멘트 M_0 에 대한 파일 선단의 수평 변위와 경사각은 Eqs.(29)와 (30)과 같이 표현할 수 있다.

$$u_0 = \frac{1}{\kappa_{uF}}F_0 + \frac{1}{\kappa_{uM}}M_0, \quad (29)$$

$$\theta_0 = \frac{1}{\kappa_{\theta F}}F_0 + \frac{1}{\kappa_{\theta M}}M_0, \quad (30)$$

여기서 κ_{mn} 는 지반과 연성된 파일 선단의 스프링상수를 나타내며, 두 개의 하첨자 m 과 n 은 순서대로 응답(변위 또는 기울기)과 하중(힘 또는 모멘트)을 표시한다. Eqs.(29)와 (30)에 표현된 파일 선단의 스프링상수를 지반의 등가전단강성 G_s^* 과 파일의 직경 d_p 을 이용해 무차원화하여 표현하면

$$u_0 = \frac{c_{uF}}{G_s^*d_p}F_0 + \frac{c_{uM}}{G_s^*d_p^2}M_0, \quad (31)$$

$$\theta_0 = \frac{c_{\theta F}}{G_s^*d_p^2}F_0 + \frac{c_{\theta M}}{G_s^*d_p^3}M_0 \quad (32)$$

로 쓸 수 있다. 여기서 c_{ij} 는 스프링 상수 κ_{ij} 의 역수로 표현되는 무차원화 계수로서 영향 계수라고 칭하며, G_s^* 는 지반의 전단강성 G_s 과 Poisson비 ν 를 이용해

$$G_s^* = G_s \left(\frac{1+3\nu}{4} \right) \quad (33)$$

로 정의된다. 속이 빈 중공 파일인 경우, 동일한 직경을 가지는 속이 채워진 등가 파일로 치환하여 해석을 수행하며, 이 때 등가 파일의 유효 Young 계수, E_c , 는 Eq.(34)와 같다.

$$E_c = \frac{E_p I_p}{\pi d_p^4 / 64}. \quad (34)$$

Reference [5]에서는 파일-지반의 연성을 파일의 세장비 L_p/d_p , 그리고 파일과 지반의 강성비 E_c/G_s^* 에 따라 세 개의 구간으로 구분하였다. 먼저, $L_p/d_p < 0.05(E_c/G_s^*)^{1/2}$ 인 구간은 지반에 비해 파일의 강성이 아주 크거나 또는 파일의 세장비가 작아서, 파일이 지반 속에서 강제 파일처럼 거동을 하는 영역이

다. 반면 $L_p/d_p > (E_c/G_s^*)^{2/7}$ 인 구간에서는 파일의 강성보다 지반의 강성이 충분히 크거나 또는 파일의 세장비가 충분히 커서 파일이 탄성 보(flexible beam) 거동을 하는 구간이다. 이 구간에서 파일의 하단은 거의 변위가 발생하지 않으므로 파일은 무한 길이를 갖는다고 가정할 수 있다. 마지막으로 이 두 구간 사이 영역에서는 파일이 강체와 탄성 보의 중간 형태 변형을 갖는다.

파일이 강체 거동을 하는 경우 영향계수의 근사식은

$$c_{uF} = 0.4 \left(\frac{2L_p}{d_p} \right)^{-1/3}, \quad c_{uM} = 0.3 \left(\frac{2L_p}{d_p} \right)^{-7/8}, \quad (35)$$

$$c_{\theta F} = 0.3 \left(\frac{2L_p}{d_p} \right)^{-7/8}, \quad c_{\theta M} = 0.8 \left(\frac{2L_p}{d_p} \right)^{-5/3} \quad (36)$$

로 주어진다. 이 경우, Eqs.(35)와 (36)을 통해 영향계수는 지반의 강성과는 무관하며 세장비만의 함수임을 알 수 있다.

파일이 탄성 보처럼 변형을 하는 경우 영향계수의 근사식은 Eqs.(37)과 (38)로 주어진다.

$$c_{uF} = 0.5 \left(\frac{E_c}{G_s^*} \right)^{-1/7}, \quad c_{uM} = 1.08 \left(\frac{E_c}{G_s^*} \right)^{-3/7}, \quad (37)$$

$$c_{\theta F} = 1.08 \left(\frac{E_c}{G_s^*} \right)^{-3/7}, \quad c_{\theta M} = 6.4 \left(\frac{E_c}{G_s^*} \right)^{-5/7}. \quad (38)$$

Eqs.(37)과 (38)에서, 파일이 탄성체 거동을 하는 경우에는 영향계수가 세장비에 무관하며, 지반과 파일의 강성비만의 함수로 표현됨을 알 수 있다.

3.2 모노파일과 석션파일의 영향계수 해석

지반에 인입된 파일의 정적 변형을 탄성지반보 방법으로 해석하기 위해서는 앞 절 Eq.(7)의 지배방정식에 제시된 것과 같이 지층별 Young 계수나 전단강성이 아니라 두 개의 파라미터 k_i 와 t_i 가 필요하다. 이 두 파라미터를 얻기 위해서는 대상 지반에 대한 하중-변위 실험을 수행해야 하는데, 이는 측정에 많

은 노력과 시간 그리고 비용을 필요로 한다. 더욱이 측정 결과는 측정 환경, 지반 측정 위치 등에 따라 측정값에 많은 편차가 발생한다. 따라서 탄성지반보 방법에 필요한 지반의 스프링 파라미터 k_i 와 t_i 를 실제 추정하는데 많은 어려움이 따르며, 이로 인해 연구자의 경험에 많이 의존한다.

본 논문에서는 지반과 파일의 물성치로부터 Eqs.(35)~(38)를 이용해 영향계수를 얻을 수 있으므로, 이와 유사한 결과를 갖도록 하는 k_i 와 t_i 를 시험착오 방법으로 추출하여 해석에 사용하였다. 풍력터빈과 같이 하부 지지구조에 연결되는 타워의 길이가 긴 경우에는 지지구조에 작용하는 수평하중에 비해 모멘트가 보다 크게 작용할 것이므로 영향계수 c_{uM} 과 $c_{\theta M}$ 이 중요하게 작용한다. 특히 타워의 긴 길이로 인해 모멘트에 의한 경사각 $c_{\theta M}$ 이 가장 중요한 설계 인자가 된다. 따라서 본 연구에서는 Eqs.(36)과 (38)의 $c_{\theta M}$ 과 가장 유사한 결과를 주는 k_i 와 t_i 를 추출해 사용하였다. 본 연구에서는 파일 직경 변화에 따른 영향계수 변화를 확인하고자 하였으므로 지반은 단일 지층으로 구성되어 있다고 가정하였다.

해석에서 고려한 파일은 직경 1 m의 속이 채워진 중실 파일과 직경 5 m, 두께 25 mm의 중공 파일로 설정하였으며 해석에 사용한 파일 및 지반의 제원 및 물성치는 Table 1에 나타내었다. 두 파일에 대해 세장비를 1부터 10까지 변화시켰으므로, 두 파일의 최대 길이는 각각 10 m와 50 m가 된다.

Table 1을 보면, 동일한 지반이지만 직경이 다른 두 파일에 대해 지반의 전단 스프링상수 t 가 서로 다르게 설정되어 있다. 그 이유는 전단 스프링 상수가 Eq.(3)에 나타난 것과 같이 $t = 0.5A_c G_s$ 로 정의되므로 $t \propto d_p^2$ 이다. 따라서 탄성지반보 모델을 이용한 해

Table 1. Dimensions and principal properties of piles and soil.

Pile diameter (d_p)	1 m	5 m
Pile length/diameter	1 ~ 10	
Pile Young's modulus (E_c)	210 GPa	8.4 GPa
Soil Young's modulus (E_s)	50 MPa	
Soil Shear modulus (G_s)	19.2 MPa	
modulus ratio (E_c/G_s^*)	8914	357
Spring constant (k)	80 MPa	
Shear parameter (t)	42.4 MPa	1.1 GPa

석에서는 Table 1과 같이 파일의 직경이 1 m에서 5 m로 증가하면 지반의 전단 파라미터 t 는 25배 증가된 값으로 설정되어야 한다.

중공 파일의 경우, 파일 내부에 지반이 충전되므로 파일의 거동에 내부 지반이 영향을 미칠 수 있다. 그러나, 본 연구에서는 파일 내부에 존재하는 지반은 파일과 함께 거동하는 것으로 가정하고 정적 해석을 수행하였다. 즉, 중공 파일의 내부 지반이 파일에 전달력을 작용시키지 않는다고 가정하였다.

Fig. 2에는 Table 1의 중실 파일과 중공 파일에 대해 탄성지지보 모델을 이용해 해석한 파일 세장비에 따른 영향계수의 변화를 나타내었다. Fig. 2를 보면, 두 파일 모두 탄성지지보 모델의 해석 결과가 Randolph의 영향계수와 비교적 유사하게 예측됨을 알 수 있다. 특히, 본 과제에서 중요하게 고려하는 $c_{\theta M}$ [Fig. 2(c)]의 경우, 탄성지지보 해석 결과가 Randolph 영향계수와 전 세장비 구간에서 매우 잘 일치하고 있다. 반면, Fig. 2(a)와 2(b)의 경우 중실파일의 c_{uF} 는 큰 세장비에서, c_{uF} 와 $c_{\theta F}$ 또는 c_{uM} 는 낮은 세장비 구간에서 Randolph의 영향계수와 다소 차이를 보이고 있다.

본 연구의 대상이 되는 풍력터빈의 경우 지지구조에 모멘트가 크게 작용하므로 모멘트에 의해 발생하는 영향계수 $c_{\theta M}$ 이 가장 중요한 설계인자이다. 따라서 Fig. 2(a)와 2(b)에서 나타나는 c_{uF} 와 $c_{\theta F}$ 또는 c_{uM} 의 오차에도 불구하고 Fig. 2(c)의 $c_{\theta M}$ 이 Randolph 영향계수와 우수한 일치를 보이고 있어 탄성지지보 모델이 유용하다고 판단하였다. 다만, II장에서 언급한 것과 같이, Eq.(16)의 경계조건으로 인해 $L_p/D_p \approx 1$ 부근의 낮은 세장비 구간에서는 본 해석 모델의 신뢰도가 떨어질 수 있음을 유념해야 한다.

수평 하중이 작용할 때 발생하는 파일의 수평 방향 변위 그리고 경사각을 나타낸 Fig. 2(a)와 (b)의 영향계수 c_{uF} 와 $c_{\theta F}$ 를 보면, 직경이 1 m인 중실 파일의 경우, 주어진 지반에서는 세장비가 8~9 정도에 이를 때까지 파일이 강체처럼 거동함을 알 수 있다. 그 이유는 지반의 강성이 파일의 강성해 비해 아주 약하기 때문에 파일이 변형 시 지반에 의한 구속을 거의 받지 않기 때문이다. 반면 직경 5 m의 중공 파일인 경우, 세장비가 약 4~5 정도에서부터 탄성보 변형을 보이는 것으로 나타나고 있다. 그러나 중공 파일의 경

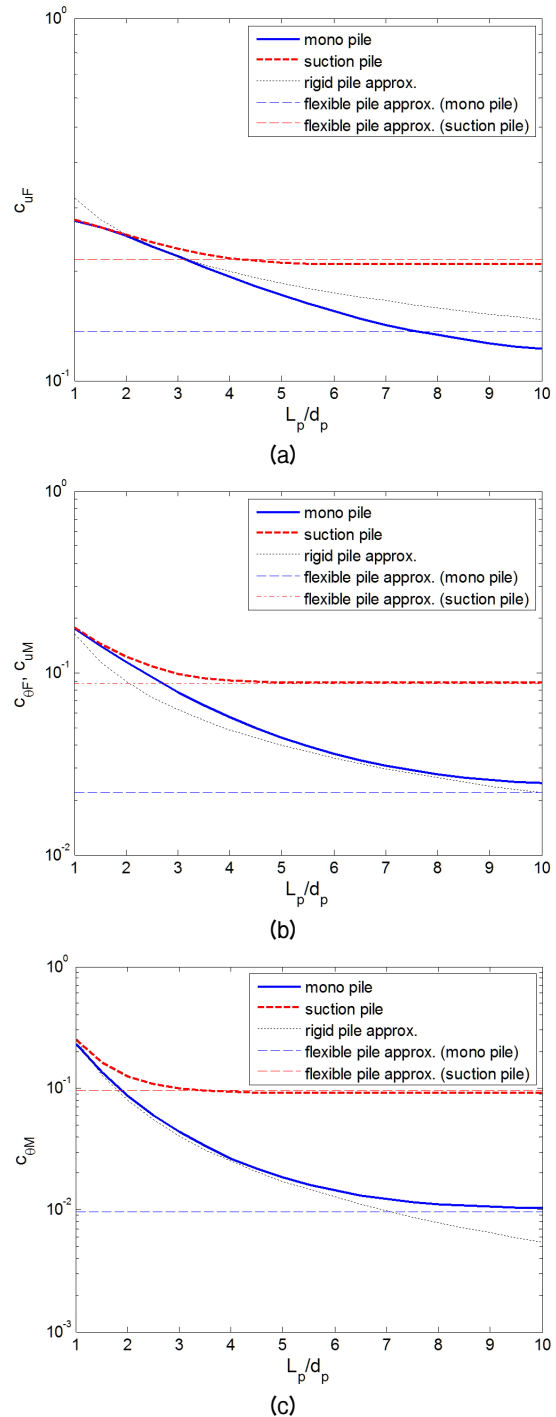


Fig. 2. Comparison of influence factors predicted by beam-on-spring model for two piles in Table 1. (a) c_{uF} , (b) c_{uM} and $c_{\theta F}$, (c) $c_{\theta M}$.

우 직경이 크므로 일반적으로 세장비가 약 3이하로 낮다고 가정할 수 있다. 따라서 Fig. 2(a)와 2(b)로부터 중공 파일이 강체와 탄성보의 중간 형태를 띠는 변

형을 가질 것으로 예상할 수 있다. 또한, Fig. 2로부터 파일이 탄성보처럼 변형을 갖는 경우, 파일의 길이 증가는 파일 선단의 영향계수에 영향을 주지 않는다는 것을 알 수 있다.

풍력터빈과 같이 하부 지지구조에 연결되는 타워의 길이가 긴 경우에는 Fig. 2(c)의 영향계수 $c_{\theta M}$ 이 가장 중요한 설계인자가 된다. Fig. 2(c)의 영향계수 $c_{\theta M}$ 을 보면, 모멘트가 작용하는 경우 1m 직경의 중실 파일은 길이가 약 5m 정도에 이를 때 까지는 강체 거동을 가지는 것을 알 수 있다. 반면, 중공 파일에서는 세장비가 약 1부근에서만 강체 거동을 보이며 1과 3사이에서는 강체와 탄성보의 중간 변형 특성을 보이는 것으로 나타났다.

Fig. 2의 영향계수는 무차원화 된 값이므로 이를 파일 선단의 스프링 상수로 바꾸어 나타내면 Fig. 3과 같다. Fig. 2(a)에 보인 탄성지지보 모델의 c_{uF} 는 Randolph의 결과와 다소 차이를 보이고 있어 Fig. 3의 스프링 상수 비교에서는 제외하였다. Fig. 3을 보면, 1m 직경의 중실 파일에 비해 5m 직경의 중공 파일이 약 수 배에서 백 배 정도 파일 선단의 스프링 상수가 크게 발생하는 것을 알 수 있다. 특히 Fig. 3(b)에 나타난 $K_{\theta M}$ 을 비교하면, 본 예제에서 선정된 세장비 2인 중공 파일의 경사각이 세장비 10인 중실 파일에서 발생하는 경사각의 약 1/10 정도 수준임을 알 수 있다.

Fig. 4에는 Table 1의 세장비 10인 중실 파일과 세장비 2인 중공 파일에 수평 방향 하중 또는 모멘트가 작용할 때의 길이별 파일 변위를 나타내었다. 풍력터빈의 블레이드에 작용하는 풍하중은 블레이드가 연결된 나셀(nacelle)을 통해 풍력타워에 가해진다. 나셀에 가해지는 수평방향 하중은 풍력타워 하부에 모멘트를 유발하므로 지지구조 선단에 작용하는 모멘트는 수평하중에 풍력타워의 높이만큼이 곱해져서 작용한다. 본 예제에서는 파일 선단에 작용하는 수평 방향 외력을 100kN으로 가정하였으며, 풍력타워의 높이를 50m로 가정하여 지지구조 선단에 작용하는 모멘트를 5000kNm로 설정하였다.

Fig. 4(a)의 파일 변위를 보면, 수평하중이 작용하는 경우 세장비 2의 중공 파일은 강체에 보다 가까운 거동을, 세장비 10의 중실 파일은 강체와 탄성체의 중간 형태 변형을 가지고 있다. 이러한 결과는 Fig.

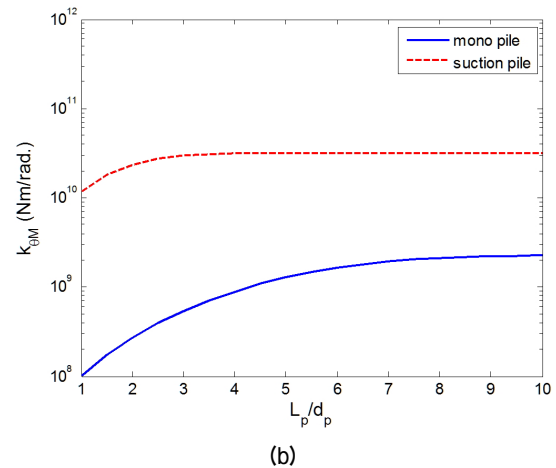
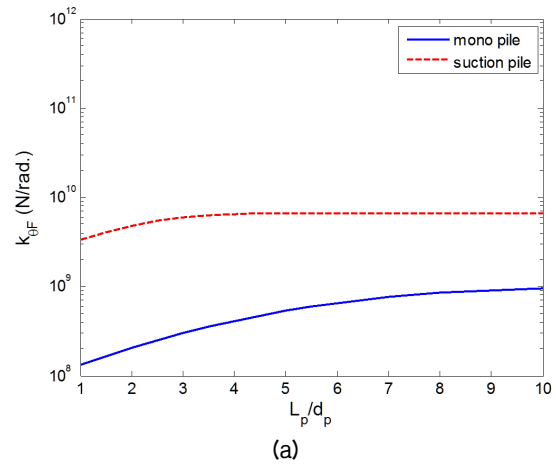


Fig. 3. Comparison of spring constants predicted by beam-on-spring model for two piles in Table 1. (a) $K_{uF}(=K_{uM})$, (b) $K_{\theta M}$.

2(a)의 영향계수를 통해서도 예상했던 바이다. Fig. 4(b)에는 모멘트가 작용할 때의 파일 변위를 나타내었다. 수평하중에 비해 큰 모멘트가 가해졌으므로 Fig. 4(a)보다 큰 변위가 발생함을 알 수 있으며, 중실 파일은 탄성보 변형을 보이고 있다. 세장비 2의 중공 파일은 강체와 탄성보의 중간 변형 형태를 보이고 있다. Fig. 4의 비교를 통해, 풍력터빈 지지구조에 가해지는 모멘트가 수평하중 보다 주요하게 작용함을 확인할 수 있다.

IV. 결 론

본 연구에서는 지반을 탄성체로 가정하여 다층 지반에 인입된 파일에 대한 정적 변형을 탄성지지보로

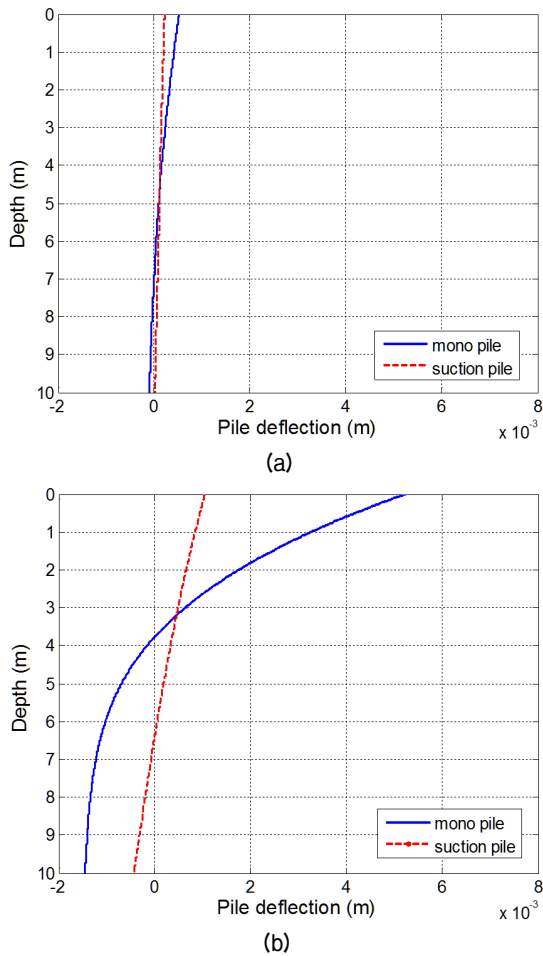


Fig. 4. Lateral pile deflections against the depth predicted by beam-on-spring model L_p/d_p for the monopile of $L_p/d_p = 10$ and suction pile of $= 2$ in Table 1, induced by (a) a lateral force of 100 kN and (b) a moment of 5000 kNm.

모델링하였다.

탄성지지보 모델을 이용해 직경 1 m의 중실 파일과 직경 5 m의 중공 파일에 대해 선단에 수평 하중 또는 모멘트가 작용할 때의 세장비 변화에 따른 영향 계수 변화를 해석하고 이를 문헌에 제시된 영향 계수와 비교하였다. 이를 통해 탄성지지보 모델의 해석 결과가 문헌에 제시된 영향 계수와 유사함을 확인하였다. 특히 풍력터빈에서 중요한 모멘트 작용 시의 영향 계수 $c_{\theta,M}$ 은 두 결과가 매우 유사한 수준과 경향을 보이고 있어 탄성지지보 모델에 대한 신뢰성을 확인 할 수 있었다. 또한 파일의 세장비 변화에 따른 파일 선단의 영향 계수 및 스프링 상수 변화를 관찰

함으로써 세장비에 따른 파일의 변형 특성을 살펴 보았다.

본 연구를 통해 탄성지지보 방법의 유용성을 확인 하였으므로, 풍력터빈 초기 설계 단계에서는 모델링과 연산에 많은 노력과 시간이 요구되는 유한요소 해석 대신 모델링 및 연산이 단순한 이론 모델을 활용하는 것이 보다 효율적일 것으로 판단된다. 물론, 파일의 거동 및 변형 특성을 보다 상세히 해석해야 하는 경우 유한요소법과 같은 기존의 수치 해석 방법을 활용하는 것이 타당할 것이다.

탄성지지보 해석이 갖는 큰 문제점으로는 해석에 필요한 두 개의 지반 강성 파라미터를 어떻게 추정할 것인가 하는 점이다. 본 논문에서는 문헌자료에 제시된 영향 계수와 유사한 결과를 주는 두 개의 지반 강성 파라미터를 시행착오 방법으로 추정해 사용하였다. 이러한 문제점을 해결하기 위해서는 지반의 물성치로부터 지반 강성 파라미터를 수학적 또는 수치적으로 추출하는 과정이 필요하며, 추후 이에 대한 해석을 수행할 예정이다.

또한, 본 탄성지지보 모델에서는 해석의 편의를 위해 파일의 하단 경계조건으로 모멘트 자유단을 가정하였으므로 낮은 세장비의 파일에 대해서는 신뢰성이 떨어질 것으로 예상된다. 따라서 낮은 세장비에서도 신뢰성을 확보할 수 있도록 파일 하단의 경계조건에 대한 정식화와 보완이 필요하다. 추후 파일-지반에 대한 유한요소 해석 결과와 이론 해석 결과와의 비교를 통해 이론 모델에 대한 검증을 필요할 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 2014년도 산업통상자원부의 재원으로 한국에너지기술평가원(KETEP)의 지원을 받아 수행한 연구과제(No. 20143010024330, 실규모 해상풍력 터빈을 탑재한 석션버켓 지지구조 실증연구)이다.

References

1. L. B. Ibsen and M. Liingard, "Prototype bucket foundation for wind turbines-natural frequency estimation," Aalborg

- University (Denmark), Tech. Rep., No. 9, 2006.
2. D. Basu and R. Salgado, "Elastic analysis of laterally loaded piles in multilayered soil," *Geomech. Geoen. Int. J.*, 183-196 (2007).
 3. D. Basu, R. Salgado, and M. Prezzi, "Analysis of laterally loaded piles in multilayered soil deposits," Purdue University (USA), Tech. Rep., FHWA/IN/ JTRP-2007/23, 2008.
 4. H. G. Poulos, "Behavior of laterally loaded piles I. single piles," *J. Soil Mech. Found. Div.*, 733-751 (1971).
 5. J. P. Carter and F. H. Kulhawy, "Analysis of laterally loaded shafts in rock," *J. Geotech. Eng.*, 839-855 (1992).

Appendix

Eq.(26)에 제시된 지층별 $K_i(\tilde{z})$ 행렬의 16개 항들은 다음과 같다.

$$K_{11i}(\tilde{z}) = -\frac{m_{3i}^2}{(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \cosh[m_{1i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)] \\ + \frac{m_{1i}^2}{(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \cosh[m_{3i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)]$$

$$K_{12i}(\tilde{z}) = -\frac{(m_{3i}^2 - 2\tilde{t}_i)}{m_{1i}(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \sinh[m_{1i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)] \\ + \frac{(m_{1i}^2 - 2\tilde{t}_i)}{m_{3i}(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \sinh[m_{3i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)]$$

$$K_{13i}(\tilde{z}) = \frac{1}{(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \cosh[m_{1i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)] \\ - \frac{1}{(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \cosh[m_{3i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)]$$

$$K_{14i}(\tilde{z}) = \frac{1}{m_{1i}(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \sinh[m_{1i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)] \\ - \frac{1}{m_{3i}(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \sinh[m_{3i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)]$$

$$K_{21i}(\tilde{z}) = -\frac{m_{1i}m_{3i}^2}{(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \sinh[m_{1i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)] \\ + \frac{m_{1i}^2m_{3i}}{(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \sinh[m_{3i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)]$$

$$K_{22i}(\tilde{z}) = -\frac{(m_{3i}^2 - 2\tilde{t}_i)}{(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \cosh[m_{1i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)] \\ + \frac{(m_{1i}^2 - 2\tilde{t}_i)}{(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \cosh[m_{3i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)]$$

$$K_{23i}(\tilde{z}) = \frac{m_{1i}}{(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \sinh[m_{1i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)] \\ - \frac{m_{3i}}{(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \sinh[m_{3i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)]$$

$$K_{24i}(\tilde{z}) = \frac{1}{(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \cosh[m_{1i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)] \\ - \frac{1}{(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \cosh[m_{3i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)]$$

$$K_{31i}(\tilde{z}) = -\frac{m_{1i}^2m_{3i}^2}{(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \cosh[m_{1i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)] \\ + \frac{m_{1i}^2m_{3i}^2}{(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \cosh[m_{3i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)]$$

$$K_{32i}(\tilde{z}) = -\frac{m_{1i}(m_{3i}^2 - 2\tilde{t}_i)}{(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \sinh[m_{1i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)] \\ + \frac{m_{3i}(m_{1i}^2 - 2\tilde{t}_i)}{(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \sinh[m_{3i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)]$$

$$K_{33i}(\tilde{z}) = \frac{m_{1i}^2}{(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \cosh[m_{1i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)] \\ - \frac{m_{3i}^2}{(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \cosh[m_{3i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)]$$

$$K_{34i}(\tilde{z}) = \frac{m_{1i}}{(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \sinh[m_{1i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)] \\ - \frac{m_{3i}}{(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \sinh[m_{3i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)]$$

$$K_{41i}(\tilde{z}) = \frac{-m_{1i}m_{3i}^2(m_{1i}^2 - 2\tilde{t}_i)}{(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \sinh[m_{1i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)] \\ + \frac{m_{1i}^2m_{3i}(m_{3i}^2 - 2\tilde{t}_i)}{(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \sinh[m_{3i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)]$$

$$K_{42i}(\tilde{z}) = \frac{-(m_{1i}^2 - 2\tilde{t}_i)(m_{3i}^2 - 2\tilde{t}_i)}{(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \cosh[m_{1i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)] \\ + \frac{(m_{1i}^2 - 2\tilde{t}_i)(m_{3i}^2 - 2\tilde{t}_i)}{(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \cosh[m_{3i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)]$$

$$K_{43i}(\tilde{z}) = \frac{m_{1i}(m_{1i}^2 - 2\tilde{t}_i)}{(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \sinh[m_{1i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)] \\ - \frac{m_{3i}(m_{3i}^2 - 2\tilde{t}_i)}{(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \sinh[m_{3i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)]$$

$$K_{44i}(\tilde{z}) = \frac{(m_{1i}^2 - 2\tilde{t}_i)}{(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \cosh[m_{1i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)] \\ - \frac{(m_{3i}^2 - 2\tilde{t}_i)}{(m_{1i}^2 - m_{3i}^2)} \cosh[m_{3i}(\tilde{z} - \tilde{H}_i)]$$

저자 약력

▶ 유 정 수 (Jungsoo Ryue)



1995년 2월: 부산대학교 기계설계공학과
학사
1997년 2월: KAIST 기계공학과 석사
1997년 3월 ~ 2003년 8월: 국방과학연구소
선임연구원
2004년 12월: University of Southampton,
ISVR 석사
2007년 12월: University of Southampton,
ISVR 박사
2008년 1월 ~ 2009년 1월: University of
Southampton, ISVR 연구원
2009년 2월 ~ 현재: 울산대학교 조선해양
공학부 부교수

▶ 백 경 민 (Kyungmin Baik)



1996년 2월: 고려대학교 물리학 학사
2000년 2월: 고려대학교 물리학 석사
2008년 5월: WСУ 물리학 박사
2008년 7월: ISVR, University of Southampton
2010년 7월: 우즈홀해양연구소(WHOI)
2012년 5월 ~ 현재: 한국표준과학연구원
책임연구원

▶ 김 태 룡 (Tae-Ryong Kim)



1975년 2월: 서울대학교 기계공학과 학사
1977년 2월: KAIST 기계공학과 석사
1986년 1월: 미국 위스콘신 주립대학교
기계 공학과 박사
1986년 2월 ~ 1998년 1월: KAERI 실장
1998년 2월 ~ 2011년 3월: KEPRI 수석
2011년 4월 ~ 현재: KINGS 교수