

Single Surface 구성모델을 이용한 재성형 점토의 응력-변형률 거동 예측

Prediction for Stress-Strain Behavior of Remolded Clay using Single Surface Constitutive Model

이 강 일*
Lee, Kang Il

Abstract

The study is closely relevant to Lade's single work hardening model. This model has been shown to have good applicability to cohesive soils. However, the validation of this model on the clayey soils has not been satisfactorily reported. To scrutinize the applicability of this model on clayey foundation, the laboratory tests for Kwangyang clayey soils were performed using the improved cubical triaxial test apparatus designed originally by Lade. A computer program was developed by which soil parameters for the single work-hardening model can be rationally determined by deleting some dispersed test data generated usually at the initial stage of laboratory tests. And, using the program, numerical analysis of the cubical clayey specimens using intermediate principal stress was carried out, and a good agreement between observed values and numerical results was found.

I. 서 론

지반공학에 있어서 최근 연구동향의 하나는 지반거동의 수치해석 또는 변형해석을 들 수 있다. 이 때문에 지반의 응력-변형 관계가 정량적으로 수치계산 되며 사전에 변형이나 응력의 예측이 가능하다. 그러나 수치해석의 결과는 실제지반의 변형이나 응력에 얼마만큼 접근하고 있는가에 따라 그 기법의 우수성이 인정된다. 그러나 수치해석에 사용되고 있는 해석적 표현 가운데서 가장 취약한

부분 중 하나가 재료거동에 관한 구성식이다. 따라서 시험으로부터 얻어지는 응력-변형률 및 강도 특성을 가장 정확하게 표현하는 구성식의 연구는 매우 중요하다.⁴⁾

흙에 대한 구성식 또는 구성모델에 대한 연구는 1950년대 후반에 들어서 Drucker등(1957)에 의해 흙의 탄·소성 모델화의 기본가설이 제시된 이후 Roscoe(1963)를 중심으로 하는 이른바 Cambridge 학파에 의해 Cam-clay모델이 제안된 이래 지금까지 수많은 구성모델이 제안되었다.⁴⁾ 그러나 이와

*대전대학교 이공대학

키워드 : 중간주응력, 비배수거동, 단일항복면, 응력-변형률, 간극수압, 일경화

같은 모델들은 탄성모델과 마찬가지로 전단응력 아래서 체적변화가 일어나는 것을 잘 설명하지 못하는 단점이 있다. 이러한 문제를 극복하기 위한 시도로서 보다 정교한 모델이 Lade와 Duncan¹¹⁾에 의하여 제안되었다. 이 모델은 Lade형 이라고 하는 입방체형 삼축시험기를 이용한 모래의 시험 결과를 기본으로 하여 이루어진 것 이지만 연화과정을 설명할 수 없고, 등방응력이 작용할때의 소성 압축이 고려되어 있지 않는 결점이 지적되고 있다. 따라서 이를 보완하기 위하여 전단에 의한 항복면과 소성압축에 의한 항복면 그리고 경화(hardening), 연화(softening)과정을 통일적으로 표현한 단일항복면 구성모델(single surface model)이 Lade에 의해 제안되었다.^{5,9,10)}

필자는 이 모델이 매우 정교하고 시험결과와 좋은 일치를 보이고 있다는 점에 주목하여 Lade에 의해 개발된 입방체 삼축시험기를 개량하고 사질토와는 달리 점성토에서는 배수시험이 어렵기 때문에 간편한 등방압밀시험과 압밀비배수시험($\bar{C}U$)을 실시하였다. 그러나 일반적인 삼축시험은 원통형 공시체를 사용하므로 작용하는 주응력($\sigma_2 = \sigma_3$)이 같기 때문에 축대칭 상태가 된다. 그러나 최근의 연구 결과에 의하면 중간주응력이 점성토 및 사질토의 응력-변형률 특성에 큰 영향을 미치고 있음이 입증되고 있다.^{1,6,8)}

따라서 본 연구는 위에서 언급한 시험방법과 시험기를 이용하여 일반삼축시험($b=0.0$) 및 중간주응력을 고려한 삼축시험($b>0$)을 실시하고 재성형 점토의 응력-변형률, 유효응력, 간극수압의 거동을 분석하여 중간주응력이 점토지반의 거동에 미치는 영향을 조사하고 이와 같은 실험 결과를 이용하여 수치해석에 필요한 토질매개변수를 결정하여 중간주응력이 작용할 경우에 대한 삼차원 상태의 응력-변형률 및 주변형률간의 관계를 수치해석한 결과와 시험치를 비교함으로써 단일항복면 구성모델의 예측능력을 검증하였다.

II. Single Surface 구성모델^{5,9,10)}

본 모델은 탄·소성 모델로서 비선형의 응력-변형거동을 광범위하게 해석할 수 있고 어떠한 응력 경로에도 일정한 토질매개변수를 얻을 수 있으므로 비배수삼축시험 결과에서 얻은 토질매개변수를 이용하여 배수상태의 거동에 대한 예측도 가능하다. 또한 점토, 모래, 콘크리트, 암석과 같은 광범위한 재료에 이용할 수 있으며,¹⁰⁾ 탄성거동은 Hooke 법칙으로 응력-변형률 관계를 정의하고 비관련유동칙, 항복기준, 일경화/연화과정 등은 소성이론에 기초를 두고 있는 모델로 구성식을 간단히 정리하면 다음과 같다.

파괴규준을 응력불변량으로 표현하면 다음과 같다.

$$\left(\frac{I_1^3}{I_3} - 27\right) \cdot \left(\frac{I_1}{p_a}\right)^m = \eta_1 \dots\dots\dots(1)$$

여기서, η_1 과 m 은 토질매개변수이고, I_1, I_3 는 응력불변량으로 식(2) 및 (3)과 같다.

$$I_1 = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z \dots\dots\dots(2)$$

$$I_3 = \sigma_x \cdot \sigma_y \cdot \sigma_z + \tau_{xy} \cdot \tau_{yz} \cdot \tau_{zx} + \tau_{yx} \cdot \tau_{zy} \cdot \tau_{xz} - (\sigma_x \cdot \tau_{yz} \cdot \tau_{zy} + \sigma_y \cdot \tau_{zx} \cdot \tau_{xz} + \sigma_z \cdot \tau_{xy} \cdot \tau_{yx}) \dots\dots\dots(3)$$

소성변형률증분은 유동칙으로 부터 다음과 같이 계산된다.

$$d\varepsilon_{ij}^p = d\lambda_p \cdot \frac{\partial g_p}{\partial \sigma_{ij}} \dots\dots\dots(4)$$

$$g_p = \left[\psi_1 \cdot \frac{I_1^3}{I_3} - \frac{I_1^2}{I_2} + \psi_2 \right] \cdot \left[\frac{I_1}{p_a} \right]^\mu \dots\dots\dots(5)$$

$$\xi_y = \frac{1}{\mu} \xi_x - \psi_2 \dots\dots\dots(6)$$

여기서,

$$\xi_x = \frac{1}{1 + \nu_b} \left[\frac{I_1^3}{I_2^2} (\sigma_1 + \sigma_3 + 2\nu_b \sigma_3) + \psi_1 \frac{I_1^4}{I_3^2} (\sigma_1 \sigma_3 + \nu_b \sigma_3^2) \right] - 3\psi_1 \frac{I_1^3}{I_3} + 2 \frac{I_1^2}{I_2} \dots\dots\dots(7)$$

$$\xi_y = \psi_1 \frac{I_1^3}{I_3} - \frac{I_1^2}{I_2} \dots\dots\dots(8)$$

여기서, g_b 는 소성포텐셜함수이고 $d\lambda_b$ 는 비례 상수이며 I_2 는 식(9)와 같다.

$$I_2 = \tau_{xy} \cdot \tau_{yz} + \tau_{yz} \cdot \tau_{xy} + \tau_{zx} \cdot \tau_{xz} - (\sigma_x \cdot \sigma_y + \sigma_y \cdot \sigma_z + \sigma_z \cdot \sigma_x) \dots\dots\dots(9)$$

항복함수는 경화인 경우와 연화인 경우에 대하여 다음과 같이 각각 나타낸다.

$$f_b = f_b'(\sigma) - f_b''(W_b) = 0 \dots\dots\dots(10)$$

$$f_b' = \left(\psi_1 \cdot \frac{I_1^3}{I_3} - \frac{I_1^2}{I_2} \right) \cdot \left(\frac{I_1}{p_a} \right)^h \cdot e^g \dots\dots\dots(11)$$

$$f_b'' = \left(\frac{1}{D} \right)^{\frac{1}{\rho}} \cdot \left(\frac{W_b}{p_a} \right)^{\frac{1}{\rho}} \text{ (경화인 경우)} \dots\dots\dots(12)$$

$$f_b'' = A \cdot e^{-B(W_b/p_a)} \text{ (연화인 경우)} \dots\dots\dots(13)$$

여기서, $\rho = p/h$ 이고 ψ_1 과 W_b 는 식(14) 및 (15)로 표현된다

$$\psi_1 = 0.00155 \cdot m^{-1.27} \dots\dots\dots(14)$$

$$W_b = D \cdot p_a \cdot f_b^{(p/h)} \dots\dots\dots(15)$$

여기서 D는 식(16)과 같다.

$$D = \frac{C}{(27\psi_1 + 3)^e} \dots\dots\dots(16)$$

III. 시 험

1. 시료준비

본 연구에 사용된 시료는 전남 광양군 초남면에서 채취하여 반입한 점토로서 정규압밀점토를 만들기 위해 완전히 교반시킨후 No. 120번체를 통과시켜 현탁(slurry) 상태에서 일정시간 수조에 보관한 뒤 압밀토조에 부어 넣고 0.5kgf/cm²의 압력으로 약 3개월 동안 방치해 두면 압밀이 거의 완료되어 재생성된 정규압밀시료를 얻을 수 있다. 본 점토의 물리적 특성은 Table 1에서와 같이 액성한계가 56%, 소성지수는 27% 이며 CH로 분류된다.

Table 1. Physical properties of Kwangyang clay

| Properties | W _n (%) | G _s | LL(%) | PL(%) | PI(%) | USCS |
|------------|--------------------|----------------|-------|-------|-------|------|
| | 51.6 | 2.68 | 56.0 | 29.0 | 27.0 | CH |

2. 시험내용

본 시험은 7.6×7.6×7.6cm의 크기로 시료를 성형한 다음 Table 2에서와 같이 10조의 삼축시험을 수행했다. No. 2~No. 5는 통상적인 삼축압축시험($\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$)으로 해석에 필요한 토질매개변수를 구하기 위해 구속압을 1~4kgf/cm²까지 변화시킨 시험이며, No. 6~No. 11은 구속압을 2kgf/cm²으로 일정하게 유지하고 중간주응력(b)을 0.07~0.98까지 변화시킨 삼축시험($\sigma_1 \neq \sigma_2 \neq \sigma_3$)이다. 축차응력은 변형을 제어방식으로, 수평방향의 응력은 피스톤과 발사우드 장치에 의해 응력제어방식으로 시험을 수행했다. 각 시험 모두 24시간 구속압으로 등방압밀 시킨 뒤 0.23%/min의 전단속도로 전

단시켰다. 시료의 포화는 Back pressure 방법과 CO₂의 주입방법을 혼용하여 점성토의 포화를 수행했지만 본 연구에서 CO₂의 사용은 시료의 포화 목적 보다는 시험기의 배수라인과 시료와 멤브레인 사이에 있는 공기를 제거할 목적으로 이용하였다. 본 시험에서는 이와 같이 포화를 시킨 뒤 간극수압계수 B를 측정¹²⁾하여 0.95 이상이면 포화가 된 것으로 보았다.

며 최대주응력(σ_1)은 상판에 부착된 로드셀에 의해 연직방향의 축차응력($\sigma_1 - \sigma_3$)을 측정하여 구한다. 중간주응력(σ_2)은 최소주응력과 직교하는 또 다른 수평방향으로 작동하는 장치로서 Fig. 2와 같이 특수하게 고안된 수평재하 장치로서 응력제어방식으로 재하하며 수평방향 축차응력($\sigma_2 - \sigma_3$)을 재하장치에 부착된 가압장치를 통해 측정한다. 수평방향 변형량은 셀밖의 재하피스톤에 부착시킨

Table 2. Summary of cubical triaxial tests

| Type | Confining pressure σ_c (kgf/cm ²) | b value $(b = \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3})$ | Test No. |
|----------------------------------|---|--|----------|
| Isotropic consolidation test | 1 ~ 4 | - | No.1 |
| Cubical triaxial undrained tests | 1.0 | 0.0 | No. 2 |
| | 2.0 | 0.0 | No. 3 |
| | 3.0 | 0.0 | No. 4 |
| | 4.0 | 0.0 | No. 5 |
| | 2.0 | 0.07 | No. 6 |
| | | 0.23 | No. 7 |
| | | 0.40 | No. 8 |
| | | 0.61 | No. 9 |
| | | 0.82 | No.10 |
| 0.98 | No.11 | | |

3. 중간주응력 시험장치

본 연구에 사용된 입방체형 삼축시험장치는 Lade⁷⁾에 의해 최초로 제작되어 흙의 3차원 거동에 관한 연구에 이용된 장치로 전남대학 등에서¹⁾ 이와 동일한 시험장치를 보완 제작하여 이용 중에 있다. Fig. 1에서 보는 바와 같이 상판 및 하판 그리고 멤브레인으로 둘러싸인 공시체의 크기는 7.6 × 7.6 × 7.6cm이며 상·하판은 10 × 10cm로 이 크기는 공시체에 하중을 가할 때 축방변형에 의한 팽창변형률을 30%까지 허용할 수 있다. 최소주응력(σ_3)은 수평방향으로 작용하며 셀내의 축압으로 가한다. 연직하중은 변형제어방식으로 재하하

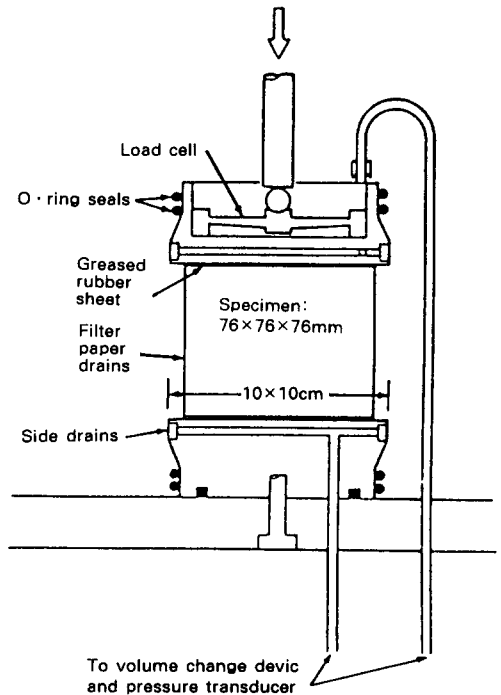


Fig. 1. Setup for triaxial compression test apparatus



Fig. 2. Horizontal loading system

다이얼 게이지로 측정하고 중간주응력 및 최소주응력 방향의 변형량은 이 방향 양측 공시체면에 직접 부착시킨 클립게이지로 측정한다.

IV. 토질매개변수 결정^{2,9)}

단일항복면 구성모델은 마찰물질에 대한 구성모델로서 이것은 탄성과 소성이론이 그 기본 개념이 되고 있다. 이 모델은 11개의 매개변수를 가지고 있으며 이들 계수는 등방압밀시험과 삼축압축시험 결과로부터 구할 수 있다. Fig. 3은 등방압밀시험 결과이며, Fig. 4는 압밀비배수시험 결과를 나타낸 것이다. 상기의 시험 결과로부터 구성모델에 필요한 토질매개변수는 회귀분석법을 이용한 프로그램으로 결정하였으며, 상관계수가 0.6 이하인 데이터는 배제하였다.²⁾

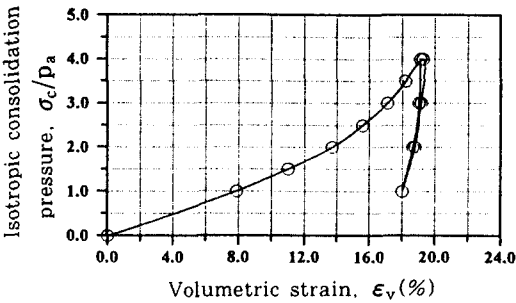


Fig. 3. Results of isotropic consolidation test

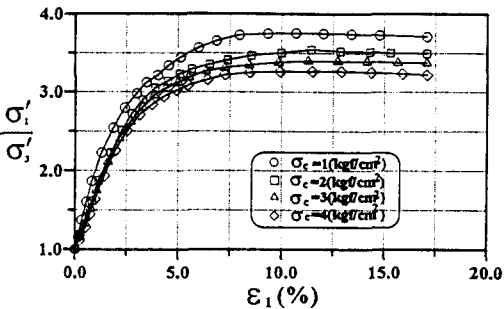


Fig. 4. Effective stress ratio versus axial strain of undrained triaxial compression test

1. 탄성거동

푸아송비는 Lade⁸⁾에 의해 주어진 경험적인 관계인 소성지수로 부터 결정할 수 있다. Lade의 연구에 의하면 푸아송비의 범위는 소성이 낮은 점토의 경우는 0.2, 소성이 높은 경우는 0.3을 약간 상회하고 있다. 따라서 Fig. 5(a)에서와 같이 본 점토의 소성지수를 적용하면 푸아송비(ν)는 0.26 정도로 유추되며 이 값의 약간의 변화에 따른 수치 해석 결과에는 별 영향이 없는 것으로 판단된다.²⁾

한편, 탄성계수는 식(17)의 M과 λ 값을 결정하기 위하여 구속압을 각기 달린 삼축시험의 결과를 이용하여 x축에는 $[(I_1/p_a)^2 + R J_2/p_a^2]$ 의 값을 y축에는 시험으로부터 구한 탄성계수의 무차원 값인 E/p_a 를 양대수지에 그리면 Fig. 5(b)와 같은 직선을 얻는다. 이 그림에서 M값은 x축이 1일때

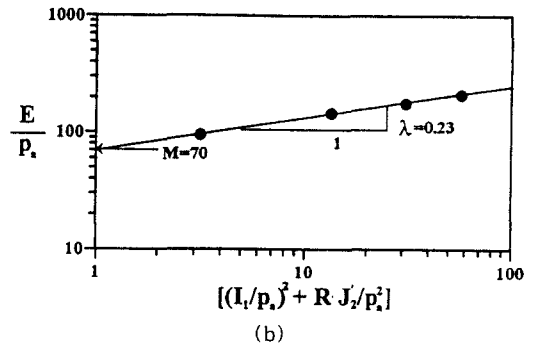
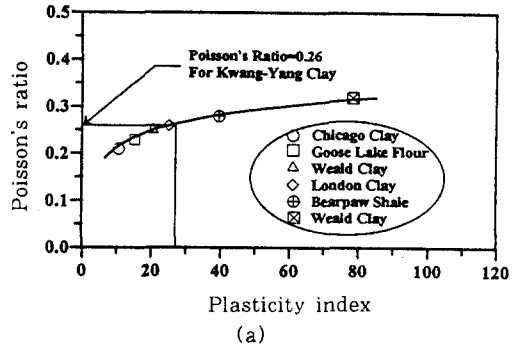


Fig. 5. Determination of (a) Poisson's ratio and (b) M and λ for Young's modulus

의 y 축의 절편값이고, λ 는 그 기울기로서 각각 70과 0.23이 얻어진다.

$$E = M p_a \left[\left(\frac{I_1}{p_a} \right)^2 + R \frac{J_2'}{p_a} \right]^\lambda \dots\dots\dots(17)$$

2. 파괴규준

파괴규준과 관련된 토질매개변수 η_1 과 m 은 비배수삼축압축시험의 파괴시의 응력으로부터 구하며 식 (1)과 같다. 이때 η_1 은 $p_a/I_1 = 1$ 일때 ($I_1^3/I_3 - 27$)의 절편이고, m 은 이 직선의 기울기이며, 이때 η_1 과 m 은 Fig. 6으로부터 각각 33.0과 0.36이 얻어진다.

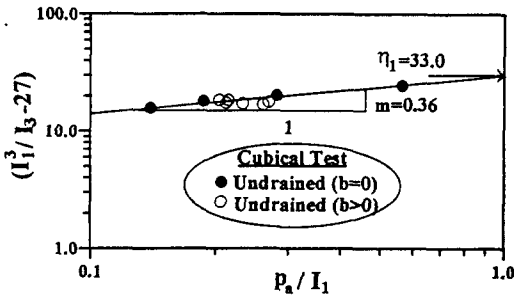


Fig. 6. Determination of η_1 and m for failure criterion

3. 소성포텐셜함수

식 (5)의 소성포텐셜함수는 토질매개변수 ψ_2 로서 표현되는데 이 변수는 비배수삼축압축시험 결과를 식 (6)에 대입하여 결정한다. Fig. 7은 식 (7)과 식 (8)로부터 구한 ξ_x , ξ_y 를 횡축과 종축으로 나타낸 것인데 그림에서 소성포텐셜함수의 토질매개변수는 구속압력의 크기와 무관하다는 것을 알 수 있다. 이때 ψ_2 는 이 직선의 절편값이고 $1/\mu$ 은 기울기로서 각각 -3.106과 2.38을 얻었다.

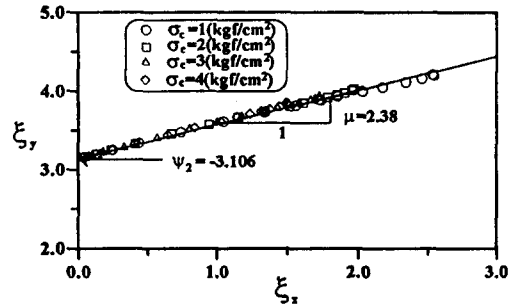


Fig. 7. Determination of ψ_2 and μ on plastic potential function

4. 항복함수

비배수삼축압축 시험결과에서 얻은 각 시험자료를 이용하여 항복함수와 관련된 토질매개변수 h 는 다음 식으로 구한다.

$$h = \log \frac{\left[\psi_1 \cdot \frac{I_{1B}^3}{I_{3B}} - \frac{I_{1B}^2}{I_{2B}} \right] \cdot e}{27\psi_1 + 3} \cdot \log \frac{I_{1A}}{I_{1B}} \dots\dots\dots(18)$$

여기서, I_{1A} 과 I_{1B} 는 등소성일 곡선상에서 정수압축선 위의 제1응력불변량과 파괴포락선 위의 제1응력불변량을 각각 나타내며 e 는 자연대수의 밑이다. 그리고 항복함수와 관련된 토질매개변수 a 는 다음 식으로 구한다.

$$\alpha = \frac{1-S}{S} \cdot \frac{q_s}{1-q_s} = \frac{1}{4} \cdot \frac{q_{80}}{1-q_{80}} \dots\dots\dots(19)$$

여기서, 응력수준 S 는 식 (20)과 같으며, q 의 값은 식 (21)과 같이 표현된다.

$$S = \frac{f_n}{\eta_1} = \frac{1}{\eta_1} \cdot (I_1^3/I_3 - 27) \cdot \left[\frac{I_1}{p_a} \right]^m \dots\dots\dots(20)$$

$$q = \ln \frac{\left[\frac{W_p}{D \cdot p_a} \right]^{\frac{1}{\rho}}}{\left[\psi_1 \cdot \frac{I_1^2}{I_3} - \frac{I_1^2}{I_2} \right] \cdot \left[\frac{I_1}{p_a} \right]^h} \dots\dots\dots(21)$$

여기서 h 와 α 는 구속압력을 자기 달리하여 얻은 값의 평균치로부터 계산되며 본 시료의 h 와 α 는 각각 0.65와 0.60이 얻어진다.

5. 경화함수

Fig. 8은 재성형광양점토에 대해 등방압축팽창 시험 결과로부터 제1응력불변량에 대한 소성일의 관계를 대수용지를 이용하여 W_p/p_a 와 I_1/p_a 관계를 나타낸 것으로 식(22)와 같이 나타낼 수 있다.

$$W_p = C p_a \left[\frac{I_1}{p_a} \right]^p \dots\dots\dots(22)$$

또한, 등방압축에 대한 I_1 값은 다음 식으로 구한다.

$$I_1 = 3\sigma_3 \dots\dots\dots(23)$$

Fig. 8에서 C 는 $(I_1/p_a) = 1$ 일때 절편값이고, p 는 이 직선의 기울기로 각각 0.0052와 1.15가 얻어진다.

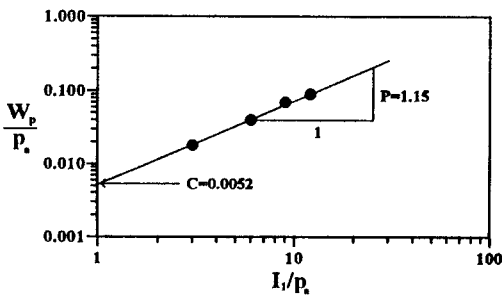


Fig. 8. Determination of C and p in hardening law

6. 토질매개변수 요약

Table 3은 재성형광양점토에 관한 Lade의 단일항복면 구성모델에 대한 토질매개변수를 정리한 것이다. 이와 같은 매개변수는 등방압밀시험(Fig. 3)과 압밀비배수시험(Fig. 4) 으로부터 결정되는데 이때 11개의 모든 상수값은 대기압 p_a 를 사용하여 무차원화한 값이다.

Table 3. Summary of parameters and their values for Kwangyang clay

| Model component | Parameters | Value |
|--------------------|------------------------|--------|
| Elastic behavior | Modulus number, M | 70.0 |
| | Exponent, λ | 0.23 |
| | Poisson's ratio, ν | 0.26 |
| Failure criterion | Intercept, η_1 | 33.0 |
| | Exponent, m | 0.36 |
| Plastic potential | Intercept, Ψ_2 | -3.106 |
| | Exponent, μ | 2.38 |
| Yield function | Exponent, h | 0.65 |
| | Constant, α | 0.60 |
| Hardening function | Intercept, C | 0.0052 |
| | Exponent, p | 1.15 |

V. 중간주응력을 고려한 재성형 점토의 거동예측

1. 유효응력비 및 간극수압 거동예측

Fig. 9~Fig. 12는 중간주응력비가 0.0~1.0까지 변화함에 따라서 최대주변형률(ϵ_1)에 대해서 유효응력비(σ_1/σ_3) 및 간극수압($\Delta u/\sigma_c$)에 대하여 실험치와 예측치의 거동을 나타낸 것이다. 본 그림에서 원은 실험값을 나타내고 실선은 구성모델로 수행된 예측치를 나타내며 구속압력은 모두 2kgf/cm^2 이며, 중간주응력비는 0.0, 0.23, 0.61, 0.98인 경우이다.

응력-변형률에 대한 실험치의 초기접선 기울기의 거동양상은 중간주응력비가 증가함에 따라서 간극수압의 경우 거의 일정하게 나타나고 있으며 유효응력비의 경우도 $b=0.0$ 일때를 제외하고는 거의 비슷한 초기접선 기울기를 나타내고 있다. 그리고 탄성영역 이후의 흙의 거동은 중간주응력비가 0.4정도까지는 유효응력비 및 간극수압이 증가하지만 그 이후로는 감소해가는 양상을 보인다. 따라서 Mohr-Coulomb 규준에 의하면 b 값이 제로

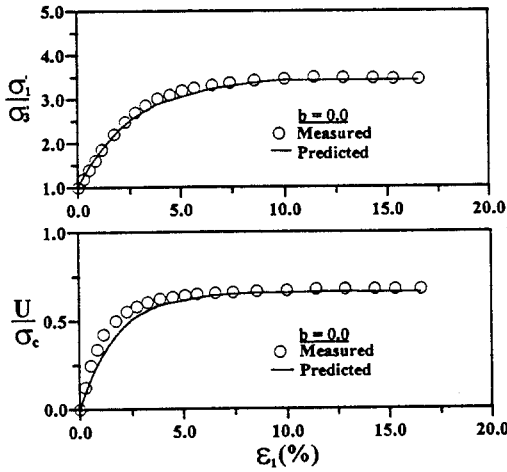


Fig. 9. Comparison of measured and predicted effective stress ratios with pore pressure

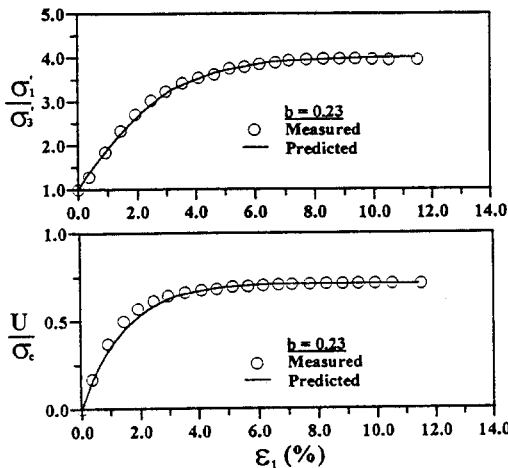


Fig. 10. Comparison of measured and predicted effective stress ratios with pore pressure

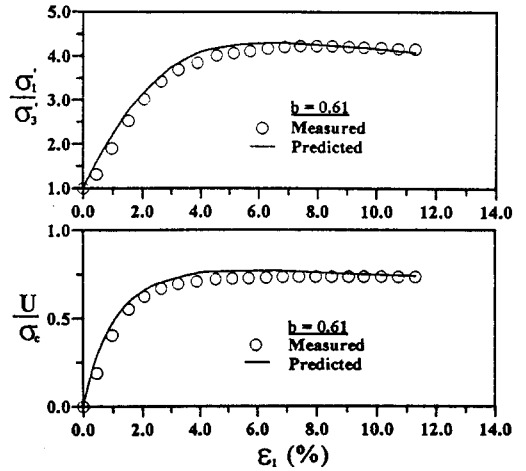


Fig. 11. Comparison of measured and predicted effective stress ratios with pore pressure

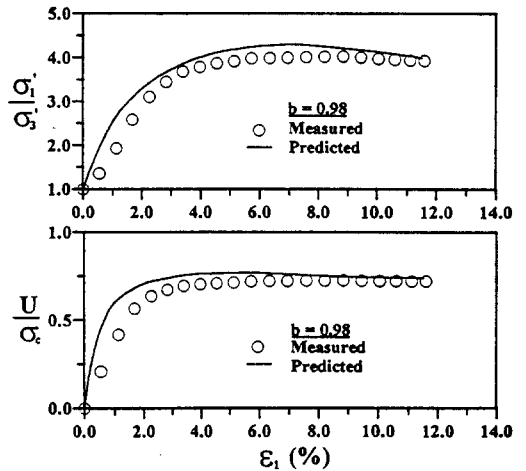


Fig. 12. Comparison of measured and predicted effective stress ratios with pore pressure

인 일정한 상태이므로 이 시험 결과는 중간주응력의 영향을 받고 있음을 알 수 있다.

또한 실험치와 예측치를 비교해보면 탄성영역 이후의 거동예측은 실험치에 거의 근접된 예측결과를 보여주고 있지만 탄성영역부근에서는 실험치와 예측치간의 결과가 조금씩 차이를 보이고 있다. 이는 축차응력에 비해 간극수압의 초기 응력발현에 대한 예측치가 상대적으로 더 크게 나타나고 있기 때문으로 판단된다. 이 결과로 보아 초기

접선 기울기 예측에 가장 큰 영향을 주는 토질매개변수는 탄성계수 값이기 때문에 시험시 초기시료의 Setting 작업과 최초 항복점까지의 응력거동에 대한 판단이 중요한 영향을 주고 있음을 알 수 있다. 이상의 시험치 및 예측치를 종합해보면 재성형된 광양점토에 대한 응력-변형률의 거동 양상은 양자간의 오차는 있지만 전반적으로 단일항복면 구성모델이 중간주응력을 고려한 비배수삼축시험 결과에 잘 반영되고 있다고 판단된다.

2. 주변형률 거동예측

구성모델의 중요한 양상은 삼차원적인 응력조건 아래에서 변형률 사이의 관계를 정확하게 포착할 수 있는 능력이다. Fig. 13은 최대주변형률 (ϵ_1)에 대한 중간주변형률 (ϵ_2) 사이의 측정치와 예측치를 비교한 것으로서 측정치 및 예측치 모두 중간주변형률 (ϵ_2)이 0.42 정도 보다 더 큰 b값에 대해서는 팽창하고 그 보다 더 작은 b값에서는 압축된다. 평면변형률 조건 ($\epsilon_2 = 0$)은 예측치로부터 $b \approx 0.42$ 정도에서 나타나며, 등방재료에 대해 두개의 주변형률이 동일한 ($\epsilon_1 = \epsilon_2$) 삼축인장상태 근처인 즉, b값이 0.82와 0.98일때를 제외하고는 측정치와 예측치가 일반적으로 잘 일치한다.

Fig. 14는 최대주변형률 (ϵ_1)에 대한 최소주변형률 (ϵ_3) 사이의 관계로서 시험치와 예측치 모두 팽창하고 있다. 또한 b값이 0.4까지는 시험치에 비해 예측치가 과소평가 되고 있으나 b값이 0.4 이상 일때는 예측치가 과대평가 되고 있다. 그러나 양자간의 데이터의 이탈은 있으나 구성모델에 의해 잘 예측되고 있다고 볼 수 있다. 또한, Fig. 13 및 Fig. 14에서 검은원은 시험치에 대한 파괴점이고 화살표는 예측치에 대한 파괴점을 나타내고 있다. 이러한 파괴점은 유효응력비가 최대일때의 수치이며 파괴시 최대주변형률은 b값의 증가와 함께 감소해 가며 시험치에 비해 예측치의 파괴시 변형률이 약 3% 정도 더 크게 나타나고 있다.

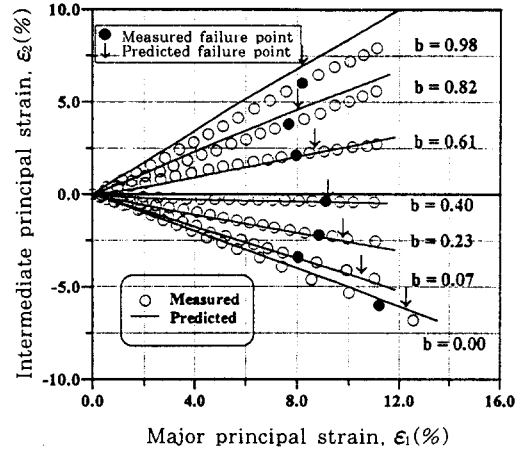


Fig. 13. Comparison of measured and predicted principal strains (ϵ_1 and ϵ_2)

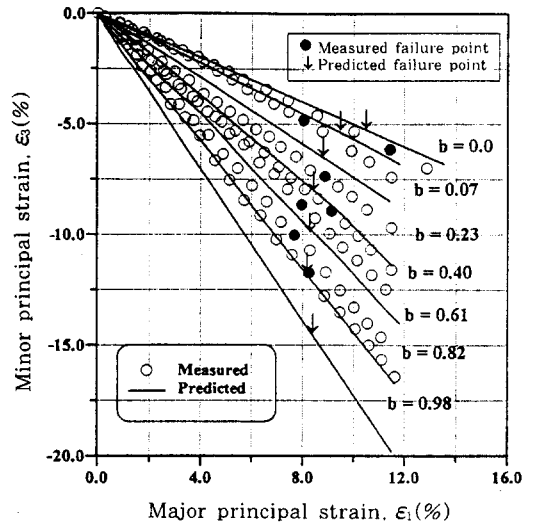


Fig. 14. Comparison of measured and predicted principal strains (ϵ_1 and ϵ_3)

VI. 결 론

본 연구는 중간주응력을 고려한 시험결과를 이용하여 매개변수를 구하고 단일항복면 구성모델을 이용하여 수치해석한 것으로 본 연구에서 얻은 결과를 요약하면 다음과 같다.

1. 단일항복면 구성식을 이용하여 재성형된 광

양점토의 비배수거동 해석은 유효응력비 및 간극수압 모두 b 값에 관계없이 양호한 예측결과를 보여주고 있었지만 초기 탄성영역 예측시 약간의 차이를 보이고 있는데 이는 시료설치 과정이나 시험 초기 간극수압 발생시 시간적 차이(time lag)로 판단된다.

2. 재성형된 광양점토의 평면변형률 조건은 b 값이 0.42 정도에서 나타나며, 삼축인장 부근을 제외하고는 주변형률 사이의 관계가 본 구성모델에 의해 실험치에 잘 반영되고 있다고 판단된다.

3. Lade의 단일항복면 구성모델에 필요한 11개의 토질매개변수는 등방압밀시험 및 압밀비배수시험만으로 손쉽게 결정이 가능하다. 또한 본 모델은 중간주응력을 고려한 재성형된 광양점토의 예측에 적합한 모델로 평가되었으며, 기타 점성토의 비배수 거동해석에도 합리적으로 적용이 가능한 모델로 판단된다.

참 고 문 헌

1. 정종범(1994), 점토에 대한 축대칭 및 중간주응력 제어시험에 의한 응력·변형의 기초연구, 전남대학교대학원 석사학위논문.
2. 정진섭, 김찬기, 이문수(1992), 탄·소성구성모델의 토질매개변수 예민성, 한국지반공학회지, 제8권, 제2호, pp. 81~94.
3. Christian, J. T. (1968), Undrained stress distributions by numerical method, Journal of the soil mechanics and foundations division, ASCE, vol. 94, no. sm6, pp. 1333~1345.
4. Desai, C.S. and Siriwardane, H.J. (1984), Constitutive laws for engineering materials with emphasis on geologic materials, pre-

5. Kim, M.K. and Lade, P.V.(1988), Single hardening constitutive model for frictional materials, plastic potential function, computers and geotechnics, vol. 5, no. 4, pp. 307~324.
6. Lade, P.V.(1978), Prediction of undrained behavior of sand, ASCE, Journal of geotech. eng. div., 104, pp. 721~735.
7. Lade, P.V.(1979), Cubical triaxial apparatus for soil testing, geotechnical testing journal, vol. 1, no. 2, pp. 93~101.
8. Lade, P.V.(1979), Stress-strain theory for normally consolidated clay, proc. of 3rd int. conference on numerical method in geomechanics, pp. 1325~1337.
9. Lade, P.V.(1990), Single-hardening model with application to NC clay, Journal of geotechnical eng., ASCE, vol.116, no. 3, pp. 394~414.
10. Lade, P.V. and Kim, M.K.(1988), Single hardening constitutive model for frictional materials, yield criterion and plastic work contours, computers and geotechnics, vol. 6, no. 1, pp. 13~29.
11. Lade, P.V. and Duncan, J.M(1973), Cubical triaxial tests on cohesionless soil, ASCE, J. soil mechanics foundation div., 99, pp. 793~812.
12. Skempton, A.W.(1954), The pore pressure coefficients A and B, geotechnique, London, England, vol. 4, no. 4, pp. 143~147.