

모래에 대한 단일항복면 구성모델의 평가

Evaluation of Single Hardening Constitutive Model for Sand

정 진 섭* · 박 명 배**
Jeong, Jin Seob · Park, Moung Bae

Abstract

Solutions of geotechnical engineering problems require calculation of deformation and stresses during various stages of loading. Powerful numerical methods are available to make such calculation even for complicated problems. To get accurate results, realistic stress-strain relationships of soil are dependent on a number of factors such as soil type, density, stress level and stress path. Attempts are continuously being made to develop analytical models for soils incorporating all such factors.

The nature of stress-path dependency, the principle that governs deformations in sand, and the use of Lade's single work-hardening model for predicting sand response for a variety of stress-paths have been investigated and are examined. The test results and the analyses presented show that under some conditions sand exhibits stress-path dependent behavior.

The strains calculated from Lade's single work-hardening model are in reasonable agreement with those measured, but some discrepancies occur.

The largest difference between measured and calculated strains occurs for proportional loading with increasing stresses and for stress-path directions.

I. 서 론

지반공학의 복잡한 많은 문제를 해결하기 위하여는 다양한 형태의 하중이 작용하는 동안에 발생하는 응력과 변형을 정도 높게 예측할 수 있어야 한다. 그리고 정도 높은 예측 결과를 얻기 위해서는 실제 지반의 거동을 적절하게 표현 할 수 있는 구성식과 강력한 수치해석 기법의 활용이 요구된다. 이와 같은 요구에 부응하여 Drucker¹⁾

는 흙의 탄·소성모델화의 이론을 제시하였고 Roscoe를 중심으로 하는 Cambridge 학파는 Cam-clay 모델²⁾을 제안하였으며 지금까지 수많은 구성모델이 제안되었다. 그리고 구성모델 중 어떤 구성모델을 이용하여 대상 구조물의 응력-변형을 거동을 해석할 것인가는 매우 중요한 문제이며 선정된 구성모델의 예측 능력이 어느 정도이고 어떤 문제점이 있는가를 사전에 밝히고 개선함으로써 구성 모델의 예측 능력을 증대시킬

* 원광대학교 공과대학

** 원광대학교 대학원(석사과정)

키워드 : 응력경로, 응력수준, 처너하중, 단일항복면 모델

수 있고 정도 높은 결과를 얻을 수 있을 것이다.

흙 입자사이의 미끄러짐에 의해서 주로 발생하는 흙의 고유한 비탄성 거동으로 인하여 일반적으로 흙은 초기하중을 받는 동안, 흙의 변형은 회복할 수 없을 만큼 크고 변형의 크기 또한 구속압력에 의존하므로 흙의 응력-변형을 거동은 응력경로와 과거의 응력이력에 의존한다.³⁾

그리하여 응력이력의 영향은 어떤 환경하에서는 매우 중요하게 된다. 따라서 토질구조물을 설계할 때, 기초 지반의 응력-변형을 거동을 알고자 할 경우, 현실적인 결과를 얻기 위해서는 현장의 조건과 동일한 시료를 사용하여 실내시험으로부터 얻어진 응력-변형을 거동을 지반해석에 고려하여야 한다. 그러므로 응력변화로 인한 모든 응력상태를 해석할 수 있는 구성모델이 요구되고 있다.⁴⁾

이 연구는 백마강 모래를 사용하여 다양한 응력경로를 가진 시험을 하고, 현재 개발된 탄·소성구성모델 가운데 모래의 응력-변형을 해석 정도가 높은 Lade의 단일항복면 구성모델⁵⁾로 응력-변형을 관계를 계산하여 시험 결과와 비교검토하면서 Lade의 단일항복면 구성모델의 능력을 평가하였다.

II. 단일항복면 구성모델

단일항복면 구성식에서 전변형을 증분 $d\epsilon_{ij}$ 는 다음과 같이 탄성성분 $d\epsilon_{ij}^e$ 과 소성성분 $d\epsilon_{ij}^p$ 으로 나누어진다.

$$d\epsilon_{ij} = d\epsilon_{ij}^e + d\epsilon_{ij}^p \dots\dots\dots (1)$$

여기서 탄성변형을 성분은 Hooke의 법칙에 의해 계산되고 소성변형을 성분은 소성이론에 의하여 계산된다. 이 구성모델은 탄성거동, 파괴규준, 유동법칙, 항복규준, 일의 경화 및 연화법칙 등의 성분으로 나타낸다.

1. 탄성거동

제하시에 회복 가능한 탄성변형률은 Hooke의 법칙으로부터 계산된다. 또한 푸아송비는 많은 실험결과 대부분의 재료에 대해서 0.0~0.5의 값으로 국한됨에 따라 일정한 값으로 가정한다. 탄성계수(E_{ur})는 응력함수와 무차원상수로 다음과 같이 표현한다.

$$E_{ur} = K_{ur} \cdot P_a \cdot \left(\frac{\sigma_3}{P_a}\right)^n \dots\dots\dots (2)$$

여기서 P_a 는 탄성계수(E_{ur})를 구속압력(σ_3)과 같은 단위로 하기 위한 상수인 대기압이고 K_{ur} , n 은 토질매개변수이다.

2. 파괴규준

일반적인 3차원 파괴규준은 응력텐서의 제1불변량과 제3불변량의 항으로 다음과 같이 표현한다.

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

여기서 I_1 , I_3 는 다음과 같다.

$$I_1 = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z \dots\dots\dots (4)$$

$$I_3 = \sigma_x \cdot \sigma_y \cdot \sigma_z + \tau_{xy} \cdot \tau_{yz} \cdot \tau_{zx} + \tau_{yx} \cdot \tau_{zy} \cdot \tau_{xz} - (\sigma_x \cdot \tau_{yz} \cdot \tau_{zy} + \sigma_y \cdot \tau_{zx} \cdot \tau_{xz} + \sigma_z \cdot \tau_{xy} \cdot \tau_{yx}) \dots\dots (5)$$

그리고, η_1 은 파괴매($I_1^3/I_3 - 27$)의 값을 나타내는 토질매개변수이며 m 은 파괴면의 곡률의 정도를 나타내는 토질매개변수이다.

3. 유동법칙

소성변형을 증분은 유동법칙으로부터 다음과 같이 계산된다.

$$d\epsilon_{ij}^p = d\lambda_p \cdot \frac{\partial g_p}{\partial \sigma_{ij}} \dots\dots\dots (6)$$

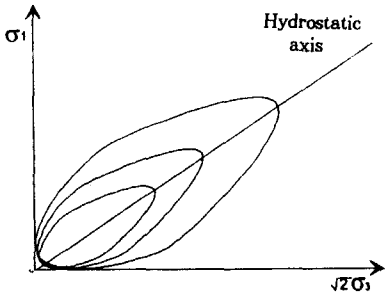


Fig. 1. Plastic potential surfaces employed in single hardening model and shown in triaxial plane

여기서 g_p 는 소성포텐셜함수이고, $d\lambda_p$ 는 비례상수이다. 이 함수는 항복함수와 다르므로 비관련 유동법칙이 성립된다. 그리고 이 소성포텐셜함수는 3개의 응력불변량항으로 식 (7)과 같이 표현하며 Fig. 1과 같다.

$$g_p = \left(\psi_1 \cdot \frac{I_1^3}{I_3} - \frac{I_1^2}{I_2} + \psi_2 \right) \cdot \left(\frac{I_1}{P_a} \right)^\mu \dots\dots\dots (7)$$

여기서 I_2 는 제2응력불변량으로 다음과 같이 표현된다.

$$I_2 = \tau_{xy} \cdot \tau_{yx} + \tau_{yz} \cdot \tau_{zy} + \tau_{zx} \cdot \tau_{xz} - (\sigma_x \cdot \sigma_x + \sigma_y \cdot \sigma_y + \sigma_z \cdot \sigma_z) \dots\dots\dots (8)$$

그리고 ψ_1 은 항복규준의 토질매개변수 m 에 따라 결정되는 값으로 다음과 같다.

$$\psi_1 = 0.00155 \cdot m^{-1.27} \dots\dots\dots (9)$$

이 외에도 토질매개변수 ψ_2 및 μ 는 시험으로 결정되는 토질매개변수이다.

4. 항복면

항복면은 소성일로부터 유도되며 등방항복함수는 다음과 같이 표현된다.

$$f_p = f_p'(\sigma) - f_p''(W_p) = 0 \dots\dots\dots (10)$$

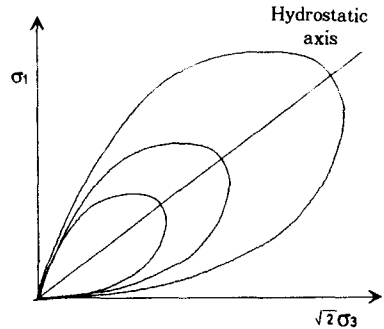


Fig. 2. Yield surfaces for single hardening model shown in triaxial plane

여기서 f_p' 는 항복함수로서 다음 식으로 표현하며 Fig. 2와 같다.

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

여기서 h 는 토질매개변수이고 q 는 정수압축을 따라 "0"에서부터 변한다.

경화함수는 다음과 같이 표현된다.

$$f_p'' = \left(\frac{1}{D} \right)^{\frac{1}{p}} \cdot \left(\frac{W_p}{P_a} \right)^{\frac{1}{p}} \dots\dots\dots (12)$$

항복함수에 관련된 토질매개변수 h 는 다음과 같이 표현된다.

$$h = \ln \frac{\left(\psi_1 \cdot \frac{I_{1B}^3}{I_{3B}} - \frac{I_{1B}^2}{I_{2B}} \right) \cdot e}{27 \cdot \psi_1 + 3} \cdot \frac{\ln \frac{I_{1A}}{I_{1B}}}{I_{1B}} \dots\dots\dots (13)$$

여기서 I_{1A} 와 I_{1B} 는 등소성일 곡선 상에서 정수압축선 위의 제1응력불변량과 파괴포락선위의 제1응력불변량을 각각 나타내며, e 는 자연대수의 기저이다. q 의 값은 다음과 같이 결정하는 응력수준 S 에 따라 변한다.

$$S = \frac{f_n}{\eta_1} = \frac{1}{\eta_1} \cdot \left(\frac{I_1^3}{I_3} - 27 \right) \cdot \left(\frac{I_1}{P_a} \right)^m \dots\dots (14)$$

여기서 f_n 은 식(3)에서 왼쪽 항이고 η_1 은 파괴시의 f_n 값이다. 응력수준 S 는 파괴면에 일치하는 정수압축을 따라 "0"에서부터 변한다. q 의 값은 실험치로부터 다음과 같이 결정된다.

$$q = \ln \frac{\left(\frac{W_p}{D \cdot P_a}\right)^{\frac{1}{\rho}}}{\left(\Psi_1 \cdot \frac{I_1^3}{I_3} - \frac{I_1^2}{I_2}\right) \cdot \left(\frac{I_1}{P_a}\right)^h} \dots\dots\dots (15)$$

그리고 S 에 따른 q 의 값은 다음과 같이 표현된다.

$$q = \frac{\alpha \cdot S}{1 - (1 - \alpha) \cdot S} \dots\dots\dots (16)$$

여기서 α 는 토질매개변수이다. 식 (12)에서 D 와 ρ 는 주어진 재료에 대해서 일정하다. 따라서 f_p'' 는 소성일에 대해서만 변화되며 다음과 같이 표현된다.

$$\rho = \frac{p}{h} \dots\dots\dots (17)$$

$$D = \frac{C}{(27\Psi_1 + 3)\rho} \dots\dots\dots (18)$$

여기서 C 와 p 는 등방압축에서의 소성일을 표현하며 다음과 같이 표현된다.

$$W_p = C \cdot P_a \left(\frac{I_1}{P_a}\right)^p \dots\dots\dots (19)$$

III. 시 험

1. 시료준비 및 특성

모래의 다양한 응력경로에 따른 응력-변형을 거동과 단일항복면 구성모델의 예측특성을 고찰하기 위하여 백마강 유역에서 채취한 모래를 자연 건조시킨 후 체가름 시험을 실시하여 #60~80번체 시료 25%, #80~100번체 시료 25%, #100~140번체 시료 25%, #140~200번체 시료 25%를 균일하게 혼합하여 시험에 이용할 수

있도록 하였다.

이 시료의 상대밀도(D_r)를 결정하기 위하여 최대간극비(e_{max})와 최소간극비(e_{min})를 측정하였으며, 시료의 초기간극비(e_{spc})값을 결정하여 배수삼축압축 시험용 시료를 준비하였다.

시료의 크기는 직경 50mm, 높이 110mm로 하였으며, 시료의 물리적 특성은 Table 1과 같다.

Table 1. Physical properties of Baekma river sand

Specific gravity (Gs)	Min. void ratio (e_{min})	Max. void ratio (e_{max})	Initial void ratio (e_{spc})	Initial relative density (D_r)%
2.665	0.667	1.087	0.877	60

2. 시험방법

C. K. Chan이 개발한 자동화 삼축시험기(Automated Triaxial Testing System)에 준비된 시료를 설치하기 전에 공시체와 상·하판사이의 마찰에 의한 구속을 없애기 위해 상·하판에 실리콘 그리스를 바르고 0.3mm 두께의 고무 멤브레인을 부착한다. 이 때 배수는 상하의 아크릴판의 중앙에 직경 10mm 정도의 구멍을 뚫고 다공질 판을 넣어 이 판을 통해 양면배수가 되도록 하였다. 그리고 고무 멤브레인을 하부 페데스탈 저부에 펼쳐 두 개의 O-ring으로 봉한 후 진공성형 상자(forming jaket)를 저판위의 중앙에 맞추어 놓고 멤브레인을 성형상자둘레에 완전히 끈게 펼쳐 올리고 진공을 가하여 고무 멤브레인이 성형상자 안에 완전히 밀착하도록 한다. 이 성형상자 내부에 알맞은 체를 넣고 준비된 시료의 일정량을 상자 안에 부어 넣은 후 체를 천천히 들어 올려 상자 안에 있는 시료의 밀도가 일정하게 유지 되도록 안치한다.

그리고 상판을 시료 위의 중앙에 놓고 멤브레인을 상판에 씌운 다음 O-ring으로 봉한 후 상부 배수관을 상판에 연결시키고 시료에 20kPa

의 진공압을 가한 후 성형상자를 제거한다. 다음에 삼축셀을 조립한 후 물을 가득 공급하고 시료의 진공을 제거함과 동시에 축압을 가한 후 일정한 축압을 유지시킨다. 시료의 포화는 CO₂ 방법을 사용하였다.

이와 같이 준비된 시료를 이용하여 응력제어방식으로 배수삼축시험을 실시하였고, 전단속도는 충분히 배수가 될 수 있도록 0.02%/min의 축변형률을 갖도록 하였다.

3. 토질매개변수

토질매개변수 결정을 위하여 상대밀도 60%로 준비된 백마강 모래를 등방압축팽창시험과 구속압력을 100kPa, 200kPa, 400kPa로 달리한 일련의 배수삼축압축시험을 실시하여 결정된 토질매개변수를 Table 2에 나타내었다.

Table 2. Summary parameters on Lade's single work-hardening model for Baekma river sand

Model Parameter	Soil parameters	Value
Elastic behavior	Modulus number, K_{ur}	416
	Exponent, n	0.780
	Poisson's ratio, ν	0.28
Failure criterion	Intercept, η_1	32
	Exponent, m	0.085
Plastic potential	Intercept, Ψ_2	-3.61
	Exponent, μ	2.220
Yield function	Exponent, h	0.676
	Constant, a	0.146
Hardening function	Intercept, C	0.00039
	Exponent, p	1.935

IV. 시험결과 및 고찰

1. 단순한 응력경로

Fig. 3은 축차응력을 증가시키고 구속압력을 일정하게 하면서 파괴에 이르는 경우로서 처음 응력수준을 높이는 방향으로 하중을 가하는 단순한 경우를 보여주고 있다. 단일항복면 구성모델

의 이론에서 사용된 토질매개변수값은 유사한 시험이 결과로부터 얻었고, 비록 높은 응력수준에서 축변형률의 시험결과와 계산결과 사이에는 어느정도 차이가 있지만, 이것은 토질매개변수의 결정시료와 실험시료사이의 차이로 인한 것으로 대체적으로 양호하며, 체적변형률은 시험결과와 좋은 일치를 나타냈다.

Fig. 4는 Fig. 3과 대조적으로 일정한 구속압력과 감소하는 축차응력을 가진 또다른 경우의 하중을 제거하는 경우를 보인 것이다. 축변형률은 서로 잘 합치하는 반면, 계산된 체적변형률은

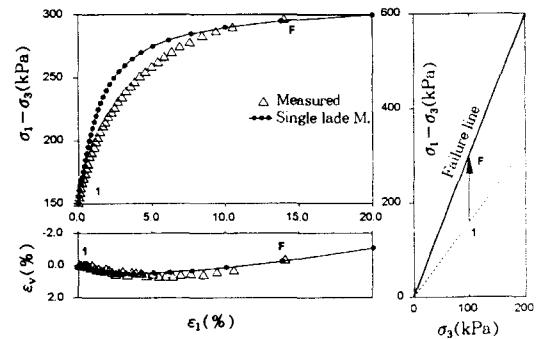


Fig. 3. Stress-path with increasing deviator stress and constant confining pressure : conventional primary loading ; Increasing stress level

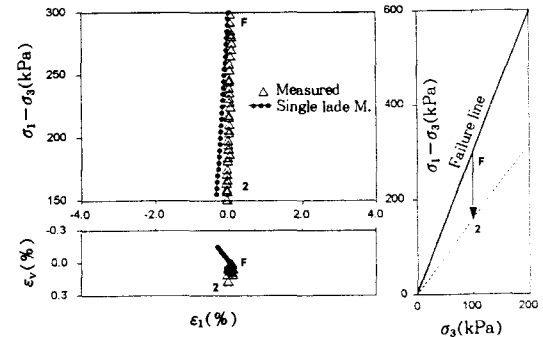


Fig. 4. Stress-path with decreasing deviator stress and constant confining pressure : conventional unloading ; Decreasing stress level

(-)이고 시험결과와 체적변형률은 (+)를 나타내고 있다. 이러한 현상은 하중을 제거할 경우에 이론적으로는 응력증분방향이 항복면 내부로 향하므로 소성변형이 생길 수 없으나 실제로는 이러한 경우도 어느 정도의 소성변형이 생기기 때문이다.

Fig. 5는 축차응력과 구속압력을 증가시키면서 높은 응력수준에 이르게 하는 응력경로 시험을 나타낸다. 시험결과는 처음 응력수준이 증가하므로 소성변형이 증가하고 있다. 단일항복면의 계산결과는 응력증분의 방향이 눈물방울 모양의 항복면의 작게 확대하는 방향으로 증가하므로 소성 변형 또한 점차적으로 증가를 보이고 있는 반면,

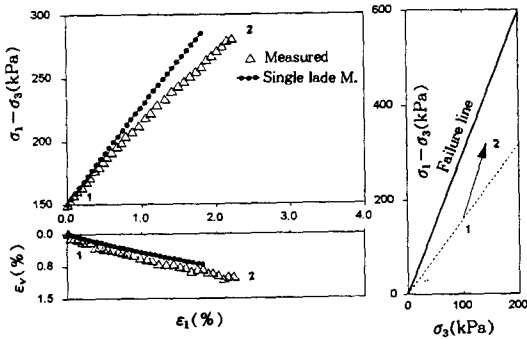


Fig. 5. Stress-path with increasing deviator stress and increasing confining pressure ; increasing stress level

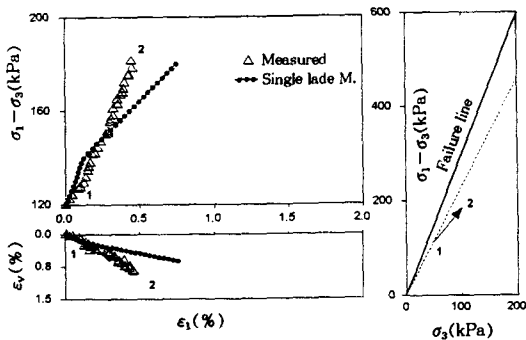


Fig. 6. Stress-path with increasing deviator stress and increasing confining pressure ; Decreasing stress level

시험결과보다는 작은 축변형률을 나타냈다.

Fig. 6은 높은 응력수준에서 축차응력과 구속압을 증가시키면서 낮은 응력수준으로 이동하는 응력경로 시험을 나타낸다. 비록 응력수준이 감소하더라도 축차응력의 크기는 증가한다는 것에 유의하여야 한다. 시험결과는 응력증분의 방향이 응력수준을 감소하는 방향이므로 시험결과와 변형의 대부분이 탄성변형을 하고 있다. 그리고 단일항복면의 계산결과는 초기에는 눈물방울 모양의 항복면 내부로 향함으로서 탄성거동만을 보이다가, 눈물방울 모양의 항복면에 바로 접하면서 차츰 소성변형을 나타내고 있다.

Fig. 7은 Fig. 6과는 대조적인 응력경로 시험으로서 축차응력이 낮은 방향으로 이동하는 응력 경로시험의 경우를 나타낸 것이다.

단일항복면의 계산결과는 응력증분이 눈물방울 모양의 항복면의 내부로 향함으로서 순수한 탄성거동만을 나타내고 있다. 그러므로 평균주응력의 증가로 발생하는 소성체적 변형률값을 계산할 수 없는 결점 때문에 계산값이 실험값의 절반 정도밖에 되지 않는다.

Fig. 8은 축차응력은 증가하고 구속압력은 감소시켜 응력수준을 높여 파괴에 이르게 하는 경우를 나타낸 것이다. 시험결과는 응력수준이 증가하므로 소성변형이 증가하여 파괴에 이르고 있

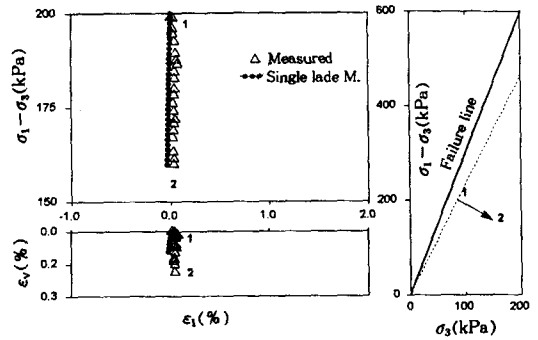


Fig. 7. Stress-path with decreasing deviator stress and increasing confining pressure ; Decreasing stress level

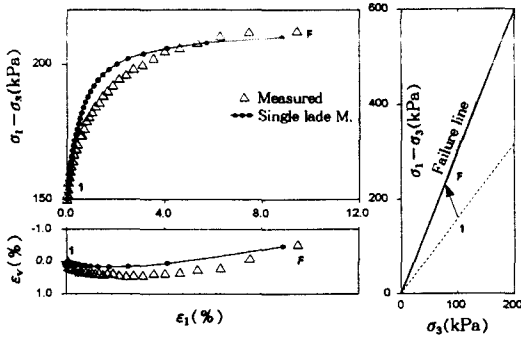


Fig. 8. Stress-path with increasing deviator stress and decreasing confining pressure ; Increasing stress level

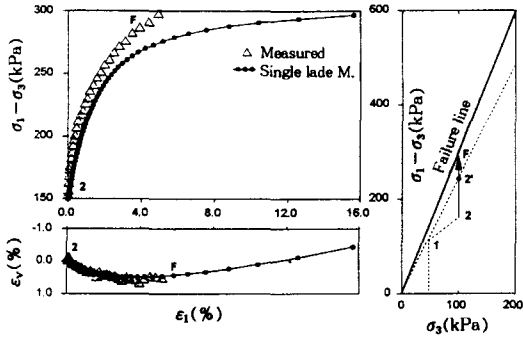


Fig. 9. Stress-path with decreasing deviator stress and confining pressure after previous loading to higher stress level

다. 단일항복면의 계산결과는 눈물방울 모양의 항복면이므로 항복면에 수직인 방향이며 따라서 큰 소성변형을 나타내면서 시험결과를 유사하게 예측하고 있었다.

Fig. 9는 과거에 (1)지점까지 선행하중을 가하고 (2)지점에서 구속압력은 고정하고 축차응력을 증가하여 파괴에 이르는 응력경로시험이다. 이와 같은 응력경로에 있어 구성모델의 이론에 의하면 (1)지점의 연장선 안에는 모두 탄성거동을 하며 연장선 이상의 응력수준에서만 소성변형이 발생하게 된다.

시험결과는 이론과는 달리 (2')지점에 도달하기 이전에 이미 소성변형을 보이고 있음을 나타

내고 있다. 단일항복면에서는 초기에 약간의 탄성거동을 보이나 (2')에 미치지 못하는 지점에서부터 바로 소성변형이 발생하여 초기에는 시험결과와 유사하게 나타나다가 시험결과보다는 큰 축차응력을 나타내고 있으며 한편, 체적변형률은 잘 합치하는 것으로 나타났다. 결과적으로 시험결과는 선행하중에 의한 잔류응력(Residual stress)의 결과로 인하여 항복면 안에서도 소성변형이 발생하는 것으로 판단되며 이러한 형태의 제하, 그리고 재재하일때 시험결과에서 항상 나타나고 있다. 이러한 거동은 Bauschinger 효과에 의한 것으로 판단되며 단일항복면 구성모델은 이러한 효과를 고려하지 못하였다.

2. 응력비 일정시험의 예측

일정한 응력비 $\eta(p = \frac{1}{3}(\sigma_1 + 2\sigma_3))$, $q = \sigma_1 - \sigma_3$, $\eta = \frac{q}{p}$ 를 0.0, 0.5, 1.0, 1.25로 한 응력비 일정시험을 실시하여 단일항복면 구성모델로서 예측하고 특성을 알아 보았다. Fig. 10은 평균 주응력과 체적변형률의 관계로서 단일항복면 구성모델로서 계산한 것을 시험결과와 함께 비교하여 나타내었다.

Fig. 10(a)의 단일항복면 계산결과는 시험결과와는 반대로 응력비가 증가할수록 작은 체적변형률을 나타내고 있다. 이러한 계산결과는 정수압축에서 파괴면 사이의 일정한 응력비를 갖는 응력경로의 경우, 단일항복면의 이론에 의하면 항복면이 눈물방울모양이므로 정수압축 가까이에서는 최대의 체적변화가 발생하는 반면, 멀어진 경우는 소성변형으로 인하여 이 보다는 적은 체적변화가 발생하는 현상으로 이점이 단일항복면 모델의 약점이 되고 있다.

Fig. 10의(b)는 응력비 ($\eta=0.0$)를 제외한 응력비 $\eta=0.5, 1.0, 1.25$ 의 경우를 축변형률에 대한 축차응력과 체적변형률의 관계를 나타내고 단일항복면 구성모델로서 계산한 결과를 나타낸 것이다. Fig. 10(b)에서 보는바와같이 시험결과와 비교적 잘 합치하고 있으나 응력제거 부분에서

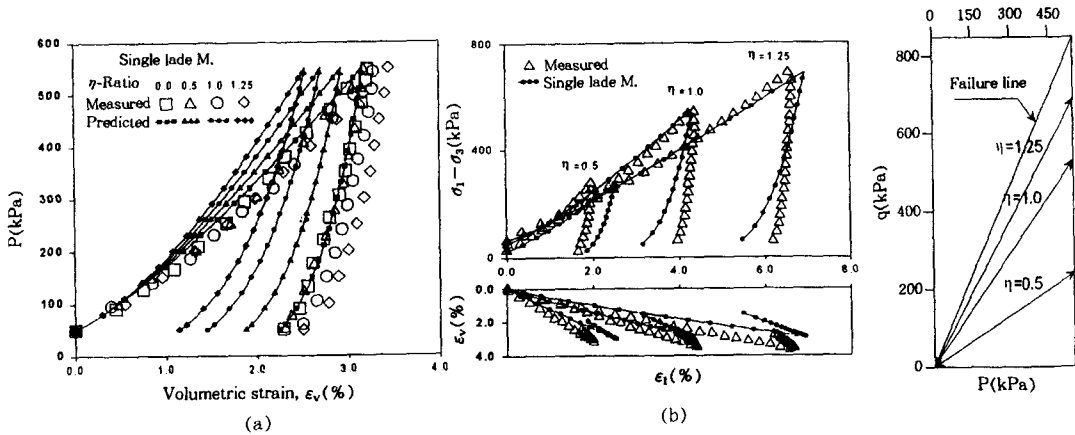


Fig. 10. (a) Comparison between measured and calculated volumetric strains vs mean principal stress for Baekma river sand, (b) Comparison between measured and calculated deviatoric stresses and volumetric strain vs axial strain for Baekma river sand

축변형률의 감소가 크게 나타나고 있는데 이것은 탄성대개변수를 구하는 식 (2)에서 σ_3 변화의 영향으로 이점의 보완이 요구되고 있다.

3. 응력경로에 따른 변형률 거동

변형률에 영향을 미치는 응력경로 방향의 효과를 알아보기 위하여 삼축면에서 일정한 응력중분 ($\sqrt{I_2}$)을 갖는 응력경로시험을 실시하였다. 시험은 Fig. 11에 모식적으로 나타낸 바와 같이 삼축면에서 O점을 기준으로 하여 각각 A, B, C, D 그리고 E, F, G까지 이동한 후 다시 각각 O점으로 되돌아 오도록 하여 각 방향의 소성변형률 증분벡터를 구하여 Fig. 12(a)에 나타내었다. Fig. 12(a)에서 보는 바와같이 응력중분의 방향에 따라 크기와 방향이 크게 다르다는 것을 보이고 있다.

Lade의 단일항복면 구성모델로 소성변형률 증분벡터를 구하여 Fig. 12(b)에 나타내었다. Lade의 단일항복면 모델은 소성변형률 증분벡터의 방향이 직교법칙에 의하여 응력중분의 방향과는 무관하게 한점에서 같은 방향을 갖는다. 그러나 Fig. 12(b)에서는 벡터의 방향이 약간 다르게 나타나고 있다. 이것은 50회의 소응력중분에 의하여 계산되었기 때문이다.

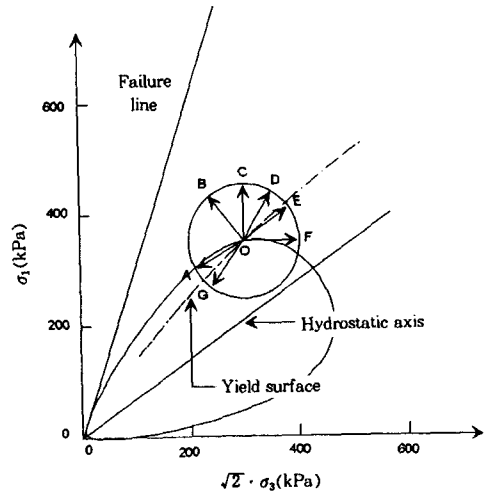


Fig. 11. Schematic illustration of stress-path direction in triaxial plane

Fig. 12(a)(b)를 비교하여 알수 있듯이 응력경로와는 무관하게 소성변형률 증분벡터가 발생하는 단일항복면모델로는 응력경로 의존성을 보이는 백마강 모래의 거동을 정확하게 계산하기는 어렵다고 할 수 있다.

V. 결 론

백마강 모래를 사용하여 다양한 응력경로를 갖

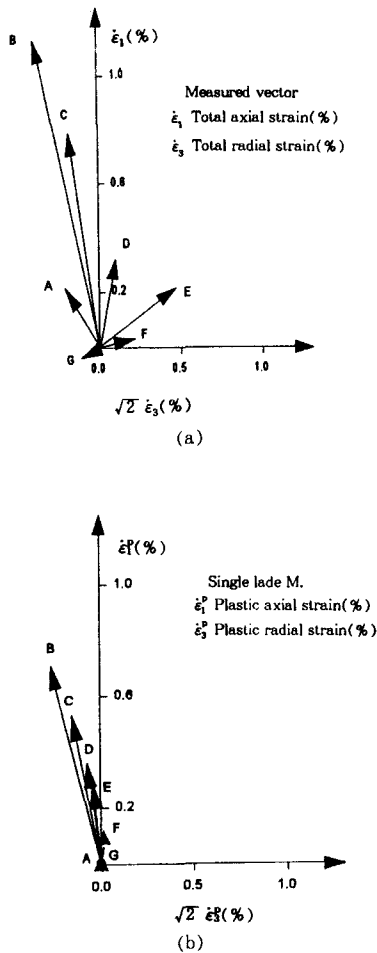


Fig. 12. Comparison between measured and calculated strain increment vectors in tri-axial plane(a)~(b)

는 삼축시험을 실시하고, Lade의 단일항복면 구성모델을 사용하여 응력-변형률 거동을 계산하고 비교한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 응력반전을 포함하는 응력경로에서 탄·소성 이론에서 가정한 바와는 달리 모래는 항복면 안에서 탄성변형뿐만 아니라 소성변형도 약간의 발생한다.
2. 응력비가 일정한 응력 경로에 대하여서는 응력비가 클수록 체적변형이 작게 나타나게 되어 있는 단일항복면 모델로는 응력비가 클수록 체적

변형이 크게 나타나는 백마강 모래의 거동을 잘 나타낼 수 없었다.

3. 소성변형률 증분벡터의 방향에 대하여 응력 경로에 무관한 이론으로 이루어진 단일항복면 모델로는 응력경로 의존성을 보이는 백마강 모래의 거동을 정확하게 계산하기는 어렵다.

4. 단일항복면 구성모델을 사용하여 여러 가지 응력경로를 계산한 결과 위에서 말한 몇가지 약점은 보이고 있으나 그 정도는 계산결과에 그렇게 큰 영향을 미치지 못하고 실용적인 면에서 단일항복면 구성모델의 적용은 양호한 것으로 생각된다.

이 논문은 1998년도 원광대학교의 교비지원에 의해서 연구됨

참 고 문 헌

1. Drucker, D. C., Gibson, R. E. and Henkel, D.J., "Soil Mechanics and Work Hardening Theories of Plasticity", Trans, Vol. 122, 1957, pp. 333-345.
2. Roscoe, K. H., Schofield, A. N., and Worth, C. P., "On the Yielding of Soil", Geotechnique, London, England, Vol. 8, No. 1, 1958, pp. 22-52.
3. Nova, R., and Wood, D. M., "An Experimental Programme to Define The Yield Function for Sand," Soil and Foundations, Vol. 18, No. 4, 1987, pp. 77-86.
4. Lade, P. V., and Duncan, J. M., "Stress-Path Dependent Behavior of Cohesionless Soil", Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, Vol. 99, No. SM10, 1973 pp. 793-812.
5. Lade, P. V., "Single Hardening Model With Application to Nc Clay", Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, Vol. 116, No. 3, 1990, pp. 394-414.