

흙의 변형 거동 예측을 위한 비선형 이방성 모델의 개발과 적용

Numerical Analysis of Anisotropic Soil Deformation by the Nonlinear Anisotropic Model

정 충 기*¹ Chung, Choong-Ki
정 영 훈*² Jung, Young-Hoon
윤 충 구*³ Yun, Choong-Koo

Abstract

Nonlinearity and anisotropy of soil should be considered for the exact prediction of deformation before the failure state. In this study, a new constitutive model is developed in which the nonlinearity of soil is formulated by Ramberg-Osgood equation and the soil anisotropy is implemented by the cross-anisotropic elasticity. Nonlinear anisotropic model and other models for comparison are used to analyze the simple boundary value problems and the circular footing problem. In the results, the anisotropic ratio of elastic modulus is a key value for the bulk modulus of soil, the coefficient of earth pressure at rest, and the slope of effective stress paths. Furthermore, it is found that the nonlinearity of soil considering the in-situ stresses has the great influence on the magnitude of settlements.

요 지

파괴 이전 상태의 낮은 변형률 수준 하에서 정확한 지반 변형 거동 예측을 위해서는 흙의 비선형성과 이방성을 함께 고려해야 한다. 본 연구에서는 Ramberg-Osgood 식을 이용하여 흙의 비선형성을 모사하고 직교이방성을 도입하여 흙의 이방성을 구현한 새로운 모델을 개발하였다. 새롭게 개발한 비선형 이방성 모델을 여러 비교 대상 모델과 함께 간단한 경계치 문제와 원형 기초 문제에 적용하였다. 그 결과 이방성을 나타내는 탄성계수비가 체적 계수, 정지 토압계수, 그리고 유효 응력 경로에 큰 영향을 미치는 사실을 알아내었으며, 원형 기초 해석을 통해 초기 지중 응력 상태를 고려한 흙의 비선형성이 지표 침하에 큰 영향을 줌을 알 수 있었다.

Keywords : Cross-anisotropy, Nonlinearity, Ramberg-Osgood equation, Small strain level

1. 서 론

흙의 변형 거동을 정확하게 예측하기 위해서는 사용 하중 하에서 실제로 일어나는 변형률 수준을 토대로 해석하는 것이 필요하다. 최근까지의 수치해석적 방법에 의한 예측 및 해석 기법은 주로 흙의 파괴 상태에 주

안점을 두고 개발되어 왔다. 하지만 파괴 이전 흙의 변형을 예측하는 데 있어 이러한 기법은 적절하지 못하며, 파괴 이전의 변형률 수준에 대해 초점을 맞춘 해석 및 예측 기법의 개발이 필요하다.

파괴 이전 상태에 대한 흙의 변형 거동 예측을 위해 최근까지 일반적으로 사용하고 있는 이론은 선형 등방

*1 정희원, 서울대학교 공과대학 지구환경시스템 공학부 부교수 (Member, Associate Prof., School of Civil, Urban & Geosystem Engrg., Seoul Natl. Univ.)

*2 정희원, 서울대학교 공과대학 지구환경시스템 공학부 박사과정 (Member, Graduate Student, School of Civil, Urban & Geosystem Engrg., Seoul Natl. Univ., kiekiea@gong.snu.ac.kr)

*3 정희원, 서울대학교 공과대학 지구환경시스템 공학부 석사과정 (Member, Graduate Student, School of Civil, Urban & Geosystem Engrg., Seoul Natl. Univ.)

탄성 이론(linear isotropic elasticity)이다. 여러 가지 한계점을 내포한 선형 등방 탄성 이론이 상당히 복잡한 지반공학적 문제 해결을 위해 오랜 기간 동안 이용되고 있는 이유는 가장 적은 수의 변수로 지반의 변형 특성을 정의할 수 있으며, 다른 이론보다 쉽게 실험적으로 변수를 찾을 수 있기 때문이다. 하지만 1980년대 후반부터 활발하게 이루어진 낮은 변형률 수준에서의 실험적 연구는 더 이상 선형 등방 탄성 이론으로 파괴 이전 상태에 대한 흙의 변형 거동을 정확히 예측할 수 없음을 보여 주었다.

파괴 이전 상태의 낮은 변형률 수준에서 나타나는 지반 변형에 대한 가장 큰 두 가지 특징은 다음과 같다. 첫째는 흙의 응력-변형률 관계에서 나타나는 비선형성이다. 응력-변형률 관계의 비선형성은 변형률 변화에 따른 강성(stiffness)의 변화로 나타난다. 공진주 시험을 통해 얻은 전단 변형률에 따른 전단계수(shear modulus)의 변화가 대표적인 경우이다. 둘째는 흙의 변형 이방성이다. 퇴적 과정을 통해 생성된 흙은 수평 방향의 조직적 입자 배열을 통해 이방성이 나타나며, 수평 방향과 연직 방향의 강성이 서로 다르게 나타난다. 따라서 수평 방향의 변형과 연직 방향의 변형은 서로 다르게 나타난다. 이방성은 파괴 이후에도 나타나는 흙의 일반적인 변형 특성이다.

본 논문에서는 이러한 흙의 비선형성과 이방성을 적절하게 고려하기 위해 간단한 구성 관계를 제안하였다. 흙의 변형 이방성을 구현하기 위해 직교 이방성(cross-anisotropic elasticity)을 도입하였다. 전단변형률 - 전단응력의 비선형성을 모사하기 위해 널리 사용되는 Ramberg-Osgood 모델을 수직변형률 - 수직응력의 비선형 관계에 확장하여 사용하였고, 이를 통해 전단 및 수직방향에 대한 응력-변형률 간의 비선형성을 구현하였다. 제안한 비선형 이방성 구성 모델의 입력인자를 기존의 실험 결과를 통해 찾고, 이를 간단한 경계치 문제와 원형 기초 문제에 대해 적용하였다. 선형 등방, 비선형 등방, 선형 이방 모델의 결과와 제안 모델의 결과를 서로 비교하였고, 이를 통해 흙의 비선형성과 이방성이 흙의 변형 거동에 어떠한 영향을 미치는지 고찰하였다.

2. 비선형 이방성 모델(Nonlinear Anisotropic Model)의 개발

2.1 직교 이방성 탄성 모델(Cross Anisotropic Elastic Model)

퇴적 과정을 통해 생성된 대부분의 흙은 일반적으로 수평방향으로는 동일 시점에서 생성되었고 연직방향으로는 각기 다른 시간에 생성되었으므로, 수평 방향으로 동일한 특성을 가지며 연직방향과 수평 방향은 역학적 성질이 서로 다르다고 볼 수 있다. 전단응력-전단변형률 관계는 수직응력-수직변형률 관계에 영향을 주지 않는다고 가정한다면, 흙의 응력-변형률 관계는 다음의 식과 같은 직교 이방 탄성 모델로 정의할 수 있다.

$$\begin{bmatrix} \Delta \varepsilon_x \\ \Delta \varepsilon_y \\ \Delta \varepsilon_z \\ \Delta \gamma_{xy} \\ \Delta \gamma_{xz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_h & -\nu_{hh}/E_h & -\nu_{vh}/E_v & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{hh}/E_h & 1/E_h & -\nu_{vh}/E_v & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{hv}/E_h & -\nu_{hv}/E_h & 1/E_v & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G_{hh} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{hv} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{hv} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \sigma_x \\ \Delta \sigma_y \\ \Delta \sigma_z \\ \Delta \tau_{xy} \\ \Delta \tau_{xz} \end{bmatrix} \quad (1)$$

여기서 x와 y는 수평방향, z는 연직방향을 나타낸다. E_v 는 연직방향의 배수탄성계수(drained Young's modulus), E_h 는 수평 방향의 배수탄성계수, ν_{hh} 는 수평면에서 한쪽의 수평방향에서 발생한 변형에 의해 다른 쪽의 수평방향에서 나타나는 변형과 관계된 포아송비, ν_{vh} 는 연직방향의 변형에 의해 수평방향에 나타나는 변형과 관계된 포아송비, ν_{hv} 는 수평방향에서 발생한 변형에 의해 연직방향에 나타나는 변형과 관계된 포아송비, G_{hh} 는 수평면에서의 전단탄성계수, 그리고 G_{hv} 는 수직면에서의 전단계수이다.

Love(1927)과 Pickering(1970)은 식 (1)이 대칭성을 유지해야 함을 밝혔고, 따라서 식 (2)와 같은 관계가 성립한다.

$$\nu_{hv} = \frac{E_h}{E_v} \nu_{vh} \quad (2)$$

또한 수평면에서 정의되는 전단탄성계수 G_{hh} 는 수평면의 응력-변형률 관계가 등방이라는 가정으로부터 아래의 식과 같이 정의된다.

$$G_{hh} = \frac{E_h}{2(1 + \nu_{hh})} \quad (3)$$

따라서 직교이방성에서 정의되는 독립변수는 총 5개

($E_v, E_h, v_{vh}, v_{hh}, G_{hv}$)이다. 또한 연직 방향과 수평 방향의 탄성계수비를 ν 로 정의할 수 있으며, 이를 통해 이방성의 정도를 판단할 수 있다.

2.2 비선형적 응력-변형률 관계의 모델링

Ramberg와 Osgood(1943)은 응력(σ)과 소성 변형률(ϵ_p)의 관계를 지수 형태의 식으로 직접 표현하는 방법을 제시하였다. Ramberg-Osgood 식에 따른 응력과 소성 변형률의 관계는 다음과 같다.

$$\sigma = A(\epsilon_p)^{1/R} \quad \text{또는} \quad \epsilon_p = \left(\frac{\sigma}{A}\right)^R \quad (4)$$

여기서 A와 R은 재료 상수이다.

전체 변형률 ϵ 는 탄성 변형률 ϵ_e 와 소성 변형률 ϵ_p 의 합으로 표시할 수 있으며, 탄성 변형률 ϵ_e 는 초기 탄성계수 E_0 와 응력 σ 으로 나타낼 수 있으므로 다음의 식이 성립한다(Skelton 등, 1997).

$$\epsilon = \epsilon_e + \epsilon_p = \frac{\sigma}{E_0} + \left(\frac{\sigma}{A}\right)^R \quad (5)$$

소성 변형률은 탄성 변형률의 크기에 관계되므로, 재료 상수 A는 초기 탄성계수 E_0 의 함수로 볼 수 있으며 식 (5)는 다음 식 (6)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\epsilon = \epsilon_e + \epsilon_p = \frac{\sigma}{E_0} + C\left(\frac{\sigma}{E_0}\right)^R \quad (6)$$

식 (6)에서는 소성 변형률과 응력의 관계를 통해 재료의 응력-변형률 관계를 비선형적으로 정의하고 있으며, 재료의 일축상태에 대한 일반적인 Ramberg-Osgood 모델을 나타낸다. 한편 이를 전단변형률(γ)과 전단응력(τ)의 관계로 흙의 비선형성을 나타내면, 다음 식 (7)과 같다.

$$\gamma = \frac{\tau}{G_0} + C\left(\frac{\tau}{G_0}\right)^R \quad (7)$$

식 (6)에서 응력과 변형률에 대해 전미분을 취하고 정리하면, 현재 상태 응력에 대한 접선 탄성계수 E_t 를 식 (8)과 같이 구할 수 있다.

$$E_t = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\epsilon} = \frac{E_0}{1 + RC\left|\frac{\sigma}{E_0}\right|^{R-1}} \quad (8)$$

식 (8)에서 알 수 있듯이 Ramberg-Osgood 모델로부터 결정된 접선 탄성계수(tangential Young's modulus)는 현재 상태의 응력(current stress state)에 의해 결정된다. 또한 응력의 재하방향(압축 또는 인장)과 관계없이 그 크기에만 관계 있도록 정의하여, 재료에서 나타날 수 있는 Bauschinger 효과(실제 재료에서 압축과 인장 시험 시 응력-변형률 곡선이 서로 다르게 나타나는 현상)는 무시하였다.

접선 전단계수 또한 식 (7)을 이용하면 아래의 식과 같이 구할 수 있다.

$$G_t = \frac{\Delta\tau}{\Delta\gamma} = \frac{G_0}{1 + RC\left|\frac{\tau}{G_0}\right|^{R-1}} \quad (9)$$

식 (8)과 (9)는 재료의 비선형성을 구현할 수 있는 강성을 나타낸다. 본 연구에서는 2.1절에서 언급한 바와 같이 직교이방성(cross-anisotropic elasticity)을 이용하여 재료의 이방성을 구현하고자 하였으므로, 식 (8)로 표현되는 접선 탄성계수는 연직방향(E_v)과 수평방향(E_h)에 대해 각각 따로 정의되어야 한다. 식 (9)의 접선 전단계수는 수직면에 대한 전단계수(G_{hv})를 정의하는데 이용된다.

2.3 응력 의존적 초기 탄성계수의 고려

흙은 다른 재료와 달리 토체 주위의 압력이 변형에 중요한 영향을 준다. Janbu(1963)의 연구에 의하면 토체의 초기 탄성계수와 토체에 가해지고 있는 구속압(또는 최소 주 응력)의 관계는 아래 식과 같이 표현될 수 있다.

$$E_0 = Kp_a \left(\frac{\sigma_3}{p_a}\right)^n \quad (10)$$

여기서 E_0 는 초기 탄성계수, p_a 는 대기압(atmospheric pressure), σ_3 는 토체에 가해지고 있는 구속압(또는 최소 주 응력(minor principal stress); 구속압과 최소 주 응력은 삼축시험 상태에서 동일한 값이다), 그리고 K , n 은 재료 상수이다. n 은 일반적으로 0.2~1.0의 값을 가진다.

시료에 가해진 구속압이 대기압일때 재료의 초기탄성계수를 E_i 라고 정의한다면, 식 (10)은 다음과 같이 정의할 수 있다.

$$E_0 = E_i \left(\frac{\sigma_3}{p_a}\right)^n \quad (11)$$

본 연구에서는 직교이방성을 통하여 강성 이방성을 구현하므로 식 (11)과 같은 초기 탄성계수가 연직 방향 (E_{i0})과 수평 방향(E_{h0})의 강성에 대해 각각 정의되어야 한다. 두 방향의 강성이 모두 토체에 작용하는 최소 주 응력에 관계되어 있다고 본다면, 각 방향의 초기 탄성계수는 다음과 같이 정의할 수 있다.

$$E_{i0} = E_{vi} \left(\frac{\sigma_3}{\rho_a} \right)^{n_v} ; E_{h0} = E_{hi} \left(\frac{\sigma_3}{\rho_a} \right)^{n_h} \quad (12)$$

여기서 E_{i0} 와 E_{h0} 는 연직 방향과 수평 방향의 초기 탄성계수, E_{vi} 와 E_{hi} 는 최소 주 응력이 대기압일 때 각 방향의 초기 탄성계수, n_v 와 n_h 는 재료 상수이다.

식 (12)로 결정된 각 방향의 초기 탄성계수는 식 (8)로 정의되는 점선 탄성계수의 계산에 이용되며, 이를 이용하여 식 (1)의 구성 방정식을 계산할 수 있다.

2.4 비선형 모델에서의 응력 적분 과정

본 연구에서는 범용 유한 요소 해석 프로그램인 ABAQUS(Hibbitt, Karlsson, and Sorensen, 1997)을 이용하였으며, 개발 모델은 ABAQUS의 User Defined Material Subroutine(UMAT)을 이용하여 작성되었다. ABAQUS에서는 비선형 해석을 위해 Newton-Raphson 방법을 이용한다. Newton-Raphson 법에서 정확한 결과를 위해서는 각 요소의 Gauss 응력점에서 응력 적분이 정확히 이루어져야 한다. 즉 각 Gauss 응력점에서는 해석을 위해 현재 상태의 응력 및 변형률과 계산해야 할 변형률 증분이 주어지며, 이에 대해 새로운 값의 응력을 계산해야 한다.

비선형 해석에서의 응력 평가 방법은 크게 외연적(explicit) 방법과 내연적(implicit) 방법이 있으며, 대표적인 외연적 방법으로는 Sloan (1987)이 제안한 substepping algorithm이 있고, 내연적 방법으로는 Borja(1991)가 제안한 Return algorithm이 있다. 본 모델에서는 Sloan이 제안한 외연적 응력 적분 알고리즘인 substepping algorithm을 채택하여 응력 계산에 이용하였다. 외연적 응력 계산 시 가장 중요한 변수인 substepping tolerance (SSTOL)의 값은 10^{-10} 으로 두고 해석하여 최대한 정확하게 응력을 계산하였다.

3. 비선형 이방성 모델을 이용한 흙의 변형 해석

본 연구에서 개발한 비선형 이방성 모델을 토대로 흙의 변형을 예측하였다. 이를 위해서 비선형 이방성 모델에 필요한 입력치를 결정하고 간단한 경계치 문제와 원형 기초에 대한 해석을 실시하였다. 또한 선형 등방 모델, 비선형 등방 모델, 그리고 선형 이방 모델을 동일한 문제에 대해 해석하여 그 결과를 비선형 이방성 모델의 결과와 비교하였다.

3.1 비교 대상 해석 모델

비선형 이방성 모델의 해석 결과와 비교하기 위해서 선형 등방 모델, 비선형 등방 모델, 그리고 선형 이방 모델을 해석에 같이 이용하였다. 각각에 대한 내용은 다음과 같다.

3.1.1 선형 등방 모델(Linear Isotropic Model)

선형 등방 모델은 일반적인 등방 탄성 모델을 의미한다. 즉 탄성계수 E 와 포아송비 ν 로 구성 행렬을 표시하며, 그 식은 다음과 같다.

$$\begin{bmatrix} \Delta \epsilon_x \\ \Delta \epsilon_y \\ \Delta \epsilon_z \\ \Delta \gamma_{xy} \\ \Delta \gamma_{xz} \\ \Delta \gamma_{yz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E & -\nu/E & -\nu/E & 0 & 0 & 0 \\ -\nu/E & 1/E & -\nu/E & 0 & 0 & 0 \\ -\nu/E & -\nu/E & 1/E & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \sigma_x \\ \Delta \sigma_y \\ \Delta \sigma_z \\ \Delta \tau_{xy} \\ \Delta \tau_{xz} \\ \Delta \tau_{yz} \end{bmatrix} \quad (13)$$

여기서 G 는 전단계수이며, 탄성 이론에 의해 $G = E/2(1 + \nu)$ 이다. 선형성을 유지해야 하므로 E 와 ν 의 값은 독립적인 상수이다. 대부분의 경우 탄성계수를 연직 방향의 압축 시험을 통해 결정하므로, 선형 등방 모델의 E 값은 비선형 이방성 모델의 초기 탄성계수 E_{vi} 와 동일한 값으로 가정하였다. 이에 맞춰 포아송비 ν 는 비선형 이방성 모델의 ν_{ih} 와 같다고 가정하였다.

3.1.2 비선형 등방 모델(Nonlinear Isotropic Model)

비선형 등방 모델의 구성 행렬은 식 (13)과 같이 등방 탄성 모델의 형태를 유지하면서, 탄성계수 E 와 포아송비 ν 가 일정한 값이 아닌 응력에 따라 변화하도록 구성된 모델을 의미한다. 즉 탄성계수 E 는 점선 강성 E_i 로 정의된다.

점선 탄성계수 E_i 는 연직 방향의 응력(σ_z)을 기준으

로 결정되며, 따라서 다음의 식으로 접선 탄성계수를 결정하였다.

$$E_t = \frac{\Delta \sigma_z}{\Delta \varepsilon_z} = \frac{E_0}{1 + RC \left| \frac{\sigma_z}{E_0} \right|^{R-1}} \quad (14)$$

선형 등방 모델의 경우와 마찬가지로 포아송비 ν 는 비선형 이방 모델의 ν_{vh} 와 같은 값이 되도록 하였다.

3.1.3 선형 이방 모델(Linear Anisotropic Model)

선형 이방 모델은 직교 이방 탄성 모델(cross anisotropic elastic model)의 원 형태를 그대로 따른 모델을 의미한다. 즉 구성 행렬은 식 (1)과 동일한 형태로 하되, 구성 방정식의 각 변수들(E_v , E_h , ν_{vh} , ν_{hh} , G_{hv})은 모두 상수이다. 비선형 이방 모델과의 비교를 위해 각 방향의 탄성계수(E_v 와 E_h)와 전단탄성계수(G_{hv})의 값은 비선형 이방 모델에서 정의되는 각 변수들의 초기값으로 가정하였다.

3.2 비선형 이방성 모델의 인자 결정

비선형 이방성 모델의 인자를 결정하기 위해서는 각 방향의 응력-변형률 관계를 독립적으로 구한 실험 결과가 필요하다. Zdravkovic와 Jardine(1997)는 중공 원통 시험기(hollow cylinder apparatus)를 이용하여 다양한 응력 상태에 대한 시험을 실시하였고, 이를 통해 성형 실트에 대한 각 방향의 응력-변형률 관계와 비선형적인 강성의 변화를 제시하였다. 본 연구에서는 그들의 실험결과를 이용하여 제안 모델의 인자를 결정하였다. Zdravkovic와 Jardine이 사용한 시료의 특성과 성형 시 응력 상태를 표 1에 정리하였다. 각각의 필요한 인자들은 3.2.1과 3.2.2에서 자세히 설명하였으며, 이 값들을

표 2에 요약 정리하였다. 또한 비교 대상 모델들에 사용한 입력 인자들도 같이 정리하였다.

3.2.1 연직 및 수평 방향의 탄성계수와 포아송비의 결정

연직 및 수평 방향의 접선 탄성계수는 식 (8)에 따라 다음과 같이 정의된다.

$$\text{연직 방향 접선 탄성계수: } E_v = \frac{E_{v0}}{1 + R_{Ev} C_{Ev} \left| \frac{\sigma_z}{E_{v0}} \right|^{R_{Ev}-1}} \quad (15)$$

$$\text{수평 방향 접선 탄성계수: } E_h = \frac{E_{h0}}{1 + R_{Eh} C_{Eh} \left| \frac{\sigma_x}{E_{h0}} \right|^{R_{Eh}-1}} \quad (16)$$

각 방향의 접선 탄성계수를 결정하기 위해서는 연직 방향과 수평 방향의 초기 탄성계수(E_{v0} , E_{h0})와 각 방향의 재료 상수들(R_{Ev} 와 C_{Ev} , R_{Eh} 와 C_{Eh})이 필요하다. 이러한 변수들을 결정하기 위해서는 연직 방향과 수평 방향에 대한 일축 압축 시험(uniaxial compression test; 초기에 삼축 상태로 압밀을 시킨 후, 특정 축 방향으로만 압축을 가하는 시험)의 결과가 필요하다.

초기 탄성계수는 일반적으로 주어진 구속압에 대해 일축 압축 시험을 실시하였을 때 나타나는 강성의 최대 값과 같다. 즉 변형률에 따른 강성 변화를 그렸을 때, 매우 낮은 변형률 수준에서 일정하게 나타나는 최대 강성이 초기 탄성계수이다. Zdravkovic와 Jardine의 실험 결과에서는 각 방향의 변형률이 약 0.002%이 될 때까지 일정한 강성(즉 응력-변형률 곡선에서의 선형 구간)이 나타났으며, 이후의 변형률이 발현되면 비선형성이 나타났다. 그림 1에서는 이 구간에서 직선 회귀를 통해 초기 탄성계수(E_{v0} 와 E_{h0})를 구한 결과를 보여준다.

그림 1에서 알 수 있는 바와 같이, 연직 방향의 초기

표 1. 사용 시료의 특성과 성형 시 응력 상태(Zdravkovic and Jardine, 1997)

사용 시료의 특성						
e_{min}	e_{max}	I_L (%)	I_P (%)	비중	입경(mm)	구성광물
0.563	1.332	27	0	2.65	$d_{10} = 0.005$ $d_{50} = 0.04$ $d_{90} = 0.1$	100% quartz
성형 시 응력 상태						
(1) K_0 상태로 $p' = 200$ kPa, $q = 150$ kPa가 되도록 하중을 재하하여 성형 (OCR = 1.0)						
(2) 이후 OCR = 1.3이 되도록 하중 제하 ($p' = 167$ kPa, $q = 100$ kPa, $K_0 = 0.57$)						
(3) 따라서 시료의 초기 응력은 $\sigma_z = 234.11$ kPa, $\sigma_x = \sigma_y = 133.44$ kPa						
e_{min} : 최소 간극비, e_{max} : 최대 간극비, I_L : 액성지수, I_P : 소성지수, p' : 평균 주응력(= $(\sigma'_1 + \sigma'_2 + \sigma'_3)/3$), q : 축차응력(= $\sigma_1 - \sigma_3$)						

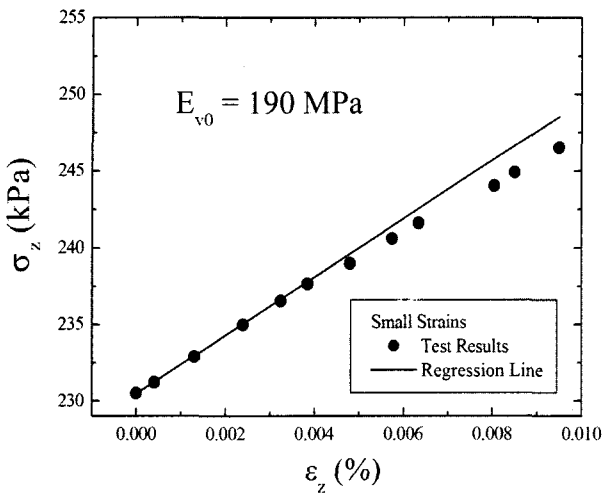
탄성계수 $E_{v0} = 190\text{MPa}$ 이고 수평 방향의 초기 탄성계수 $E_{h0} = 100\text{MPa}$ 이다. 하지만 2.3절에서 언급한 바와 같이 초기 탄성계수는 구속압에 영향을 받으므로, 대기압($p_a = 101.3\text{kPa}$)에 대한 초기 탄성계수를 구해야 한다. 식 (10)에서 $n = 0.7$ 이라고 가정하면, 표 1에서 제시한 바와 같이 초기 상태에서 최소 주 응력을 기준으로 한 구속압이 $\sigma_3 = 133.44\text{kPa}$ 이므로 대기압 상태에서의 연직 방향과 수평 방향의 초기 탄성계수는 각각 $E_{vi} = 156.67\text{MPa}$, $E_{hi} = 82.46\text{MPa}$ 이다.

각 방향의 재료상수 R_{Ev} 와 C_{Ev} , R_{Eh} 와 C_{Eh} 는 보다 넓은 변형률 구간에 대한 응력-변형률 곡선을 그림 2와 같이 식 (6)으로 회귀하여 구할 수 있다. 2.1절에서 언급

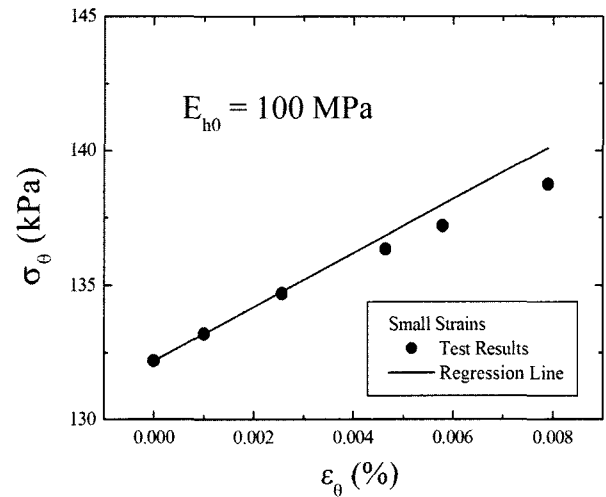
한 바와 같이 비선형 이방성 모델에서 결정해야 하는 포아송비는 ν_{vh} 와 ν_{hh} 이다. 또 하나의 포아송비 ν_{hv} 는 식 (2)을 통해 결정되는 종속적인 변수이다. 연직 방향의 변형에 의해 발생한 수평 방향의 변형과 관계된 포아송비 ν_{vh} 는 그 정의에 따라, 연직 방향으로 재하한 일축 시험에서 각 방향에 대해 측정된 변형률 값으로부터 구할 수 있다.

$$\nu_{vh} = - \frac{\Delta \varepsilon_x}{\Delta \varepsilon_z} = - \frac{\Delta \varepsilon_y}{\Delta \varepsilon_z} \quad (17)$$

수평 방향의 변형에 의해 발생한 또 다른 수평 방향에 대한 변형의 비인 포아송비 ν_{hh} 는 수평방향으로 재

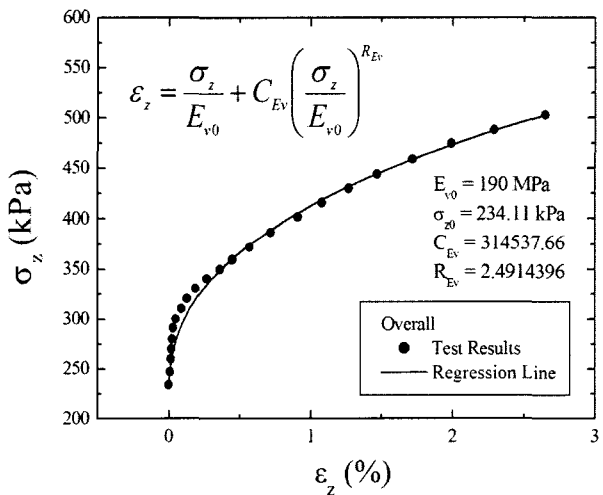


(a) E_{v0} 의 결정

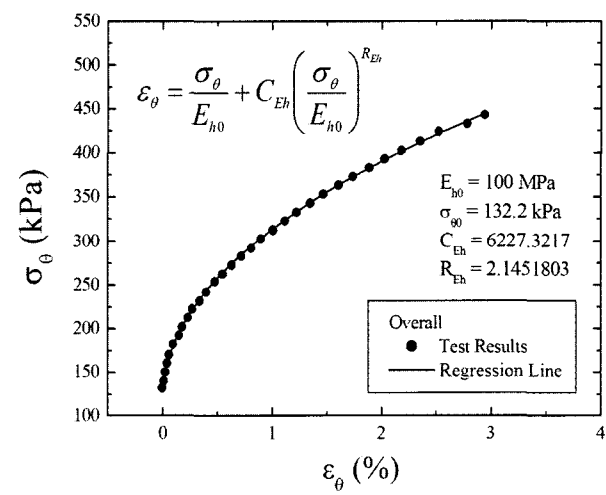


(b) E_{h0} 의 결정

그림 1. 초기 탄성계수의 결정



(a) R_{Ev} 와 C_{Ev} 의 결정



(b) R_{Eh} 와 C_{Eh} 의 결정

그림 2. 연직 방향과 수평 방향에 대한 재료 상수의 결정

하한 일축 시험에서 구할 수 있다. 이때 수평 방향으로 일축 압축 시험을 실시하여 또 다른 수평 방향과 연직방향 각각의 변형률을 측정한다면, 실험적으로 구할 수 있는 포아송비는 v_{hh} 뿐만 아니라 v_{hv} 도 다음의 식에 따라 구할 수 있다.

$$v_{hh} = -\frac{\Delta \varepsilon_y}{\Delta \varepsilon_x} = -\frac{\Delta \varepsilon_x}{\Delta \varepsilon_y} \quad (18)$$

$$v_{hv} = -\frac{\Delta \varepsilon_z}{\Delta \varepsilon_x} = -\frac{\Delta \varepsilon_z}{\Delta \varepsilon_y} \quad (19)$$

Zdravkovic와 Jardine의 실험 결과에 따르면 낮은 변형률 수준에서 $v_{vh} = 0.46$, $v_{hh} = 0.40$, 그리고 $v_{hv} = -0.30$ 으로 나타났다. 본 연구에서는 v_{vh} 와 v_{hh} 의 값을 그대로 채택하였고, 그 값은 변하지 않는다고 가정하였다. 하지만 v_{hv} 는 구성 행렬의 대칭성을 유지하기 위해 식 (2)에 의해 결정된다고 보았고, 따라서 E_h/E_v 의 값에 따라 변한다고 가정하였다.

직교 이방성 모델에서 정의되는 포아송비는 등방 탄성 이론과는 다른 값의 범위를 만족해야 한다. 등방 탄성 이론에서는 포아송비 ν 가 -1.0~0.5 사이의 값이 되어야 하지만, 직교 이방성에서는 각각의 포아송비가 아래의 식을 모두 만족해야 한다.

$$\begin{aligned} |v_{hh}| < 1.0, \quad |v_{hv}| < (E_h/E_v)^{0.5}, \quad |v_{vh}| < (E_v/E_h)^{0.5} \\ 1 - v_{hh}^2 - 2v_{vh}v_{hv} - 2v_{hh}v_{vh}v_{hv} > 0 \end{aligned} \quad (20)$$

대부분의 경우 식 (20)을 만족시킬 수 있지만, E_h/E_v 의 값이 과도하게 큰 경우 이를 만족시킬 수 없다. 식 (20)을 조합하면, 탄성계수비 $n = E_h/E_v$ 의 범위를 아래의 식과 같이 구할 수 있다.

$$0 < n < \frac{1 - v_{hh}}{2v_{vh}^2} \quad (21)$$

따라서 해석 도중 탄성계수비 (n)가 식 (21)을 만족시키지 못하는 경우, E_h 의 값을 다음의 식으로 조정하였다.

$$E_h \leq \left(\frac{1 - v_{hh}}{2v_{vh}^2} \right) E_v - EPS \quad (22)$$

여기서 EPS 는 수렴을 위하여 정의된 상수이며 본 연구에서는 약 $10^{-14} \sim 10^{-16}$ 의 값을 사용하였다.

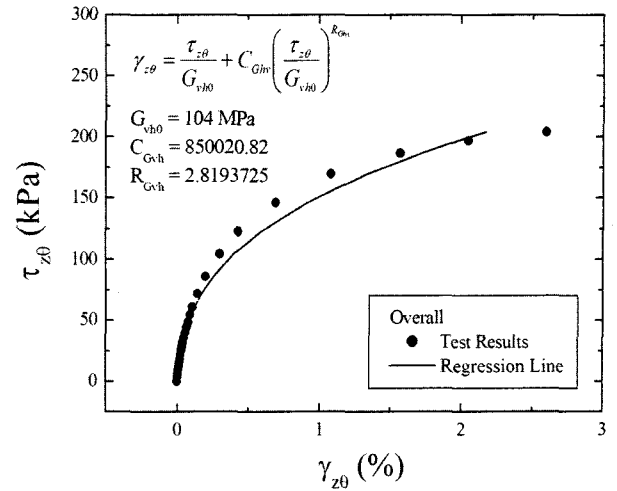


그림 3. 수직면의 전단에 대한 초기 전단 탄성계수와 재료 상수의 결정

3.2.2 전단계수의 결정

식 (1)에서 알 수 있듯이, 직교이방성 재료에서 결정되어야 할 접선 전단 탄성계수는 G_{hv} 와 G_{hh} 가 있다. G_{hh} 는 식 (3)을 통해 E_h 와 v_{hh} 로 결정되므로 독립변수가 아니다. G_{hv} 는 독립변수이며 실험을 통해 구해야 한다. 수직면(xz 또는 yz 평면)에서 결정되는 접선 전단 탄성계수 G_{hv} 는 식 (9)를 통해 다음의 식으로 표현된다.

$$G_{hv} = \frac{\Delta \tau_{zx}}{\Delta \gamma_{zx}} = \frac{\Delta \tau_{zy}}{\Delta \gamma_{zy}} = \frac{G_{hv0}}{1 + R_{Ghv} C_{Ghv} \left| \frac{\tau_{zx}}{G_{hv0}} \right|^{R_{Ghv} - 1}} \quad (23)$$

여기서 G_{hv0} 는 초기 전단 탄성계수이며, R_{Ghv} 와 C_{Ghv} 는 전단에 대한 재료 상수이다.

3.2.1절에서 각 방향의 탄성계수를 결정한 것과 동일한 방법을 통해 전단에 대한 입력 인자(G_{hv0} , R_{Ghv} , C_{Ghv})를 구한 결과가 그림 3에 도시되어 있다.

3.3 간단한 경계치 문제에 대한 해석 결과 분석

본 절에서는 3.2에서 결정한 비선형 이방성 모델과 비교 대상 모델들의 인자를 이용하여 다양한 경계치 문제에 대해 적용하고 이로부터 얻은 결과를 비교하였다.

3.3.1 해석 조건

해석 문제는 표준 삼축 시험 조건을 대상으로 삼았다. 해석 요소망의 크기는 높이 140mm, 직경 70mm이며, 삼축 시험 조건이므로 원통형 좌표계(cylindrical coordinate)를 선택하였다. 해석에 사용한 요소는 8절점 4각형 축대

표 2. 비선형 이방성 모델과 비교 대상 모델들의 입력 인자

비선형 이방성 모델 (Nonlinear Anisotropic Model)				
Stiffness	Initial value	R	C	n
E_v	$E_{vi} = 156.67\text{MPa}$	$R_{Ev} = 2.4914396$	$C_{Ev} = 314537.66$	$n = 0.7$
E_h	$E_{hi} = 82.46\text{MPa}$	$R_{Eh} = 2.1451803$	$C_{Eh} = 6227.3217$	
G_{hv}	$G_{hv0} = 104.0\text{MPa}$	$R_{Ghv} = 2.8193725$	$C_{Ghv} = 850020.82$	
Poisson's ratio	measured		used	
	0.46 -0.30 0.40		0.46 $v_{hv} = (E_h/E_v)v_{vh}$ 0.40	

선형 등방 모델 (Linear Isotropic Model)				
Stiffness	Initial value	R	C	n
E	$E = 156.67\text{MPa}$	-	-	-
Poisson's ratio	measured		used	
ν	0.46		0.46	

비선형 등방 모델 (Nonlinear Isotropic Model)				
Stiffness	Initial value	R	C	n
E	$E_i = 156.67\text{MPa}$	$R = 2.4914396$	$C = 314537.66$	$n = 0.7$
Poisson's ratio	measured		used	
ν	0.46		0.46	

선형 이방 모델 (Linear Anisotropic Model)				
Stiffness	Initial value	R	C	n
E_v	$E_v = 156.67\text{MPa}$	-	-	-
E_h	$E_h = 82.46\text{MPa}$			
G_{hv}	$G_{hv} = 104.0\text{MPa}$			
Poisson's ratio	measured		used	
ν_{vh}	0.46		0.46	
ν_{hv}	-0.30		$\nu_{hv} = (E_h/E_v)\nu_{vh}$	
ν_{hh}	0.40		0.40	

칭 요소(8 node quadratic axisymmetric element)이며, 비배수 해석인 경우 4각형 요소의 모서리에 간극수압의 자유도를 가지는 요소를 택하였다. 요소는 수평 방향으로 5개, 연직 방향으로 10개를 사용하였으며, 총 50개의 요소로 해석하였다. 각각의 해석 조건에 대해 동일한 초기 조건을 만족시켰다. 초기 조건으로 K_0 상태를 유지시켰으며 시료의 초기 응력 조건은 표 1의 시험 조건과 동일하게 맞추었다. 재하 조건은 다음과 같다.

3.3.2 등방 압축 시험(Hydrostatic Compression Test)

해석 대상에 대해 300kPa의 등방압을 가하여 압축 시험을 실시하였다. 등방 압축 시험에서 얻은 체적 변형률(volumetric strain, ϵ_v)과 평균 수직 응력(mean normal stress, p)의 관계를 그림 4에 도시하였다.

그림 4에 나타난 바와 같이, 선형 등방 모델(linear

isotropic model)과 선형 이방 모델(linear anisotropic model)에서 나타난 체적 변형률-평균 수직 응력 관계는

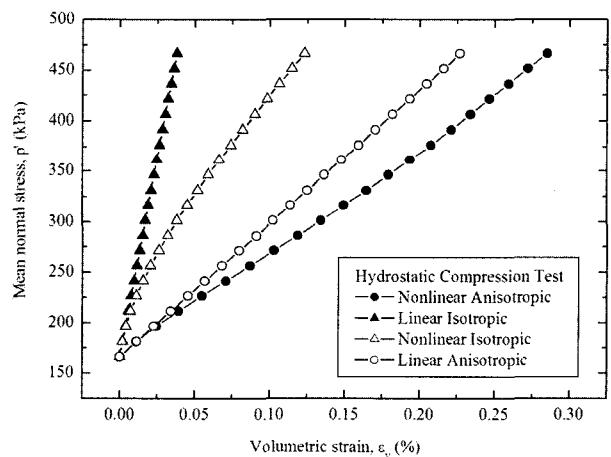


그림 4. 등방 압축 시험에서 얻은 체적 변형률과 평균 수직 응력 관계

선형성으로 인해 직선으로 나타났다. 평균적인 강성을 생각해 보면 선형 이방 모델의 평균 강성이 작으므로, 선형 이방 모델의 기울기(체적 계수)가 선형 등방 모델의 기울기보다 작은 값으로 나타났다. 비선형 등방 모델과 비선형 이방성 모델의 기울기를 살펴보면, 두 비선형 모델 모두 초기의 체적 변형률에서는 선형 모델의 기울기를 따르다가 변형률이 커지면서 비선형성에 의해 기울기가 점차 감소한다. 하지만 비선형 이방성 모델에서는 처음에는 기울기가 감소하다가 체적 변형률이 약 0.1% 이상이 되면 다시 기울기가 증가한다. 이를 설명하기 위해 식 (1)과 (13)을 이용하여 이방성 재료와 등방 재료의 체적계수 B 를 유도하면 식 (24) 및 식 (25)와 같다.

$$B_{anisotropic} = \frac{nE_v}{3(n+2-2v_{vh}-4nv_{vh})} \quad (24)$$

$$B_{isotropic} = \frac{E}{3(1-2\nu)} \quad (25)$$

체적 변형률에 따른 비선형 이방성 모델과 비선형 등방 모델의 탄성계수 및 체적계수의 변화를 그림 5에 나타내었다. 그림 5(a)에서 알 수 있듯이 비선형 모델에서 탄성계수는 체적 변형률이 증가함에 따라 감소하였다. 등방 재료의 경우 체적계수는 식 (25)의 관계에 의해 탄성계수의 감소는 그대로 체적계수의 감소로 나타난다. 하지만 이방성 재료의 경우 체적계수는 연직 방향 탄성계수뿐만 아니라 탄성계수비 n 의 변화에 의해서도 영향을 받는다. 그림 5(a)에서 살펴보면 탄성계수비는 체적 변형률이 0.01%에서 0.52이지만, 체적 변형률이 0.28%

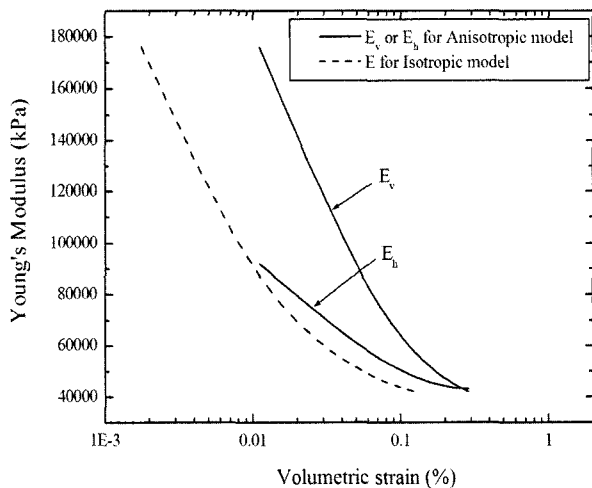
정도 되면 탄성계수비는 약 1.0이다. 이러한 탄성계수비의 변화에 의해 체적계수는 체적 변형률 0.1% 전후에서 감소에서 증가로 나타난다. 따라서 비선형 이방성 모델에서 나타난 체적계수는 탄성계수와 달리 체적 변형률의 증가에 따라 계속 감소하지 않으며, 탄성계수비에 따라 그 경향이 달라질 수 있다.

3.3.3 일차원 압축 시험(One-dimensional Compression Test)

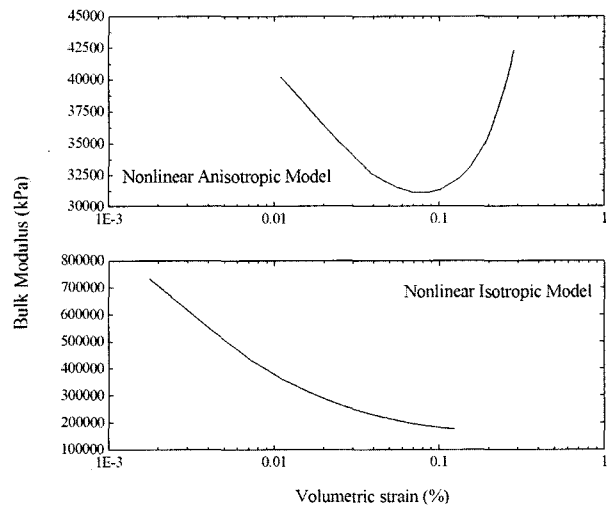
수평 방향의 변위를 구속한 상태에서 연직 방향의 하중을 재하하여, 재하하중과 그 때 발생하는 변위 및 변형률을 비교하였다. 재하 연직 하중의 크기는 300kPa이다. 그림 6은 비선형 이방성 모델과 비교 대상 모델들의 연직 응력과 연직 변형률 관계를 보여준다.

그림 6(a)에서 살펴보면, 최종 하중에 대해 가장 작은 변형률을 나타내는 모델은 등방 선형 모델이다. 비선형 등방 모델의 경우 초기에는 작은 변형률이 발생했지만, 이후 급격히 변형률이 증가하며 이후 최종 하중에서는 가장 큰 변형률이 발생하였다.

그림 6(b)에서는 연직 응력이 증가함에 따라 K_0 값이 어떻게 변하는 지를 보여준다. 선형 등방 모델과 비선형 등방 모델에서 나타난 K_0 값은 동일하게 일정한 값으로 나타났다. 이방성 모델에서는 선형인 경우와 비선형 경우가 다르게 나타났다. 비선형 이방성 모델의 경우, 재하 초기에는 선형 이방성 모델과 유사한 K_0 값을 갖다가, 이후 응력 증가와 함께 점차 증가하여 1.0에 수렴되어 가는 경향성을 보인다.

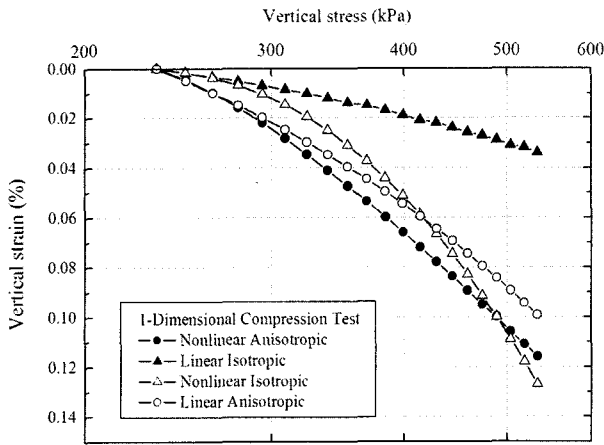


(a) 탄성계수(Young's modulus)의 변화

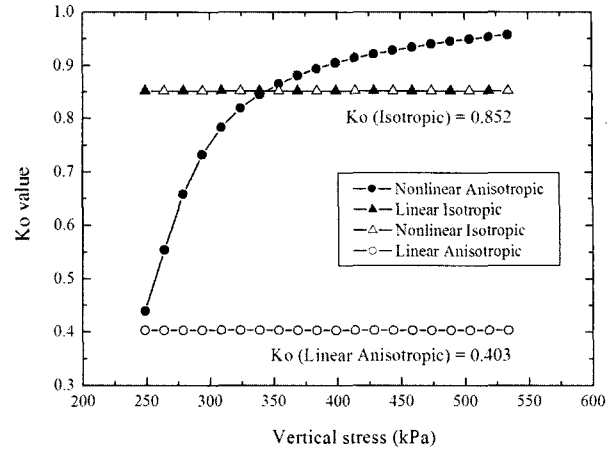


(b) 체적계수(bulk modulus)의 변화

그림 5. 체적 변형률에 따른 비선형 모델의 강성 변화



(a) 연직 응력-변형률 관계



(b) 연직 응력에 따른 Ko 값의 변화

그림 6. 일차원 압축 시험 결과

식 (1)과 식 (13)으로부터 등방 모델과 이방 모델의 K_o 값을 유도하면 다음과 같다.

$$\text{등방 모델의 정지토압계수: } K_o = \frac{\nu}{1-\nu} \quad (26)$$

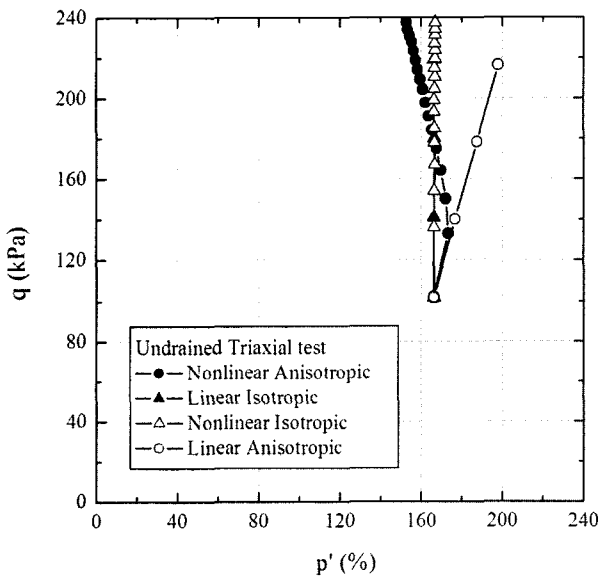
$$\text{이방성 모델의 정지토압계수: } K_o = \frac{m\nu_{vh}}{1-\nu_{hh}} \quad (27)$$

식 (27)에서 알 수 있듯이 이방성 모델에서의 정지토압계수는 탄성계수비 n 의 값에 종속적이다. 비선형 이방성 모델에서는 탄성계수비가 연직응력 증가에 따라 계속해서 바뀌며, 따라서 그림 6(b)에 나타난 바와 같이 정지토압계수는 계속해서 변한다. 하지만 비선형 이방성

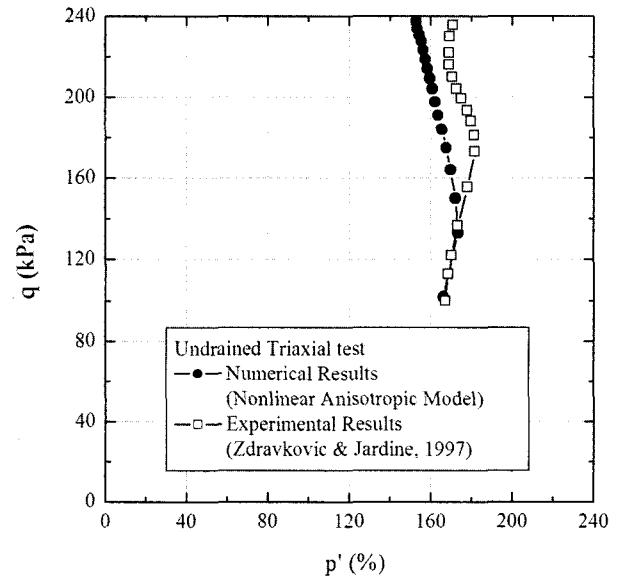
모델에서 나타난 K_o 값의 변화는 일반적인 흙에서 연직응력 증가에 따라 감소하는 K_o 값의 경향성과 일치하지 않는다. 이는 개발된 비선형 이방성 모델이 실제 흙에서 다양하게 나타나는 소성적 거동을 모사하지 못하는 한계점에 기인하며, 모델의 한계성이라 볼 수 있다.

3.3.4 비배수 삼축 압축 시험(Undrained Triaxial Compression Test)

비배수 상태에서 연직 방향의 변위를 가하여 시료의 변형률이 1%에 도달할 때까지 압축시켰다. 그림 7(a)에서는 비선형 이방성 모델과 비교 대상 모델들에서 예측된 응력 경로를 보여 준다.



(a) 각 모델에서 예측된 응력 경로



(b) 비선형 이방성 모델과 실험 결과의 비교

그림 7. 비배수 삼축 압축 시험에서 얻은 응력 경로(stress path)

선형 등방 모델과 비선형 등방 모델의 응력 경로는 등방 탄성 모델에 기초하므로 비배수 압축 시 응력 경로는 p - q 평면에서 수직선으로 나타난다. 하지만 직교 이방성에 기초한 선형 이방성 모델과 비선형 이방성 모델의 응력 경로는 탄성계수비의 차이에 따라 응력 경로의 기울기가 결정된다(Wood, 1990). 표 2에 제시한 초기 응력을 이용하여 계산하면 이방성 모델의 초기 탄성계수비는 0.53이며, p - q 곡선에서 응력 경로는 그림 7(a)에서와 같이 오른쪽으로 향한다. 하지만 비선형 이방성 모델의 경우 탄성계수비는 응력 변화에 따라 계속적으로 변하며, 응력경로의 방향은 다시 왼쪽으로 변한다. 비선형 이방성 모델에서 최종 탄성계수비는 1.27이다.

이러한 결과는 실제 비배수 삼축 압축 시험 결과에서도 나타난다. 그림 7(b)에서는 비선형 이방성 모델의 결과와 Zdravkovic와 Jardine(1997)의 실험 결과를 서로 비교하였다. 실험 결과 역시 초기에 응력 경로가 오른쪽으로 치우치다가, 축차응력이 약 173kPa에 도달하면 응력 경로가 왼쪽으로 치우치게 된다. Zdravkovic와 Jardine은 이러한 응력 경로의 변화가 나타나는 점을 재료가 가지고 있는 항복면의 위치로 파악하고 이후의 응력 경로는 소성 변형률에 의해 결정된다고 설명하였다. 비록 그들의 실험 결과와 정량적으로는 다르지만 비선형 이방성 모델에서 유사한 응력 경로가 나타나는 점으로 비

추어 볼 때, 비배수 압축 시 탄성계수비의 변화가 나타나는 사실을 확인할 수 있다.

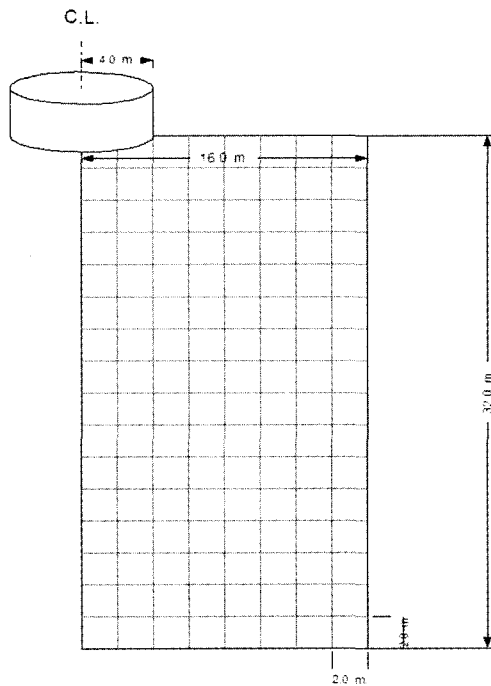
3.4 원형 기초 하의 지반 변형 해석 결과

3.4.1 해석 조건

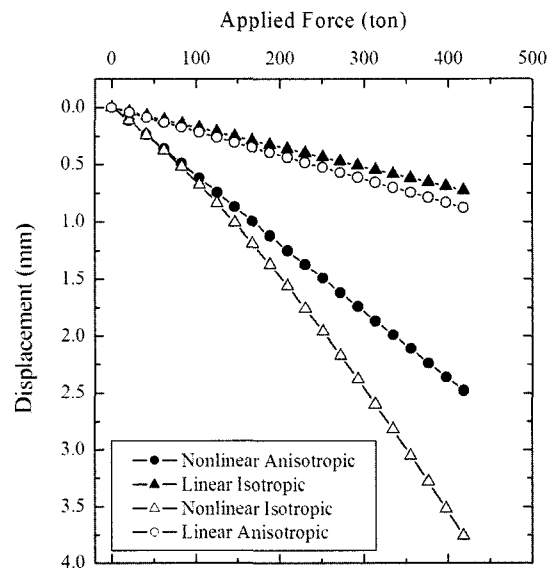
원형 기초 하의 지반 변형 문제를 고려하기 위해 반경 4m의 기초에 대해 해석을 수행하였다. 원형기초는 부등침하가 발생하지 않는 완전 강성이며 지반과의 접촉이 충분히 거칠다고 가정하였다(rigid and rough base). 하부 지반의 크기는 수평 방향으로 16m, 연직 방향으로 32m로 정하였다. 원형 기초 문제이므로 원통형 좌표계를 선택하였으며, 해석에 사용한 요소는 8절점 4각형 축대칭 요소이다. 각 요소의 질량을 1.5 t/m³으로 정하고, 연직 방향으로 중력 가속도 9.8m/sec²을 가하여 초기 지중응력 상태를 모사하였다. 각 해석 모델의 입력치는 표 3에 제시한 값을 사용하였다. 해석에서는 418.21 ton(등분포 하중으로 50kPa)의 하중을 일정한 간격으로 재하였다. 그림 8(a)에 해석 요소망을 도시하였다.

3.4.2 해석 결과

그림 8(b)에 재하 하중과 발생 변위 관계를 도시하였다. 침하량은 선형 등방 모델에서 가장 작게 나타났으



(a) 해석 요소망



(b) 하중-침하량 관계

그림 8. 원형 기초 문제

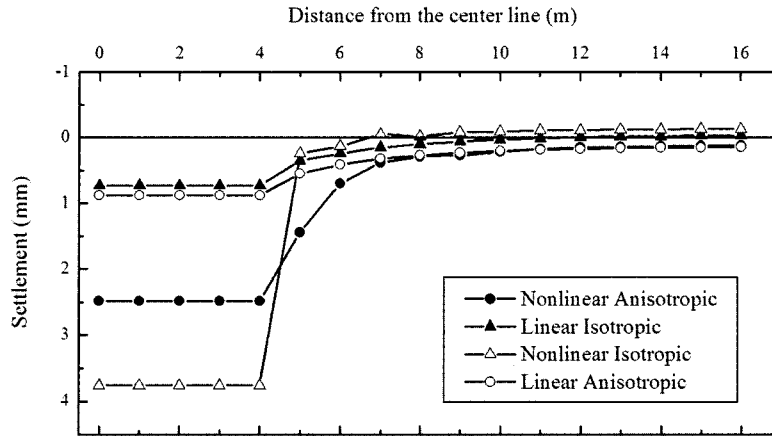


그림 9. 지표면에서 나타난 침하 양상

며, 비선형 등방 모델에서 가장 크게 나타났다. 3.3절에서의 결과에서는 초기 부분에서 등방 모델은 등방 모델끼리, 이방성 모델은 이방성 모델끼리 유사한 거동을 보였지만, 원형 기초 문제에서는 선형 등방 모델과 선형 이방성 모델이 서로 유사하며 비선형 이방성 모델과 비선형 등방 모델의 결과가 비슷하였다. 이는 비선형 모델에서는 초기 탄성계수가 식 (11)과 (12)를 통해 초기 지중응력을 고려하는 반면, 선형 모델에서는 이를 고려하지 않았기 때문이다. 따라서 실제 문제의 해석에서는 탄성계수에 대한 초기 지중응력의 고려가 침하량 계산에 매우 큰 영향을 준다.

그림 9에서는 원형 기초에 하중을 가했을 경우, 지표면에서 나타나는 최종 침하량을 보여준다. 기초면에서 발생한 변위는 비선형 등방 모델에서 가장 컸지만, 지표에서 나타나는 침하는 다른 모델에 비해 가장 작게 나타났다. 이는 비선형 등방 모델에서 결정되는 탄성계수가 연직 방향의 수직 응력에 의해서만 결정되기 때문이다. 따라서 이러한 접근은 기초면에서 발생한 침하량에 비해 근처 지반의 지표 침하량을 매우 작게 예측한다. 선형 모델은 이방성에 관계없이 유사한 지표 침하량을 예측하였고, 비선형 이방성 모델에서는 기초면에서의 침하량이 선형 모델에서의 값보다는 큰 값으로 나타났지만 주위 지반의 지표 침하는 선형 이방성 모델의 값과 유사하게 나타났다.

4. 결론

파괴 이전 상태에서 흙의 변형 거동 예측 시 일반적으로 사용되는 선형 등방 탄성 모델은 여러 경우에서

한계를 가진다. 사용하중 하에서 실제로 일어나는 변형을 수준에서 나타나는 강성의 변화와 흙의 변형 특징 중의 하나인 이방성을 고려하기 위해 비선형 이방성 모델을 새롭게 개발하였다. 개발된 비선형 이방성 모델은 Ramberg-Osgood 식에 근거하여 응력-변형률의 비선형성을 고려하였고, 직교 이방성(cross-anisotropic elasticity)을 통해 재료의 이방성을 구현하였다. 또한 초기 탄성계수를 최소 주 응력의 함수로 표현하여 구속압의 증가에 따른 탄성계수의 증가를 고려하였다.

Zdravkovic와 Jardine의 실험 결과를 토대로 입력 인자를 결정하고 비선형 이방성 모델을 이용하여 간단한 경계치 문제와 원형 기초에 대한 해석을 실시한 결과, 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 등방 압축 시험의 결과에서 비선형 이방성 모델의 체적계수는 탄성계수의 변화 양상과 달리 등방압 증가에 따라 계속해서 감소하지 않았으며, 탄성계수비에 따라 체적 계수의 변화가 결정됨을 알 수 있었다. 일차원 압축 시험의 결과에서 나타난 비선형 이방성 모델의 정지토압계수 역시 탄성계수비에 의해 결정됨을 알 수 있다.
- (2) 비배수 삼축 압축 시험에서 나타나는 유효 응력 경로는 그 기울기를 통해 재료에서 나타나는 이방성의 변화를 알 수 있다. 본 연구의 경우, 비선형 이방성 모델에서 나타난 응력 경로는 초기에 오른쪽으로 치우치다가 왼쪽으로 치우치며, 이러한 응력경로의 변화로부터 탄성계수비가 전단 중에 계속해서 변함을 알 수 있다.

(3) 원형 기초 하의 지반 변형 해석에서는 탄성계수에 초기 지중응력 상태를 고려하는 것이 고려하지 않는 것과 비교할 때 매우 큰 침하량의 차이를 나타내게 하였다. 선형 모델에서는 이방성의 여부가 지표 침하에 있어 큰 차이를 나타내게 하지 않았지만, 비선형 모델에서는 이방성의 여부가 지표 침하에 차이를 나타내게 하였다.

위의 결과를 종합할 때, 비선형성과 이방성은 각 조건에 따라 흙의 변형에 상당한 영향을 미쳤다. 본 연구와 같이 비선형성과 이방성을 조합한 결과, 각각의 조건에 따라 초기에 결정된 이방성은 향후 응력 상태에 따라 계속적으로 변하며, 이러한 변화는 다른 모델과 비교해 볼 때 상당한 차이를 발생시켰다. 따라서 흙의 비선형과 이방성은 파괴 이전의 변형 거동 해석에서 매우 중요한 인자이며, 이에 대한 심층적인 실험적 연구가 향후에 필요한 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 서울대학교 공과대학 교육연구재단 현대연구비의 지원을 받아 수행되었으며 이에 감사의 말씀을 드립니다.

참고 문헌

1. Borja, R.I. (1991), "Cam clay plasticity, part II: Implicit integration of constitutive equations based on nonlinear elastic stress prediction", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol.88, pp.225-240.
2. Hibbitt, Karlsson and Sorensen (1997), *ABAQUS - Standard version 5.7*, Hibbitt, Karlsson and Sorensen, Pawtucket, R.I.
3. Janbu, N. (1963), "Soil compressibility as determined by oedometer and triaxial tests", *Proceeding of European conference on Soil mechanics and Foundation Engineering*, Vol.1, pp.19-25.
4. Love, A.E.H. (1927), *A treatise on the mathematical theory of elasticity*, Dover Publications, New York, Chapter III and IV.
5. Pickering, D.J. (1970), "Anisotropic elastic parameters for soil", *Geotechnique*, Vol.20, No.3, pp.271-276.
6. Ramberg, W. and Osgood, W.R. (1943), *NACA Technical Note No.902*.
7. Skelton, R.P., Maier, H.J., and Christ, H.J. (1997), "The Bauschinger effect, Masing model and the Ramberg-Osgood relation for cyclic deformation in metals", *Material Science and Engineering*, A238, pp.377-390.
8. Sloan, S.W. (1987), "Substepping schemes for numerical integration of elasto-plastic stress-strain relations", *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, Vol.24, pp. 893-911.
9. Wood, D.M. (1990), *Soil behaviour and critical state soil mechanics*, Cambridge University Press, New York, pp.46-51.
10. Zdravkovic, L. and Jardine, R.J. (1997), "Some anisotropic stiffness characteristics of a silt under general stress conditions", *Geotechnique*, Vol.47, No.3, pp.407-437.

(접수일자 2002. 8. 2, 심사완료일 2002. 9. 5)