

# 모래지반에서 팽창각에 따른 연속기초와 원형기초의 지지력계수 $N_\gamma$ 와 형상계수에 대한 수치해석 연구

## Numerical Studies on Bearing Capacity Factor $N_\gamma$ and Shape Factor of Strip and Circular Footings on Sand According to Dilatancy Angle

김 동 준<sup>1</sup> Kim, Dong-Joon

윤 준 웅<sup>2</sup> Youn, Jun-Ung

지 성 현<sup>3</sup> Jee, Sung-Hyun

최 재 형<sup>4</sup> Choi, Jaehyung

이 진 선<sup>5</sup> Lee, Jin-Sun

김 동 수<sup>6</sup> Kim, Dong-Soo

### Abstract

Bearing capacity factor  $N_\gamma$  and shape factor were studied for rigid strip and circular footings with a rough base on sand by numerical modelling considering the effect of dilation angle. The numerical model was developed with an explicit finite difference code. Loading procedures and interpretation methods were devised in order to shorten the running time while eliminating the exaggeration of the reaction caused by the explicit scheme. Using the Mohr-Coulomb plasticity model with associated ( $\psi = \phi$ ) and nonassociated ( $\psi < \phi$ ) flow-rules, the bearing capacity factor  $N_\gamma$  was evaluated for various combinations of internal friction angles and dilation angles. Bearing capacity factor decreased as the dilation angle was reduced from the associated condition. An equation applicable to typical sands was proposed to evaluate the relative bearing capacity for the nonassociated condition compared to the associated condition on which most bearing capacity factor equations are based. The shape factor for the circular footing varied substantially when the plane-strain effect was taken into account for the strip footing. The numerical results of this study showed closer trends with the previous experimental results when the internal friction angle was increased for the strip footing. Discussions are made on the reason that previous equations for the shape factor give different results and recommendations are made for the appropriate design shape factor.

### 요 지

모래지반의 지표면에 위치한 거친 바닥면을 가진 강체 연속기초와 원형기초에 대하여 수치해석을 이용하여 팽창각 변화에 따른 지지력계수  $N_\gamma$ 와 형상계수를 구하였다. 양해법(explicit method)에 기반한 유한차분해석을 이용하여 지지력계수를 산정하기 위한 수치모델과 해석절차를 개발하고, Mohr-Coulomb 소성모델을 이용하여 다양한 내부마찰각

1 정회원, 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](mailto:djkim@hdec.co.kr), Corresponding author, 교신저자)

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

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

4 비회원, 현대건설(주) 연구개발본부 부장 (General Manager, R&D Division, Hyundai E&C Co., Ltd.)

5 정회원, 원광대학교 토목환경공학과 조교수 (Member, Assistant Prof., Dept. of Civil & Environmental Engrg., Wonkwang Univ.)

6 정회원, 한국과학기술원 건설및환경공학과 교수 (Member, Prof., Dept. of Civil & Environmental Engrg., KAIST)

\* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2014년 7월 31일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

Copyright © 2014 by the Korean Geotechnical Society

This is an Open-Access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution Non-Commercial License (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

( $\phi$ )과 팽창각( $\psi$ ) 범위에 대하여 지지력계수를 도출하였다. 팽창각이 감소됨에 따라 지지력도 감소하는 것으로 나타났으며, 보편적인 지지력계수 제안식들이 가정하고 있는 관련흐름법칙(associated flow-rule)이 적용된 경우( $\psi = \phi$ )를 기준으로 비관련흐름법칙(nonassociated flow-rule)이 적용된 경우( $\psi < \phi$ )의 상대적인 지지력 비율을 산출하였고, 일반적인 모래에 대한 관계식을 제안하였다. 원형기초의 형상계수는 연속기초의 평면변형률 조건의 고려 여부에 따라 크게 변화하였으며, 평면변형률 조건을 고려하여 내부마찰각을 증가시킨 경우가 기존의 실험 결과와 유사한 경향을 나타내었다. 형상계수 제안식들의 경향이 차이를 나타내는 원인에 대하여 고찰하고 설계시 적용 방안을 제시하였다.

**Keywords :** Bearing capacity factor  $N_\gamma$ , Shape factor, Shallow foundation, Plastic flow-Rule, Dilatancy angle, Numerical modelling

## 1. 서론

### 1.1 지지력계수 $N_\gamma$

기초의 설계는 지지력과 침하에 대한 검토를 바탕으로 수행된다. 본 논문에서는 수치해석 결과를 기반으로 모래지반에서 지지력계수  $N_\gamma$ 와 원형기초의 형상계수에 대하여 연구하였다. Mohr-Coulomb 선형탄성-완전소성 모델을 사용하여 균질한 지표면상에 위치한 거친 바닥면을 가진 강체 연속기초와 원형기초에 대하여 내부마찰각( $\phi$ )과 팽창각( $\psi$ )의 변화에 따른 지지력을 평가하였으며, 이를 통해 실제 지반의 팽창각 범위를 고려하여 지지력을 산정할 수 있도록 하였다.

연속기초의 지지력은 일반적으로 Terzaghi(1943)의 제안식 (1)을 기반으로 산정되며, 지반의 점착력 (c), 상재하중(q), 기초 하부 지반의 자중( $\gamma$ )의 효과는 각각 독립적으로 고려된다.

$$q_u = cN_c + qN_q + \frac{1}{2}\gamma BN_\gamma \quad (1)$$

여기서,  $q_u$  : 극한지지력

$B$  : 기초의 폭

$N_c, N_q, N_\gamma$  : 내부마찰각에 따른 지지력계수

각각의 항목을 독립적인 것으로 가정하고 각각에 대한 값을 중첩하여 산정하는 것은 파괴 상태에서 응력 상태에 대한 미분방정식이 비선형임을 감안할 때 엄밀하게는 정확하지는 않지만 간편성으로 인하여 통용되고 있으며, 안전측의 결과를 준다고 알려져 있다(Bolton and Lau, 1993; Michalowski, 1997; Erickson and Drescher, 2002; Zhu and Michalowski, 2005). Terzaghi(1943)는 활동면의 전

단파괴를 고려하여 기초의 지지력으로 산정하는 한계 평형법(limit equilibrium method)을 기반으로 모든 항목을 산정하였으며, 이 때 활동면의 형상은 Prandtl 형식 (1920)을 적용하였다. 한계평형법에 기반하여 자중이 없는 조건에서  $N_c$ 와  $N_q$ 는 Prandtl(1920)과 Reissner(1924)에 의하여 정해가 제시되었으며(식 (2), (3)), Shield(1954)는 두 요인에 의한 주응력 궤적이 동일하므로 이 두 요소들을 중첩시키는 것은 연속기초에 대하여 정해진 것을 확인하였다.

$$N_c = (N_q - 1) \cot \phi \quad (2)$$

$$N_q = e^{\pi \tan \phi} \tan^2 \left( \frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2} \right) \quad (3)$$

지반의 자중에 의한 지지력계수  $N_\gamma$ 에 대해서는 최근 까지 많은 연구가 계속되었다. 대표적인 제안식으로는 Meyerhof(1963, 식 (4)), Brinch Hansen(1970, 식 (5)), Vesić(1973, 식 (6)) 등이 있다. Hjiiaj 등(2005)은 한계해석법(limit analysis)을 사용하여 상한값과 하한값을 매우 좁은 오차범위 내로 구하고 근사식을 제안하였으며(식 (7)), Martin(2004, 2005)은 특성곡선법(MOC, method of characteristics)을 사용하여 정해를 제시하였고, Salgado (2008)는 이에 대한 근사식을 제시하였다(식 (8)). 여러 지지력 제안식에 대한 비교는 Lee(2002), NCHRP Report 651(TRB, 2010) 등을 참고할 수 있다.

$$N_\gamma = (N_q - 1) \tan(1.4\phi) \quad (4)$$

$$N_r = 1.5(N_q - 1) \tan \phi \quad (5)$$

$$N_r = 2(N_q + 1) \tan \phi \quad (6)$$

$$N_\gamma = e^{\frac{1}{6}(\pi + 3\pi^2 \tan \phi) \tan \frac{2\pi}{5} \phi} \quad (7)$$

$$N_\gamma = (N_q - 1) \tan(1.32\phi) \quad (8)$$

Drucker 등(1952)은 관련흐름법칙(associated flow-rule)을 따르는 탄성-완전소성 물질에 대하여 상하계 정리(upper and lower bound theorem)를 개발하였으며, 이를 이용하여 많은  $N_\gamma$ 에 대한 제안식이 도출되었다. Hjjaj 등(2005)에 의하면  $N_\gamma$  산정 방법은 네 가지로 분류될 수 있으며, 각 방법의 특징을 요약하면 다음과 같다. (1) 한계평형법은 파괴면의 전단강도만을 고려하고 파괴면 내, 외부의 응력 상태는 고려하지 않는다(Terzaghi, 1943; Meyerhof, 1951, 1963). (2) 미끄럼 선장 방법(Slip-line method) 또는 특성곡선법은 파괴 토체 내에 두 종류의 교차하는 미끄럼선(slip-line)을 형성하고 소성 평형에 대한 편미분 방정식을 이용하여 응력상태를 구한다(Caquot and Kerisel, 1953; Sokolovskii, 1965; Brinch Hansen, 1970; Vesić, 1975; Bolton and Lau, 1993; Kumar, 2003). (3) 상계 정리 방법(upper bound method)은 파괴 토체가 일정한 속도로 움직일 때 파괴면과 토체들간의 경계면에서 에너지 소산이 최소가 될 때의 지지력을 산정한다(Drescher and Detournay, 1993; Michalowski, 1997). (4) 수치모델링 방법은 유한요소해석 또는 유한차분해석을 이용하여 관련흐름법칙과 비관련흐름법칙(nonassociated flow-rule)을 모두 고려할 수 있다. 전술한 방법 중 대부분의 지지력계수 제안식이 기반으로 하는 특성곡선법과 한계해석법에서는 관련흐름법칙이 적용되어 팽창각이 마찰각과 동일하게 간주되며, 대부분의  $N_\gamma$ 에 대한 제안식에서는 팽창각을 고려하지 않고 있으나, 실제 지반의 팽창각은 내부마찰각보다 훨씬 작은 값을 갖는 것이 일반적이므로 실제 지반의 지지력과 차이를 보일 수 있다(Loukidis and Salgado, 2009).

비관련흐름법칙( $\psi < \phi$ )이 적용되는 조건에서의 지지력에 대하여 수치해석 연구가 수행되었으며, 팽창각이 감소됨에 따라 지지력도 감소되는 것으로 나타났다(Griffiths, 1982; De Borst and Vermeer, 1984; Frydman and Burd, 1997; Erickson and Drescher, 2002; Loukidis and Salgado, 2009; Zhao and Wang, 2009; Kim and Kang, 2010; Benmebarek et al., 2012).  $\psi < \phi$  조건의 지지력계수를 구하기 위하여 팽창각에 따라 내부마찰각을 감소시켜 관련흐름법칙에 기반한 지지력 공식에 적용하는 방법(식 (9))

이 제안되었다(Hansen, 1979; Drescher and Detournay, 1993; Michalowski, 1997).

$$\tan \phi^* = \frac{\sin \phi \cos \psi}{1 - \sin \phi \sin \psi} \quad (9)$$

여기서,  $\phi^*$  : 감소된 내부마찰각

## 1.2 형상계수 $s_v$

형상계수에 대한 여러 제안식은 매우 다양한 범위와 경향을 보이고 있어서(Zhu and Michalowski, 2005; NCHRP Report 651, 2010), 어떤 값을 적용하는 것이 적절한지에 대한 판단은 어려운 문제이며, 적용된 형상계수에 따라 극한지지력은 큰 차이를 나타내므로 안전하면서도 경제적인 설계를 위해서 적절한 형상계수의 선정은 매우 중요하다. 본 논문에서는 내부마찰각과 팽창각에 따른 원형기초의 형상계수를 산정하고 기존 제안식과의 비교를 통하여 형상계수가 다양하게 산정되는 원인에 대하여 분석하였으며 설계시 적용할 수 있는 적절한 값에 대하여 제안하였다.

식 (1)은 연속기초에 대한 것이며, 기초의 형상이 직사각형, 정사각형, 원형 등으로 변화된 경우에는 각 항에 대하여 연속기초에 대한 지지력 비인 형상계수( $s_c, s_q, s_v$ )를 사용하여 지지력을 산정한다.

$$q_u = s_c c N_c + s_q q N_q + s_v \frac{1}{2} \gamma B N_\gamma \quad (10)$$

Terzaghi(1943)는 Golder 등(1941)의 실험 결과와 추가적인 자료에 기반하여 정사각형 기초에 대하여  $s_v = 0.8$ 을, 원형기초에 대하여  $s_v = 0.6$ 을 제안하였다. Meyerhof(1963)는 특성곡선법과 실험 결과를 바탕으로 식 (11)과 같이 제안하였으며, 후에 Meyerhof(1974)는 다층지반에 대한 실험 결과를 바탕으로 다층지반의 영향이 없는 경우 원형기초에 대하여  $s_v = 0.6$ 을 제안하였다. De Beer(1970)는 실험 결과를 바탕으로 식 (12)와 같이 제안하였으며, Brinch Hansen(1970)과 Vesić(1973) 역시 De Beer의 자료를 바탕으로 같은 식을 소개하였다. Zhu 등(2001)은 연속기초와 원형기초에 대하여 응력에 따른 내부마찰각의 변화를 고려하고 연속기초의 내부마찰각을 원형기초의 값보다 10% 증가시켜 적용한 수치해석

과 원심모형실험을 통하여 식 (13)과 같이 제안하였다. Zhu와 Michalowski(2005)는 관련흐름법칙을 적용한 유한요소해석을 수행하여 식 (14)와 같이 제안하였다.

$$s_\gamma = 1 + 0.1 \frac{1 + \sin\phi}{1 - \sin\phi} \frac{B}{L} \quad (11)$$

$$s_\gamma = 1 - 0.4 \frac{B}{L} \quad (12)$$

$$s_{\gamma,arc} = 0.55 \left( \frac{\gamma D}{p_a} \right)^{0.04} \text{ (Numerical Analysis)} \quad (13a)$$

$$s_{\gamma,arc} = 0.62 \left( \frac{\gamma D}{p_a} \right)^{0.07} \text{ (Centrifuge Test)} \quad (13b)$$

$$s_\gamma = 1 + (0.6 \tan^2 \phi - 0.25) (B/L) \quad \text{for } \phi \leq 30^\circ \quad (14a)$$

$$s_\gamma = 1 + (1.3 \tan^2 \phi - 0.5) (B/L)^{1.5} e^{-(L/B)} \quad \text{for } \phi > 30^\circ \quad (14b)$$

정방형기초와 원형기초의 형상계수에 대하여 명확하게 구분하여 제시한 문헌은 Terzaghi(1943) 외에는 많지 않으며, 설계시에는 원형기초의 형상계수는 정방형기초에 대한 값을 적용하는 것이 일반적이다(ISO 19901-4, 2003; Eurocode 7, 2004; API RP 2A-WSD, 2005; API RP 2GEO, 2011). 폭 B인 정방형기초와 같은 면적을 갖는 원형기초의 직경( $D_{eq}$ )은  $2B/\sqrt{\pi} = 1.128B$ 이고 식 (1)에서 지지력은 기초의 폭에 비례하는 것을 고려할 때, 정방형기초의 형상계수는 원형기초보다 다소 클 가능성이 있으나 특정한 값을 선정하기는 어려운 것으로 판단하였으며, 본 논문에서는 일반적인 설계기준의 제안에

따라 둘을 구분하지 않고 사용하였다.

본 논문에서는 2장에서 사용된 수치모델, 지반 물성 및 지지력 값 산정을 위한 재해방법과 해석 결과의 분석 방법에 대하여 기술하였으며, 3장에서는 산정된 지지력계수와 형상계수에 대하여 기술하고 선행 연구 결과와 비교하여 분석하였으며, 본 연구의 결과를 감안하여 얕은기초의 지지력 설계시 고려 사항에 대하여 고찰하였다.

## 2. 수치 모델 및 지반 물성

### 2.1 해석 단면 및 격자망

본 연구에서는 양해법(explicit method)과 유한차분법(finite difference method)에 기반한 상용 S/W인 FLAC 2D(Fast Lagrangian Analysis of Continua)를 사용하여 수치 모델을 개발하였다. 연속기초의 경우 평면변형률 조건에서, 원형기초의 경우 축대칭 조건에서 해석을 수행하였으며, 해석 대상 및 경계조건의 대칭성을 고려하여 전체 대상 중 반단면에 대하여 모델을 작성하였고, 경계조건은 중심 대칭면 및 외측 수평 경계면의 절점은 수평 변위를 구속하였고, 하부 경계면에서는 절점의 수직 변위를 구속하였다. 지반의 변위는 원형기초보다 연속기초에서 더 넓은 영역에서 발생하는 것으로 나타났으며(Fig. 1), 경계면이 지반의 변위가 발생하는 영역으로부터 충분히 이격되도록 경계거리를 선정하였고, 경계거리에 따른 결과값의 변화를 검토하였다(Fig. 2). 기초의 중심점으로부터 외측 경계면까지의 거리는 연속기초의 경우 수평 12B(B : 기초의 폭, 2.0m), 수직 6B를 적용하였고, 원형기초의 경우 수평 8D, 수직 4D(D : 기초의 직경, 2.0m)을 적용하였다.

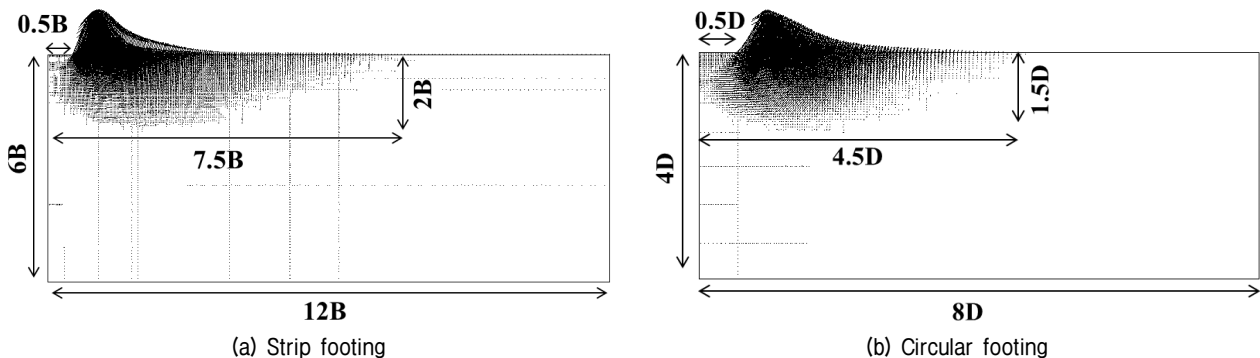


Fig. 1. Model boundary and typical displacement vectors ( $\phi = \psi = 45^\circ$ )

수치모델에는 네 개의 절점으로 구성된 사각형 격자망을 사용하였다. 프로그램 내부적으로 한 개의 사각형 격자는 대각선을 기준으로 두 개의 일차(first-order) 삼각형 요소로 분할되며, 사용되는 대각선에 따라 두 종류로 분할되고, 이들의 평균값으로 각 절점에 가해지는 힘이 산정된다(Itasca, 2011). 삼각형 요소를 사용하면 일차 사각형 요소에 대하여 저감적분법(reduced integration method,

1점 적분법)을 사용할 경우 발생할 수 있는 제로에너지 모드(zero energy mode, hourglassing, Fig. 3(a)) 변형을 방지할 수 있는 장점이 있다. 다만, 자유도를 갖는 절점이 부족하여 비정상적으로 큰 강성을 나타내는 전단잠김현상(shear locking, Fig. 3(b), 3(c))에 취약하므로, 각 삼각형 요소에 대하여 등방응력(isotropic stress) 및 등방변형률을 축차응력(deviatoric stress) 및 축차변형률과 별도로 계산하는 혼합이산화(mixed discretization) 방법이 적용된다(Marti and Cundall, 1982).

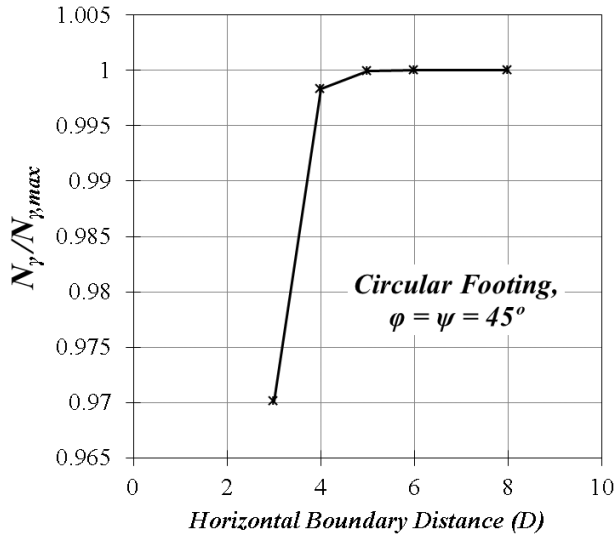


Fig. 2. Bearing capacity according to horizontal boundary distance

여러 가지 격자망에 대하여 예비 해석을 수행한 결과, 지지력 값은 격자망의 형태 및 조밀도에 영향을 받기 때문에 나타났다. 본 논문에서는 기초 부분(D/2 또는 B/2)에 20개의 격자를 등간격으로 배치한 결과를 기준으로 하였으며, 기초에 접한 부분에서는 정방형 격자를 사용하여 격자의 형상으로 인한 해석 오차를 최소화하고, 기초 외측 지반에 대해서는 일정 비율로 간격이 증가되도록 하여 해석의 효율성을 기하였다(Fig. 4). 정방형 위주의 격자를 이용하는 경우 전체 단면에 소요되는 요소의 수가 증가하여 다소 비효율적이며, 기초의 테두리 부근에서 응력 및 전단변형이 집중되어 오차를 발생시킬 수 있으나(Loukidis and Salgado, 2009; Lee and Lee, 2010), 폭과 길이의 차이가 큰 직사각형 요소보다 정확한 결과를

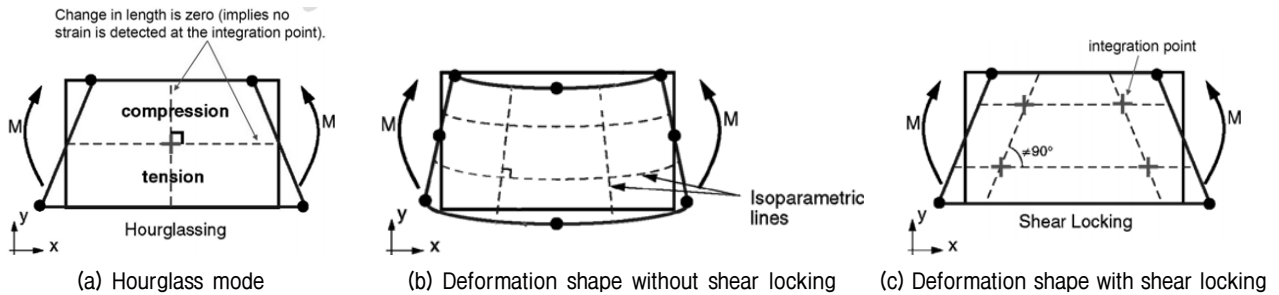


Fig. 3. Hourglass mode and shear locking (<http://mashayekhi.iut.ac.ir/>)

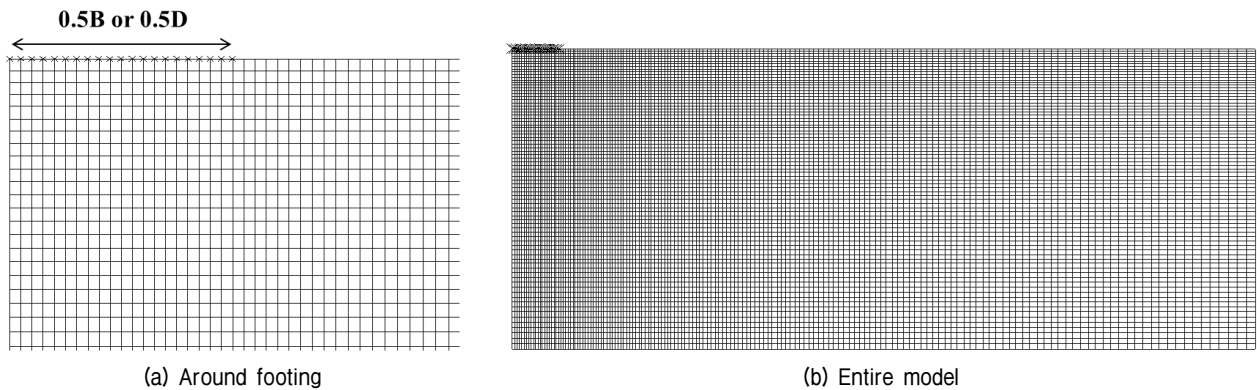


Fig. 4. Meshes used in this study (circular footing)

도출할 수 있으며 해석이 안정적으로 수행되는데 유리하다(Erickson and Drescher, 2002).

기초는 해석 단면에 별도로 모델링하지 않고 기초 위치에 해당하는 절점들에 동일한 수직 변위를 가하여 강체에 의한 재하를 모사하였고, 이 절점들에 발생하는 반력을 합산하여 기초에 대한 반력을 산출하였다. 기초 위치에 해당하는 절점들의 수평 변위를 구속함으로써 거친 바닥면 조건을 모사하였다. 기초 모서리에 해당하는 절점의 수평방향 구속 여부에 대해서는 연구자마다 다른 의견을 제시하고 있다(Frydman and Burd, 1997; Erickson and Drescher, 2002). 본 연구에서는 연속기초 모델에서는 기초 모서리의 절점을 구속하여 해석을 수행하였으며, 원형기초 모델에서는 구속하지 않고 해석을 수행하였으며, 두 방법 모두 정해와 비교하여 일정한 범위 내의 결과를 얻을 수 있었다. 지지력계수 산정에 사용되는 기초 폭 또는 지름은 해석 모델에서 변위가 가해지는 최외측 절점과 그에 인접하여 바깥쪽에 위치한 절점의 중앙에 위치한 것으로 산정하였다(Itasca, 2011).

## 2.2 구성모델 및 물성

지반 구성모델은 대부분의 지지력 제안식들이 기반하고 있는 것과 동일한 Mohr-Coulomb 모델을 사용하였다. 단위중량( $\gamma$ )은  $10\text{kN/m}^3$ , 정지토압계수( $K_0$ )는 0.5, 탄성계수( $E$ )는  $100\text{MPa}$ , 포아송비( $\nu$ )는 0.25를 적용하였다. 이들 변수는 지지력계수에 영향을 미치지 않는 것으로 알려져 있으며(Potts and Zdravkovic, 2001; Martin, 2004), 지지력계수 제안식에서 고려되지 않는다. 동일한 내부마찰각에서 단위중량  $20\text{kN/m}^3$ , 정지토압계수 2.0, 탄성계수  $300\text{MPa}$ , 포아송비 0.35를 적용하여 비교한 결과, 지지력계수는 0.2% 미만의 수치적인 차이만을 보이는 것을 확인하였다. 재하시 기초의 침하에 따라 상재하

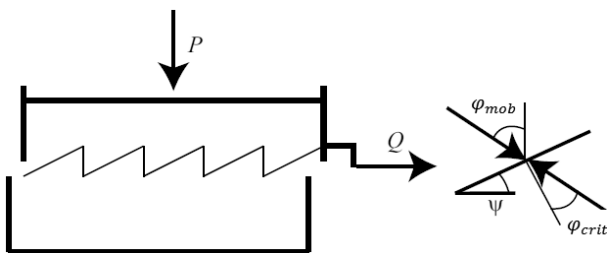


Fig. 5. Inclined shear surfaces causing dilatancy  $\psi$  and consequential mobilised friction  $\phi_{mob}$  (Wood, 2004)

중이 지지력에 영향을 미치는 것을 방지하기 위하여 해석 중 절점의 위치 변화로 인한 비선형성이 고려되지 않는 소변형(small-strain) 모드를 적용하였으며, 이는 대부분의 지지력 제안식들이 가정하고 있는 조건과 같다.

팽창각이 전단 거동에 미치는 영향은 Fig. 5와 같이 이상화하여 이해할 수 있다(Wood, 2004). 이 때 각 시점에서 발현되는 저항력( $\phi_{mob}$ )은 충분한 변위가 발생한 경우의 마찰각( $\phi_{crit}$ )에 대하여  $\phi_{mob} = \phi_{crit} + \psi$ 로 표현할 수 있으며, 침투전단강도( $\phi_{peak}$ )에 대하여 산출할 경우 식 (15)와 같이 표현할 수 있다. Bolton(1986)은 일반적인 모래지반에 대하여  $0.8\psi = \phi - \phi_{crit}$ 로 근사하였으며, 석영질 모래의  $\phi_{crit}$  값은  $33^\circ$ 로 제시하였다. Ibsen 등(2012)은 모래지반에서 원형기초의 지지력 평가를 위하여  $\psi = \phi_{tr} - \phi_{crit}$ 의 관계를 적용하였다. 여기서,  $\phi_{tr}$ 은 삼축시험에 의한 내부마찰각이며  $\phi_{crit}$ 은  $30^\circ$ 를 적용하였다. Loukidis와 Salgado(2009)는 내부마찰각별로 일반적인 모래에서 예상되는 팽창각을 산정하여 해석에 적용하였다. 수치해석을 이용한 여러 연구에서는 팽창각에 대한 근사식으로 식 (16)이 사용되었다(Itasca, 2011; PLAXIS bv, 2007). 이와 같은 팽창각 산정 방법은 상대밀도와 구속압 등 팽창각에 영향을 미치는 여러 복잡한 요인들(Lambe and Whitman, 2008)을 고려할 때 매우 단순화된 것이나, 팽창각의 엄밀한 산정은 본 연구의 범위가 아니므로 관련 선행 연구에서 사용된 간단하게 적용할 수 있는 제안식을 사용하여 팽창각에 의한 주요한 경향을 분석하였다. 팽창각 산정식들을 비교하면(Fig. 6), 식 (16)이 대부분의 내부마

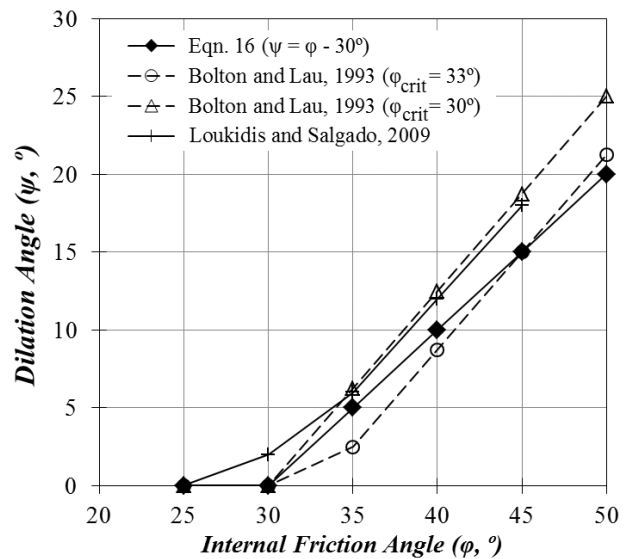


Fig. 6. Dilation angle and internal friction angle relations

찰각 범위(25~45°)에서 다른 제안식들의 범위 안에 포함되는 값을 나타내므로 대표성이 있다고 판단하여 본 연구 결과의 제안식에 사용하였다.

Brinch Hansen(1970)은 평면변형을 상태의 지지력 산정 시에는 삼축시험에 의한 내부마찰각( $\phi_{tr}$ )보다 증대된 값을 적용할 것을 제안하였으며(식 (17)), Meyerhof(1963)는 기초의 폭과 길이를 고려하여 식 (18)과 같이 제안하였다. 본 연구에서는 원형기초와 연속기초에 동일한 내부마찰각이 적용된 경우( $\phi_{ps} = \phi_{tr}$ )와 연속기초의 내부마찰각을 증대시켜 적용한 경우( $\phi_{ps} = 1.1\phi_{tr}$ )를 모두 검토하였다. 검토된 내부마찰각과 팽창각 조합을 Table 1에 정리하였다.

$$\psi = \phi_{peak} - \phi_{crit} \quad (15)$$

$$\psi = \phi_{peak} - 30^\circ \quad (16)$$

$$\phi_{ps} = 1.1\phi_{tr} \quad (17)$$

$$\phi_{ps} = (1.1 - 0.1(B/L))\phi_{tr} \quad (18)$$

### 2.3 재하 및 결과값 산정 방법

FLAC은 양해법(explicit method)에 기반하고 있으므로 매 해석 스텝마다 작은 양의 변위를 가하여 목표 변위가 될 때 까지 반복하여 변위제어 방법에 의한 재하를 모사한다. 이처럼 변위가 발생하고 있는 상태의 반력은 정지 상태에서의 반력보다 크게 평가되었으며, 이러한 경향은 재하 속도(해석 스텝당 변위량)가 빨라질수록, 격자망이 조밀해질수록, 내부마찰각과 팽창각이 클수록

두드러지는 것으로 나타났으며, 연속기초보다는 원형기초에서 크게 발생하였다(Fig. 7(a)). FLAC에서는 절점들에 대한 운동방정식에 기반하여 해를 구하므로 정적인 상태의 해를 구하기 위해서는 감쇄 과정이 요구되어 운동방정식에 감쇄비가 포함되어 있으나, 이로 인하여 절점의 변위가 발생하고 있는 상태에서는 속도에 따라 추가적인 반력이 발생된다(Frydman and Burd, 1997; Erickson and Drescher, 2002; Itasca, 2011).

해석에서 재하속도를 매우 느리게 하여 이러한 경향을 무시할 수 있을 정도까지 감소시킬 수는 있으나 전체 변위에 대하여 재하속도를 늦출 경우 목표 변위까지 도달하는데 많은 해석 단계가 필요하여 해석 시간이 과다하게 소요되므로, 비교적 빠른 속도로 극한 이후 상태까지 재하 후 재하속도를 감소시켜 최종점의 값( $N_{\gamma,final}$ )을 극한 지지력으로 산출하는 방법이 사용된다(Fig. 7(b); Erickson and Drescher, 2002; Zhao and Wang, 2009; Itasca, 2011). 다만, 이러한 방법을 사용할 경우 최종점 이전의 하중-변위 곡선은 반력이 과대평가되는 구간에서 산출되므로 직접적으로 사용이 불가능하다.

관련흐름법칙이 적용된 경우에는 극한상태에 도달 후 반력은 일정한 값으로 수렴하였으며, 본 논문에서는 이러한 재하방법을 관련흐름법칙( $\psi = \phi$ )이 적용된 경우의 지지력계수 산출에 적용하였다. 재하속도에 따른 결과값의 변화를 검토하여 일정한 결과값이 산출되는 범위의 값인  $5 \times 10^{-7} \text{m/step}$ 를 기준( $vel_{ref}$ )으로 하였으며, 내부마찰각이 커질수록 극한지지력에 도달하는 변위가 커지므로 재하속도를 증가시켜 해석 시간을 단축하였다. 극한지지력을 확인할 수 있는 변위까지 도달한 후에는 재하속도를 1/4 비율로 감소시키는 과정을 반복하고 최종적으로는 속도를 0으로 유지하고 반력의 수렴이 완

Table 1. Internal friction angle and dilation angle considered in this study

Internal friction angle (°) $\phi_{tr} / \phi_{ps}^{1)}$	$\phi_{ps} = \phi_{tr}$					$\phi_{ps} = 1.1\phi_{tr}$				
	Dilation angle for circular and strip footing (°)					Internal friction angle (°) $\phi_{tr} / \phi_{ps}^{1)}$	Dilation angle for strip footing (°) <sup>2)</sup>			
	$\psi = \phi$	$\psi = 0.5\phi$	$\psi = 0$	Eqn. 16	Loukidis and Salgado (2009)		$\psi = \phi$	$\psi = 0.5\phi$	$\psi = 0$	Eqn. 16
25 / 25	25	12.5	0	0	0	25 / 27.5	27.5	13.75	0	0
30 / 30	30	15.0	0	0	2	30 / 33.0	33.0	16.5	0	3.0
35 / 35	35	17.5	0	5	6	35 / 38.5	38.5	19.25	0	8.5
40 / 40	40	20.0	0	10	12	40 / 44.0	44.0	22.0	0	14.0
45 / 45	45	22.5	0	15	18	45 / 49.5	49.5	24.75	0	19.5

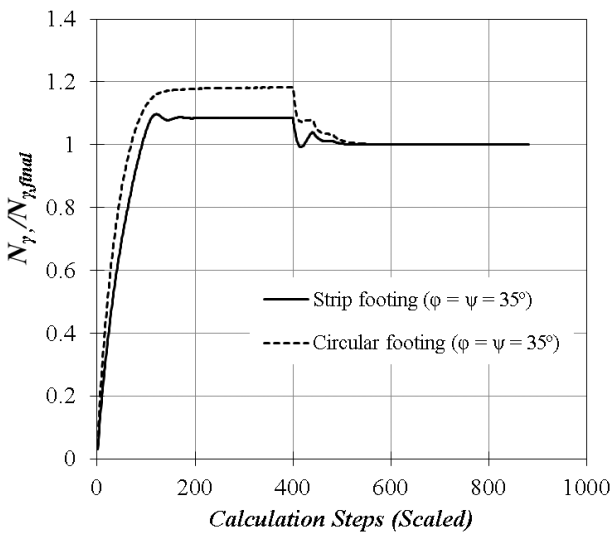
1)  $\phi_{tr}$  was used for circular footing and  $\phi_{ps}$  was used for strip footing

2) For circular footing, dilation angles were evaluated using  $\phi_{tr}$ .

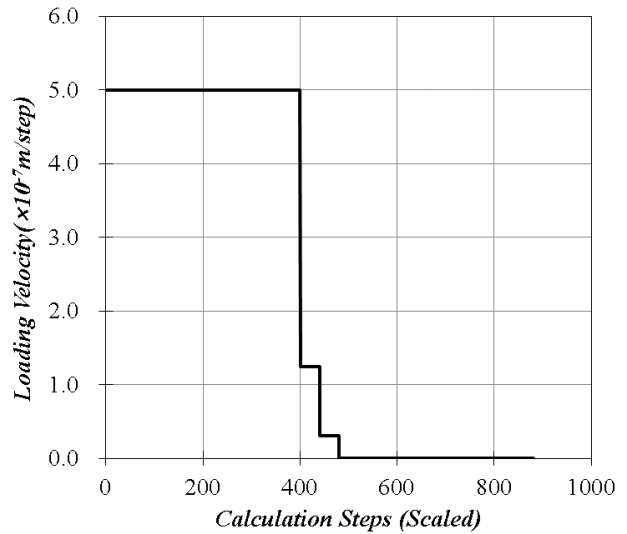
료될 때 까지 해석 스텝을 반복하였으며, 최종점의 값을 결과값으로 사용하였다(Fig. 7). 관련흐름법칙 조건에 대한 해석에서 감쇄 알고리즘은 S/W에서 제공하는 국부(local) 감쇄와 조합(combined) 감쇄 방법을 비교하여 수렴 속도가 상대적으로 빠른 조합 감쇄를 적용하였으며, 감쇄비 값은 수렴 속도를 비교하여 0.2를 적용하였다.

비관련흐름법칙이 적용된 경우에는 극한상태에 도달한 이후에도 변위가 발생함에 따라 지지력 값이 불규칙적으로 변동하였으며, 이러한 현상은 내부마찰각이 커질수록, 팽창각이 작아질수록 심하게 발생하였다(Fig. 8). 비관련흐름법칙이 적용된 Mohr-Coulomb 모델을 사

용한 기존의 연구들에서도 동일한 현상이 발견되었으며, 전단밴드(shear band)에서 주응력 축이 회전하면서 발생하는 겉보기 연화(apparent softening) 때문으로 설명되고 있다(Booker, 1970; Vermeer, 1990; Loukidis and Salgado, 2009). 이러한 조건에서는 특정 점에서 지지력 값을 산출할 경우 불규칙적인 지지력계수 값이 얻어지므로, 극한지지력에 도달한 상태의 반력값을 평균하여 산출하였다. 다만, 이러한 경우에는 속도에 따라 반력값의 변화가 나타날 수 있다. 기준 재하속도( $vel_{ref}$ )를  $2.0 \times 10^{-7}$  m/step,  $5.0 \times 10^{-7}$  m/step,  $1.0 \times 10^{-6}$  m/step으로 변화시켜가며 반력값의 변화를 검토한 결과, 둘은 선형적인 관계

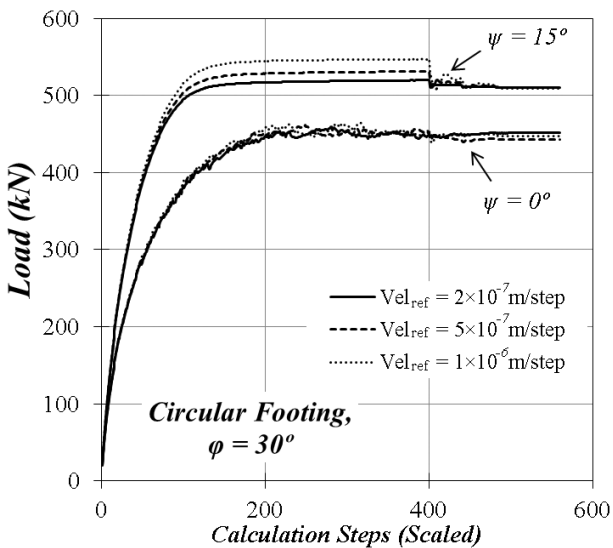


(a)  $N_\gamma$  normalized with the final value ( $N_{\gamma,final}$ )

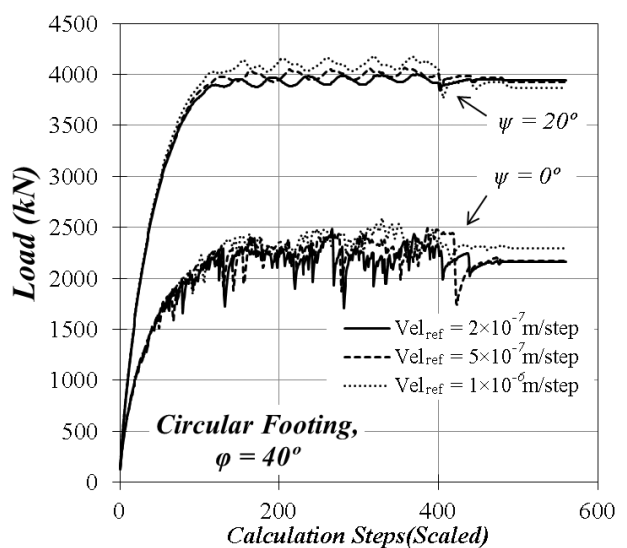


(b) Loading velocity ( $\phi = \psi = 30^\circ$ )

Fig. 7. Typical  $N_\gamma$  curves and loading velocity variations according to calculation steps



(a)  $\phi = 30^\circ$



(b)  $\phi = 40^\circ$

Fig. 8. Typical loading curves of circular footing for nonassociated conditions



를 갖는 것으로 나타났으며, 추세선에서 속도가 0인 지점에서의 지지력계수를 산출하여 재하속도로 인한 반력의 과대평가 요인을 제거하였다(Fig. 9). Fig. 9에서  $N_{\gamma, NonAssoc.}/N_{\gamma, Assoc.}$  는  $\psi < \phi$  일 때의 지지력계수( $N_{\gamma, NonAssoc.}$ )와  $\psi = \phi$  일 때의 지지력계수( $N_{\gamma, Assoc.}$ )의 비율이며, 다음장에서 자세히 설명하였다. 연속기초의 경우에는 원형기초에 비하여 재하속도에 따른 반력값의 차이가 크게 감소하였다(Fig. 9(a)). 비관련흐름법칙이 적용된 경우에는 감쇄비가 작아질 경우 결과 값이 과소평가 될 수 있는 것으로 나타났으며, 감쇄비에 따른 결과 값의 변화를 검토하여 수렴하는 범위의 값인 0.6을 적용하였다. Fig. 8에서 팽창각이 감소됨에 따라 극한지지력 뿐만 아니라

하중 - 변위 곡선의 기울기도 감소하는 것을 알 수 있으며, 팽창각에 따른 침하 특성에 대해서는 향후 별도의 검토가 필요한 것으로 사료된다.

### 3. 해석 결과 및 분석

#### 3.1 지지력계수

산정된 지지력계수를 Table 2에 정리하였으며,  $\psi = \phi$  조건에 대한 정해(Martin, 2005)와 비교하여 Fig. 10에 나타내었다. 연속기초와 원형기초에 같은 내부마찰각을 적용하였을 때( $\phi_{ps} = \phi_{tr}$ ), 관련흐름법칙( $\psi = \phi$ )이 적용

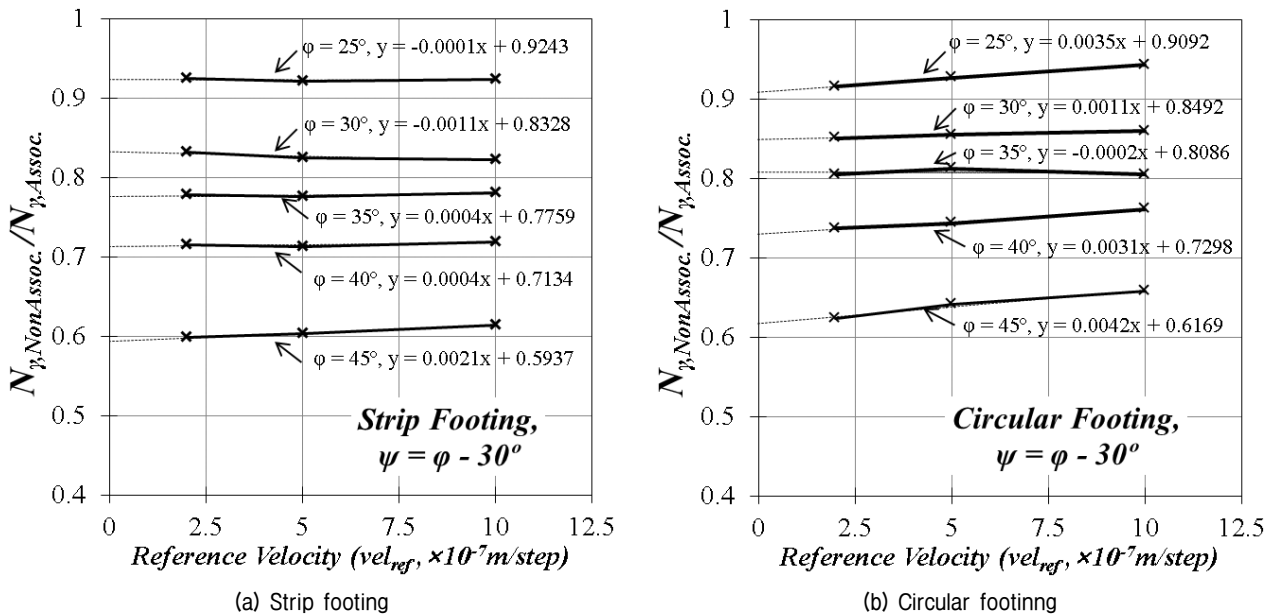


Fig. 9. Effects of loading velocity for nonassociated conditions

Table 2.  $N_{\gamma}$  for strip and circular footings ( $\phi_{ps} = \phi_{tr}$ )

Footing types	$\phi_{tr}$ and $\phi_{ps} = \phi_{tr}$ (°)	$N_{\gamma, Assoc.}$ ( $\psi = \phi$ )			$N_{\gamma, NonAssoc.}$ ( $\psi < \phi$ ) <sup>1)</sup>			
		Martin (2005) [A]	Present study [B]	Error ratio [R <sub>error</sub> =B/A]	$\psi = 0.5\phi$	$\psi = 0$	Eqn. 16	Loukidis and Salgado (2009)
Strip	25	6.5	7.0	1.077	7.0 (1.00)	6.5 (0.92)	6.5 (0.92)	6.5 (0.92)
	30	14.8	15.7	1.065	15.6 (0.99)	13.1 (0.83)	13.1 (0.83)	13.5 (0.86)
	35	34.5	36.7	1.065	35.5 (0.97)	24.7 (0.67)	28.5 (0.78)	29.0 (0.79)
	40	85.6	90.6	1.059	82.0 (0.91)	42.6 (0.47)	64.7 (0.71)	68.0 (0.75)
	45	234.2	250.1	1.068	197.7 (0.91)	69.4 (0.28)	148.5 (0.59)	171.9 (0.69)
Circular	25	6.1	6.7	1.095	6.5 (0.98)	6.0 (0.91)	6.0 (0.91)	6.0 (0.91)
	30	15.5	16.8	1.085	16.3 (0.97)	14.3 (0.85)	14.3 (0.85)	14.9 (0.88)
	35	41.9	45.5	1.087	43.2 (0.95)	32.6 (0.72)	36.8 (0.81)	37.7 (0.83)
	40	123.7	136.5	1.104	124.2 (0.91)	69.8 (0.51)	99.6 (0.73)	104.9 (0.77)
	45	417.7	474.9	1.137	380.4 (0.80)	99.8 (0.21)	292.9 (0.62)	329.7 (0.69)

<sup>1)</sup> Numbers in brackets indicate the ratio  $N_{\gamma, NonAssoc.}/N_{\gamma, Assoc.}$ .

된 경우의 지지력계수( $N_{\gamma, Assoc.}$ )는 정해와 비교하여 연속 기초의 경우 6~8%, 원형기초의 경우 8~14% 큰 결과를 얻었다.

내부마찰각과 팽창각 조건에 따른 지지력계수의 변화를 관련흐름법칙이 적용된 경우의 지지력계수( $N_{\gamma, Assoc.}$ )로 정규화하여 연속기초(Fig. 11)와 원형기초(Fig. 12)에 대하여 관련된 선행 연구 결과와 함께 비교하였다. 전반적으로 내부마찰각이 커지고 팽창각이 감소함에 따라서 비관련흐름법칙이 적용된 경우의 상대적인 지지력계수 비율( $N_{\gamma, NonAssoc.}/N_{\gamma, Assoc.}$ )은 감소하였으며, 본 연구의 결과와 선행 연구 결과는 일부 편차는 있으나 전반적으로

유사한 결과를 보이는 것으로 나타났다. 본 연구에서 내부마찰각을 감소시켜(식 (9)) 지지력공식을 이용하여 산정한 결과는 내부마찰각을 동일한 방법으로 감소시키고 한계해석법으로 지지력을 평가한 Michalowski(1997)의 결과와 일치하였으며, 본 연구 및 기존의 수치해석 결과보다 작은 것으로 나타났다. Hjiag 등(2005)은 내부마찰각 감소 방법은 국부적인 전단밴드(shear band)에 해당되는 값으로서 지지력의 감소를 정성적으로 평가할 수 있으나, 전체 지반의 내부마찰각을 감소시킬 경우 파괴영역이 축소되어 과소한 지지력을 준다고 하였으며, Benmebarek 등(2012)과 Krabbenhoft 등(2012)도 유사한

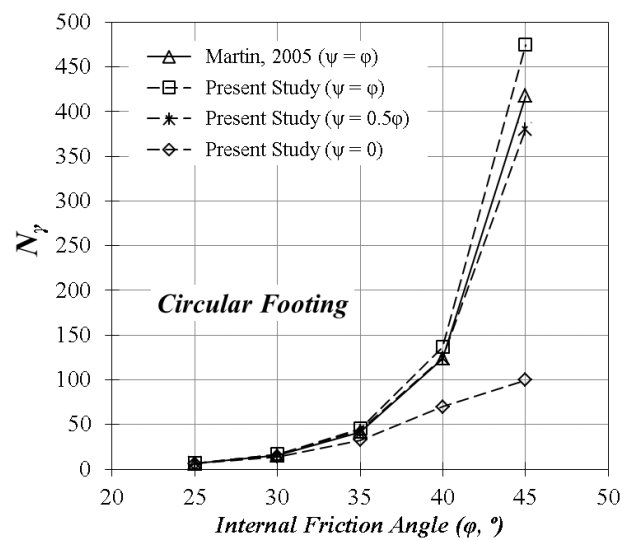
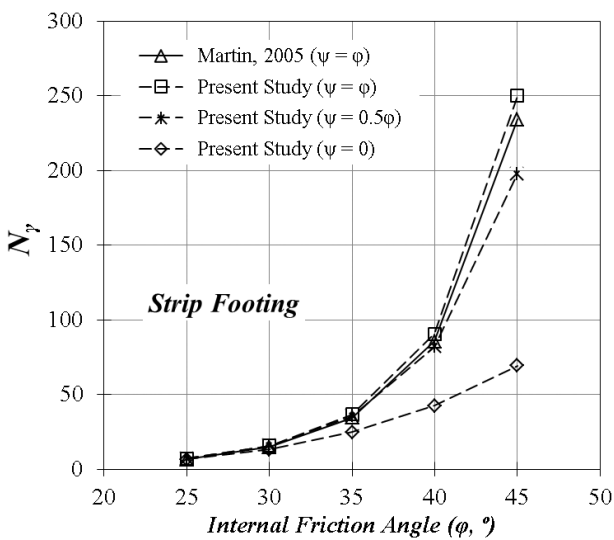


Fig. 10.  $N_{\gamma}$  from numerical analyses

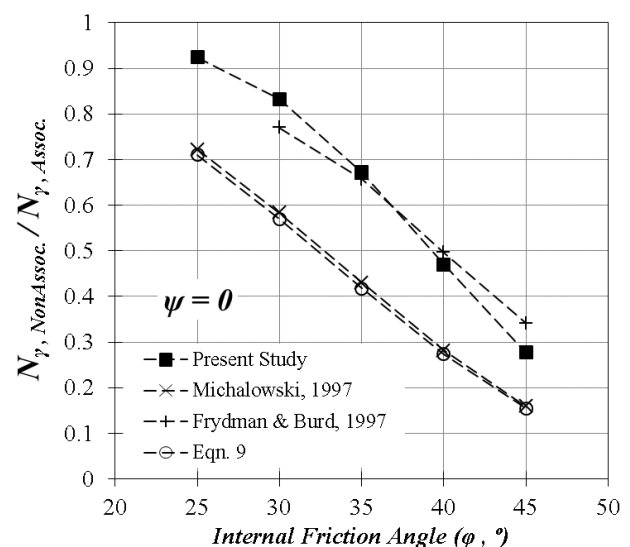
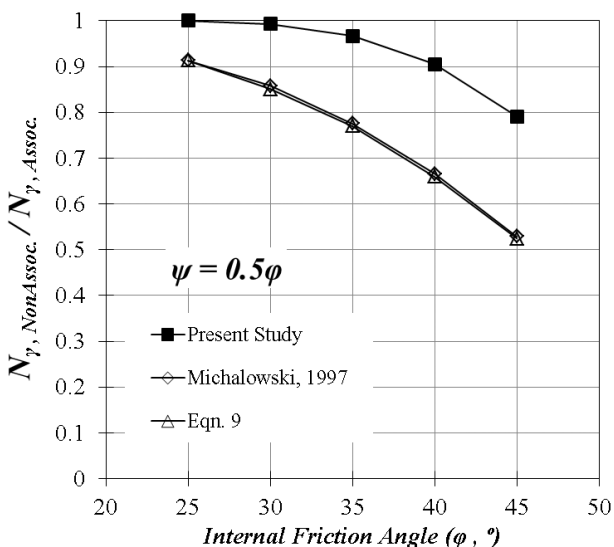


Fig. 11.  $N_{\gamma, NonAssoc.}/N_{\gamma, Assoc.}$  for strip footing ( $\phi_{ps} = \phi_{tr}$ )

결과를 제시하였다.

평면변형률 조건에서 내부마찰각이 커지는 현상(Brinch Hansen, 1970; Meyerhof, 1963)을 고려하기 위하여 원형기초에 대해서는  $\phi_{tr}$ 를 적용하고, 연속기초에 대해서는 내부마찰각을 증대시켜( $\phi_{ps} = 1.1\phi_{tr}$ ) 지지력계수를 산정하여 동일한  $\phi_{tr}$  값을 기준으로 비교하였다. 원형기초에 대한 결과는 앞에서 소개된  $\phi_{ps} = \phi_{tr}$  조건에 대한 해석 결과를 활용하였으며, 연속기초에 대해서는 내부마찰각을 증대시키고 관련흐름법칙이 적용된 조건( $\psi = \phi_{ps} = 1.1\phi_{tr}$ )과 일반적인 모래지반에서의 팽창각 조건( $\psi = \phi_{ps} - 30^\circ = 1.1\phi_{tr} - 30^\circ$ )에 대하여 지지력 계수를 추가로 산정하였

다(Fig. 13, Table 1). 연속기초의 지지력계수는 내부마찰각이 10% 증대되면서 관련흐름법칙이 적용된 경우는 1.5~2.7배로 증가하였고, 내부마찰각이 커질수록 증가율도 커지는 경향을 나타내었으며, 비관련흐름법칙이 적용된 경우는 이보다 약간 작은 증가율을 보였으나 경향은 유사하였다(Fig. 13(a)). 이로 인하여,  $\phi_{ps} = \phi_{tr}$ 인 경우 원형기초의 지지력계수가 연속기초와 비교하여 유사하거나 컸던 반면,  $\phi_{ps} = 1.1\phi_{tr}$ 인 경우는 원형기초의 지지력계수가 연속기초보다 작아져서 연속기초와 원형기초에 대한 지지력계수의 상대적인 크기가 역전되었다(Fig. 13(b)).

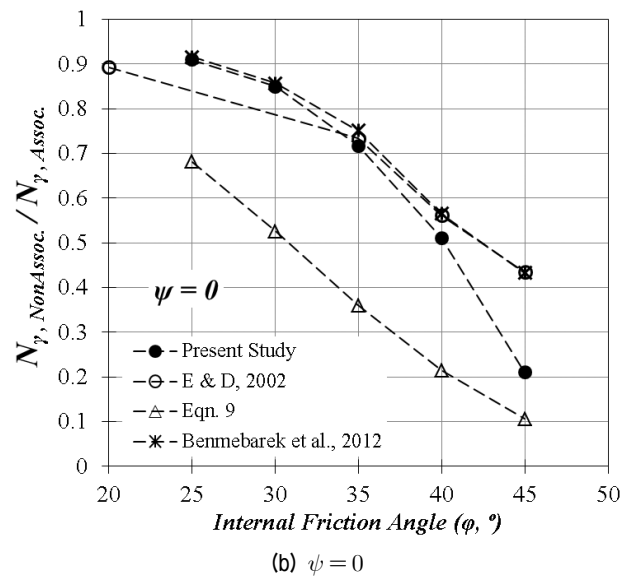
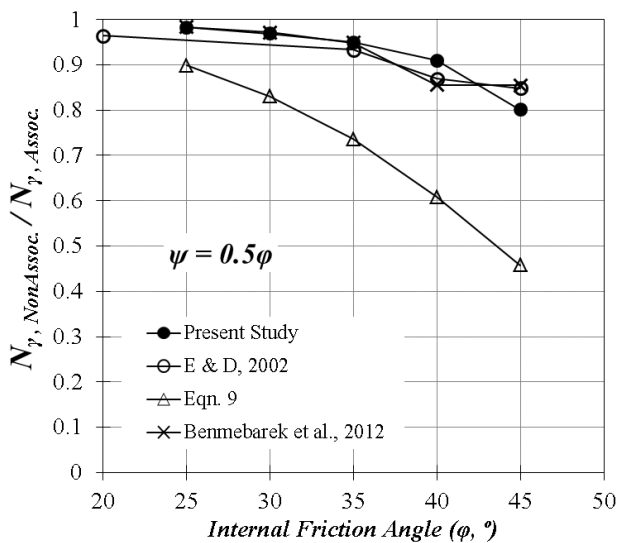
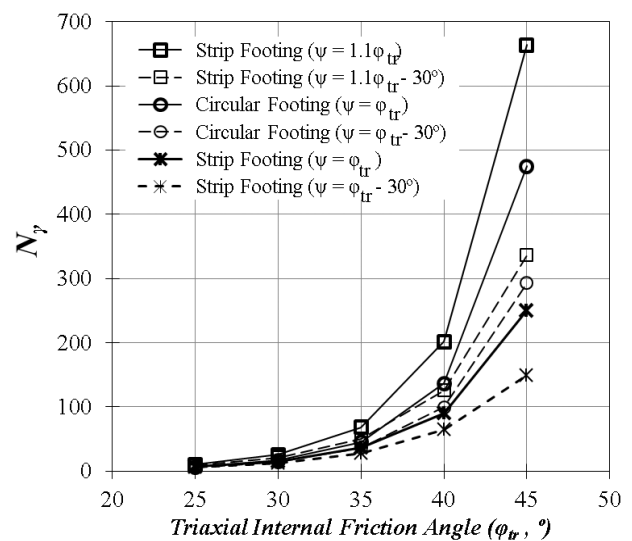
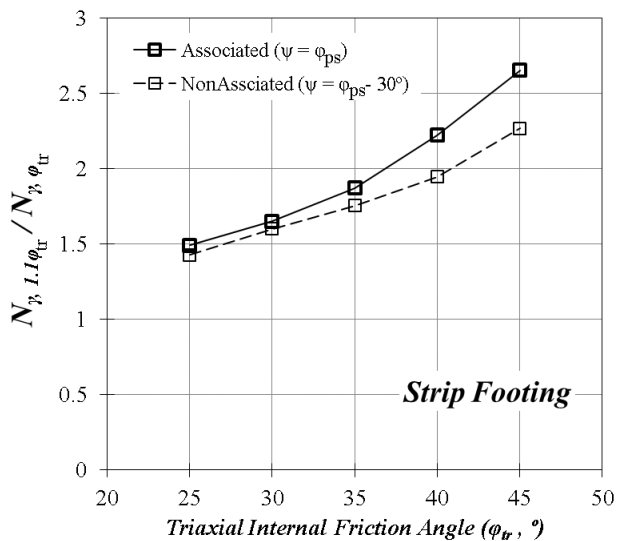


Fig. 12.  $N_{\gamma,NonAssoc.}/N_{\gamma,Assoc.}$  for circular footing



(a) Ratio of  $N_{\gamma}$  with  $\phi_{ps} = 1.1\phi_{tr}$  and  $\phi_{ps} = \phi_{tr}$  for strip footing

(b)  $N_{\gamma}$  for strip and circular footings

Fig. 13. Bearing capacity factor  $N_{\gamma}$  for different  $\phi_{ps}$  conditions

일반적인 모래의 팽창각에 대한 간략식(식 (16))을 사용한 경우, 비관련흐름법칙이 적용된 경우의 지지력계수와 관련흐름법칙이 적용된 지지력계수와와의 상대적인 비율( $N_{\gamma, NonAssoc.}/N_{\gamma, Assoc.}$ )을 Fig. 14에 표시하였다. 지지력계수 제안식들이 가정하고 있는  $\psi = \phi$ 인 경우에 비하여 실제 모래의 팽창각 범위를 고려한 지지력계수의 비율은 내부마찰각이 증가함에 따라 선형적으로 감소하는 것으로 나타났으며(식 (19)), 연속기초와 원형기초에 따라 큰 차이는 없는 것으로 나타났다. 검토된 내부마찰각 범위에 대하여 지지력계수의 비율은 0.5~0.95이며, 설계시 빈번하게 고려되는 30~35°에서의 감소율은 15~23%로 나타났다. 따라서, 지지력 설계에서는 실제 지반에서의 팽창각을 감안할 때 지지력 공식에 의한 값 대비 약 1/6~1/4 정도의 감소 요인이 있음을 감안하는 것이 바람직한 것으로 판단된다.

$$\begin{aligned} N_{\gamma, NonAssoc.}/N_{\gamma, Assoc.} &= -0.0158\phi + 1.3256 \\ (\psi &= \phi - 30^\circ) \end{aligned} \quad (19)$$

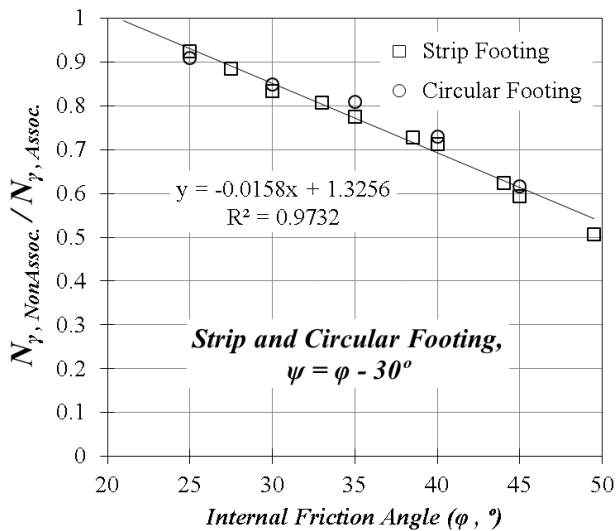


Fig. 14.  $N_{\gamma, NonAssoc.}/N_{\gamma, Assoc.}$  for dilation angle of typical sands

### 3.2 원형기초의 형상계수

연속기초와 원형기초에 대하여 산출된 지지력계수를 이용하여 원형기초의 형상계수를 산정하고 ( $s_\gamma = N_{\gamma, \text{circular}}/N_{\gamma, \text{strip}}$ ) 그 결과를 Table 3에 정리하였으며, 기존에 제안된 결과와 같이 Fig. 15에 표시하였다. Table 3에서  $\phi_{ps} = \phi_{tr}$  조건에 대한 형상계수는 연속기초와 원형기초에 동일한 내부마찰각과 팽창각을 적용하여 산정한 결과이며,  $\phi_{ps} = 1.1\phi_{tr}$  조건에 대한 형상계수는 원형기초에는  $\phi_{tr}$ 을 적용하고 연속기초에는 증대된 내부마찰각( $\phi_{ps} = 1.1\phi_{tr}$ )을 적용하여 산정한 결과이다.

$\phi_{ps} = \phi_{tr}$  조건에서, 관련흐름법칙이 적용된 경우의 형상계수는 내부마찰각이 25°일 때 1보다 약간 작은 값을 나타내며, 내부마찰각에 따라 증가하여 45°에서 1.9정도의 값을 나타내었으며, 일반적인 모래의 팽창각 범위(식 (16))에 대한 형상계수는 이보다 약간 큰 값을 나타내었다(Fig. 15(a)).

$\phi_{ps} = 1.1\phi_{tr}$  조건에서는  $\phi_{ps} = \phi_{tr}$  조건보다 형상계수가 감소되어 1이하의 값을 나타내었다. 관련흐름법칙이 적용된 경우의 형상계수는 내부마찰각에 따라 다소 증가하였으나,  $\phi_{ps} = \phi_{tr}$  조건일 때와 비교하면 증가 경향은 훨씬 미미하며, 평균값은 0.67(0.64~0.72)이다. 일반적인 모래에 대한 팽창각 범위에 대한 결과는 증가 경향이 좀 더 두드러지는 것으로 나타났으며 평균값은 0.75로 나타났으나,  $\phi_{ps} = \phi_{tr}$  조건일 때와 비교하면 역시 상대적으로 증가 경향과 값이 크게 감소하였음을 알 수 있다(Fig. 15(b)).  $\phi_{ps} = 1.1\phi_{tr}$  조건에서 형상계수 값이 1 이하로 감소되는 것은 연속기초와 원형기초에 대한 지지력계수의 상대적인 크기가 역전되기 때문이며(Fig. 13(b)), 내부마찰각에 따른 형상계수의 증가 경향이 완화되는 것은  $\phi_{ps} = 1.1\phi_{tr}$  조건에서와  $\phi_{ps} = \phi_{tr}$  조건에서의 연속기초 지지력계수의 상대적인 비율이 내부마찰각이 커질수록 증가하기 때문이다(Fig. 13(a)).

Table 3. Shape factors for circular footing

Footing types	$\phi_{tr}$ (°)	$s_\gamma$ ( $\phi_{ps} = \phi_{tr}$ )			$s_\gamma$ ( $\phi_{ps} = 1.1\phi_{tr}$ )		
		$\phi_{ps}$ (°)	$\psi = \phi$	$\psi$ by Eqn. 16	$\phi_{ps}$ (°)	$\psi = \phi$	$\psi$ by Eqn. 16
Circular	25	25	0.952	0.936	27.5	0.639	0.655
	30	30	1.072	1.093	33.0	0.649	0.683
	35	35	1.240	1.293	39.0	0.663	0.736
	40	40	1.507	1.541	44.0	0.678	0.792
	45	45	1.899	1.973	49.0	0.716	0.870

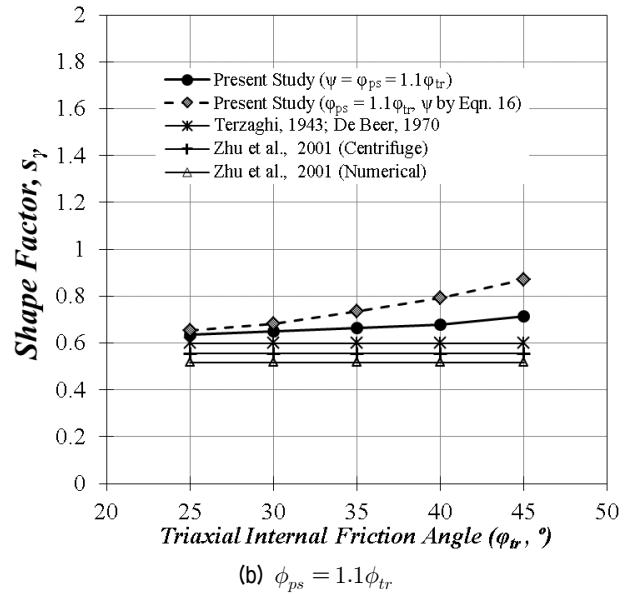
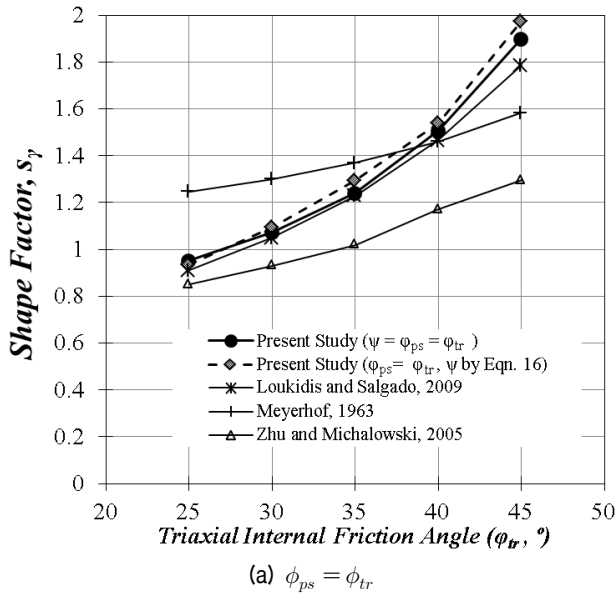


Fig. 15. Shape factors for circular footing according to  $\phi_{ps}$  condition and comparable previous studies

형상계수에 대한 기존의 연구 결과는 크게 두 가지로 분류되었다. 지지력 제안식이나 수치해석에  $\phi_{ps} = \phi_{tr}$  조건을 적용한 경우 형상계수는 내부마찰각에 따라 증가되며 전반적으로 큰 값을 나타내었다(Fig. 15(a); Meyerhof, 1963; Zhu and Michalowski, 2005; Loukidis and Salgado, 2009). 반면, 실험에 기반한 결과(Terzaghi, 1943; De Beer, 1970; Zhu et al., 2001)와  $\phi_{ps} = 1.1\phi_{tr}$  조건을 적용한 지지력 제안식과 수치해석 결과(Zhu et al, 2001)는 내부마찰각에 따라 거의 변화가 없으며 0.5~0.6 범위로 작은 값을 제시하였다(Fig. 15(b)). 본 연구의 결과 또한 연속기초에 대한 내부마찰각 증대 여부에 따라 상반된 결과를 나타내고 있다. 따라서, 지지력계수  $N_\gamma$ 에 대한 제안식이나 본 논문에서 사용된 Mohr-Coulomb 모델과 유사한 지반 모델을 이용하여 동일한 지반에서 연속기초와 원형기초 또는 정방형기초의 상대적인 지지력을 비교하는 경우에는 연속기초의 내부마찰각을 원형기초나 정방형기초보다 증가시켜 적용할 때 실제 지반에서와 유사한 결과를 얻을 수 있을 것으로 판단된다. 형상계수에 대한 실험적인 결과는 내부마찰각과 관계없이 일정한 값을 제시하고 있으나, 본 연구의 수치해석 결과는 실험적인 결과보다 약간 큰 값을 보였으며 내부마찰각에 따라 다소 증가하는 경향을 나타내고 있다. 이러한 경향은 평면변형률 조건을 고려하기 위한 내부마찰각의 증대 정도에 따라서 변화될 것으로 판단되며, 본 연구에서 적용된 비율(10%)보다 큰 값을 적용할 때 실험적인 제안식과 좀 더 유사한 결과를 얻을 수 있을

것으로 예상된다.

#### 4. 결론 및 고찰

본 연구에서는 연속기초와 원형기초의 지지력계수  $N_\gamma$ 를 수치모델링을 통해 평가하였으며, 관련흐름법칙이 적용된 경우를 기준으로 팽창각이 감소된 경우에 대한 지지력의 상대적인 비율을 분석하였다. 이를 통해 얇은 기초의 지지력 산정시 일반적인 모래의 팽창각 범위를 고려하여 지지력을 산정할 수 있도록 하였다. 연속기초와 원형기초의 지지력계수를 사용하여 원형기초의 형상계수를 구하고 기존의 연구 결과와 비교하였으며, 형상계수 제안식들의 경향이 크게 두 가지로 구분되는 원인에 대하여 분석하였다. 본 연구에서 도출된 주요 결론은 아래와 같다.

- (1) 연속기초와 원형기초에 대하여 지지력계수를 평가하기 위한 수치모델과 흐름법칙 조건에 따라 지지력계수를 산정할 수 있는 재하 및 해석 방법을 개발하였다. 양해법을 사용한 해석에서 나타나는 재하속도에 의한 반력의 과대평가 요인을 제거할 수 있도록 흐름법칙 조건 별로 결과값의 특성을 고려하여 적합한 방법을 선택 적용하였다. 관련흐름법칙이 적용된 경우 구간별로 재하속도를 조절하여 해석 시간을 단축하였고, 비관련흐름법칙이 적용된 경우에는 극한 상태에서 지지력계수 평균값을 사용하여 불규칙적

인 변동성을 고려하였으며, 재하속도와 지지력 평균 값들의 상관관계를 이용하여 재하속도에 의한 과대 평가 요인을 제거하였다.

- (2) 지지력계수  $N_\gamma$ 에 대한 제안식들이 가정하고 있는 관련흐름법칙이 적용되었을 때와 비교하여, 실제 지반과 유사한 비관련흐름법칙이 적용된 경우에는 지지력계수가 감소되었으며, 내부마찰각이 증가할수록 큰 비율로 감소되는 것으로 나타났다. 연속기초와 원형기초에 대한 감소율은 유사하였으며, 일반적인 모래의 팽창각 범위에서 상대적인 지지력 비 ( $N_{\gamma, Non-Assoc.}/N_{\gamma, Assoc.}$ )는 내부마찰각에 따라 선형적으로 감소되며(식 (19)), 0.5~0.95의 값을 나타내었다. 내부마찰각 30~35° 범위에서는 지지력 제안식보다 약 1/6~1/4 정도 감소되는 것으로 나타났으므로 설계시에는 이에 대한 고려가 필요하다고 판단된다.
- (3) 연속기초의 내부마찰각을 원형기초와 동일하게 적용하는 경우와 원형기초 대비 증대시켜 적용하는 경우를 비교할 때, 원형기초의 형상계수 값과 내부마찰각에 따른 변화 경향은 큰 차이를 나타내었다. 연속기초의 내부마찰각을 증대시켜 적용하였을 때 실험 결과에 기반한 기존의 제안식들과 유사한 값과 경향을 보였으며, 형상계수의 평균값은 0.67~0.75 이고 내부마찰각에 따른 증가 경향은 크게 완화되었다. Terzaghi(1943)의 제안( $s_\gamma = 0.6$ )이 본 연구의 결과보다 약간 안전측의 값으로서 연속기초에 대한 지지력을 기준으로 유사한 지반조건에서 원형기초의 지지력을 설계할 때 적합할 것으로 판단된다.

얕은기초의 지지력은 본 연구에서 고려한 요인 외에도 크기효과 등의 요인들에 영향을 받으며 설계시에는 지지력 뿐만 아니라 침하 및 시공 요인 등이 추가적으로 고려되어야 하므로 실제 조건에서의 지지력을 정확하게 예측하는 것은 매우 어렵다. 다만, 본 연구의 결과를 감안할 때 얕은기초의 지지력 설계시 팽창각이 지지력계수  $N_\gamma$ 에 미치는 영향과 형상계수 제안식들이 차이를 나타내는 원인에 대하여 이해하고 제안식을 적용할 때 좀 더 합리적인 설계가 이루어질 수 있을 것으로 기대된다. 또한, 문헌의 재하실험 결과나 현장에서 수행한 재하실험 결과를 바탕으로 유사한 지반조건에 기초를 설계할 때에도 기초의 형상과 팽창각 조건에 대하여 적절하게 고려하는 것이 바람직하다고 사료된다.

본 논문에서는 수치모델링을 통하여 지표면상의 연속

기초와 원형기초에 대하여 팽창각을 고려한 지지력에 대하여 연구하였다. 팽창각에 따라서 극한지지력 뿐만 아니라 하중 - 침하 곡선의 기울기도 크게 감소되는 것으로 나타났으므로(Fig. 8), 설계시 침하량 산정에 이를 적절하게 고려하기 위한 추가 연구가 필요한 것으로 사료된다.

## 감사의 글

본 논문은 “대구경(직경 5m급) 및 대수심(수심 60m이하) 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 2A-WSD (2005), *Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms - WSD (Working Stress Design)*, American Petroleum Institute, Washington, DC.
2. API RP 2GEO (2011), *Recommended Practice for Geotechnical Foundation Design Consideration*, American Petroleum Institute, Washington, DC.
3. Benmebarek, S., Remadna, M. S., Benmebarek, N., and Belouar, L. (2012), Numerical evaluation of the bearing capacity factor  $N_\gamma$  of ring footings, *Computers and Geotechnics*, Vol.44, June 2012, pp.132-138.
4. Bolton, M. D. (1986), The strength and dilatancy of sands, *Géotechnique*, Vol.36, Issue 1, March 1986, pp.65-78.
5. Bolton, M. D. and Lau, C. K. (1993), Vertical bearing capacity factors for circular and strip footings on Mohr-Coulomb soil, *Canadian Geotechnical Journal*, Vol.30, No.6, pp.1024-1033.
6. Booker, J. R. (1970), *Application of Theories of Plasticity to Cohesive Frictional Soils*, Ph.D. Thesis, University of Sydney, Australia.
7. 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.
8. Caquot, A. and Kerisel, J. (1953), Sur le Terme de Surface dans le Calcul des Foundations en Milieu Pulverulent, *Proc. 3rd Int. Conf. on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Vol.I, Zurich, pp.336-337.
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. De Borst, R. and Vermeer, P. A. (1984), Possibilities and limitations of finite elements for limit analysis, *Géotechnique*, Vol.34, No.2, pp.199-210.
11. Drescher, A. and Detournay, E. (1993), Limit load in translational failure mechanisms for associative and non-associative materials, *Géotechnique*, Vol.43, No.3, pp.443-456.
12. Drucker, D. C., Prager, W., and Greenberg, H. J. (1952), Extended

- limit design theorems for continuous media, *Quart. Appl. Math.*, Vol.9, No.4, pp.381-389.
13. Erickson, H. L. and Drescher, A. (2002), Bearing capacity of circular footings, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol.128, No.1, pp.38-43.
  14. Eurocode 7 (2004), (*EN 1997-1 Geotechnical Design, Part I: General Rules*, Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin.
  15. Frydman, S. and Burd, H. J. (1997), Numerical studies of bearing-capacity factor  $N_\gamma$ , *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol.123, No.1, pp.20-29.
  16. Golder, H. Q., Fellenius, W., Kogler, F., Meischeider, H., Krey, H., and Prandtl, L. (1941), The ultimate bearing pressure of rectangular footings, *Journal of the ICE*, Vol.17, No.2, pp.161-174.
  17. Griffiths, D. V. (1982), Computation of bearing capacity factors using finite elements, *Géotechnique*, Vol.32, No.3, pp.195-202.
  18. Hansen, B. (1979), Definition and use of frictional angles, *Proc. Int. Conf. VII, ECSMFE Brighton, UK*.
  19. Hjiij, M., Lyamin, A. V., and Sloan, S. W. (2005), Numerical limit analysis solutions for the bearing capacity factor  $N_\gamma$ , *International Journal of Solids and Structures*, Vol.42, No.5, pp.1681-1704.
  20. Ibsen, L.B., Barari, A., and Larsen, K.A. (2012), Modified vertical bearing capacity for circular foundations in sand using reduced friction angle, *Ocean Engineering*, Vol.47, pp.1-6.
  21. ISO 19901-4 (2003), *Petroleum and Natural Gas Industries - Specific Requirements for Offshore Structures, Part 4: Geotechnical and Foundation Design considerations*, International Organization for Standardization, Switzerland.
  22. Itasca Consulting Group Inc. (2011), *FLAC, Fast Lagrangian analysis of continua, Version 7*, Minneapolis, USA.
  23. Kim, Y. M. and Kang, S. W. (2010), A Study on Comparison of Finite Element Analysis with Model Test of Shallow Footing Failure for Cohesionless Soil with Non-associated Plasticity and Some Smooth Footing, *Journal of Korean Geosynthetics Society*, Vol.9, No.1, pp.13-20.
  24. Krabbenhoft, K., Karim, M. R., Lyamin, A. V., and Sloan, S. W. (2012), Associated computational plasticity schemes for nonassociated frictional materials, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol.90, No.9, pp.1089-1117.
  25. Kumar, J. (2003),  $N_\gamma$  for rough strip footing using the method of characteristics, *Canadian Geotechnical Journal*, Vol.40, No.3, pp.669-674.
  26. Lambe, T. W. and Whitman, R. V. (2008), *Soil mechanics SI version*, John Wiley and Sons.
  27. Lee, J. H. (2002), *Comparison of Bearing Capacity Calculation Methods for Shallow Foundations*, Master thesis, Hanyang University.
  28. Lee, Y. J. and Lee, J. M. (2010), Evaluation of Vertical stress on shallow footing based on Numerical Modelling, *Korean Geotechnical Society Magazine*, Vol.26, No.5, pp.48-49.
  29. Loukidis, D. and Salgado, R. (2009), Bearing capacity of strip and circular footings in sand using finite elements, *Computers and Geotechnics*, Vol.36, No.5, pp.871-879.
  30. Marti, J. and Cundall, P. (1982), Mixed discretization procedure for accurate modelling of plastic collapse, *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, Vol.6, No.1, pp.129-139.
  31. Martin, C. M. (2004), *ABC User Manual*.
  32. Martin, C. M. (2005), Exact bearing capacity calculations using the method of characteristics, *Proc. of th 11th IACMAG*, Vol.4, Turin, pp.441-450.
  33. Meyerhof, G. G. (1951), The Ultimate Bearing Capacity of Foundations, *Géotechnique*, Vol.2, No.4, pp.301-332.
  34. Meyerhof, G. G. (1963), Some recent research on the bearing capacity of foundations, *Canadian Geotechnical Journal*, Vol.1, No.1, pp.16-26.
  35. Meyerhof, G. G. (1974), Ultimate bearing capacity of footings on sand layer overlying clay, *Canadian Geotechnical Journal*, Vol.11, No.2, pp.223-229.
  36. Michalowski, R. L. (1997), An estimate of the influence of soil weight on bearing capacity using limit analysis, *Soils and Foundations*, Vol.37, No.4, pp.57-64.
  37. NCHRP Report 651 (2010), *LRF Design and Construction of Shallow Foundations for Highway Bridge Structures*, Transportation Research Board, Washington, DC.
  38. PLAXIS bv (2007), *PLAXIS 3D Foundation User Manual*.
  39. Potts, D. M. and Zdravkovic, L. (2001), *Finite element analysis in geotechnical engineering: applications*. London, Thomas Telford Ltd.
  40. Prandtl, L. (1920), Ueber die Haerte plastischer Koerper, *Nachrichten der Gesellschaft der Wissenschaften, Berichte der mathem.-physikal, Klasse*, pp.74-85.
  41. Reissner, H. (1924), Zum Erddruckproblem, *Proc. 1st Int. Congress of Applied Mechanics*, Delft, pp.295-311.
  42. Salgado, R. (2008), *The engineering of foundations*, New York, McGraw Hill.
  43. Shield, R.T. (1954), Plastic potential theory and Prandtl bearing capacity solution, *J. Appl. Mech.*, Vol.21, No.2, pp.193-194.
  44. Sokolovskii, V. V. (1965), *Statics of Soil Media*, Pergamon Press.
  45. Terzaghi, K. (1943), *Theoretical Soil Mechanics*, John Wiley and Sons, New York.
  46. Vermeer, P. A. (1990), The orientation of shear bands in biaxial tests, *Géotechnique*, Vol.40, No.2, pp.223-236.
  47. Vesić, A. (1973), Analysis of Ultimate Loads of Shallow Foundations, *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, Vol.99, No.1, pp.54-73.
  48. Vesić, A. (1975), Bearing Capacity of Shallow Foundations, *In Foundation Engineering Handbook*, H. F. Winterkorn and H. Y. Fang, eds., Van Nostrand Reinhold, New York, pp.121-147.
  49. Wood, D. M. (2004), *Geotechnical Modelling*, Taylor and Francis.
  50. Zhao, L. and Wang, J. H. (2009), Influence of nonassociativity on the bearing capacity factors of a circular footing, *Journal of Shanghai Jiaotong University (Science)*, Vol.14, pp.429-434.
  51. Zhu, F., Clark, J. I., and Phillips, R. (2001), Scale effect of strip and circular footings resting on dense sand, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental engineering*, Vol.127, No.7, pp.613-621.
  52. Zhu, M. and Michalowski, R. L. (2005), Shape factors for limit loads on square and rectangular footings, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol.131, No.2, pp.223-231.

Received : October 8<sup>th</sup>, 2013  
 Revised : December 5<sup>th</sup>, 2013  
 Accepted : December 30<sup>th</sup>, 2013