

## 사질토 지반에 설치된 버킷기초의 수직 하중전이 특성

### Vertical Load Transfer Mechanism of Bucket Foundation in Sand

박 정 선<sup>1</sup> Park, Jeong-Seon

박 두 희<sup>2</sup> Park, Duhee

윤 세 웅<sup>3</sup> Yoon, Se-Woong

장 화 섭<sup>4</sup> Jang, Hwa-Sup

#### Abstract

The vertical load imposed on the bucket foundation is transferred from the soil inside the bucket to the bottom of the foundation, and also to the outer surface of the skirt. For the design of a bucket foundation installed in sand, the vertical load transfer characteristics have to be clearly identified. However, the response of bucket foundations in sand subjected to a vertical load has not been investigated. In this study, we performed two-dimensional axisymmetric finite element analyses and investigated the vertical load transfer mechanism of bucket foundation installed in sand. The end bearing capacity of bucket foundation is shown to be larger than that of the shallow foundation, whereas the frictional resistance is smaller than that for a pile. The end bearing capacity of the bucket foundation is larger than the shallow foundation because the shear stress acting on the skirt pushes down and enlarges the failure surface. The skin friction is smaller than the pile because the settlement induces horizontal movement of the soil below the tip of the foundation and reduces the normal stress acting at the bottom part of the skirt. The calculated bearing capacity of the bucket foundation is larger than the sum of end bearing capacity of shallow foundation and skin friction of pile. This is because the increment of the end bearing capacity is larger than the reduction in the skin friction.

#### 요 지

버킷기초에 작용하는 수직하중의 일부는 내부 흙을 통해 저면으로 나머지는 스킨 외주면과 지반 사이로 전달된다. 사질토 지반에 설치된 버킷기초의 설계를 위해서는 수직 하중전이 특성을 명확하게 규명해야 하나 아직 이에 대한 연구가 수행되지 않았다. 본 연구에서는 2차원 축대칭 유한요소해석을 수행하여 사질토 지반에 설치된 버킷기초의 수직하중에 대한 지반의 응답을 계산하였다. 극한 상태에서 버킷기초의 선단지지력은 얇은기초의 지지력보다 크며 주면마찰력은 말뚝의 설계식에 비하여 작은 것으로 나타났다. 선단지지력은 스킨 외주면에 작용하는 전단응력이 파괴면을 아래로 밀어내어 파괴면이 확장되기 때문에 얇은기초에 비하여 큰 것으로 분석되었다. 반면 주면마찰력은 침하가 진행되면서 버킷기초 하부의 흙이 수평방향으로 밀려 이동하면서 스킨에 작용하는 수평응력이 감소하기 때문에 작은 것으로 나타났다. 버킷기초의 극한지지력은 얇은기초의 선단지지력과 주면마찰력 설계식을 합한 값보다 큰 것으로 계산되었다. 이는 주면마찰력은 설계식보다 작지만 크기가 선단지지력에 비하여 매우 작아 지지력에 큰 영향을 미치지 않는 반면 선단지지력은 주면마찰력에 비하여 증가폭이 크기 때문이다.

1 정회원, 한양대학교 건설환경공학과 박사과정 (Member, Graduate Student, Dept. of Civil and Environmental Engrg., Hanyang Univ.)

2 정회원, 한양대학교 건설환경공학과 부교수 (Member, Associate Prof., Dept. of Civil and Environmental Engrg., Hanyang Univ., Tel: +82-2-2220-0322, Fax: +82-2-2220-1945, dpark@hanyang.ac.kr, Corresponding author, 교신저자)

3 비회원, (사)한국선급 기술본부 연구소 선임연구원 (Deputy Senior Surveyor, Korea Register, Technical Division, Research Center)

4 비회원, (사)한국선급 기술본부 연구소 책임연구원 (Senior Surveyor, Korea Register, Technical Division, Research Center)

\* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2016년 1월 31일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

## 1. 서론

버킷기초는 얇은기초의 둘레를 따라 스커트(skirt) 형태의 벽체가 결합된 구조물로 스커트가 지반에 관입되어 설치된다. 버킷기초의 스커트는 상부 구조물의 하중을 지반의 깊은 곳까지 전달하므로 지표면에 위치한 얇은기초에 비하여 지지력이 증가한다. 특히 버킷기초는 육상에서 흔히 수행되는 항타의 방식이 아닌 수중펌프로 물을 석션하여 기초 내·외부의 수압차(suction pressure)로 심해에서도 쉽게 설치할 수 있는 장점이 있어 최근 들어 해상풍력발전기의 하부구조로 활용하기 위한 연구가 수행되고 있다(Houlsby et al., 2005; Zhu et al., 2012).

심해저 지반의 구성비율이 높은 점성토에서의 버킷기초 지지력 산정에 관한 다양한 수치해석 및 실험적 연구가 수행되었다(Bransby and Randolph, 1999; Bransby and Yun, 2009; Gourvenec, 2008; Hung and Kim, 2014; Yun and Bransby, 2007). Hu et al.(1999)은 정규압밀 점성토 지반을 대상으로 버킷기초 장경비와 벽체 거칠기 정도에 따른 수직지지력 및 주변 지반의 흐름 특징을 수치해석으로 분석하였으며, 이를 원심모형실험 결과와 비교하는 연구를 수행하였다. Yun and Bransby(2007)는 평면변형률 조건에서 한계상태해석과 유한요소해석을 수행하여 동일한 크기의 버킷기초와 케이슨기초, 버킷기초 내부에 격벽이 있는 경우의 수직지지력과 지반거동 특성을 분석하였다. 이를 통해 점성토 지반에 설치된 버킷기초 내부의 지반은 강체와 같이 거동하므로 지지력은 케이슨기초와 동일하며, 내부의 격벽도 수직지지력에는 영향이 없음을 확인하였다. 또한 Hung and Kim(2014)은 3차원 유한요소해석을 수행하여 정규압밀 점성토 지반에 설치된 버킷기초에 대하여 수직, 수평, 모멘트의 통합하중 작용 시 안정성을 평가할 수 있는 항복포락선 산정식을 제시하였다.

하지만 풍력발전기 등의 해양구조물이 근해에 시공되는 경우, 대상지역에 사질토 지반이 존재할 가능성이 높지만 지금까지 사질토 지반에 설치된 버킷기초의 지지력을 산정하는 명확한 방법이나 식이 제안되지 않았으며, 연구된 사례도 점성토 지반에 비하여 매우 제한적이다. Eid(2013)는 수치해석과 모형실험을 통해 사질토

지반에 설치된 정사각형 버킷기초의 수직지지력과 침하량을 얇은기초와 비교하였으며 이들의 관계를 식으로 제시하였다. 하지만 기준이 되는 얇은기초의 지지력과 침하량을 산정하는 방법이 제안되지 않았기 때문에 버킷기초의 값을 정확하게 예측하는 데는 한계가 있다. 또한 해석 및 실험 결과의 하중-변위 곡선은 극한 상태에 도달하지 않았으며, 극한지지력의 산정 방법 및 지반으로의 하중전달 메커니즘 등이 명확하게 분석되지 않았다.

본 연구에서는 검증된 2차원 축대칭 유한요소해석을 수행하여 사질토 지반에 설치된 원형 버킷기초의 수직하중에 대한 응답 특성을 규명하였다. 수직하중의 기초 내부 및 외부 지반으로의 전이 특성을 분석하였으며 변위의 증가에 따른 선단지지력과 주변마찰력의 변화를 관찰하였다. 계산된 선단지지력은 얇은기초의 수직지지력, 주변마찰력은 말뚝의 설계식과 비교하여 버킷기초의 지지력 특성을 평가하였다.

## 2. 수치해석 모델 및 지반 물성

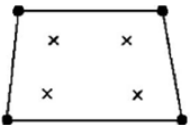

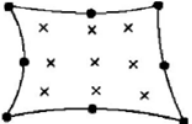
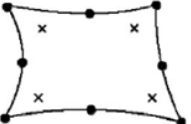
본 연구에서는 유한요소해석 프로그램인 Abaqus(Simulia, 2010)의 Standard 모듈을 이용하여 사질토 지반에 설치된 원형 버킷기초의 수직하중에 대한 응답특성을 규명하였다. 원형 버킷기초에 작용하는 수직하중은 2차원 축대칭 모델로 해석을 수행하였으며, 기초와 지반 모두 솔리드(solid) 요소를 사용하였다. 버킷기초의 직경과 벽체두께는 각각 10m와 0.15m이고, 하중작용 시 기초 모델은 상판의 중앙 하단에 지정된 기준점(reference point)을 따라 모든 절점이 이동하여 변형이 발생하지 않는 강체(rigid body)로 모델링하였다. 또한 본 연구에서 전체 모델은 요소의 기하학적 비선형성(nonlinearity)과 대변형(large deformation)이 고려되지 않은 미소변형(small strain) 해석을 수행하였다.

전체 지반모델은 해석 시 경계조건의 영향을 받지 않도록 기초가 제외된 지반의 폭과 깊이는 각각 8D와 6D로 모델링하였으며, 모델의 측면과 하단은 각각 수평과 수직방향 변위를 고정하였다. 해석격자는 기초 주변지반에는 길이 0.25m의 정사각형을 적용하였으며, 기초로

부터 멀어질수록 크기를 증가시켜 해석의 정확성을 높이는 동시에 시간을 단축하고자 하였다(Fig. 1). Abaqus의 2차원 해석에 사용 가능한 사각형 솔리드 요소는 Table 1에 정리하였다. 본 연구에서는 솔리드 요소의 영향에 대한 민감도 분석을 수행하여 최적의 요소를 선정하였으며, 이에 대한 해석 결과는 다음 절에 제시하였다.

해석 순서는 먼저 Geostatic 단계에서 중력에 의한 초기 지중응력 상태를 구현한다. 이때 버킷기초가 설치될 부분은 빈 공간으로 모델링하였으며, 수평방향 변위를 구속한 후 중력을 작용시켰다. 다음 단계에서는 자중에 의해 기초가 설치되도록 하며, 이때 지반과 기초 구조물

Table 1. Solid tetrahedral element types implemented in Abaqus (Simulia, 2010)

	Full integration	Reduced integration
First-order interpolation	 (a) CAX4	 (b) CAX4R
Second-order interpolation	 (c) CAX8	 (d) CAX8R

사이의 인터페이스(interface)를 활성화한다. 즉, 본 연구에서는 버킷기초가 관입되는 과정은 모사하지 않았으며, 설치시 주변 지반의 교란 및 응력변화가 없다고 가정하여 하중전이 특성을 분석하였다. 마지막으로 버킷기초의 극한지지력을 산정하기 위한 하중-변위 곡선은 기준점(reference point)에서 변위제어 방법을 이용하여 반력으로 산출하였다. 본 연구에서 적용한 변위제어 방법은 기존 연구에서 하중제어 방법보다 극한지지력을 산정하는 데 효율적인 것으로 분석되었다(Bransby and Randolph, 1997; Gourvenec and Randolph, 2003).

본 연구에서 기초와 내부 지반은 상호 미끄러짐이 발생하지 않도록(rough) 모델링 하였으며, 이는 강체인 기초에 의하여 지반이 구속되어 있어 상대 변형이 극히 작을 것으로 판단되기 때문이다. 반면, 버킷기초의 외주면과 지반 사이는 마찰이 존재하지 않는 조건(smooth)과 마찰이 작용하는 조건의 두 가지를 적용하였다. 모든 경우에 수직방향은 기초와 지반요소가 접한 경우에만 하중이 전달되는 Hard contact를 적용하였고, 전단방향은 Coulomb 마찰 모델을 통해 인터페이스 물성에 따라 전단강도에 도달하면 미끄러짐이 발생하도록 모델링 하였다. Fig. 2는 앞서 설명한 수직 및 전단방향 인터페이스의 거동 특성을 각각 도시하였다. 또한 위와 같은 인터페이스 요소의 절점 간 계산은 매 시간 증분(time increment)마다 인접한 절점의 평균적인 영향을 고려하

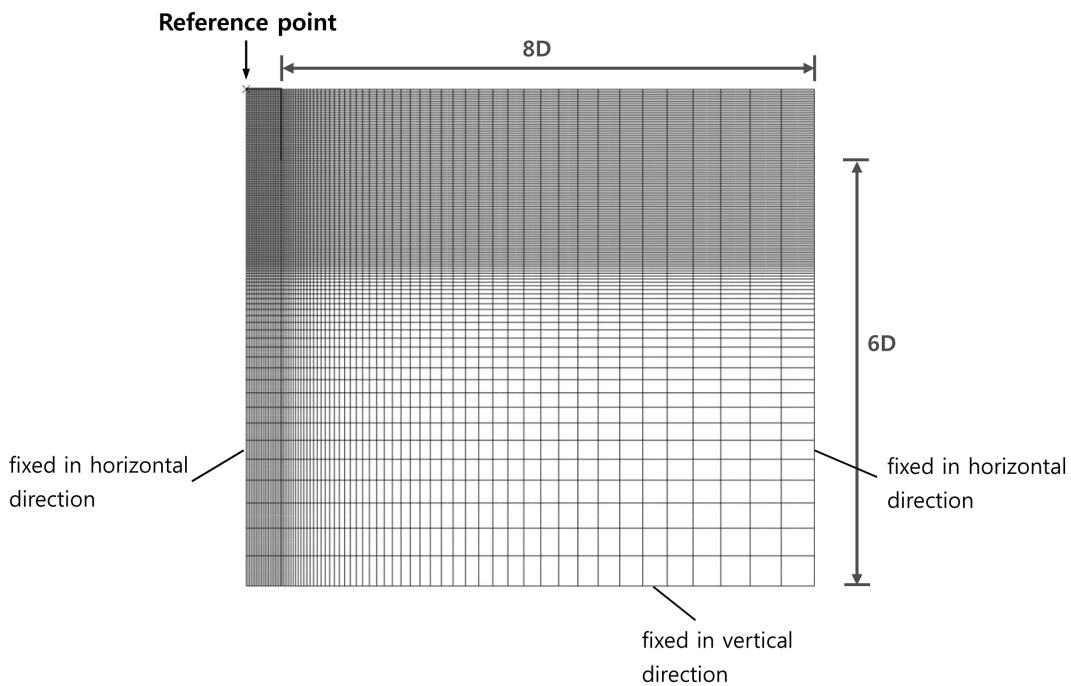


Fig. 1. Mesh and boundary conditions for simulation

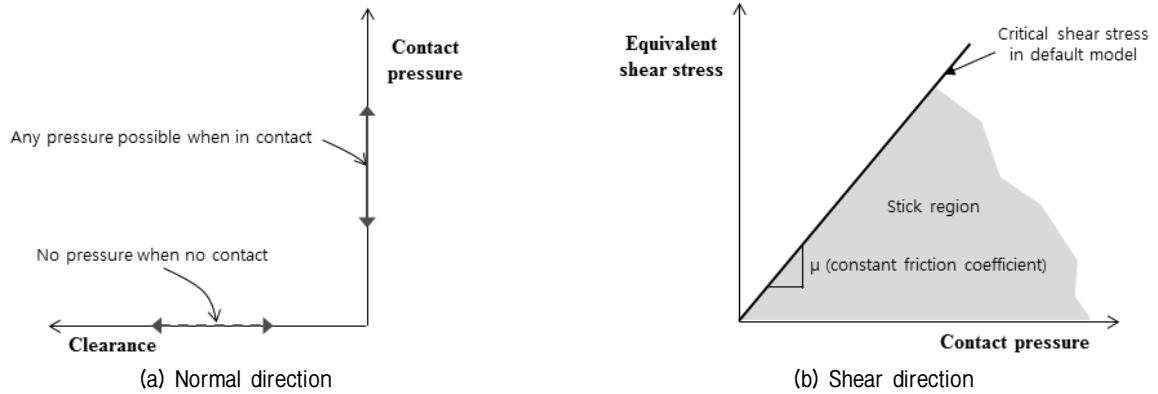


Fig. 2. Mechanical contact properties (Simulia, 2010)

는 면대면 접촉 이산화(surface-to-surface discretization) 방법을 적용하였다.

사질토 지반은 일반적으로 흙의 파괴상태를 정의하는 기준인 Mohr-Coulomb 모델을 사용하였다. 버킷기초는 일반적으로 해수면 아래 설치되므로 이를 고려하여 수중단위중량( $\gamma' = 10\text{kN/m}^3$ )을 적용하였다. 지반의 정지토압계수( $K_0$ )는 0.43, 탄성계수( $E$ )는 200MPa, 포아송비( $\nu$ )는 0.3을 적용하였다. 이 변수들은 기초의 침하량에는 영향을 주지만 지지력에는 영향이 없는 것으로 보고되었다(Lee and Salgado, 2005; Potts et al., 2001). 사질토의 내부마찰각은 30°, 35°, 40°를 적용하였으며 점착력은 해석의 안정성을 위하여 0.5~1kPa를 적용하였다. 사질토 지반의 팽창각( $\psi$ )은 지반의 상대밀도와 마찰각에 영향을 받는 것으로 알려져 있다. 팽창각을 마찰각과 동일하다고 가정하는 관련흐름법칙을 적용한 사례가 있으나(Lyamin et al., 2007), 실제 사질토의 팽창각은 마찰각보다 작은 것으로 알려져 있다(Loukidis and Salgado, 2009). 본 연구에서는 관련흐름법칙 및 팽창각과 마찰각을 다르게 적용하는 비관련흐름법칙을 모두 적용하였다. 비관련흐름법칙을 적용할 경우, 팽창각은 다음의 식으로 산정하였다(Achmus et al., 2013; Brinkgreve and Vermeer, 1999; Itasca, 2011; Kim et al., 2014).

$$\psi = \phi - 30^\circ \quad (1)$$

### 3. 수치해석 검증

본 절에서는 버킷기초의 하중전달 메커니즘 분석에 앞서 구축된 해석모델을 검증하였다. 먼저 요소 종류에

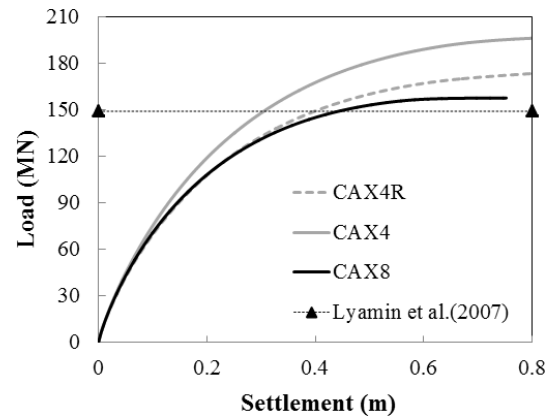
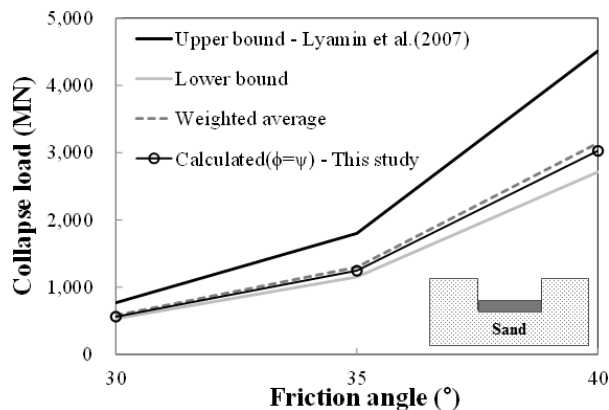


Fig. 3. Comparison of bearing capacity to selection of element type ( $\phi = 35^\circ, \psi = 35^\circ$ )

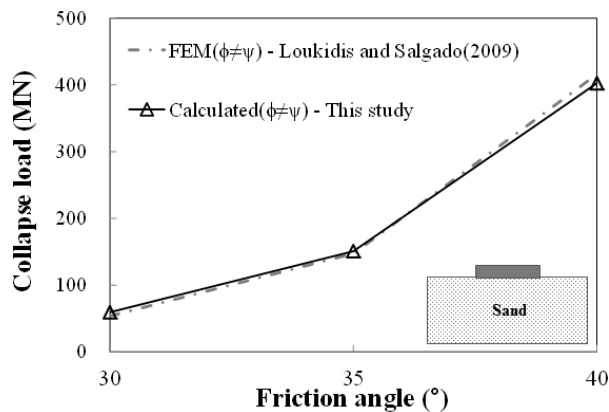
따른 지지력 해석 결과의 민감도를 검토하기 위하여 지표면에 위치한 원형 얽은기초에 대하여 관련흐름법칙을 적용한 해석을 수행하였으며( $\phi = \psi = 35^\circ$ ), 정해라고 볼 수 있는 한계상태해석(Limit analysis)으로 제안된 값(Lyamin et al., 2007)과 비교하여 정확성을 검증하였다(Fig. 3). Lyamin et al.(2007)은 얽은기초에 대한 유한요소 한계상태해석을 수행하여 각각 상한계(upper bound)와 하한계(lower bound) 지지력과 이들에 대한 가중평균(weighted average) 값을 계산하였다. 또한 가중평균 값을 흙의 단위중량, 기초 크기 등으로 정규화하여 형상 및 깊이계수, 지지력계수를 각각 제시하였다. Table 1에 정리된 것과 같이 Abaqus에 탑재된 2차원 사각형 요소는 적분점과 절점 개수에 따라 종류가 다양하다. 먼저 4절점 요소를 적용하여 해석을 수행한 결과, 완전적분(full integration)과 저감적분(reduced integration) 방법이 각각 적용된 CAX4와 CAX4R 요소를 적용할 경우 모두 해석해에 비하여 지지력이 크게 계산되었다. 4절점 요소는 지반의 강성을 과대예측하므로 대변형에서

발현되는 지지력의 예측에는 적절하지 않은 것으로 나타났다. 8절점 요소(CAX8)를 적용할 경우 계산된 지지력은 한계상태해석 결과와 가장 유사한 것을 확인할 수 있다. 본 연구에서는 민감도 분석결과 한계상태해석 값에 가장 가까운 CAX8 요소를 모든 모델에 적용하여 해석을 수행하였다.

Fig. 4에는 다양한 마찰각을 적용하여 계산된 얽은기초의 지지력과 한계상태해석 및 수치해석 결과를 비교하였다. Fig. 4(a)와 (b)는 각각 관련흐름과 비관련흐름 법칙이 적용된 경우의 해석 결과이며, 비관련흐름 법칙에 대해서는 얽은기초가 지표면에 위치하는 경우의 제안식만이 존재한다. Fig. 4(a)에서 근입깊이는 기초의 직경과 같은 조건에서 해석하였다. 관련흐름법칙( $\phi = \psi$ )을 적용한 해석결과는 모든 마찰각의 범위에서 Lyamin et al.(2007)이 제안한 가중평균(weighted average)과 매우 유사한 것으로 나타났다. 또한 비관련흐름법칙( $\phi \neq \psi$ )에 대해서도 Loukidis and Salgado(2009)가 유한요소 해석 결과로 제시한 식의 계산과 구축된 모델의 해석 결과



(a) Associated flow rule (depth = 10 m)



(b) Non-associated flow rule

Fig. 4. Verification of the model through comparison with published data

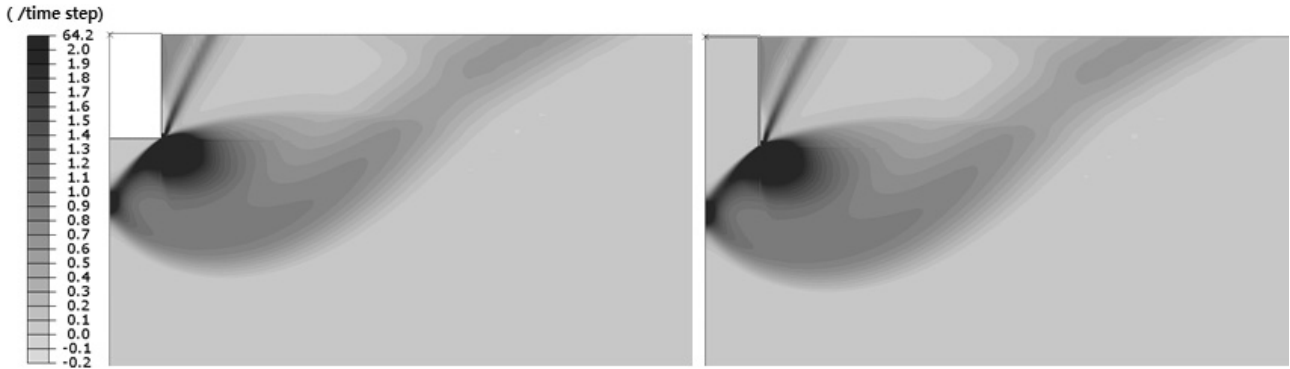
는 큰 차이가 없는 것으로 분석되었다(Fig. 4(b)). 위와 같은 민감도 분석과 해석해와의 비교를 통하여 본 연구에서 구축된 수치 모델의 정확성을 검증하였다. 아래에는 구축된 수치 모델을 이용하여 버킷기초의 하중전이 특성을 규명하였다.

#### 4. 버킷기초 하중전이 특성

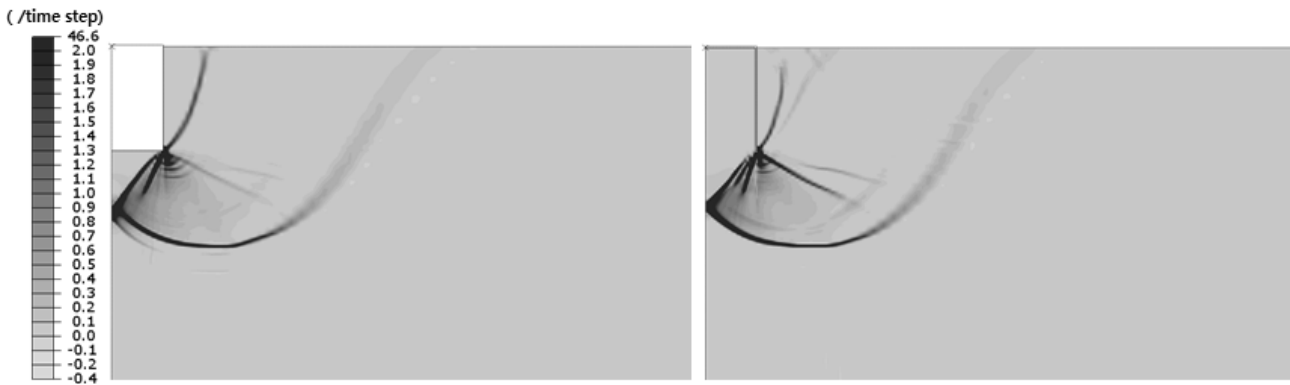
얽은기초는 하중이 하부 지반에 직접 전달되는 반면 버킷기초는 수직하중이 일부는 기초 내부의 흙으로 전달되어 저면까지 전이되며 나머지는 외주면 마찰력으로 전이된다. 본 연구에서는 2단계로 버킷기초의 하중전이 특성을 규명하였다. 일차적으로는 스킵트 외측벽과 지반 사이에 마찰력이 작용하지 않는다고 가정( $Q_s = 0$ )하고 극한지지력과 파괴면을 계산하였으며 해석 결과를 동일한 조건의 케이슨기초와 비교하였다. 이와 같은 해석을 수행한 이유는 기초 내부 흙을 통하여 저면으로 전달되는 하중의 크기와 파괴면 형상을 케이슨기초와 비교하여 기초 내부 흙의 변형 및 하중 전달 특성을 분석하기 위한 것이다. 다음에는 외주면의 마찰력을 적용하여 지지력을 계산하였으며 마찰력을 적용하지 않은 해석( $Q_s = 0$ )과의 차이를 검토하였다. 계산된 극한지지력과 파괴면 형상은  $Q_s = 0$ 의 해석 결과와 비교하여 하중 전이 특성을 규명하였다.

##### 4.1 주면마찰력이 없는 경우( $Q_s = 0$ )의 하중전이 특성

Fig. 5는 버킷기초와 케이슨기초가 각각 극한 상태에 도달하였을 때의 최대전단변형률 증가 분포를 비교하였다. Fig. 5(a)는 마찰각과 팽창각이 동일한 관련흐름법칙을 적용한 결과이며, Fig. 5(b)는 비관련흐름법칙을 적용한 결과이다. 좌측과 우측 그림은 각각 케이슨기초와 버킷기초에 주면마찰력이 작용하지 않는 경우의 해석 결과이다. 파괴 시 케이슨기초와 버킷기초 저면에서의 파괴면의 형상은 매우 유사한 것으로 나타났다. 즉, 버킷기초도 케이슨기초와 유사하게 대부분의 하중을 기초 저면으로 전달하며 버킷 내부에서의 하중전이는 발생하지 않는 것으로 나타났다. 팽창각의 영향을 비교한 결과(Fig. 5(a)와 (b)), 관련흐름법칙을 사용한 경우에 비하여 비관련흐름법칙이 적용되었을 때 파괴면의 크기가 감소하는 것을 확인할 수 있다. 이는 관련흐름법칙을 적용할 경우, 팽창을 과대예측하며 이는 수평변위의



(a) Associated flow rule ( $\phi = \psi$ )



(b) Non-associated flow rule ( $\phi > \psi$ )

Fig. 5. Contour of shear strain increment at failure for caisson and bucket foundation ( $L/D = 1$ ,  $\phi = 35^\circ$ )

증가와 파괴면의 확대로 이어지기 때문이다.

Fig. 6에는 Fig. 5의 해석 사례에 대한 하중-변위 곡선을 도시하였다. 파괴면의 형상과 같이 수직지지력 또한 케이슨기초와 버킷기초는 매우 유사한 것으로 나타났다. 버킷기초의 지지력이 케이슨기초보다 미세하게 작은 것을 확인할 수 있는데 이는 버킷기초 내부 지반의 무게가 수직하중에 추가적으로 작용하므로 버킷기초의 지지력이 상대적으로 작게 계산된 것으로 판단되며, 이는 Hung and Kim(2012)과 Yun and Bransby(2007)의 제안과 결과가 유사하다. 또한 하중-변위 곡선의 초기 기울기가 버킷기초의 경우 다소 작게 계산되었다. 이는 버킷 내부의 지반은 수평 변위가 구속되어 강성이 기초 저면의 흙에 비하여 크지만 극한 상태에 도달하기 이전에는 변형이 발생하기 때문인 것으로 판단된다. 케이슨기초와 버킷기초 간의 차이는 작은 반면 팽창각은 해석 결과에 큰 영향을 미치는 것으로 나타났다. 비관련흐름을 적용할 경우, 관련흐름을 적용한 경우에 비하여 극한 지지력이 약 18.8% 작게 계산되었다.

케이슨기초와 버킷기초에 수직하중이 작용하는 중의 주변 지반 거동을 정밀하게 분석하기 위하여 극한지지

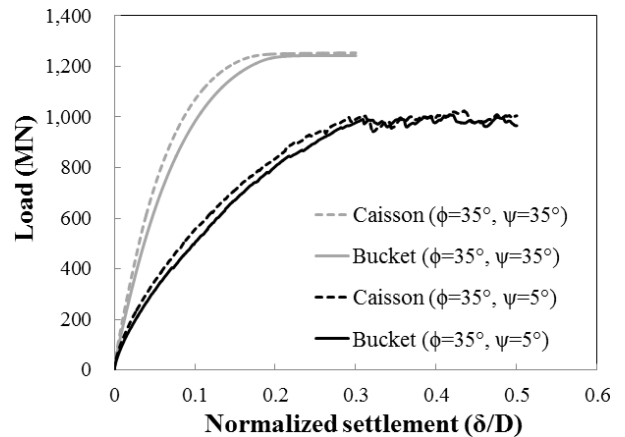
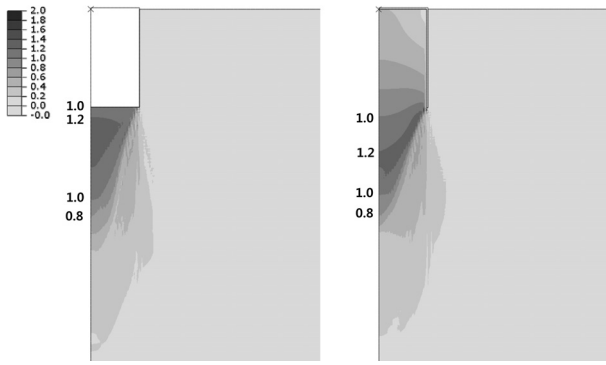
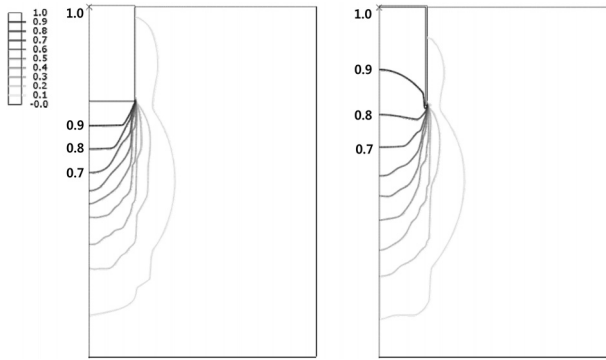


Fig. 6. Load-settlement curve for caisson and bucket foundations

력 50%( $0.5V_{ult}$ ) 상태에서의 지반 내 수직응력과 수직변위를 비교하였다(Fig. 7). Fig. 7(a)는 지반 내 수직응력의 분포를 기초 상단에서 작용하는 단위면적 당 수직하중으로 정규화하여 나타낸 결과이다. 케이슨기초와 버킷기초 모두 상부에서 작용하는 하중은 기초 저면까지 전달되는 것으로 분석되었다. 또한 Fig. 7(b)는 기초 상단의 수직변위로 정규화된 지반 내 수직변위 결과이며, 극한하중에 도달하기 전까지 버킷기초 내부 지반은 변

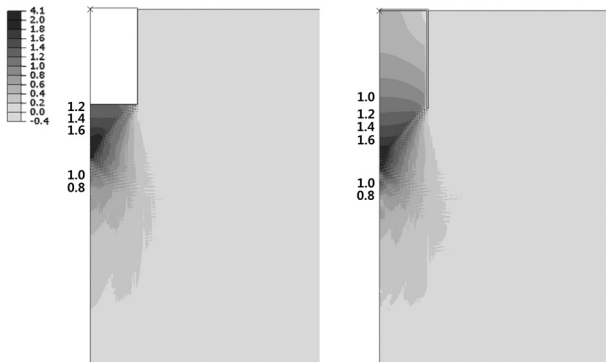


(a) Normalized vertical stress

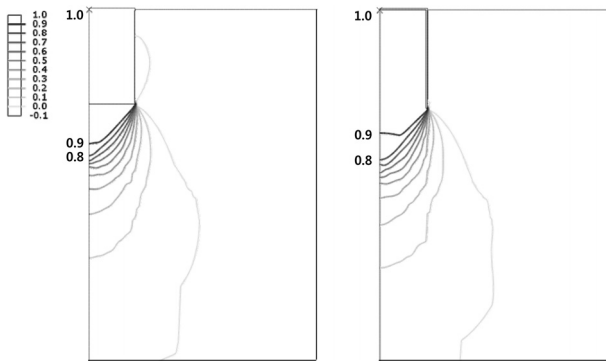


(b) Normalized vertical displacement

Fig. 7. Vertical stress and displacement contour ( $0.5V_{ult}$ ) for caisson and bucket foundations ( $L/D = 1$ ,  $\phi = 35^\circ$ )



(a) Normalized vertical stress



(b) Normalized vertical displacement

Fig. 8. Vertical stress and displacement contour ( $1.0V_{ult}$ ) for caisson and bucket foundations ( $L/D = 1$ ,  $\phi = 35^\circ$ )

형이 발생하고 중심 회전축 근처의 변위가 상대적으로 작은 것으로 나타났다. Fig. 8은 최종 극한하중에 도달한 이후( $1.0V_{ult}$ ) 계산된 수직응력 및 수직변위 결과를 도시하였다. Fig. 8(a)에서 극한하중에 도달한 후에도 버킷기초 내부의 수직응력은 깊이마다 차이가 있지만, 기초 하부 지반의 응력분포는 케이슨기초와 유사하며 상부의 하중도 대부분 기초 저면까지 전달되는 것으로 나타났다. 또한 Fig. 8(b)에 도시한 수직변위 분포도 버킷기초 내부와 하부 지반에서 모두 케이슨기초와 큰 차이가 없는 것을 확인할 수 있다. 즉, 버킷기초는 스킵트로 인해 횡방향 변위가 구속되므로 내부 지반의 강성이 외부 지반보다 크며, 수직하중이 커질수록 변형은 상대적으로 강성이 작은 하부지반에서 발생하는 것으로 나타났다. 주면마찰력을 고려하지 않은 경우 극한 상태에서 버킷기초( $Q_s = 0$ )는 상부에 작용하는 수직하중을 대부분 기초의 저면으로 전달하며, 케이슨기초와 수직 하중전이 특성이 거의 일치하는 것으로 분석되었다.

#### 4.2 주면마찰력이 작용하는 경우( $Q_s \neq 0$ )의 하중전이 특성

본 절에서는 버킷기초의 외주면 마찰력을 적용한 해석을 수행하였다. Fig. 9는  $\phi = 35^\circ$ 인 사질토 지반에 설치된 버킷기초의 하중-변위 곡선을 계산한 결과이다. 본 절에서 버킷기초의 장경비( $L/D$ )는 0.25, 0.6, 1, 1.5, 2의 다섯 가지를 적용하였다. 비교 결과, 버킷기초의 장경비가 커질수록 수직지지력과 극한 상태에 도달하기 위한 변위가 증가하는 것으로 나타났다.

이중 버킷기초의 장경비가 1인 경우에 대하여 작용하는 주면마찰력( $Q_s$ )을 상세하게 분석하였다. Fig. 10은 버킷기초가 침하될수록 변하는 주면마찰력의 계산결과를

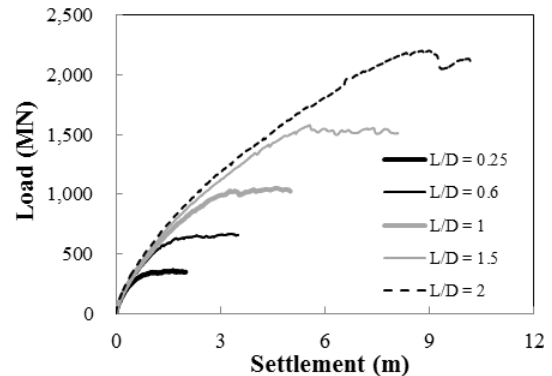


Fig. 9. Load-settlement curve of bucket foundation ( $\phi = 35^\circ$ )

도시하였다. 여기서 주면마찰력은 전체 스킵트 길이에 작용하는 전단응력의 합으로 산정하였다. 해석으로 계산된 주면마찰력은 초기 급격하게 증가한 후, 기초가 침하하면서 점차 감소하는 결과를 보인다. 일반적으로 말뚝기초 설계 시 주면에 작용하는 전단응력은 면에 수직 방향으로 작용하는 응력과 마찰계수를 이용한 이론적 방법으로 계산되며, 이에 대한 산정식은 다음과 같다.

$$f_s = K_0 \sigma_v \tan \delta \quad (2)$$

여기서  $K_0$ 은 정지토압계수,  $\sigma_v$ 은 해당 깊이의 수직응력,  $\delta$ 는 스킵트와 지반 사이의 마찰각을 나타내며,  $K_0$ 과  $\delta$ 는 해석과 동일하게 각각 0.43을 적용하였다. Fig. 10에서 위의 설계식으로 계산된 주면마찰력은 최고점의 40% 정도이며, 극한 상태에서의 주면마찰력보다는 1.7배 큰

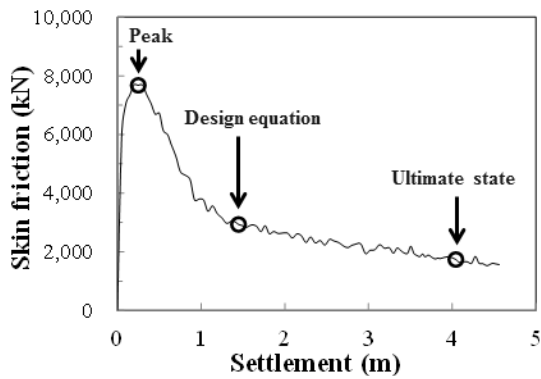


Fig. 10. Skin friction-settlement curve of bucket foundation ( $L/D = 1$ ,  $\phi = 35^\circ$ )

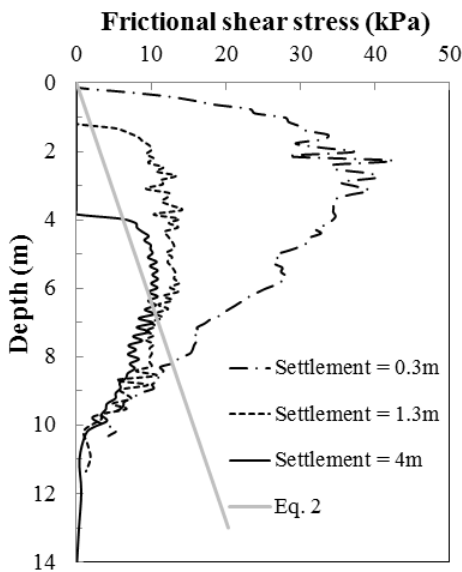
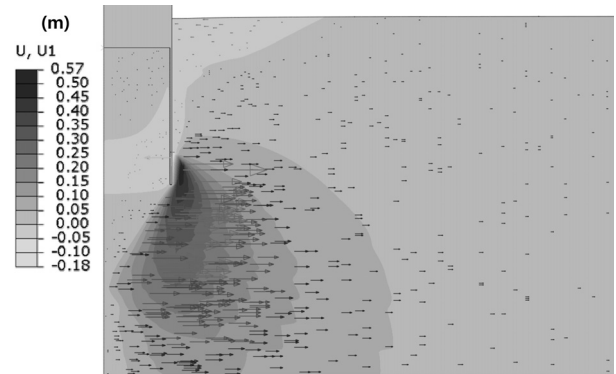
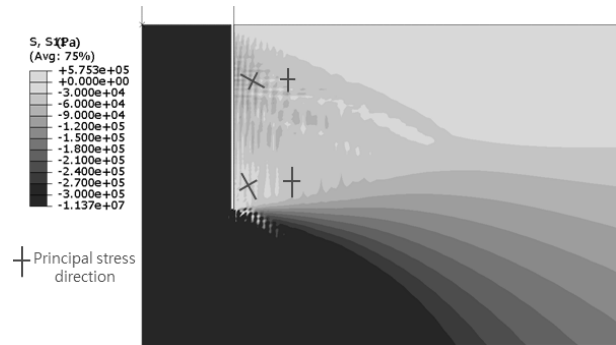


Fig. 11. Frictional shear stress along the skirt ( $L/D = 1$ ,  $\phi = 35^\circ$ )

것으로 분석되었다. 이때 극한 상태는 Fig. 9의 하중-변위 곡선에서 하중 값이 가장 큰 4m 침하발생 지점으로 정하였다( $L/D=1$ ). Fig. 11에서는 버킷기초의 주면마찰력이 기초 침하에 따라 변하는 원인을 분석하기 위하여 다양한 침하 깊이에서의 스킵트 주면에 작용하는 단위 면적 당 마찰력을 도시하였다. 침하 깊이마다 버킷기초의 주면에 작용하는 마찰력은 식 (2)로 계산한 깊이 따라 증가하는 마찰력과 다른 분포를 보이는 것으로 나타났다. 버킷기초 침하 초기에는 상부의 마찰력이 급격하게 증가하는데, 이는 기초와 지반의 미끄러짐이 발생하지 않고 함께 이동하면서 상부지반의 수직 및 수평응력, 접촉면의 마찰력이 동시에 증가한 것으로 판단된다. 반대로 침하량이 커지면서 버킷기초 하단부의 마찰력은 크게 감소하는 결과를 보였다. Fig. 12는 버킷기초의 침하가 진행되면서 발생하는 주변 지반의 수평변위와 응력변화를 도시하였다. Fig. 12(a)에서 기초가 침하될 때 버킷기초 하부 흙이 수평방향으로 밀려나가고, 특히 기초 선단 및 하단부 주변 흙의 이동이 큰 것으로 나타났다. 또한 Fig. 12(b)의 스킵트에 작용하는 수평응력은 지표면 근처에서 다소 증가하는 반면 기초 하단부에서



(a) Horizontal displacement with vector



(b) Horizontal stress and principal stress direction

Fig. 12. Horizontal displacement and stress contour ( $L/D = 1$ ,  $\phi = 35^\circ$ ,  $Q_s \neq 0$ )



는 크게 감소하고, 스킵트 주변 지반의 주응력 방향도 달라지는 것으로 분석되었다. 앞서 살펴본 침하 시 버킷 기초 하단부 마찰력이 감소되는 원인은 수직변위가 증가하면서 이동되는 흙으로 실제 작용하는 수평응력이 감소하기 때문으로 판단된다.

Fig. 13은 다양한 장경비에 따른 극한 상태에서의 주면마찰력( $Q_s$ )과 설계식의 계산결과를 도시하였으며, 모든 값은  $Q_s \neq 0$  조건에서 계산된(Fig. 9) 총 극한지지력( $Q_b + Q_s$ )에 대한 비율로 나타내었다. Fig. 10과 마찬가지로 극한 상태의 스킵트에 작용하는 주면마찰력은 모든 장경비 조건에서 설계식으로 계산한 값보다 작으며 총 극한지지력에 대한 비율이 0.03~0.3%로 나타났다.

또한 버킷기초 상부에서 전달된 하중은 기초의 선단과 주면으로 모두 전달되므로, Fig. 14는 계산된 총 극한지지력 중 주면마찰력을 제한 선단지지력( $Q_b$ )의 비율을 장경비에 따라 도시하였다. 장경비가 커질수록 전달을

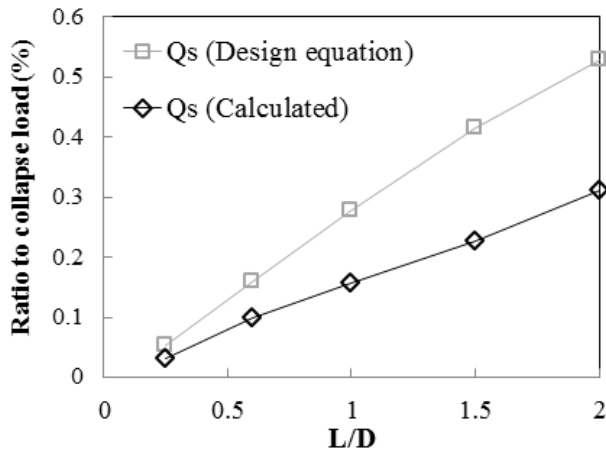


Fig. 13. Comparison between calculated and designed skin friction

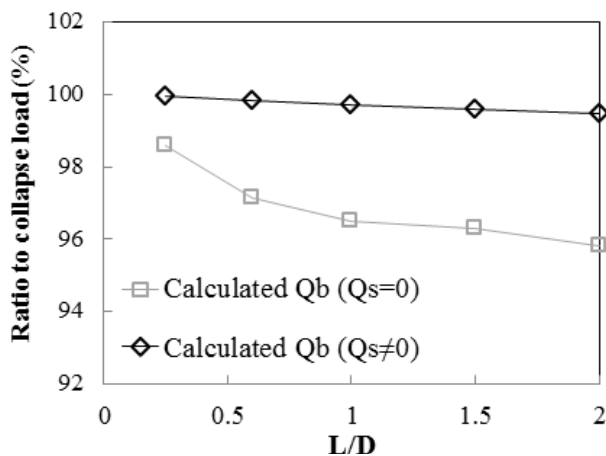


Fig. 14. Comparison of calculated end bearing capacity according to the skin friction

이 다소 감소하지만, 버킷기초 상부에서 작용하는 하중은 대부분 선단으로 전달되는 것으로 나타났다. 이때 계산된 버킷기초 선단지지력이 얇은기초의 지지력식으로 산정 가능한 지를 판단하기 위하여 주면마찰력이 없는 경우( $Q_s = 0$ )의 극한지지력과 비교하였다. 이는 지금까지  $\phi \neq \psi$ 인 지반에서 근입된 얇은기초의 지지력 산정방법은 제시된 바가 없으며, Fig. 6에서  $Q_s = 0$ 인 경우의 극한지지력은 케이슨기초와 유사하게 나타났기 때문이다. 비교 결과, 주면마찰력이 작용함에 따라 버킷기초의 선단지지력은 1.4~3.7% 증가하였으며, 장경비가 클수록 증가율이 큰 것으로 나타났다.

위와 같은 선단지지력의 증가 원인을 분석하기 위하여 주면마찰력의 작용 유·무에 따른 극한하중 작용 시 지반의 파괴면을 비교하였다(Fig. 15). 버킷기초에 작용하는 주면마찰력의 영향으로 기초 하부 지반 파괴면의 크기가 확장되는 것을 확인할 수 있다. 즉, 스킵트의 외주면 마찰력은 선단까지 전달되는 수직하중을 감소시킬 뿐만 아니라, 하향 전달되어 지반 내 파괴면을 확장시키므로 선단지지력이 증가하는 결과를 보인다.

최종적으로 버킷기초의 극한지지력은 얇은기초의 수직지지력과 설계식의 주면마찰력 합보다 클 것으로 예상된다. 이는 Fig. 13과 Fig. 14에서 실제 버킷기초의 주면마찰력은 설계식의 계산 값보다 작고 전체 지지력에 대한 비율(0.03~0.3%)이 작은 반면, 파괴면의 확장으로 증가하는 선단지지력의 증가폭(1.4~3.7%)은 이보다 크기 때문이다.

## 5. 결론 및 고찰

본 연구에서는 유한요소해석을 수행하여 사질토 지반에 설치된 원형 버킷기초의 수직 하중전이 특성을 분석하였다. 모델의 검증은 제외하고 하중전달 메커니즘 분

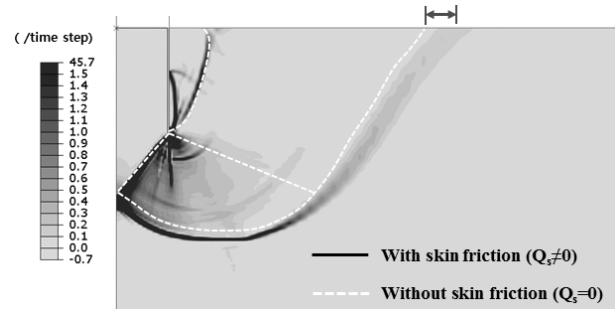


Fig. 15. Contour of shear strain increment at failure with and without skin friction ( $L/D = 1$ ,  $\phi = 35^\circ$ )

석을 위한 해석에는 비관련흐름법칙이 적용되었다. 본 연구에서 도출된 결론은 다음과 같다.

- (1) 수치해석모델의 정확성을 검증하기 위하여 한계상태해석으로 계산된 결과와 수치해석결과를 비교하였다. 비교 결과, 유한요소해석의 정확성은 적용된 지반의 솔리드 요소의 종류에 크게 영향을 받는 것으로 나타났다. 일반적으로 사용되는 4절점 사각형 요소는 지반을 과도하게 단단하게 모사하며 극한지지력을 과대예측하는 것으로 나타났다. 반면 8절점 요소(9적분점)를 적용할 경우, 정확성이 크게 증가되었다. 추후 수직지지력을 산정하는 연구에서는 8절점 이상의 요소를 사용해야 할 것으로 판단된다. 또한 구축된 모델을 이용하여 관련흐름과 비관련흐름 법칙의 사질토 지반에서의 얇은기초 극한지지력을 산정한 결과, 적용한 마찰각 범위에서 모두 한계상태해석 및 기존 연구 결과와 유사하였다.
- (2) 버킷기초 내부 흙을 통하여 저면으로 전달되는 하중의 크기와 파괴면 형상을 분석하기 위하여 주변마찰력을 적용하지 않고 미끄러운 벽면( $Q_s = 0$ )이라고 가정하여 기초 내부 흙의 변형 및 하중전달 특성을 관찰하였으며 동일한 조건의 케이슨기초와 비교하였다. 해석 결과 상부에 작용하는 수직하중은 대부분 기초의 저면으로 전달됨을 확인하였다. 버킷기초의 내부 지반은 스킵트로 횡방향 변형이 구속되어있어 하중이 작용하는 초기에는 수직방향으로 변형되지만, 외부 지반보다 강성이 크므로 극한 상태에 도달한 이후부터는 상대적으로 강성이 작은 버킷기초 저면으로 변형이 진행되어 케이슨기초와 극한지지력 및 파괴면의 형상이 유사한 것으로 나타났다.
- (3) 주변마찰력을 적용하여 해석한 결과( $Q_s \neq 0$ ), 극한 상태에서 해석모델에 작용하는 선단지지력은 증가하며 주변마찰력은 감소하는 것으로 나타났다. 선단지지력은 스킵트 외주면에 작용하는 전단응력이 파괴면을 아래로 밀어내어 파괴면이 확장되기 때문인 것으로 분석되었다. 반면 주변마찰력은 설계식으로 계산한 주변마찰력보다 작으며 침하가 진행되면서 스킵트의 길이를 따라 작용하는 마찰력이 감소하는 것으로 나타났다. 이는 버킷기초 하부의 흙이 수평방향으로 밀려 이동하면서 스킵트에 작용하는 수평응력이 감소하기 때문인 것으로 분석되었다.

- (4) 버킷기초의 극한지지력은 얇은기초의 수직지지력과 주변마찰력 설계식을 합한 값보다 다소 큰 것으로 나타났다. 이는 주변마찰력은 설계식보다 크기가 작아 지지력에 큰 영향을 미치지 않는 반면 선단지지력은 파괴면이 확장되면서 주변마찰력에 비하여 증가폭이 크기 때문이다. 특히 지금까지 팽창각이 마찰각보다 작은 사질토 지반에 근입된 얇은기초의 지지력 산정방법은 제시된 바가 없으므로, 버킷기초 수직지지력을 정확하게 예측하기 위해서는 차별화된 설계식이 필요할 것으로 판단된다.

## 감사의 글

이 논문은 2014년 해양수산부 재원으로 한국해양과학기술진흥원의 지원을 받아 수행된 연구임(과제번호: 20120093, 해상풍력 지지구조 설계기준 및 콘크리트 지지구조물 기술 개발)

## 참고문헌 (References)

1. Achmus, M., Akdag, C. T., and Thieken, K. (2013), "Load-bearing behavior of Suction Bucket Foundations in Sand", *Applied Ocean Research*, Vol.43, pp.157-165.
2. Bransby, F. and Randolph, M. (1999), "The Effect of Embedment Depth on the Undrained Response of Skirted Foundations to Combined Loading", *SOIL AND FOUNDATIONS*, Vol.39, No.4, pp.19-33.
3. Bransby, M. F. and Randolph, M. F. (1997), "Shallow Foundations Subject to Combined Loadings", *9th International Conference of the International Association for Computer Methods and Advances in Geomec*, 3, pp.1947-1952.
4. Bransby, M. F. and Yun, G. J. (2009), "The Undrained Capacity of Skirted Strip Foundations under Combined Loading", *Geotechnique*, Vol.59, No.2, pp.115-125.
5. Brinkgreve, R. B. J. and Vermeer, P. A. (1999), *Plaxis: finite element code for soil and rock analyses: version 7*, Balkema.
6. Eid, H. T. (2013), "Bearing Capacity and Settlement of Skirted Shallow Foundations on Sand", *International Journal of Geomechanics*, Vol.13, No.5, pp.645-652.
7. Gourvenec, S. (2008), "Effect of Embedment on the Undrained Capacity of Shallow Foundations under General Loading", *Geotechnique*, Vol.58, No.3, pp.177-185.
8. Gourvenec, S. and Randolph, M. (2003), "Effect of Strength Non-homogeneity on the Shape of Failure Envelopes for Combined Loading of Strip and Circular Foundations on Clay", *Geotechnique*, Vol.53, No.6, pp.575-586.
9. Houlby, G. T., Ibsen, L. B., and Byrne, B. W. (2005), "Suction Caissons for Wind Turbines", *Frontiers in Offshore Geotechnics: ISFOG, Perth, WA, Australia*, pp.75-93.
10. Hu, Y., Randolph, M., and Watson, P. (1999), "Bearing Response

- of Skirted Foundation on Nonhomogeneous Soil”, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol.125, No.11, pp.924-935.
11. Hung, L. C. and Kim, S. R. (2012), “Evaluation of Vertical and Horizontal Bearing Capacities of Bucket Foundations in Clay”, *Ocean Engineering*, Vol.52, pp.75-82.
  12. Hung, L. C. and Kim, S. R. (2014), “Evaluation of Undrained Bearing Capacities of Bucket Foundations under Combined Loads”, *Marine Georesources & Geotechnology*, Vol.32, No.1, pp.76-92.
  13. Itasca (2011), *FLAC, Fast Lagrangian analysis of continua*, Minneapolis.
  14. Kim, D., Youn, J., Jee, S., Choi, J., Lee, J., and Kim, D. (2014), “Numerical Studies on Bearing Capacity Factor  $N_\gamma$  and Shape Factor of Strip and Circular Footings in Sand According to Dilatancy Angle”, *Journal of the Korean geotechnical Society*, Vol.30, No.1, pp.49-63.
  15. Lee, J. and Salgado, R. (2005), “Estimation of Bearing Capacity of Circular Footings on Sands based on Cone Penetration Test”, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol. 131, No.4, pp.442-452.
  16. 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.
  17. Lyamin, A. V., Salgado, R., Sloan, S. W., and Prezzi, M. (2007), “Two-and Three-dimensional Bearing Capacity of Footings in Sand”, *Geotechnique*, Vol.57, No.8, pp.647-662.
  18. Potts, D. M., Zdravkovic, L., and Zdravković, L. (2001), *Finite element analysis in geotechnical engineering: application*, Thomas Telford.
  19. Simulia (2010), *Abaqus user's manual*, Dassault Systèmes Simulia Corp.
  20. Yun, G. and Bransby, M. F. (2007), “The Undrained Vertical Bearing Capacity of Skirted Foundations”, *SOIL AND FOUNDATIONS*, Vol.47, No.3, pp.493-505.
  21. Zhu, B., Byrne, B. W., and Houlsby, G. T. (2012), “Long-term Lateral Cyclic Response of Suction Caisson Foundations in Sand”, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol.139, No.1, pp.73-83.

Received : May 6<sup>th</sup>, 2015

Revised : July 1<sup>st</sup>, 2015

Accepted : July 2<sup>nd</sup>, 2015