

모래지반에서 원형기초의 수직-모멘트 조합하중 지지력과 편심계수에 대한 수치해석 연구

Numerical Studies on Combined VM Loading and Eccentricity Factor of Circular Footings on Sand

김 동 준¹ Kim, Dong-Joon

윤 준 웅² Youn, Jun-Ung

지 성 현³ Jee, Sung-Hyun

추 연 옥⁴ Choo, Yun Wook

Abstract

For circular rigid footings with a rough base on sand, combined vertical - moment loading capacity was studied by three-dimensional numerical modelling. Mohr-Coulomb plasticity model with the associated flow-rule was used for the soil. After comparing the results of the swipe loading method, which can construct the interaction diagram with smaller number of analyses, and those of the probe loading method, which can simulate the load-paths in the conventional load tests, it was found that both loading methods give similar results. Conventional methods based on the effective width or area concept and the results by eccentricity factor (e_γ) were reviewed. The results by numerical modelling of this study were compared with those of previous studies. The combined loading capacity for vertical (V) - moment (M) loading was barely affected by the internal friction angle. It was found that the effective width concept expressed in the form of eccentricity factor can be applied to circular footings. The numerical results of this study were smaller than the previous experimental results and the differences between them increased with the eccentricity and moment load. Discussions are made on the reason of the disparities between the numerical and experimental results, and the areas for further researches are mentioned.

요 지

모래지반 표면에 위치한 강체 원형기초를 대상으로 수치해석을 통하여 수직-모멘트 조합하중 조건에서의 지지력을 구하였다. 지반은 Mohr-Coulomb 소성모델을 이용하여 모델링하였으며 관련흐름법칙을 적용하였고, 거친 기초 바닥면 조건에 대하여 검토하였다. 적은 수의 해석으로 조합하중 상관도를 산출할 수 있는 swipe 재하 방법과 통상적인 재하 실험에서 적용되는 probe 재하 방법을 적용하여 비교한 결과, 두 방법은 유사한 결과를 나타내었다. 모멘트하중을 고려하기 위하여 전통적으로 사용되는 유효폭 및 유효면적 개념을 사용한 결과와 편심계수(e_γ)를 사용한 방법들을 비교하였으며, 기존의 제안식들과 수치모델링으로 구해진 본 연구의 결과를 비교하였다. 수직-모멘트 조합하중 지지

1 정희원, 현대건설(주) 연구개발본부 차장 (Member, Chief Research Engineer, R&D Division, Hyundai E&C Co., Ltd., Tel: +82-31-280-7266, Fax: +82-31-280-7070, djkim@hdec.co.kr, Corresponding author, 교신저자)

2 정희원, 현대건설(주) 연구개발본부 과장 (Member, Senior Research Engineer, R&D Division, Hyundai E&C Co., Ltd.)

3 정희원, 현대건설(주) 연구개발본부 부장 (Member, General Manager, R&D Division, Hyundai E&C Co., Ltd.)

4 정희원, 국립공주대학교 건설환경공학부 부교수 (Member, Associate Prof., Dept. of Civil & Environmental Engrg., Kongju National Univ.)

* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2014년 9월 30일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

력의 내부마찰각에 따른 변화는 미미한 것으로 나타났으며, 유효폭 개념은 편심계수의 형태로 변환하여 원형기초에도 그대로 적용이 가능한 것으로 나타났다. 본 연구의 수치모델링 결과는 기존의 실험에 기반한 결과들에 비해 다소 작은 값을 주는 것으로 나타났으며, 편심 및 모멘트하중이 증가할수록 그 차이는 증가하였다. 수치모델링과 실험 결과가 차이를 나타내는 요인과 향후 연구 방향에 대하여 고찰하였다.

Keywords : Shallow foundation, Combined loading, Interaction diagram, Eccentricity factor, Circular footing, Swipe loading, Numerical modelling

1. 연구 대상 및 배경

기초의 설계는 지지력과 침하에 대한 검토를 통해 수행되며, 수직하중(V), 모멘트하중(M), 수평하중(H) 및 비틀림하중 등의 하중성분이 고려된다. 본 논문에서는 수치모델링을 사용하여 모래지반 표면의 원형기초에 대하여 수직하중과 모멘트하중이 동시에 작용할 때의 지지력에 대하여 연구하였다.

기초의 지지력은 Terzaghi(1943)의 제안식을 기본으로 하여 연속기초의 수직하중에 대한 지지력을 기준으로, 기초의 형상과 하중성분의 영향을 고려하기 위한 보정계수들을 곱하여 산정한다(식 (1)). 모멘트하중은 일반적으로 수직하중이 기초의 중심에서 벗어나 편심하중으로 작용하는 것으로 고려되며(Fig. 1), 지지력은 Meyerhof(1953)가 제안한 유효폭(식 (2)) 개념을 사용하여 산정된다.

$$q_u = \frac{1}{2} \gamma B N_\gamma s_\gamma i_\gamma \quad (1)$$

여기서, q_u : 극한지지력

B : 기초의 폭

N_γ : 내부마찰각에 따른 지지력계수

s_γ : 형상계수

i_γ : 경사계수

$$B' = B - 2e \quad (2)$$

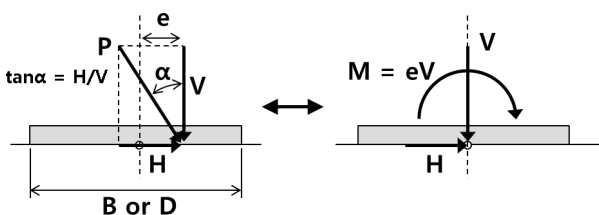


Fig. 1. Statically equivalent force resultants for a footing

여기서, B' : 기초의 유효폭

e : 편심거리

해양구조물이나 해상풍력타워의 경우 육상구조물보다 수직하중은 상대적으로 작은 반면, 바람, 파도 및 조류에 의한 환경하중으로 인하여 수평 및 모멘트하중은 훨씬 크기 때문에(Randolph and Gourvenec, 2011; Byrne and Houlsby, 2003), 조합하중 조건에 대한 고려가 중요하다. 또한, 기초의 형태는 원형 또는 원형에 가까운 형태가 적용되는 경우가 많으며, 편심에 따른 유효면적을 고려하여 지지력을 평가하는 방법이 적용되고 있다(API, 2011; DNV, 2013).

모래지반에서 기초의 조합하중 지지력에 대한 연구는 대부분 실험적인 방법에 기반하여 수행되었으며, 수치모델링에 기반한 연구는 Loukidis 등(2008)의 연속기초에 대한 연구에 국한된 실정이다. 본 논문에서는 원형기초에 대하여 삼차원 수치해석을 이용하여 수직-모멘트 조합하중 조건에서의 지지력에 대하여 연구하였다. 실제 구조물의 하중 조건이나 통상적인 재하실험과 유사한 probe 재하방법과 적은 수의 해석으로 조합하중 상관도를 효율적으로 산출할 수 있는 swipe 재하방법을 사용한 결과를 비교하였으며, 관련흐름법칙이 적용된 Mohr-Coulomb 소성모델을 사용하여 지반의 내부마찰각(ϕ)의 영향을 검토하였다. 연속기초나 직사각형 기초 등 원형이 아닌 형상에 대한 기존의 제안식들과 원형기초에 대한 기존의 결과들을 본 연구의 결과와 비교하여 분석하였으며, 원형기초에 대하여 수직-모멘트 조합하중 조건에서의 지지력 산정 방법에 대하여 제안하였다. 수치모델링에서 추가로 고려되어야 하는 점과 향후 연구 방향에 대하여 고찰하였다.

2장에서 수직-모멘트 조합하중이 작용할 때의 지지력 산정 관련 선행 연구에 대하여 정리하였으며, 3장에서 수치모델, 지반 물성 및 재하방법에 대하여 기술하였고,

4장에서는 산출된 결과와 상관식을 소개하고 기존의 제안식 및 연구 결과와 비교하고 수치모델링과 모형실험에 의한 결과가 차이가 발생할 수 있는 요인에 대하여 고찰하였다.

2. 수직-모멘트 조합하중 작용시 지지력 산정 방법

2.1 유효폭 개념과 편심계수

연속기초에 수직(V) 및 모멘트하중(M)이 동시에 작용하는 경우(VM 조합하중)에는 일반적으로 수직 편심하중이 작용하는 것으로 고려된다(Fig. 1). Meyerhof(1953)는 감소된 폭만이 지지력을 발휘하는 것으로 고려하는 유효폭 개념을 제안하였으며, 유효폭의 산정식으로 식 2를 제시하였다. 편심이 없는 경우 수직지지력은 최대(V_{max})가 되며(식 (3)), 모멘트하중이 작용하는 경우의 지지력은 식 (4)와 같다. 이 때, 편심하중이 작용할 때의 수직지지력과 최대 수직지지력의 비는 식 (5)와 같다. 유효폭 개념은 연속기초뿐만 아니라 직사각형 및 정사각형기초에 대해서도 적용될 수 있으며 많은 설계 기준에서 적용되고 있다.

$$V_{max} = Bq_u = \frac{1}{2}\gamma B^2 N_\gamma \quad (3)$$

$$V = B'q_u = \frac{1}{2}\gamma(B-2e)^2 N_\gamma \quad (4)$$

$$V/V_{max} = (1-2e/B)^2 \quad (5)$$

Ingra와 Baecher(1983)는 식 (5)에서와 같이 편심하중이 작용할 때의 지지력과 최대 수직지지력의 비(V/V_{max})를 편심계수(eccentricity factor, e_γ)로 정의하였으며, 다른 연구자들의 다양한 형상비를 가진 사각형 기초에 대한 모형실험 결과를 종합하여 식 (6)과 같이 제안하였다. 유효폭 개념을 사용할 때는 편심이 없는 경우($q_{u,max}$)에 비하여 단위폭 당 지지력(q_u)이 감소될 뿐만 아니라, 지지력을 감당하는 유효폭이 기초의 본래 폭보다 작으므로 지지력이 추가로 감소되는 결과가 된다. 그러나, 편심계수를 사용한 방법에서는 기초의 본래 폭에 대하여 지지력을 산정하며, 단위폭 당 지지력의 감소율과 전체 폭에 대한 지지력의 감소율(e_γ)이 동일한 조건이 된

다. Perau(1997)는 편심계수와 동일한 계수를 모멘트계수(bending moment factor, μ_γ)로 정의하였으며, 매우 조밀한 모래에서 형상비(L/B)가 1/3~5인 사각형 기초에 대한 모형실험을 통하여 모멘트계수는 형상비에 무관하며 근사식으로서 식 7을 제시하였다. 본 논문에서는 V/V_{max} 에 대하여 편심계수(e_γ)로 정의하였다. Paolucci와 Pecker(1997)는 연속기초에 대하여 지진으로 유발되는 편심하중에 대하여 식 (8)을 제시하였다.

$$V/V_{max} = 1.0 - 3.5e/B + 3.03(e/B)^2 \quad (6)$$

$$V/V_{max} = 1 - 2.5e/B \quad (7)$$

$$V/V_{max} = (1 - 2e/B)^{1.8} \quad (8)$$

한편, 식 (5)에 $e = M/V$ 를 대입하고 V_{max} 로 정규화하여 정리하면 수직지지력이 발휘될 때의 수직하중과 모멘트하중의 관계인 지지력 상관도(interaction diagram)에 대한 식 (9)를 얻을 수 있으며 식 (6)~(8)도 유사하게 변환될 수 있다.

Gottardi와 Butterfield(1993)는 매우 조밀한 모래에서 거친 바닥면을 가진 연속기초에 대한 모형실험을 실시하고 포물선의 방정식을 이용한 지지력 상관도 근사식을 제시하였으며(식 (10a)), 이를 편심계수의 형태로 정리하면 식 (10b)와 같다. Loukidis 등(2008)은 수치모델링을 통해 모래지반에서 연속기초에 대한 조합하중 지지력에 대하여 연구하였으며, 수직-모멘트 조합하중 지지력은 내부마찰각(ϕ)과 팽창각(ψ)에 무관하며 편심계수의 근사식은 식 (11)과 같다.

$$\frac{M}{BV_{max}} = \frac{1}{2} \frac{V}{V_{max}} \left[1 - \left(\frac{V}{V_{max}} \right)^{0.5} \right] \quad (9)$$

$$\frac{M}{BV_{max}} = 0.36 \frac{V}{V_{max}} \left[1 - \left(\frac{V}{V_{max}} \right) \right] \quad (10a)$$

$$V/V_{max} = 1 - e/(0.36B) \quad (10b)$$

$$V/V_{max} = (1 - 2.273e/B)^{1.6} \quad (11)$$

앞에서 소개된 수직-모멘트 조합하중 지지력 관계는 연속기초, 직사각형 및 정사각형 기초에 대한 것으로서, 편

심계수 형태로 표현하여 비교하면 Fig. 2와 같다. Meyerhof (1953)의 값이 $e/B < 0.3$ 인 구간에서는 하한측의 값을 주고 있으며, 선형 관계식(Gottardi and Butterfield, 1993; Perau, 1997)이 $e/B < 0.25 \sim 0.35$ 구간에서 비선형 제안 식들보다 큰 값을 주고 있으나, 전반적으로 제안식들간의 편차는 크지 않고 일관된 경향을 보이고 있다. 편심 계수의 값은 $e/B = 1/6$ 에서 약 0.5이며, $e/B = 1/3$ 에서는 약 0.1~0.2 로서 미미한 수준으로 감소됨을 알 수 있다.

2.2 원형기초에 대한 연구

연속기초에 대한 유효폭 개념을 원형기초에 적용할 경우에는 유효면적 개념으로 바꾸어 생각할 수 있다. 수직-모멘트 조합하중이 작용하는 경우, Tan(1990)은 Meyerhof (1953)의 유효면적 산정 방법을 하중 작용점과 유효면적의 중심점이 일치하도록 수정하여(Fig. 3), 기하학적으로 결정되는 유효면적에 대한 지지력 산정식을 제안

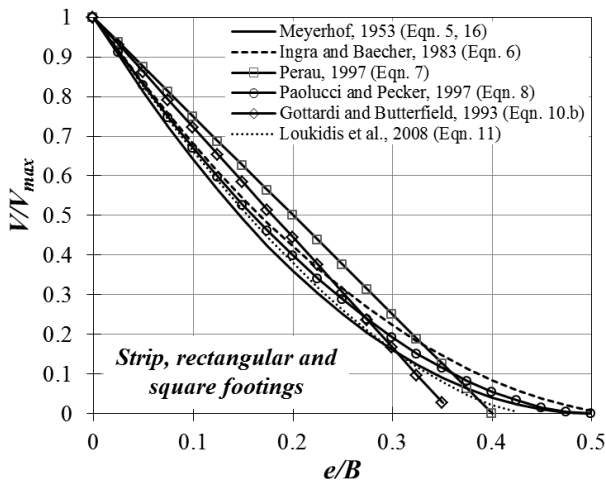


Fig. 2. Eccentricity factor ($e_7 = V/V_{max}$) for strip, rectangular and square footings

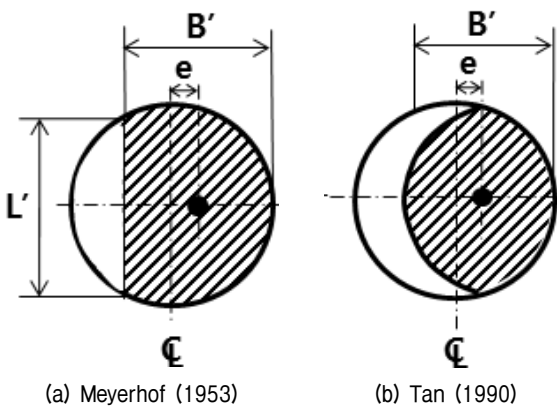


Fig. 3. Comparison of effective areas for circular footing

하였다(식 (12)). Taiebat과 Carter(2003)는 유효면적(Fig. 3(b))과 동일한 면적을 가지는 등가 직사각형의 폭과 길이의 비가 이 유효면적의 폭과 길이의 비율과 같다고 가정하여 등가 직사각형의 크기를 구하였으며(Fig. 4, 식 (13)), 점토지반에 대하여 지지력공식을 사용한 등가 직사각형의 지지력과 유한요소해석 결과는 유사함을 보였다. Das(2011)는 편심거리에 따른 유효면적과 유효폭을 표로 제시하고 있다. Tan(1990)의 방법에서는 형상계수가 고려되지 않으나, Taiebat과 Carter(2003)와 같이 등가 직사각형을 산정하는 방법에서는 유효면적에 대한 형상계수에 따라 지지력 산정 결과가 달라질 수 있으며, 여러 설계기준에서 모래와 점토지반에 대한 구분 없이 적용되고 있다(API, 2011; DNV, 2013). 식 (12)를 사용하여 지지력을 산정한 결과와 식 (13)에 De Beer(1970)

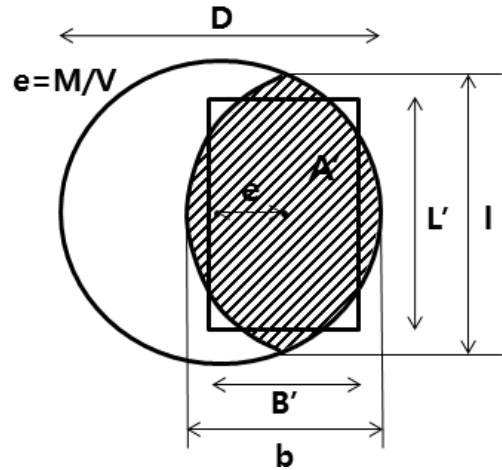


Fig. 4. Effective area and equivalent rectangle for circular footing (Taiebat and Carter, 2003)

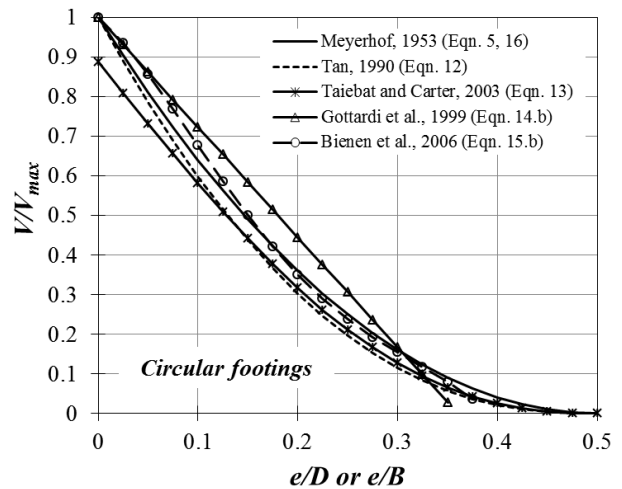


Fig. 5. Comparison of eccentricity factors for circular footing with Meyerhof's (1953) method for strip and rectangular footing

의 형상계수($s_\gamma = 1 - 0.4(B/L)$)를 적용하여 수직지지력을 산정한 결과를 Fig. 5에 다른 제안식들과 함께 비교하였다. 여기서 Meyerhof(1953)의 제안식은 식 (5)에서 $e/B = e/D$ 로 고려하여 표시하였다. 식 (12)와 (13)은 연속기초 및 사각형 기초에 대한 Meyerhof(1953)의 제안식보다 작은 값을 주나 경향은 유사한 것을 알 수 있다. 다만, Taiebat과 Carter(2003)의 방법은 원형기초와 동일한 면적을 가지는 정사각형의 폭이 원형기초의 직경보다 작아짐에 따라($B_{eq} = D\sqrt{\pi}/2 = D/1.128$), 원형기초와 정방형기초에 대하여 동일한 형상계수를 적용할 경우 $e/D = 0$ 에서도 편심계수 값은 1보다 작은 값을 주고 있다.

$$R_a = A'/A = 1 - 2[\sin^{-1}(2e/D)]/\pi - 4e \cos[\sin^{-1}(2e/D)]/(D\pi) \quad (12a)$$

$$V = S_e R_a V_{max} \quad (12b)$$

여기서, R_a : 유효면적(A')과 전체 면적(A)의 비

D : 기초의 직경

S_e : 편심계수($1 - 2e/D$)

$$A' = 0.5D^2 [\cos^{-1}(2e/D) - (2e/D)\sqrt{1 - (2e/D)^2}] \quad (13a)$$

$$B'/L' = b/l = \sqrt{(D-2e)/(D+2e)} \quad (13b)$$

여기서, B', L' : 등가 직사각형의 폭과 길이

b, l : 유효면적의 폭과 길이

원형기초의 수직-모멘트 조합하중 지지력에 대한 모형실험 연구는 주로 swipe 재하방법으로 지지력 상관도를 구하여 수행되었다. 본 논문에서는 수직-모멘트 조합하중 지지력에 대한 내용을 요약하였고, Swipe 재하 방법에 대해서는 3.2절에서 자세하게 기술하였다.

Gottardi 등(1999)은 조밀한 모래지반에서 원형기초에 대한 모형실험을 통하여 Butterfield와 Gottardi(1994)의 직사각형 기초에 대한 결과 및 Martin(1994)의 연약 점토지반에서 원형기초에 대한 결과와 유사한 결과를 얻었으며(식 (14a)), 이를 편심계수의 형태로 변환하면 식 (14b)와 같다. Bienen 등(2006)은 느슨한 모래지반에서 원형기초에 대한 모형실험을 통해 상관도에 대한 근

사식(식 (15a))을 제안하였으며, $e/D < 0.3$ 인 구간에 대하여 편심계수의 형태로 근사하면 식 (15b)와 같다. 식 (14b)와 식 (15b)를 Fig. 5에 함께 표시하였다. Bienen 등(2006)의 원형기초에 대한 제안식이 Meyerhof(1953)의 제안식과 비교하여 $e/D < 0.15$ 인 구간에서 다소 크게 평가하나 전반적으로 매우 유사한 것을 알 수 있다. 따라서, Meyerhof(1953)의 유효폭 개념은 편심계수의 형태로 표현하면(식 (5)) 원형기초에도 적용할 수 있다고 판단된다(식 (16)). Gottardi 등(1999)의 원형기초에 대한 제안식은 연속기초에 대한 제안식과 동일하며, $e/D < 0.3$ 인 구간에서 비선형 제안식들보다 큰 값을 보이고 있으나 이는 조합하중 상관도에 대한 근사식을 단순화한 결과로 판단된다(Gottardi et al., 1999). Fig. 2와 Fig. 5를 종합할 때, 편심계수에 대한 선행 연구들에서 원형기초를 포함한 기초의 형상에 따른 편심계수의 차이는 미미한 것으로 나타났다.

$$\frac{M}{DV_{max}} = 0.36 \frac{V}{V_{max}} \left[1 - \left(\frac{V}{V_{max}} \right) \right] \quad (14a)$$

$$V/V_{max} = 1 - e/(0.36D) \quad (14b)$$

$$\frac{M}{DV_{max}} = 0.215 \left[\frac{V}{V_{max}} \left(1 - \frac{V}{V_{max}} \right) \right]^{0.76} \quad (15a)$$

$$V/V_{max} = 1 - 2.2(e/D) - 17.5(e/D)^2 + 80.9(e/D)^3 - 98.3(e/D)^4 \quad \text{for } e/D < 0.3 \quad (15b)$$

$$V/V_{max} = (1 - 2e/D)^2 \quad (16)$$

유효폭 및 유효면적에 기반한 방법과 편심계수 방법을 비교하면, 유효폭 및 유효면적에 기반한 방법은 편심하중 작용시 기초의 형태 및 편심하중의 크기에 따른 압력 분포 영역의 크기 및 형상 변화를 고려하여 지지력을 산정하나, 편심계수에 기반한 방법은 압력 분포 영역의 크기 및 형상 변화를 명시적으로 고려하지 않고 기초 본래의 크기 및 형상에 대하여 편심하중 작용시 지지력의 저하를 산정한다는 점에서 차이가 있다. 편심하중 조건에서의 지지력 제안식을 개발하는 단계에서 편심계수 방법은 압력 분포 영역을 측정하거나 가정하지 않아도 지지력의 변화만을 사용하여 편심의 영향을 평가할 수 있으며, 제안식을 사용하여 설계를 수행하는 단계에

서는 여러 가지 형상의 기초에 대하여 압력 분포를 고려하지 않고 일관되게 지지력을 산정할 수 있는 장점이 있다.

3. 수치 모델링

3.1 해석 모델 및 물성

본 연구에서는 수치모델 개발을 위해 양해법(explicit method)과 유한차분법(finite difference method)에 기반한 상용 S/W인 FLAC 3D(Fast Lagrangian Analysis of Continua; ITASCA, 2011)를 사용하였으며, 대상 구조물과 하중의 대칭성을 고려하여 반단면에 대해서 모델링하였다. 경계거리는 기초 중심점으로부터 수평 6D, 수직 4D를 적용하였다(Fig. 6). 삼차원 해석으로서 해석에 많은 시간이 소요됨에 따라, 요소망의 조밀도를 변화시

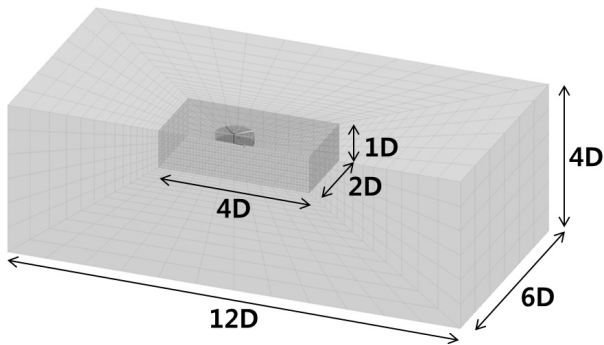


Fig. 6. Meshes used in this study

켜가며 결과를 검토하였고, 기초의 반지름 당 6개의 요소를 배치하는 경우를 기준으로 요소망의 조밀도에 의한 오차 요인을 보정하여 결과를 산출하였다. 이에 대해서는 4.1절에 자세하게 기술하였다.

수치모델에는 여덟 개의 절점으로 구성된 육면체 요소를 사용하였다. 지반 요소에는 Mohr-Coulomb 선형탄성-완전소성 모델을 적용하였으며 기초는 탄성 블록 요소를 사용하였다. 기초와 지반의 접촉면에는 경계요소를 사용하여 전단과 수직방향으로 절점의 분리가 가능하도록 하였다. 기초 내에는 보 구조요소를 사용하여 기초 자체의 변형을 최소화하고 모멘트하중의 재하 및 회전변위의 출력에 사용하였다. 지반의 단위 중량은 원형 기초가 해양구조물에서 적용사례가 많음을 고려하여 수중 단위중량으로 고려하였으며, 탄성계수는 극한지지력이 발휘되는 변위를 감소시켜 해석에 소요되는 시간을 단축하고자 일반적인 값보다 큰 값을 적용하였으며, 이들 값이 해석 결과값에 영향을 미치지 않음을 확인하였다. 본 연구에 사용된 물성 및 제원을 Table 1에 정리하였다.

3.2 Probe 재하방법과 Swipe 재하방법

재하시 하중 및 변위의 기준점(LRP, Load Reference Point)은 기초 바닥면의 중심점을 기준으로 하였으며, 하중(V, M, H) 및 변위(w : 수직, u : 수평, θ : 회전)의 부호 기준은 Butterfield 등(1997)의 제안에 따라 설정하

Table 1. Material parameters and foundation dimensions used in this study

	Items	Reference Set	Remarks
Soil	Internal friction angle, ϕ ($^{\circ}$)	30, 40	
	Dilation angle, ψ ($^{\circ}$)	$\psi = \phi$	Associated flow rule
	Cohesion, c (kPa)	0.0	
	Unit Weight, γ (kN/m ³)	10	
	Elastic Modulus, E (MPa)	100	
	Poisson's ratio, ν	0.25	
	Initial horizontal stress ratio, K_0	0.5	
Interface	Interface friction angle, δ ($^{\circ}$)	$\delta = \phi$	Rough
	Interface cohesion and tension (kPa)	0.0	
	Interface normal and shear stiffness, k_n, k_s (kN/m)	$50 \times k_{ref}$	$k_{ref} = \max \left[\left(K + \frac{4}{3} G \right) / \Delta z_{min} \right]$
Footing	Diameter, D (m)	2.0	
	Thickness, t (m)	0.5	
	Elastic Modulus, $E_{footing}$ (MPa)	20,000	Rigid
	Poisson's ratio, $\nu_{footing}$	0.3	

였다(Fig. 7). 모멘트의 재하는 기초판의 상부에 위치한 보 요소에 작용되나, 강제인 기초의 회전각으로 경계조건이 설정되므로 바닥면에 회전변위를 적용하는 것과 동일하다. 재하는 변위제어 방법을 사용하여 기준점에 매 해석 스텝마다 변위를 가하고 목표 변위가 될 때 까지 해석 스텝을 반복하였다. 재하속도(변위/step)는 예비 해석을 통해 결과에 영향을 미치지 않는 범위로 설정하였으며, 수직하중 재하시에는 내부마찰각 30° 를 기준으로 $1.0 \times 10^{-7} \text{m/step}$ 을 적용하였고, 모멘트하중 재하시에

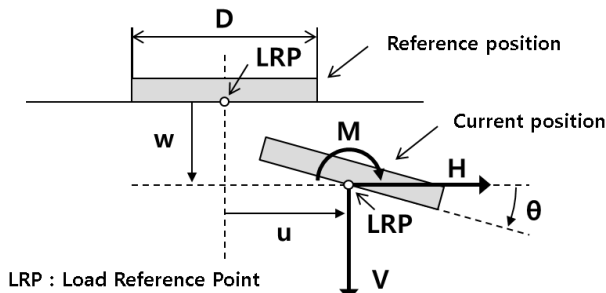


Fig. 7. Sign conventions for loads and displacements (Butterfield et al., 1997)

는 $0.2 \times 10^{-7} \text{rad/step}$ 을 적용하였으며, 마찰각이 이보다 큰 경우에는 극한상태까지 도달하는데 소요되는 총 변위량이 증가하므로 재하속도를 증가시켜 해석 시간을 단축하였다.

본 연구의 수치모델에서는 크게 세 가지의 재하방법을 사용하였다(Table 2, Figs. 8, 9). (1) 첫 번째는 최대 수직지지력(V_{max})을 산출하기 위한 재하로서 기초 중심점에 수직 변위를 가하여 모델링하였으며, 극한상태까지 재하를 실시하였다(Fig. 8(a), Fig. 9(a)). (2) 두 번째는 probe 재하로서 일반적인 재하실험의 하중 조건과 경로가 모사되는 재하 방법이다. Probe 재하에서는 Fig. 8(b)와 Fig. 9(b)에서와 같이 Stage1을 통하여 동일한 하중 조건에 도달하기까지 여러 가지 하중 경로가 가능하다. 본 논문에서는 Stage 1에서 목표한 수직하중($V_0 \leq V_{max}$)까지 수직하중을 재하하고 이를 유지한 상태에서 ($V = \text{constant}$) 기초에 회전변위를 가하여(Stage 2, Fig. 9(b)) 지지력을 산출하였다. 이는 실제 구조물에서는 설치가 완료되어 자중이 가해진 상태에서 환경하중 등으로 인하여 모멘트하중이 발생할 때의 하중 경로에 해당

Table 2. Loading methods and stages in this study

Loading Methods	Loading Stages	Remarks
Vertical loading	Stage 1: $V = 0$ to V_{max}	
Rotational probe	Stage 1: Vertical loading	$V_0/V_{max} = 0.063, 0.15, 0.25, 0.35, 0.46, 0.60, 0.70, 0.75, 0.80, 0.90, 0.95$
	Stage 2: Moment loading	$V = \text{Constant}, w = \text{free}$
Rotational swipe	Stage 1: Vertical loading	
	Stage 2: Moment loading	from $V_0 = 0$ and $V_0 = V_{max}$ $w = \text{Constant}$

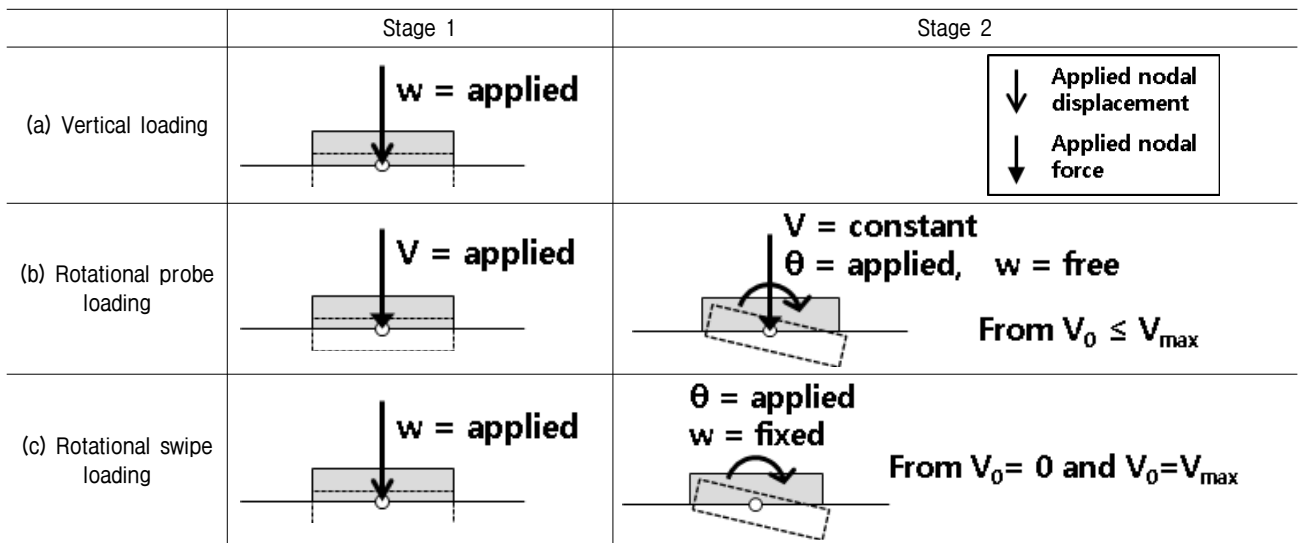


Fig. 8. Loading methods in this study

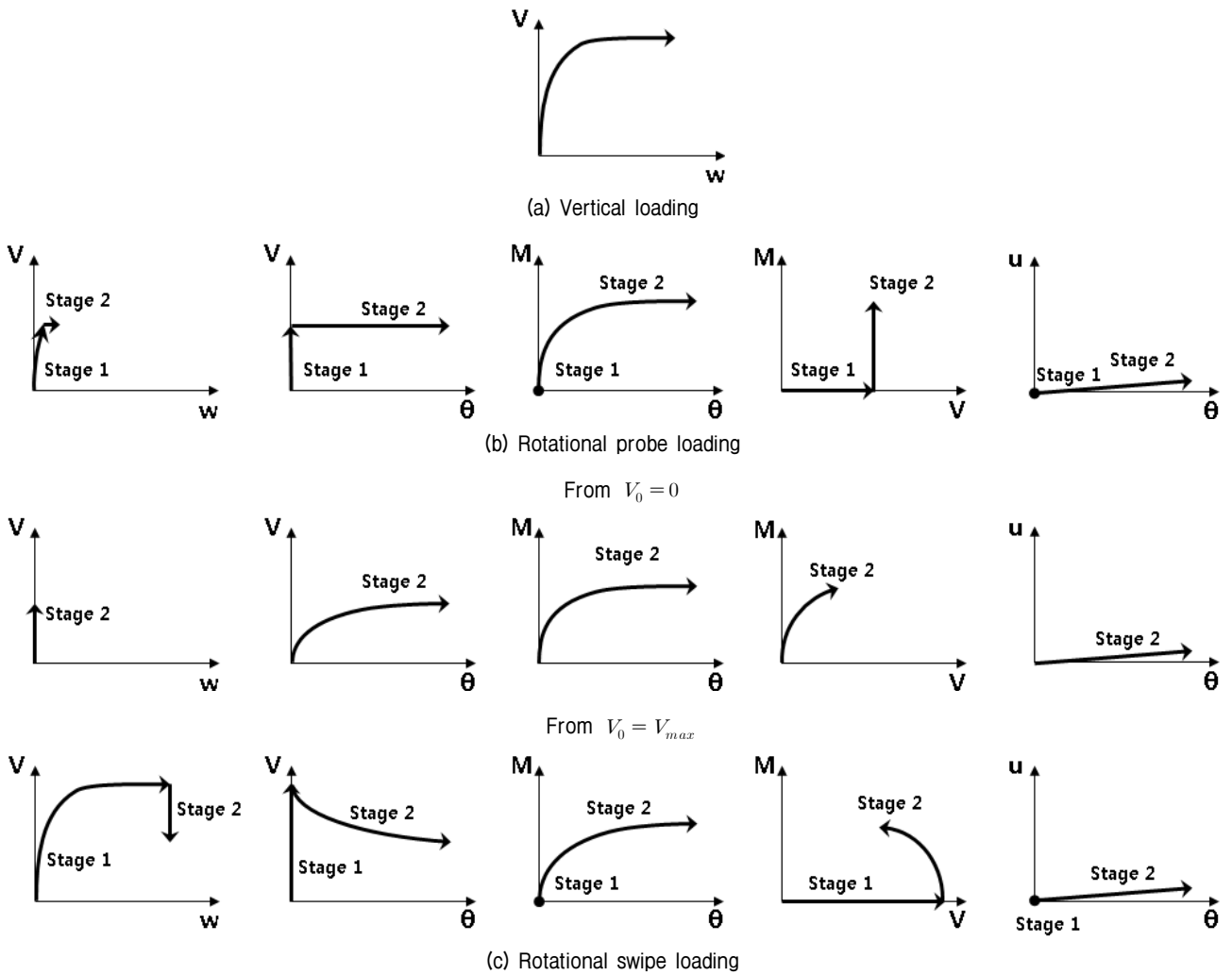


Fig. 9. Schematic diagram of displacement and load paths followed in this study

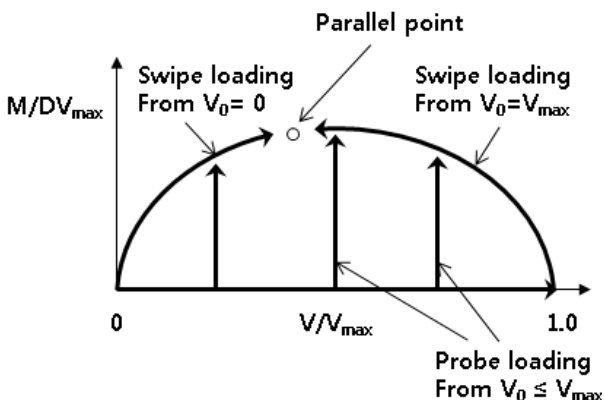


Fig. 10. Load paths in swipe and probe loading analyses in $V : M$ plane

한다. 조합하중에 대한 지지력은 하중 경로에 무관하다 (Gottardi and Butterfield, 1993). 세 번째는 swipe 재하로서 Fig. 8(c)와 Fig. 9(c)와 같이 기준점의 수직 변위를 고정시키고($w = \text{constant}$) 기초에 회전변위를 가하여 해

석을 수행한다(Tan, 1990; Butterfield and Gottardi, 2003).

Probe 재하에서는 한 번의 해석 수행을 통해 지지력 상관도상의 한 점이 얻어지며, 모든 하중조합을 표현하는 전체 지지력 상관도를 작성하기 위해서는 많은 수의 해석이 필요하다. 반면, swipe 재하에서는 재하가 이루어지는 동안의 하중 경로가 지지력 상관도와 매우 유사한 형태로 나타난다(Tan, 1990; Butterfield and Gottardi, 2003). 따라서, 적은 수의 해석을 통해 전체 지지력 상관도를 작성할 수 있는 장점이 있다(Fig. 10). 본 논문에서는 probe 재하와 swipe 재하를 모두 수행하고 결과를 비교하여 두 방법에 의한 결과가 유사함을 확인하였으며, swipe 재하를 기준으로 분석을 수행하였다. 본 논문에서 수행된 재하방법과 단계는 Table 2에 정리하였으며, 해석 결과 및 분석은 4장에서 자세히 기술하였다.

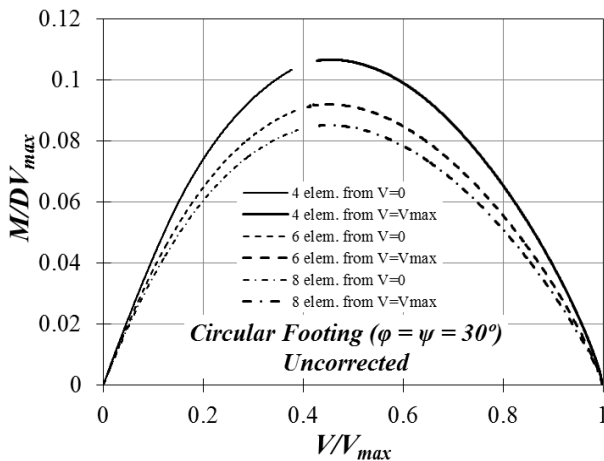
Swipe 재하의 시작점은 수직하중이 없는 상태부터 극한 수직지지력이 발현되고 있는 상태까지 다양한 수

직 하중 조건에서 시작할 수 있으나, 본 연구에서는 수직하중이 재하되지 않은 상태($V_0 = 0$)와 극한하중 상태($V_0 = V_{max}$)에서 시작하는 두 가지 경우에 대하여 해석을 수행하였다. $V_0 = 0$ 에서 시작하는 경우는 모멘트하중 재하에 따라 수직하중과 모멘트하중이 모두 증가하며, $V_0 = V_{max}$ 에서 시작하는 경우는 모멘트하중은 증가하고 수직하중은 감소된다(Fig. 9). 두 상태는 상관도의 양 끝점에 해당되며, 재하 시작과 동시에 수직하중과 모멘트하중은 $V : M$ 평면도에서 지지력 상관도를 따라 평행점(parallel point, Fig. 10)을 향하여 이동한다. 평행점은 수직변위가 고정된 상태에서 회전변위가 계속적으로 발생하며 일정한 수직 및 모멘트 지지력이 유지되는 상태이다(Tan, 1990). 모멘트하중 재하시에는 probe 재하와 swipe 재하에서 모두 약간의 수평변위가 발생하며 회전변위와 수평변위의 부호는 같다(Fig. 9).

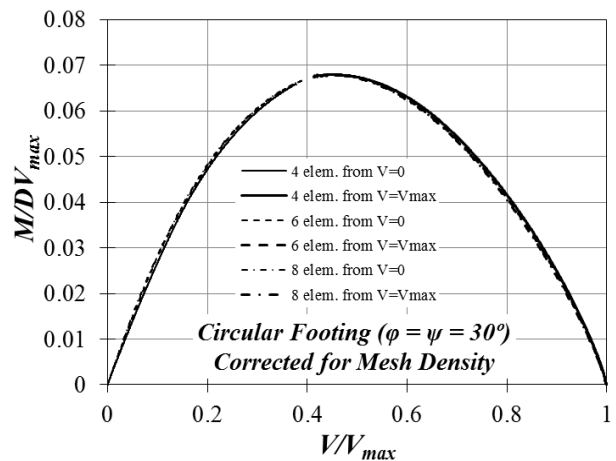
4. 결과 및 분석

4.1 해석 결과

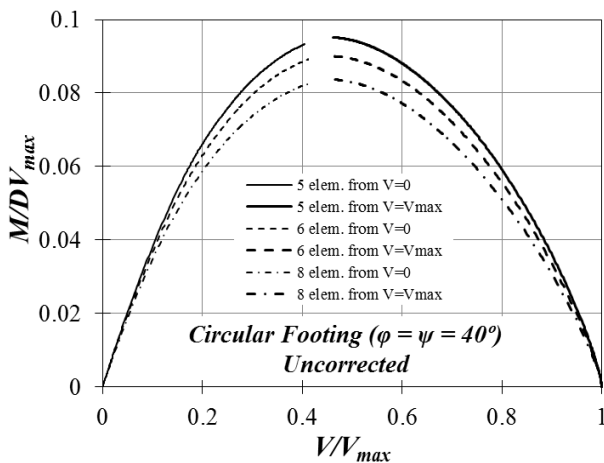
수치모델링 결과의 정확도는 요소망의 영향을 받을 수 있으며, 삼차원 해석에서는 오랜 해석시간으로 인하여 현실적으로 적용할 수 있는 요소망의 조밀도에 제약이 따른다. 요소망의 조밀도에 따른 상관도 산출 결과를 검토한 결과, 모멘트 swipe 해석 결과는 요소망이 조밀해짐에 따라 상관도의 크기가 감소하는 것으로 나타났다(Fig. 11(a), (c)). 이는 요소망의 조밀도에 따라 편심계수의 값이 달라지는 것을 의미하며 수치모델링에서 발생하는 오차 요인으로서 최소화가 요구되었다. 요소망에 따른 수직하중에 대한 극한지지력을 관련흐름법칙($\psi = \phi$) 조건에서의 Martin(2005)에 의한 정해와 비교한 결과 요소망의 조밀도가 증가함에 따라 오차는 비선형



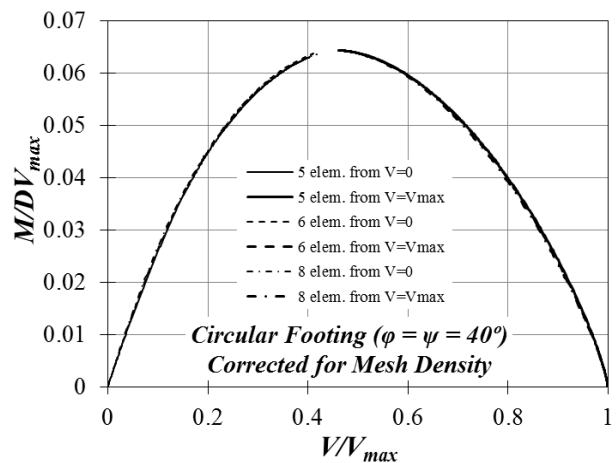
(a) Before error correction ($\phi = 30^\circ$)



(b) After error correction ($\phi = 30^\circ$)



(c) Before error correction ($\phi = 40^\circ$)



(d) After error correction ($\phi = 40^\circ$)

Fig. 11. $V : M$ interaction diagrams according to mesh density (elements per footing radius) and error correction

적으로 감소하는 것으로 나타났다(Fig. 12(a)). V : M 상관도의 최대값(m_0)과 수직하중에 대한 오차의 관계는, 비선형적인 관계를 갖는 것으로 나타났다(Fig. 12(b)). Fig. 12(b)에서 수직하중에 대한 오차가 없어지는 지점의 $m_{0,v=exact}$ 값을 산정할 수 있으며, 이 값과 각 상관도의 최대값의 비율로 각 상관도 결과를 나누어 보정하면 요소망의 조밀도와 관계없이 동일한 상관도가 도출되었다(Fig. 11(b), (d)). 따라서, V : M 상관도의 오차는 요소망의 조밀도에 따라 일관된 오차를 갖는 것으로 판단하였으며, 수직하중에 대한 결과가 정해와 같아질 때 ($V_{numerical}/V_{exact}=1$) V : M 상관도 역시 정해를 나타내는 것으로 가정하여 결과를 보정하였다. 기초 반지름 당 8개 이하의 요소가 사용된 요소망들에 대하여 상관도를 구하는 해석을 실시하였으며, 그보다 조밀한 요소망에 대해서는 상관도의 꼭지점을 구하는 해석을 실시하여

오차의 보정에 사용하였고, 기초 반지름 당 6개의 요소가 사용된 요소망을 기준으로 결과를 정리하였다.

Fig. 11에서 M/DV_{max} 값은 요소망의 조밀도에 따라 다소 차이는 있으나 $V/V_{max} = 0.44 \sim 0.46$ 부근에서 최대값을 나타내었으며 이는 원형기초에 대한 swipe 모형 실험에 의한 결과(Gottardi et al., 1999) 및 연속기초에 대한 수치해석 결과(Loukidis et al., 2008)와 유사하다. $V/V_{max} = 0$ 과 $V/V_{max} = 1$ 로부터의 결과는 서로 동일한 지점을 향하여 수렴하였으며, 요소망의 조밀도 및 내부 마찰각에 따라 최대값을 나타내는 점보다 약간 좌측인 $V/V_{max} = 0.40 \sim 0.44$ 부근으로 수렴하였다. 평행점의 위치는 Loukidis 등(2008)의 연속기초에 대한 수치해석 결과 중 관련흐름법칙을 사용한 결과에서는 본 논문의 결과와 유사하나, 비관련흐름이 사용된 수치해석 결과와 모형실험 연구(Tan, 1990; Gottardi et al., 1999)의 경

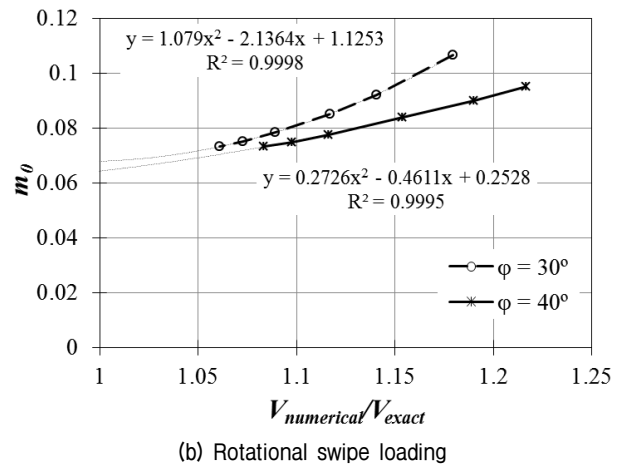
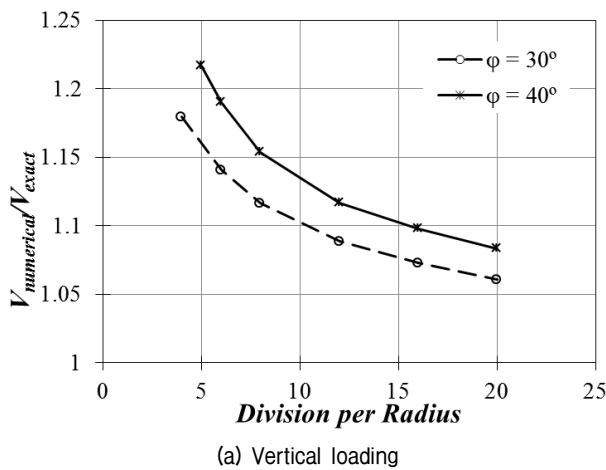


Fig. 12. Numerical results and mesh density relations

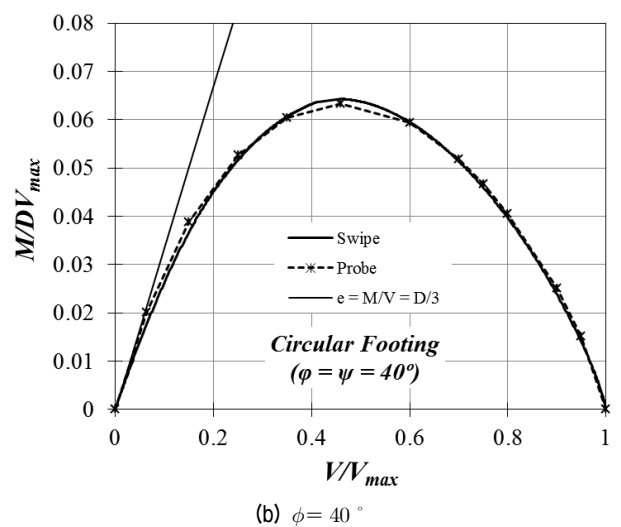
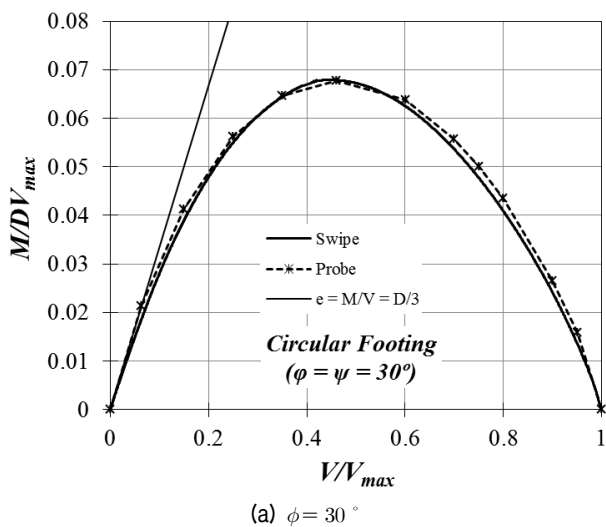
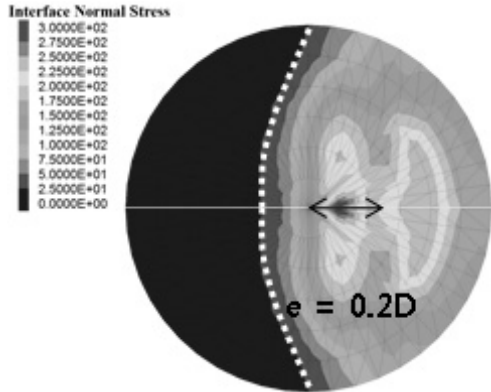


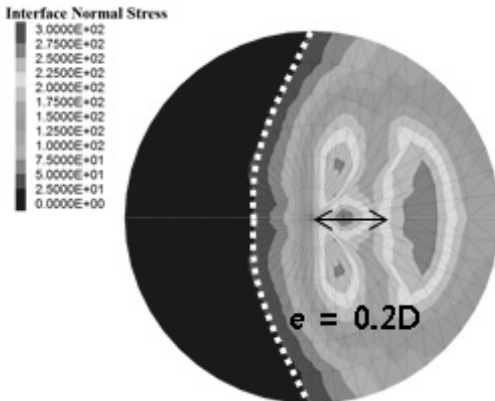
Fig. 13. Comparison of swipe loading and probe loading for combined VM loading

우에는 이보다 작은 V/V_{max} 값에서 수렴하였음을 고려할 때, 평행점의 위치는 팽창각에 따라서 상관도 상에서 좌측으로 이동하는 것으로 추정된다.

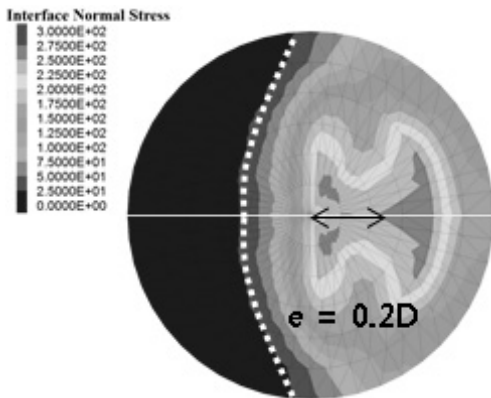
Swipe 재하와 probe 재하의 결과를 비교하여 Fig. 13에 나타내었다. Swipe 재하에 의한 $V : M$ 상관도는 probe 재하 결과와 전반적으로 유사한 결과를 나타내었으나, 내부마찰각 30° 에 대한 결과는 $V/V_{max} > 0.5$ 인 구간에서 swipe 재하 결과가 다소 작은 결과를 주는 것으로



(a) Swipe loading from $V_0/V_{max} = 0$



(b) Swipe loading from $V_0/V_{max} = 1$



(c) Probe loading from $V_0/V_{max} = 0.46$

Fig. 14. Normal stress distributions at the soil - foundation interface for load conditions near parallel point ($\phi = 30^\circ$)

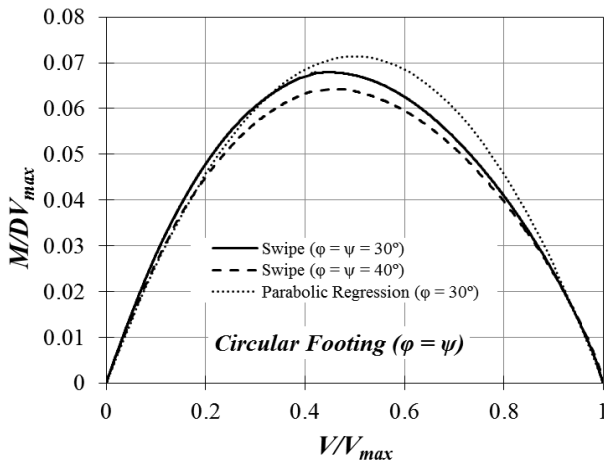
나타났다. 이러한 경향은 실험적인 연구에서도 관찰된 바 있다(Butterfield and Gottardi, 2003). 전반적으로 swipe 재하방법은 probe 재하방법과 유사한 결과를 주는 것으로 확인되었다.

$e = D/3$ 인 조건을 Fig. 13에 같이 표시하였으며 이 조건은 상관도의 초기부분과 접하는 것으로 나타났으며, VM 조합하중 조건에서 지지력에 대하여 안정한 편심의 최대값이 $D/3$ 인 것을 나타낸다. 편심계수 형태의 표현에서는 Fig. 5에서 $e/D = 1/3$ 부근에서 V/V_{max} 는 0.1 이하로서 대부분의 지지력이 소실된 형태로 나타난다.

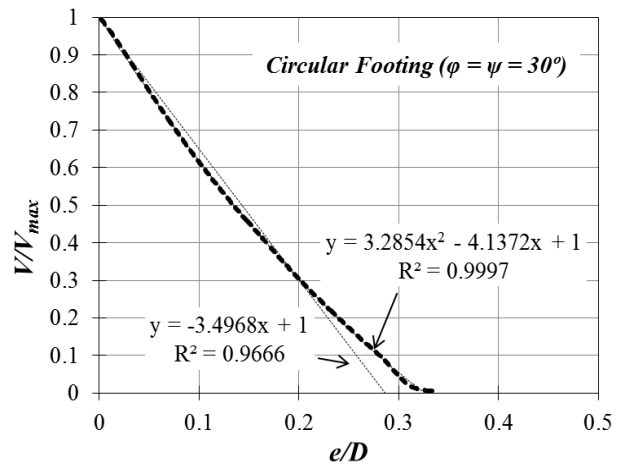
Swipe 재하와 $V/V_{max} = 0.46$ 에서 probe 재하가 완료된 시점은 모두 상관도에서 평행점 부근에 위치하며, 이 때의 압력 분포는 Fig. 14와 같다. 기초의 회전으로 인하여 인발축의 응력이 소실된 것을 알 수 있으며, 압축 응력이 발생하는 영역의 경계를 점선으로 표시하였으며, 전반적인 형태는 Fig. 3(b) 및 Fig. 4의 유효면적과 유사한 형태를 보이고 있다. 상관도의 보정 전 최대값은 $M/DV_{max} = 0.092$ 이며, $V/V_{max} = 0.46$ 일 때 $e = M/V = 0.2D$ 이다 (Fig. 14). 높은 압력이 형성되는 부분은 모두 편심의 위치를 중심으로 분포되는 것을 알 수 있다. 다만, 세 경우가 조금씩 다른 형상과 영역에 분포되었으며, probe 재하의 결과가 swipe 재하의 결과보다 좀 더 고른 응력 분포를 보였다.

Fig. 15(a)는 서로 다른 내부마찰각에 대한 swipe 재하 결과를 비교한 것으로, 내부마찰각에 따른 상관도의 변화는 미미한 것으로 나타났으며, 이는 기존의 편심계수 제안식들이 내부마찰각을 고려하지 않는 것을 감안할 때 타당한 것으로 판단된다. VM 지지력 상관도(Fig. 15(a))를 식 (14a)와 같은 포물선 형태의 식(식 (19))으로 근사하면 비대칭적인 상관도를 대칭인 형태로 근사함에 따라 $V/V_{max} > 0.5$ 인 구간에서 상관도의 크기가 다소 확대되며, 꼭짓점의 위치가 우측으로 약간 이동하여 $V/V_{max} = 0.5$ 에서 최대값($m_0 = 0.071$)이 나타난다. 내부마찰각 30° 에 대한 swipe 재하 결과를 편심계수의 형태로 표시하고 이차식과 일차식으로 근사하면 각각 식 (20a), (20b)와 같다. 이차식으로 근사하는 경우가 전체 구간에서 해석 결과를 잘 나타내며, 일차식의 경우는 $e/D < 0.2$ 인 구간에서는 해석 결과보다 다소 크게 나타났으나 차이는 크지 않았다.

$$\frac{M}{DV_{max}} = 0.2855 \frac{V}{V_{max}} \left[1 - \left(\frac{V}{V_{max}} \right) \right] \quad (19)$$



(a) Interaction diagram



(b) Eccentricity factor

Fig. 15. Parabolic regression of swipe loading results for combined VM loading

$$V/V_{max} = e_{\gamma} = 3.29 \left(\frac{e}{D} \right)^2 - 4.14 \left(\frac{e}{D} \right) + 1 \quad (20a)$$

$$V/V_{max} = e_{\gamma} = 1.0 - 3.50 \frac{e}{D} \quad (20b)$$

4.2 기존 연구와의 비교 및 고찰

본 연구의 결과(식 (20a))를 기존의 제안식들과 비교하면 Fig. 16과 같다. 전 구간에 걸쳐서 여러 형상에 대한 모형실험에 의한 제안식들(Meyerhof, 1953; Gottardi et al., 1999; Bienen et al., 2006) 및 연속기초에 대한 수치모델링 결과(Loukidis et al., 2008)과 비교하여 전반적으로 유사한 경향을 나타내었으나 상대적인 크기는 하한측의 값을 보이는 것으로 나타났으며, 편심(e/D 또는 e/B)이 작은 구간에서는 기존의 제안식들과 거의 유사하였으나, 편심이 커질수록 차이가 커지는 것으로 나타났다. 본 연구의 결과가 기존의 제안식들과 전반적으로 유사한 경향을 보인 것을 감안할 때, 편심계수가 기초의 형상에 무관하다는 것이 원형기초에 대한 수치모델링에 기반한 본 연구에서도 확인된 것으로 판단된다. 다만, 본 연구의 결과는 편심이 커질수록 모형실험에 의한 제안식들보다 과소한 값을 보인 반면, 본 연구와 동일한 Mohr-Coulomb 모델을 사용한 Loukidis 등(2008)의 결과는 모형실험에 의한 제안식들과 거의 일치하고 있다. 원형기초의 경우 모멘트하중이 가해짐에 따라 기초 바닥에서 수직응력이 작용하는 부분은 타원과 유사한 형태로 바뀌게 된다(Fig. 14). Mohr-Coulomb 모델을 사용할 경우 연속기초에 대해서는 원형 및 정사각형 기초에

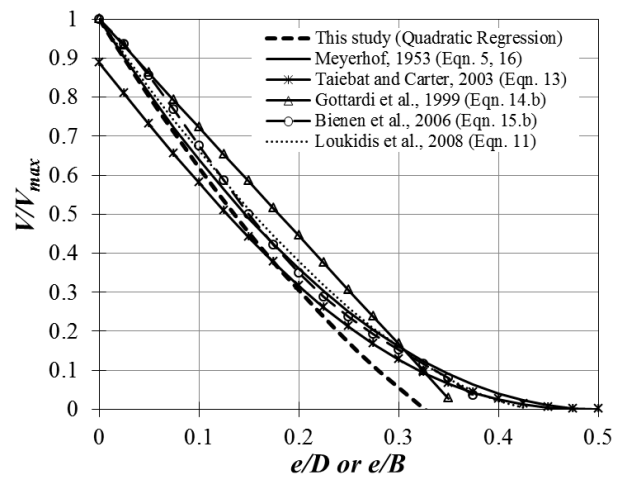


Fig. 16. Comparison of numerical result of this study and previous relations

비해 내부마찰각을 10%~12% 정도 증가시켜 적용할 때 실제와 유사한 결과를 얻을 수 있다(Brinch Hansen, 1970; Meyerhof, 1963; Kulhawy and Mayne, 1990). 따라서, 연속기초 및 직사각형 기초에서 중간주응력의 영향으로 인하여 내부마찰각이 증가되는 현상과 유사한 현상이 발생할 가능성이 있으나, 일반적인 Mohr-Coulomb 모델을 사용한 수치모델링에서는 이러한 효과가 고려되지 않으므로 조합하중 지지력을 과소평가할 가능성이 있다. 연속기초에 대해서는 재하면의 형상 변화는 크지 않을 것으로 예상되며, 본 연구의 수치모델링 결과가 연속기초에 대한 수치모델링 결과와 비교하여 e/D 가 큰 구간에서 상대적으로 작게 평가된 것은 이러한 요인에 의한 것으로 사료된다. 원형기초에 대해서 조합하중 지지력 검토시 이러한 현상을 좀 더 엄밀하

게 고려하기 위해서는 재하면의 형상에 따른 내부마찰각 변화에 대한 모델링이 필요한 것으로 사료된다.

5. 결론

수치모델링을 통하여 수직-모멘트 조합하중 조건에서 원형기초의 지지력과 편심계수에 대하여 연구하였다. 조합하중 지지력 상관도를 효율적으로 산출할 수 있는 swipe 재하방법과 실제 구조물이나 통상적인 재하실험의 하중 경로와 유사한 probe 재하방법을 사용하여 두 결과를 비교하였으며, 내부마찰각에 따른 영향을 검토하였다. 기존의 여러 형상에 대한 모형실험 및 수치모델링 결과와 본 연구의 수치모델링 결과를 비교 분석하여 다음과 같은 결론을 도출하였다.

- (1) 모래지반상의 원형기초에 대하여 수직-모멘트 조합하중 조건에서의 지지력을 구하였다. Swipe 재하방법과 probe 재하방법이 유사한 결과를 주는 것을 확인하였으며, 내부마찰각에 따른 변화는 미미한 것으로 나타났다.
- (2) 수직-모멘트 조합하중 조건에 대한 유효폭 개념은 편심계수의 형태로 표현될 수 있다. 연속기초, 직사각형 및 정방형기초에 대한 모형실험에 기반한 편심계수 제안식들은 유사한 값을 주고 있으며, 원형기초에 대한 기존의 모형실험 결과와 연속기초에 대한 수치모델링 결과 및 본 논문의 원형기초에 대한 수치모델링 결과 역시 이들과 유사한 값을 제시하고 있다. 따라서, 편심계수는 기초의 형상에 무관하며 유효폭 개념을 편심계수 형태로 바꾸어 적용할 경우 원형기초에도 동일하게 적용할 수 있는 것으로 나타났다(식 (16)).
- (3) 유효폭 및 유효면적에 기반한 방법은 편심하중이 작용하는 경우 기초의 형태 및 편심하중의 크기에 따른 압력 분포 영역의 크기 및 형상 변화를 고려하여 지지력을 산정하나, 편심계수에 기반한 방법은 압력 분포 영역의 크기 및 형상 변화를 명시적으로 고려하지 않고 기초 본래의 크기 및 형상에 대하여 편심하중 작용시 지지력의 저하를 산정한다는 점에서 차이가 있다. 편심계수 방법은 여러 가지 형상의 기초에 대하여 압력 분포를 고려하지 않고 일관되게 지지력을 산정할 수 있는 장점이 있다.
- (4) 본 연구의 수치모델링 결과 도출된 편심계수는 편

심(e/D)이 증가할수록 기존의 제안식들에 비해 다소 작은 값을 주는 것으로 나타났다. 이러한 현상은 편심 및 모멘트하중이 증가하면서 기초의 재하면이 원형에서 타원 형태로 바뀌며 이때 모형실험에서는 재하면이 원형일 때에 비해 내부마찰각이 증가하는 현상이 발생하나, 본 연구에서 사용된 Mohr-Coulomb 모델에서는 이러한 현상이 반영되지 않기 때문으로 판단된다.

본 연구에서는 관련흐름법칙을 사용하였으나, 실제 지반의 팽창각은 내부마찰각보다 작은 값을 가지므로 이에 대한 추가 연구가 필요한 것으로 사료되며, 본 연구에서는 균질한 지반을 대상으로 하였으나 실제 지반 조건에서의 적용성을 확인하기 위해서는 깊이에 따른 지반 물성의 변화를 고려한 연구가 필요한 것으로 사료된다. 또한, 수치모델링 방법으로 원형기초의 편심계수를 보다 엄밀하게 산정하기 위해서는 재하면의 형상에 따른 내부마찰각 변화를 고려할 수 있는 지반 모델의 적용이 필요하다고 사료된다.

감사의 글

본 논문은 “대구경(직경 5m급) 및 대수심(수심 60m 이하) 해상풍력 기초시스템 기술 개발(과제번호 10기술혁신E04)” 과제 성과의 일부이며, 국토교통과학기술진흥원 및 현대건설(주)의 연구비 지원과 연구단, 세부 주관 및 참여기관의 협조에 감사드립니다.

참고문헌 (References)

1. API RP 2GEO (2011), *Recommended Practice for Geotechnical Foundation Design Consideration*, American Petroleum Institute, Washington, DC.
2. Bienen, B., Byrne, B. W., Housby, G. T., and Cassidy, M. J. (2006), “Investigating six-degree-of-freedom loading of shallow foundations on sand”, *Géotechnique*, Vol.56, No.6, pp.367-380.
3. Brinch Hansen, J. (1970), “A Revised and Extended Formula for Bearing Capacity”, *Akademiet for de Tekniske Videnskaber*, *Geoteknisk Institut, Bulletin No. 28*, Copenhagen, pp.5-11.
4. Butterfield, R. and Gottardi, G. (1994), “A complete three-dimensional failure envelope for shallow footings on sand”, *Géotechnique*, Vol. 44, No.1, pp.181-184.
5. Butterfield, R. and Gottardi, G. (2003), “Determination of yield curves for shallow foundations by swipe testing”, *In International symposium on shallow foundations*, pp.111-118.
6. Butterfield, R., Housby, G. T., and Gottardi, G. (1997), “Standardized

- sign conventions and notation for generally loaded foundations”, *Géotechnique*, Vol.47, No.5, pp.1051-1054.
7. Byrne, B. W. and Houlsby, G. T. (2003), “Foundations for offshore wind turbines”, *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 361(1813), pp.2909-2930.
 8. Das, B. M. (2011), *Foundation Engineering*, Cenage Learning.
 9. De Beer, E. E. (1970), Experimental determination of the shape factors and the bearing capacity factors of sand, *Géotechnique*, Vol.20, No.4, pp.387-411.
 10. DNV-OS-J101 (2013), *Design of Offshore Wind Turbine Structures*, Det Norske Veritas AS.
 11. Gottardi, G. and Butterfield, R. (1993), “On the bearing capacity of surface footings on sand under general planar load”, *Soils and Foundations*, Vol.33, No.3, pp.68-79.
 12. Gottardi, G., Houlsby, G. T. and Butterfield, R. (1999), “The plastic response of circular footings on sand under general planar loading”, *Géotechnique*, Vol.50, No.4, pp.117-129.
 13. Ingra, T. S. and Baecher, G. B. (1983), “Uncertainty in Bearing Capacity of Sands”, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol.109, No.7, pp.899-914.
 14. Itasca Consulting Group Inc. (2011), *FLAC, Fast Lagrangian analysis of continua, Version 7*, Minneapolis, USA.
 15. Kulhawy, F. H. and Mayne, P. W. (1990). *Manual on estimating soil properties for foundation design (No. EPRI-EL-6800)*, Electric Power Research Inst., Palo Alto, CA (USA); Cornell Univ., Ithaca, NY (USA). Geotechnical Engineering Group.
 16. Loukidis, D., Chakraborty, T., and Salgado, R. (2008), “Bearing capacity of strip footings on purely frictional soil under eccentric and inclined loads”, *Canadian Geotechnical Journal*, Vol.45, No.6, pp.768-787.
 17. Martin, C. M. (1994), *Physical and Numerical Modelling of Offshore Foundations under Combined Loads*, Ph.D. Thesis, University of Oxford.
 18. Martin, C. M. (2005), “Exact bearing capacity calculations using the method of characteristics”, *Proc. 11th IACMAG*, Vol. 4, Turin, pp.441-450.
 19. Meyerhof, G. G. (1953), “The Bearing Capacity of Foundations under Eccentric and Inclined Loads”, *Proc. 3rd Int. Conf. on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Vol.1, Zürich, pp.440-445.
 20. Meyerhof, G. G. (1963), “Some recent research on the bearing capacity of foundations”, *Canadian Geotechnical Journal*, Vol.1, No.1, pp.16-26.
 21. Paolucci, R. and Pecker, A. (1997), “Seismic Bearing Capacity of Shallow Strip Foundations on Dry Soils”, *Soils and Foundations*, Vol.37, No.3, pp.95-105.
 22. Perau, E. W. (1997), “Bearing capacity of shallow foundations”, *Soils and foundations*, Vol.37, No.4, pp.77-83.
 23. Randolph, M. and Gourvenec, M. R. S. (2011), *Offshore geotechnical engineering*, Taylor & Francis.
 24. Taiebat, H.A. and Carter, J.P. (2003), “Contact between soil and circular foundations under eccentric loading”, *Proc. 2nd MIT Conf. Computational Fluid and Solid Mechanics*, Mass., pp.674-677.
 25. Tan, F. S. C. (1990), *Centrifuge and Theoretical Modeling of Conical Footings on Sand*, Ph.D. Thesis. Cambridge University
 26. Terzaghi, K. (1943), *Theoretical Soil Mechanics*, John wiley & Sons, New York.

Received : February 4th, 2014

Revised : March 5th, 2014

Accepted : March 13th, 2014