

구성모델을 이용한 재성형 이암풍화토의 비배수 전단거동 예측

A Prediction of Undrained Shear Behavior of the Remolded Weathered Mudstone Soil Using the Constitutive Model

이 상 웅¹ Lee, Sang-Woong

추 인 식² Choo, In-Sig

김 영 수³ Kim, Young-Su

김 기 영⁴ Kim, Ki-Young

Abstract

This study proposed a new yield function considering the spacing ratio of the critical state to predict the undrained shear behavior of anisotropic field ground. We have suggested a nonassociated constitutive model that used a newly modified plastic potential function in order to apply the yield function of the modified Cam-Clay model to the anisotropic consolidation. In this paper, we predicted undrained shear behavior of the remolded weathered mudstone soils in Pohang isotropically and anisotropically consolidated using the suggested model. To evaluate the reliability of proposed model, we predicted undrained shear behavior of Bangkok Clay isotropically, normally consolidated and Drammen Clay Ko consolidated. The predicted results are consistent with the observed behavior.

요 지

본 연구에서는 이방성을 가지는 현장지반의 비배수 전단거동을 예측하기 위해 한계상태 간격비를 고려한 새로운 항복함수식을 제안하였다. 또한 수정 Cam-clay모델의 항복면 식을 이방압밀 조건에 적용할 수 있도록 수정한 새로운 소성포텐셜 함수를 적용하는 비관련 구성모델을 제안하였다. 제안모델을 적용하여 등방 및 이방압밀된 재성형 포항 이암풍화토의 비배수 전단거동을 예측하였으며, 신뢰성을 평가하기 위해 등방정규압밀된 Bangkok clay 및 K_0 압밀된 Drammen clay의 비배수 전단거동을 예측하였다. 그 결과 제안된 모델은 전반적인 거동을 잘 예측하는 것으로 나타났다.

Keywords : CKoUC, Constitutive model, Non associated flow rule, Plastic potential, The spacing ratio of critical state

1. 서 론

탄소성 구성모델인 Original Cam-Clay(Roscoe et al, 1963, 이하 OCC)모델 및 Modified Cam-Clay(Roscoe et al, 1968, 이하 MCC)모델은 모델상수의 산정이 간편하고 적용이 편리하여 지반공학 분야에서 가장 널리 적용되고 있다. 하지만 고정된 한계상태 간격비(spacing

ratio of critical state)를 적용함으로써 실제 다양한 한계상태 간격비를 나타내는 지반조건에 유연하게 적용할 수 없다는 단점을 가지고 있다. 이러한 단점을 보완하고자 오세봉 등(1992)은 MCC모델에 한계상태 간격비 개념을 접목시킨 Adapted Cam-Clay(이하 ACC)모델을 제안하여 한계상태의 습윤축인 등방 정규압밀상태 및 미약한 과압밀 상태의 거동예측에 더욱 효과적

1 정희원, (주) 연엔지니어링 지반공학부 부장 (Member, General manager, of Yeon Engrg. Co., lsw0303@yeons.co.kr.)

2 정희원, (주) 두호엔지니어링 설계1팀 대리 (Member, Assistant manager, of Dooho Engrg. Co.)

3 정희원, 경북대학교 공과대학 토목공학과 교수 (Member, Prof., of Civil Engrg., Kyungpook National Univ.)

4 정희원, 한국수자원공사 댐안전연구소 선임연구원 (Member, Senior Researcher of Kowaco Dam Safety Research Center)

인 예측결과를 발표하였다. 하지만 상기한 구성모델들은 지반의 압밀조건을 등방상태로 가정함으로써 자연 지반의 K_0 압밀상태 및 압밀응력비가 정지토압계수 보다 큰 이방압밀 상태의 사면저부나 건축물 기초의 수동 영역 등에서 발생하는 전단거동을 설명할 수 없는 한계를 가지고 있다.

따라서, 본 연구에서는 Cam-Clay 이론을 확장하여 등방 및 이방압밀 상태에 적용 가능하고, 흙의 한계상태 간격비를 유연하게 적용할 수 있는 새로운 항복함수식 및 비관련 구성모델을 제안하였다. 경북 포항지역에 분포하는 재성형된 이암풍화토의 등방, K_0 및 이방 정규압밀 상태의 비배수 전단시험 결과를 적용하여 본 제안 모델의 적용성을 평가 하였으며, 등방정규압밀된 Bankok clay 및 K_0 압밀된 Drammen clay의 비배수 전단시험 결과를 예측하여 다양한 점토시료에 대한 적용가능성을 평가하였다.

2. 제안모델

본 연구에서는 포항 이암풍화토의 시험결과 나타난 시료의 항복면과 유사한 형태를 가지며, 흙의 종류 및 압밀조건에 따라 한계상태 간격비를 유연하게 적용할 수 있는 새로운 항복함수식을 제안하였다. 또한 MCC 모델의 항복면 식을 이방압밀 조건에 적용할 수 있도록 수정한 새로운 소성포텐셜 함수를 적용하는 비관련 구성모델(nonassociative constitutive model)을 제안하였다.

2.1 항복함수

그림 1은 등방조건으로 정규압밀 및 과압밀된 이암풍화토의 비배수 전단시험 응력경로를 나타낸 것으로 항복면의 형상은 OCC 모델의 형상과 반대인 습윤측으로 치우친 캡의 형상을 가지며 항복면 정점의 크기는 MCC 모델과 유사함을 알수 있다. 이에 본 연구에서는 등방압밀 조건시 그림 1과 같이 과압밀비가 증가할수록 초기 항복면의 크기가 감소하는 즉, OCC 모델의 항복면 형상과 반대인 새로운 항복면 함수인 식 (1)을 제안하였다.

$$f = \left(\frac{\eta}{M}\right)^2 - \alpha \ln\left(\frac{p_o}{p'}\right) \quad (1)$$

여기서, η 는 응력비로써 $\frac{q}{p}$ 로 정의 되며 M 은 한계상태

선의 기울기이고, p_o 는 항복면의 경화를 발생하는 경화계수이며, p' 는 전단시의 평균 유효응력이다.

식 (1)에서 α 는 흙의 종류 및 압밀조건에 따라 상이하게 나타나는 한계상태 간격비를 유연하게 적용할 수 있도록 본 연구에서 제안된 모델계수이다. 한계상태 도달시 $q = Mp'_f$ 의 관계가 성립되어야 하므로, $\alpha \ln(p_o'/p')$ 는 1이 되어야 한다. 또한 한계상태 도달시 p_o'/p' 의 값이 한계상태 간격비와 동일하므로 등방압밀조건에서 α 는 식 (2)와 같이 정의된다.

$$\alpha = 1/\ln\frac{1}{s} \quad (2)$$

여기서, s 는 한계상태 간격비이다. 그림 2와 같이 한계상태선을 비체적(v) - $\ln p'$ 평면상에 투영시키면 정규압밀선과 일정한 간격을 가진 평행한 직선으로 표현되며, 팽창곡선을 따라 구해지는 정규압밀선에 대한 한계상태의 상대적 위치는 간극비에 상관없이 일정하게 나타내는데 이 거리를 한계상태 간격비라 정의 한다(오세봉

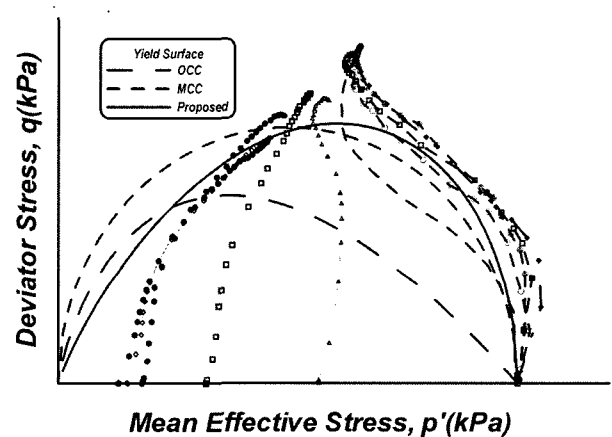


그림 1. 이암풍화토의 응력경로

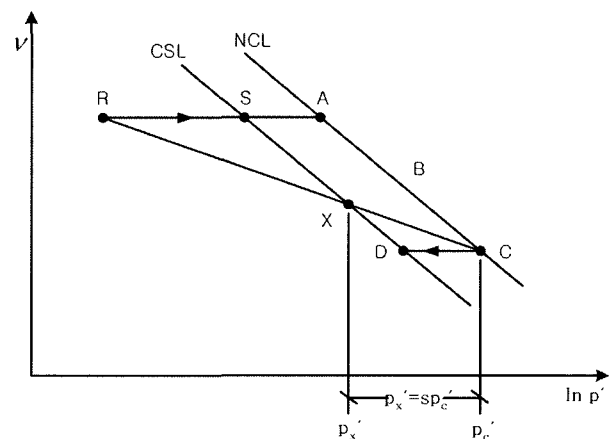


그림 2. 한계상태 간격비

등, 1992).

식 (1)을 소성 증분에너지와 내부 소산에너지의 평형 조건식으로 정리하면 식 (3)과 같으며, 소성변형률 증분 비로 표현하면 식 (4)와 같다.

$$pd\varepsilon_p^p + qd\varepsilon_q^p = p\sqrt{d\varepsilon_p^p + (\alpha M^2 - \eta^2)d\varepsilon_q^p} \quad (3)$$

$$\frac{d\varepsilon_q^p}{d\varepsilon_p^p} = -\frac{dp}{dq} = \frac{2\eta}{\alpha M^2 - 2\eta^2} \quad (4)$$

기존의 OCC 모델은 항복함수식에서 나타나듯이 0.368의 간격비를 이용하고 있으며, MCC 모델은 0.5의 고정된 간격비를 이용하고 있다. 하지만, Adachi et al.(1982), Baladi et al.(1979), Sandler et al.(1976)등의 연구결과에서 흙의 종류에 따라 한계상태 간격비가 달라질수 있다고 발표하였으며, 동일한 흙에 대해서도 압밀조건에 따라 달라지기 때문에 고정된 간격비를 이용한 구성모델로는 비배수 전단거동 및 전단강도를 정확하게 예측할 수 없다.

한계상태 간격비를 산정하는 방법에 있어서 Wroth (1984)는 비체적(v) - $\ln p'$ 평면상에서 간격비를 산정할 경우 팽창선의 기울기 산정시 발생하는 오차로 인하여 간격비가 달라질수 있기 때문에 압밀시험 결과보다는 비배수 전단강도로부터 식 (5)를 이용하여 한계상태 간격비를 산정하는 것이 보다 합리적이라고 발표하였다.

$$\frac{S_u}{\sigma_{vo}} = \frac{M}{2}(s \times OCR)^A \quad (5)$$

여기서, S_u 는 비배수 전단강도, σ_{vo} 는 등방압밀 수직응력이며, M 은 한계상태선의 기울기이다. s 는 한계상태 간격비, A 는 $1 - \kappa/\lambda$ 로 정의 된다.

본 연구에서 수행한 시험결과로부터 Wroth(1984)가 제안한 식 (5)를 이용하여 산정한 한계상태 간격비는 등방정규압밀 조건에서 0.673으로 나타나 OCC 모델의 0.368 및 MCC 모델의 0.5와는 상당한 차이를 보이고 있다. 이러한 한계상태 간격비의 차이는 OCC 및 MCC 모델을 사용하여 본 시료의 비배수 전단강도를 예측하였을 때 당연히 실제강도보다는 과소평가 될 것이라는 것을 예측할 수 있다. 따라서 시료의 종류 및 압밀조건 등에 따라 간격비를 달리하여 적용할 수 있는 항복함수식을 사용하여야만 실제강도에 근접하는 예측결과를 기대할 수 있을 것으로 사료된다.

본 연구에서 제안한 등방압밀시 항복함수식 (1)을 K_0

압밀상태 및 이방압밀 상태에서도 적용할 수 있도록 이방압밀축을 대칭축으로 회전시키면 식 (6)과 같다.

$$f^* = (\eta - \eta_o)^2 - \alpha(M^2 - \eta_o^2) \ln \frac{p_o}{p} \quad (6)$$

여기서, η_o 는 이방압밀 종료시의 응력비로써 $\frac{q_o}{p_o}$ 로 정의된다.

등방압밀된 흙과 K_0 상태로 압밀된 흙의 초기 항복면의 차이가 Tavenas 와 Leroueil(1977)등의 연구에서 논의된 바와 같이 K_0 압밀상태의 항복면은 응력공간내의 정수압축이 아닌 K_0 압밀선에 대하여 대칭적인 형상을 나타내기 때문에 본 연구에서도 초기 항복면이 K_0 압밀선 및 임의의 이방압밀선을 대칭축으로 회전된 비틀린 항복면 함수식을 제안하였다.

K_0 압밀 및 이방압밀시에도 등방압밀조건에서 제시한 바와 같이 압밀조건에서 필연적으로 발생하는 한계상태 간격비의 변화영향을 고려하여 항복면의 크기를 조절하고자 식 (6)을 한계상태시 축차응력 q 가 Mp_f' 에 도달하는 조건을 만족시키도록 정리하면 α 는 다음 식 (7)과 같이 정의된다.

$$\alpha = \frac{M - \eta_o}{M + \eta_o} \frac{1}{\ln \frac{1}{s}} \quad (7)$$

2.2 소성 포텐셜 함수

응력공간상에서 임의의 한점을 지나는 등포텐셜면이 존재한다고 가정하였을때 이 등포텐셜면의 수학적인 표현을 소성포텐셜이라 정의한다. 제안된 모델은 이방성 모델로의 확장을 위해 MCC모델의 항복함수를 소성포텐셜로 가정하는 비관련 유동법칙(nonassociative flow rule)을 적용하였다. 이러한 가정을 채택한 이유는 비관련 유동법칙을 적용하지 않고서는 이방압밀 조건에서 나타나는 응력연화 현상을 모사하기가 용이하지 않기 때문이다. 또한 MCC 모델의 항복함수가 고정된 한계상태 간격비를 적용하기 때문에 항복함수로서는 문제점을 가지고 있으나, 한계상태 도달시 소성체적 변형률이 영이 되어야 하는 소성포텐셜 함수로서는 적합하기 때문이다.

본 연구에서 등방압밀 조건에서 적용된 소성포텐셜 식은 (8)과 같고, 소성포텐셜 함수를 p' 와 q 에 대하여

미분하여 소성체적변형률 및 소성전단변형률을 정의하면 식 (9) 및 (10)과 같다. 식 (8)의 소성포텐셜과 항복함수와의 교점이 현 응력점이 되며, 이때 소성포텐셜에 대한 접선의 법선방향으로 소성변형률이 발생한다.

$$g = p'^2 - p_\alpha p' + \frac{q^2}{M^2} \quad (8)$$

$$d\varepsilon_p^p = \lambda \frac{\partial g}{\partial p'} = \lambda \left(p' - \frac{q^2}{M^2 p'} \right) \quad (9)$$

$$d\varepsilon_q^p = \lambda \frac{\partial g}{\partial q} = \lambda \left(\frac{2q}{M^2} \right) \quad (10)$$

여기서, p_α 는 소성포텐셜의 크기에 관련된 계수이고 λ 는 소성변형률의 크기를 결정하는 비례계수로서 식 (11)과 같이 정의된다.

$$\lambda = - \frac{\frac{\partial f}{\partial p'} dp' + \frac{\partial f}{\partial q} dq}{\frac{\partial f}{\partial p_0} \left(\frac{\partial p_0}{\partial \varepsilon_p^p} \frac{\partial g}{\partial p'} + \frac{\partial p'}{\partial \varepsilon_q^p} \frac{\partial g}{\partial q} \right)} \quad (11)$$

이상의 등방거동 예측시 적용된 소성포텐셜을 이방거동예측이 가능하도록 확장하기 위해 이방압밀 종료시의 응력상태를 표현하는 η_0 를 고려한 식 (12)와 같은 에너지 평형방정식을 가정하여 식 (13)과 같은 소성포텐셜 함수를 유도하였다.

$$p' d\varepsilon_p^p + q d\varepsilon_q^p = p' \sqrt{d\varepsilon_p^p{}^2 + (M^2 + \eta_0^2) d\varepsilon_q^p{}^2} + 2\eta_0 d\varepsilon_p^p d\varepsilon_q^p \quad (12)$$

$$g^* = \frac{(\eta^2 - \eta_0^2)}{M^2} - \frac{p_\alpha}{p'} + 1 \quad (13)$$

식 (13)을 p' , η 에 대하여 미분하여 정리하면 식 (14)와 같은 소성변형률 증분비의 관계를 얻을 수 있다.

$$\frac{d\varepsilon_q^p}{d\varepsilon_p^p} = - \frac{dq}{dp'} = \frac{2(\eta - \eta_0)}{M^2 - \eta^2 + \eta_0^2} \quad (14)$$

식 (14)는 η_0 가 영인 등방압밀 상태에서는 한계상태 조건을 만족시키며 이방압밀조건에서는 η 가 M 에 도달한 이후에 발생하는 응력연화 현상을 설명할 수 있는 것으로 사료된다. 식 (13)으로부터 소성전단 변형률 및 소성체적 변형률을 정의하면 다음 식 (15), (16)과 같다.

$$d\varepsilon_p^p = \lambda \frac{\partial g}{\partial p'} = \lambda p' \left(\frac{\eta_0^2 - \eta^2}{M^2} + 1 \right) \quad (15)$$

$$d\varepsilon_q^p = \lambda \frac{\partial g}{\partial q} = \frac{2p'}{M^2} (\eta - \eta_0) \quad (16)$$

3. 시험조건

본 연구에서는 구성모델을 적용하여 포항지역 이암 풍화토의 비배수 전단거동을 예측하고자 재성형된 이암 풍화토를 등방상태, K_0 및 이방압밀상태로 정규압밀한 후 비배수 전단시험을 수행하였다. 시험장치는 하중 제어 장치인 Load Trac-II와 압력을 독립적으로 조절할 수 있는 Flow Trac-II로 구성된 미국 GEOTEC사에서 제작된 장비를 이용하였다.

본 연구에 사용된 시료는 경상북도 포항시 양덕동 일대에 산재하고 있는 이암 풍화토로서 비중 2.53, 소성지수 35로 고소성 점토인 CH로 분류되었다. 시료의 물리적 특성은 표 1과 같다.

등방압밀시 60kPa로 예비압밀된 시료를 이용하여 최종 유효수직응력이 100, 200, 300, 400, 600kPa이 되도록 압밀 후 비배수 전단시험을 실시하였다.

K_0 압밀시 과잉간극수압의 발생을 최대한 억제하면서 횡방향 변형률이 $\pm 0.02\%$ 이내에서 유지될 수 있도록 충분히 느린 0.2kPa/min의 속도로 압밀을 진행하였다. 또한 이방압밀 상태를 재현하기 위하여 유효수직응력에 대한 유효수평응력비가 0.5, 0.7인 두가지 경우로 압밀을 수행하였다. 이방압밀 시험의 경우에도 K_0 압밀시험의 재하속도와 동일한 0.2kPa/min의 속도로 압밀을 진행하였으며, 최종 유효수직응력이 200, 300, 400, 600kPa이 되도록 압밀하였다.

비배수 전단시 재하속도는 Blight(1963)의 방법을 적용하여 0.1%/min의 재하율을 사용하였다.

4. 제안모델의 적용

4.1 모델 매개변수의 산정

본 연구에서 적용된 MCC 모델을 기본으로 하는 구

표 1. 이암 풍화토의 물리적 특성

Gs	LL(%)	PL(%)	PI	#200통과율(%)	USCS
2.53	56	20	36	80	CH

성모델들의 매개변수에는 압밀특성을 반영하는 정규압밀선의 기울기 λ , 팽윤선의 기울기 κ , 압밀종료시 즉 전단직전의 초기간극비 e_0 등이 필요하며, 또한 전단시 한계상태선의 기울기 M 을 결정하기 위한 한계상태시의 내부마찰각인 ϕ_{cs} , 전단탄성변형을 산정을 위한 전단탄성계수 G 및 포와송비 ν 등이 있다. 또한 이방압밀시 거동예측을 위해서는 최종압밀응력비 K 가 필요하며, ACC 모델 및 본 연구에서 제안된 모델의 적용을 위해서는 한계상태 간격비가 추가적으로 결정되어야 한다.

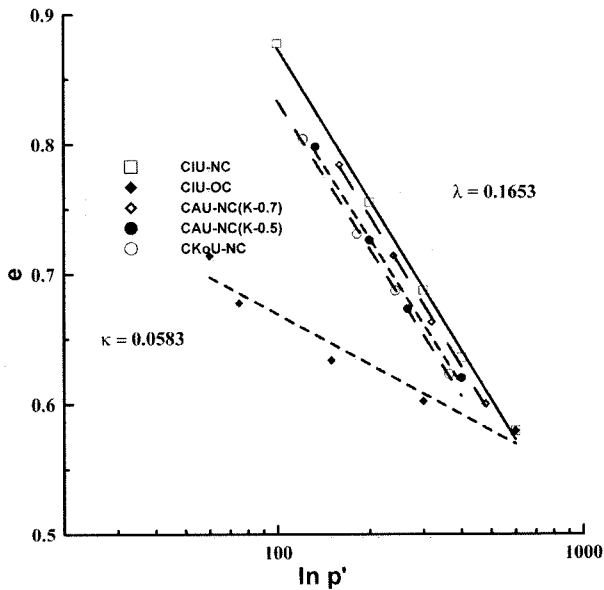


그림 3. 등방 및 이방압밀곡선

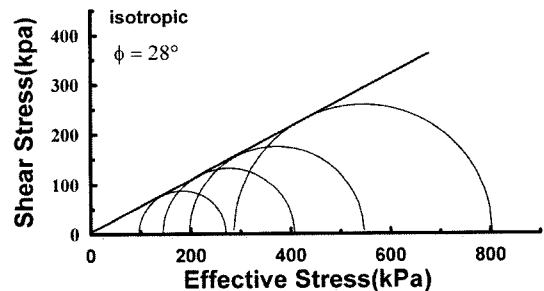
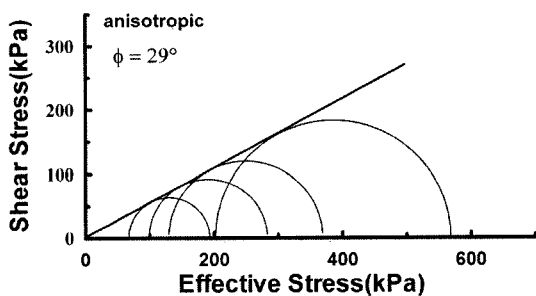


그림 4. ϕ_{cs} 값 산정결과

표 2. 적용모델 매개변수 산정결과

Sample	λ	κ	$\phi_{cs} (^{\circ})$	M	ν
포항 이암풍화토	0.165	0.058	28	1.13	0.25

표 3. 압밀비에 따른 한계상태 간격비

Sample	$K(\frac{\sigma'_{ho}}{\sigma'_{wo}}) = 1.00$	$K(\frac{\sigma'_{ho}}{\sigma'_{wo}}) = 0.70$	$K(\frac{\sigma'_{ho}}{\sigma'_{wo}}) = 0.50$	$K(\frac{\sigma'_{ho}}{\sigma'_{wo}}) = 0.41$
한계상태간격비, s	0.67	0.72	0.87	0.94

시험결과 압밀조건에 따른 λ 값의 변화는 거의 발생하지 않았으며, 그림 3과 같이 정규압밀선의 기울기는 0.165, 팽윤선의 기울기는 0.058로 나타났다. 그림 4는 파괴포락선을 이용하여 ϕ_{cs} 값을 산정한 결과이다. 산정결과 등방압밀 조건시 28°, K_0 압밀 조건시에는 29°로 나타났다. 이상의 결과로부터 포항 이암풍화토의 모델 매개변수를 산정한 결과는 표 2와 같다.

한계상태 간격비를 산정한 결과는 표 3과 같다. 등방압밀된 시료의 한계상태 간격비를 산정하기 위하여 먼저 각각의 압밀압력에서 나타난 최대축차응력을 유효수직 압밀응력으로 정규화하였을때 0.44의 값을 나타냈으며, 유효 수직압밀응력 조건에 따른 정규화된 값의 편차는 거의 발생하지 않았다. Wroth(1984)가 제안한 식에 정규화된 평균값을 이용하여 한계상태 간격비를 산정한 결과 0.67로 나타났다. 따라서, 제안모델에서 한계상태 간격비를 고려하기 위하여 적용된 매개변수인 α 는 2.53으로 산정되었다. 이방압밀된 시료의 한계상태 간격비를 산정한 결과 압밀응력비가 증가할수록 등방압밀 상태의 한계상태 간격비 값에 근접함을 알 수 있으며, K_0 상태에서는 0.94로 나타났다.

구성모델을 이용한 포항 이암풍화토의 압밀조건에 따른 비배수 전단거동 예측시 등방정규압밀 조건인 경우는 MCC 모델 및 ACC 모델을 적용하였으며, K_0 및 이방압밀 조건에 대해서는 MCC 모델을 근간으로 이방압밀시 전단거동을 예측할수 있게 확장변형된 Dafalias

표 4. 각 모델의 항복함수 및 소성전단 변형률

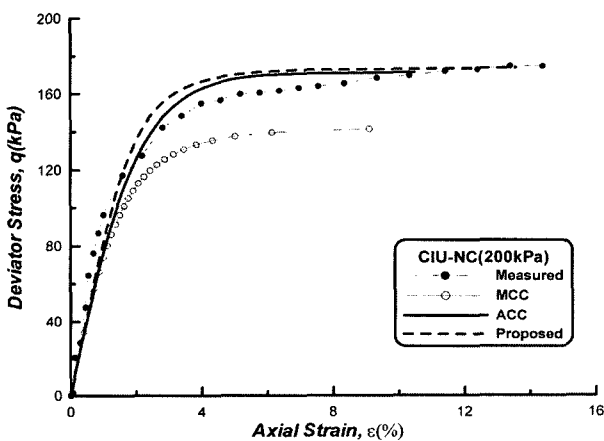
구분	항복함수	소성전단 변형률
MCC	$f = p^2 - p_0 p' + \frac{q^2}{M^2}$	$d\epsilon_q^p = d\epsilon_p^p \frac{2\eta}{M^2 - \eta^2}$
ACC	$f = \frac{q^2}{M^2} + \frac{s^2}{(1-s)^2} [p' - (2s-1)p_0] [p' - p_c]$	$d\epsilon_q^p = d\epsilon_p^p \frac{(1-s)^2}{M^2 s^2} \frac{q}{p' - sp_c}$
Dafalias	$f = \frac{1}{M^2} (\eta^2 - 2\alpha p' q + p_0 p'^2) + p'^2 - p_0 p'$	$d\epsilon_q^p = d\epsilon_p^p \frac{2(\eta - \alpha)}{M^2 - \eta^2}$
Banerjee	$f = \frac{1}{M^2} \left[\left(q - \frac{2}{3} \frac{p'}{p_0} q_0 \right)^2 - \frac{1}{9} \frac{p'}{p_0} q_0^2 \right] - p' p_0 + p'^2$	$d\epsilon_q^p = \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_0} \frac{1}{C(\eta_0)} \frac{dq_0}{p_0}$

모델(1986, 2002) 및 Banerjee 모델(1987)을 적용하였다. 그리고 기존 구성모델의 예측결과와 본 연구에서 제안된 모델의 예측결과를 비교분석하였다. 각 모델의 항복함수 및 소성전단 변형률식은 표 4와 같다.

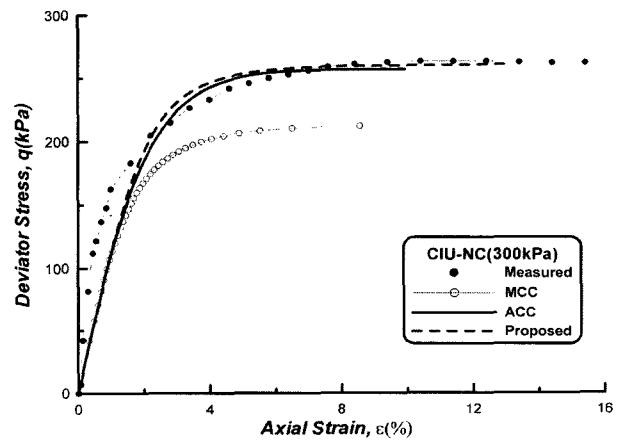
4.2 CIU-NC 예측결과

그림 5는 등방정규압밀 시료의 변형률에 따른 축차응

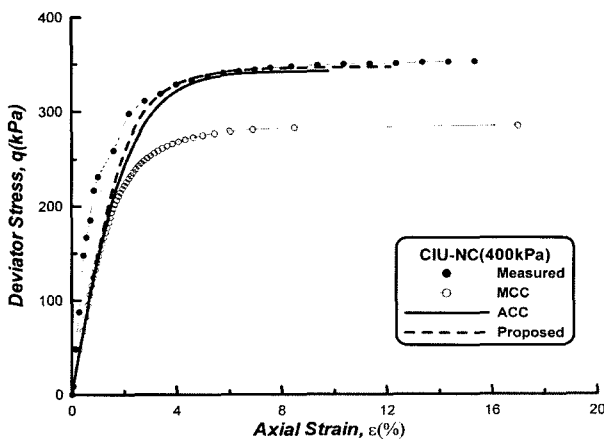
력의 거동을 예측한 결과이다. MCC 모델의 예측결과는 앞서 언급된 바와 같이 최대축차응력을 18.0~20.0% 정도 과소평가하는 것으로 나타났다. 이러한 결과는 이암 풍화토의 한계상태 간격비가 0.67로 MCC 모델에서 적용되는 0.5와는 많은 차이를 나타내기 때문으로 사료된다. ACC 모델과 제안모델의 예측결과는 초기 선형구간에서 두 모델 모두 다소 변형률을 과대 평가하고 있으나, 두 모델간 예측결과는 거의 일치하는 것으로 나타났



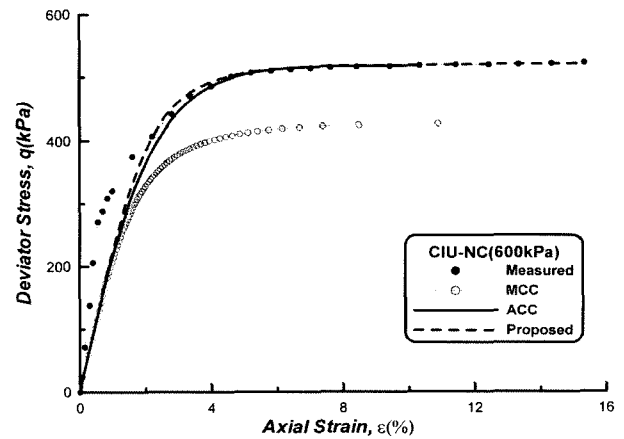
(a) CIU-NC 200kPa



(b) CIU-NC 300kPa



(c) CIU-NC 400kPa



(d) CIU-NC 600kPa

그림 5. CIU-NC 축차응력-변형률

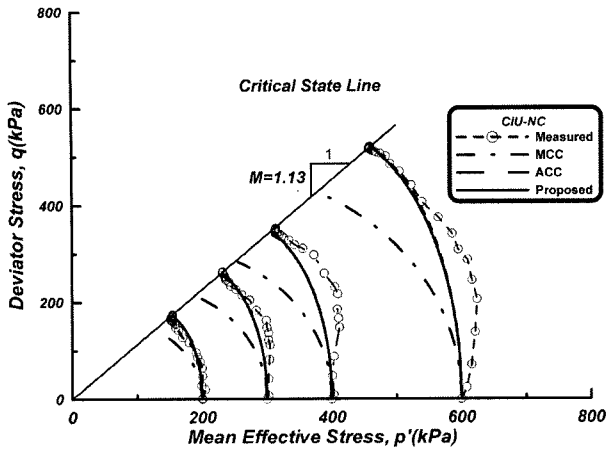


그림 6. CIU-NC 응력경로

으며, 실제 시험결과와도 잘 일치하는 것으로 나타났다.

그림 6은 등방정규압밀된 시료의 비배수 응력경로를 나타낸 것이다. 앞서 축차응력 - 변형률 예측결과에서 나타난 바와 같이 MCC 모델의 예측결과는 동일 평균유효응력 하에서 최대 축차응력을 과소평가하는 경향을 보이고 있다. ACC 모델 및 제안 모델의 응력경로 예측 결과는 한계상태 도달시의 축차응력의 크기는 정확하게 예측하는 것으로 나타났으며, 두 모델 모두 비선형성이 강한 비배수 응력경로를 정확하게 재현하지는 못하나 평균적인 응력경로를 예측하는 것으로 나타났다.

4.3 CKoU-NC 예측결과

K_0 압밀조건 및 이방 압밀응력비 0.5, 0.7로 이방압밀된 시료의 비배수 전단거동을 기존의 Dafalias 및 Banerjee 모델과 제안모델을 적용하여 예측결과를 비교하였다.

그림 7은 K_0 압밀된 시료의 축차응력 - 변형률 거동

및 응력경로를 예측한 것이다. 예측결과 기존의 Dafalias 및 Banerjee 모델의 경우 최대축차응력에 도달한 후 응력 연화현상을 보이는 거동이 나타나지 않았으며, 최대 축차응력이 발생하는 변형률 시점을 실제보다 과대평가 하는 것으로 나타났다. 또한 Banerjee 모델은 최대축차응력을 실제보다 과대하게 예측하는 것으로 나타났다. 반면 제안모델의 경우는 최대축차응력 및 변형률 시점을 비교적 정확하게 예측하고 있으며, 응력연화 현상 또한 실제거동과 유사하게 예측 하는 것으로 나타났다. 응력경로를 예측한 결과 적용모델 모두 실제 응력경로와는 다소 상이한 거동예측을 하는 것으로 나타났다. 이러한 결과는 실제 K_0 압밀된 시료의 경우 전단초기에는 축차응력이 증가함에 따라 평균 유효응력이 다소 증가하며, 이후 평균 유효응력이 급격히 감소하여 한계상태에 도달하는 경향을 나타내지만 구성모델로는 이러한 평균유효응력의 증가 후 감소하는 경향을 모사하는데는 한계가 있기 때문으로 사료된다.

4.4 CAU-NC 예측결과

그림 8, 9는 이방압밀 응력비 0.5, 0.7로 압밀된 시료의 축차응력 - 변형률 거동 및 응력경로를 예측한 것이다. Banerjee 및 Dafalias 모델의 예측결과는 비교적 실제거동과 잘 일치하는 것으로 나타나 두 모델은 K_0 조건 보다는 이방압밀 조건의 거동을 예측하는데 보다 적합한 것으로 판단된다.

제안 모델의 예측결과는 이방압밀비 0.5로 압밀된 시료의 최대축차응력은 다소 과대평가하고 있지만 나머지 경우에는 최대축차응력을 비교적 잘 예측하는 것으로 나타났다. 특히 이방압밀비가 커질수록 등방압밀시와

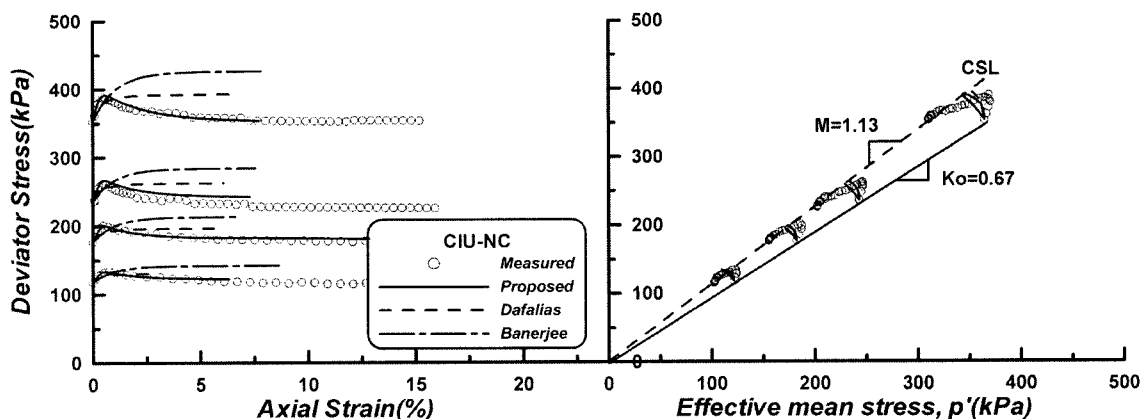


그림 7. CKoU-NC 축차응력 - 변형률

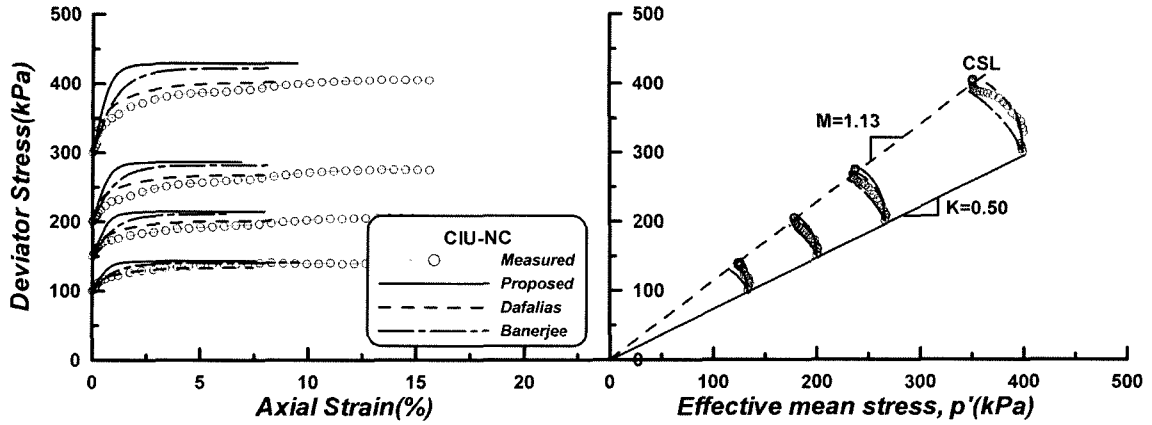


그림 8. CAU-NC 축차응력 - 변형률(K=0.5)

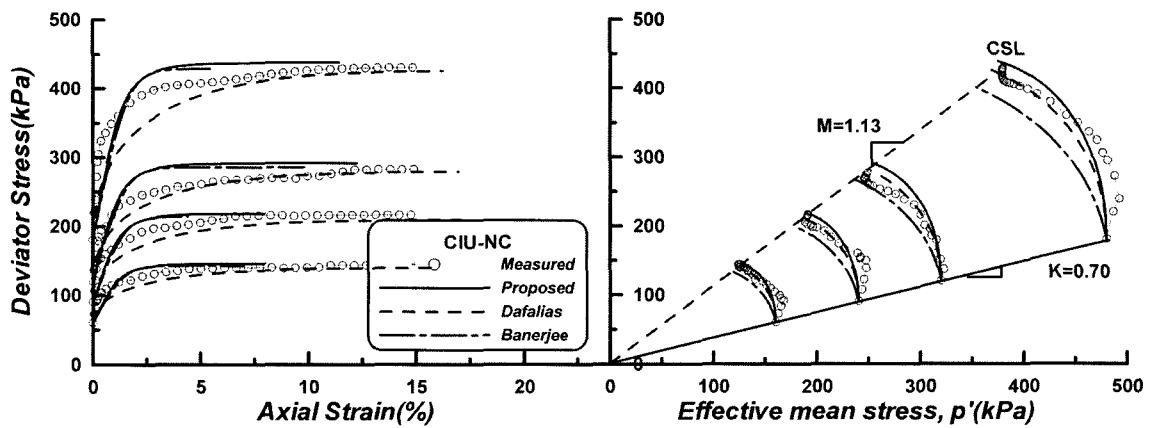


그림 9. CAU-NC 축차응력 - 변형률(K=0.7)

유사한 거동을 나타내기 때문에 상대적으로 이방압밀비가 0.7인 거동을 더욱 잘 예측하는 것으로 나타났다.

응력경로의 예측결과 Dafalias 모델 및 제안모델의 예측결과는 비교적 일치하는 경향을 보이고 있으며, 등방정규압밀된 시료의 예측결과와 유사하게 실제거동의 평균적인 거동을 잘 예측하는 것으로 나타났다. Banerjee 모델의 예측결과는 최대축차응력을 과소평가하며 실제와는 다소 상이한 거동예측을 하는 것으로 나타났다.

4.5 제안모델의 검증

본 연구에서 제안된 모델의 신뢰성을 검증하고자 재성형된 Bangkok clay 및 노르웨이 해안의 Drammen clay

의 비배수전단 시험결과를 적용하였다. 검증에 사용된 두 시료의 모델 매개변수값은 표 5와 같다.

Bangkok clay의 경우 한계상태선의 기울기는 1.05로 본 연구에 적용된 이암풍화와 비슷하지만, λ 값은 0.51로 이암풍화토 보다는 훨씬 큰 값을 나타내고 있다. Drammen clay의 경우 한계상태선의 기울기는 1.48, λ 값은 0.109 이다.

그림 10은 200kPa 및 400kPa로 등방정규 압밀된 Bangkok clay의 축차응력 - 변형률 및 응력경로를 예측한 것이다. 제안모델의 예측결과 최대축차응력의 크기는 정확하게 예측하는 것으로 나타났으나, 축차응력 항복구간에서 변형률을 다소 과소평가하는 경향을 보였다. 응력경로의 예측결과 동일 축차응력에서 평균유효

표 5. 해성점토 모델 매개변수

매개변수	λ	κ	ϕ_{cs}	M	$K(\sigma'_{10}/\sigma'_{v0})$
Sample type					
Bangkok clay	0.510	0.011	26.54	1.05	1.00
Drammen clay	0.109	0.022	36.41	1.48	0.53

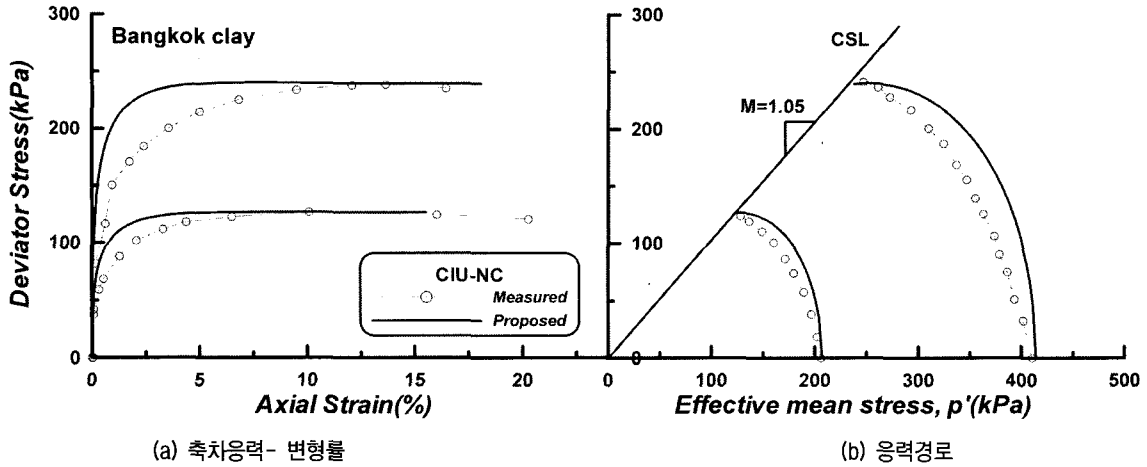


그림 10. Bangkok clay 적용결과

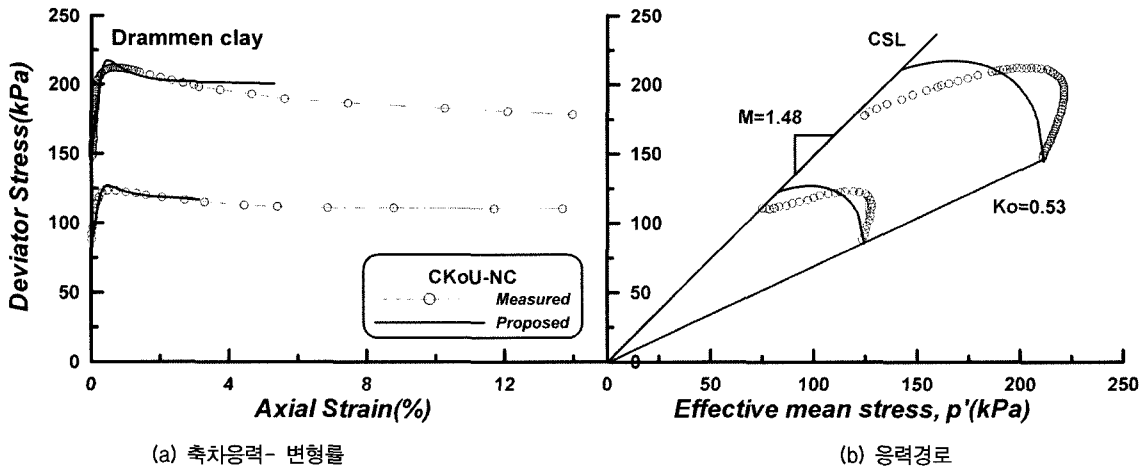


그림 11. Drammen clay 적용결과

응력을 다소 과대평가하는 경향을 보이거나 전반적인 거동은 잘 예측하는 것으로 사료된다.

그림 11은 K_0 값이 0.53인 Drammen clay에 대하여 평균유효 압밀응력이 124kPa 및 212kPa로 K_0 압밀된 시료의 비배수 전단거동을 예측한 것이다.

K_0 압밀된 Drammen clay의 축차응력 - 변형률 거동 또한 K_0 압밀된 이암풍화토의 거동과 유사하게 1%이내의 변형률 범위에서 최대 축차응력에 도달한 후 응력연화하는 경향을 나타내고 있다. 응력경로 거동에서도 전단초기 축차응력이 증가함에 따라 평균유효응력이 증가하면서 최대축차응력에 도달한 후 평균유효응력이 감소하여 한계상태에 도달하는 경향을 보이고 있다.

제안모델을 적용한 결과 축차응력 - 변형률 거동은 실제거동과 아주 유사하게 예측하는 것으로 나타났다. 응력경로의 예측결과 최대축차응력 도달시의 평균유효응력의 크기는 실제와 다소 상이하나 최대축차응력의

크기 및 경향은 비교적 잘 예측하는 것으로 사료된다.

이상과 같이 본 연구에서 제안된 비관련 구성모델을 적용하여 등방정규압밀된 Bangkok clay 및 K_0 압밀된 Drammen clay의 비배수 전단거동을 예측한 결과 최대 축차응력의 크기는 실제와 아주 근사한 예측을 하는 것으로 나타났으며, 응력경로 또한 비교적 잘 예측하는 것으로 나타났다.

5. 결론

포항지역에 분포하는 이암풍화토를 대상으로 등방정규압밀, 과압밀, K_0 압밀 및 이방정규압밀된 시료의 비배수전단거동을 기존의 구성모델과 제안모델을 적용하여 예측한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 본 연구에서는 이암풍화토의 항복거동과 유사한 형

태를 가지며, 한계상태 간격비를 흙의 종류에 따라 유연하게 적용할 수 있는 새로운 항복함수식 및 비관련 구성모델을 제안 하였다. 또한 이방상태를 고려하기 위하여 제안된 등방상태 모델의 항복함수식을 이방압밀축을 대칭축으로 회전하여 압밀응력비에 따른 이방거동 예측이 가능하도록 확장하였다.

- (2) 등방 정규압밀된 시료의 비배수 전단거동을 기존의 Modified Cam-Clay 모델을 적용하여 예측한 결과 비배수 강도를 과소평가 하는 것으로 나타났다. 이러한 예측결과는 Modified Cam-Clay 모델은 고정된 0.5의 한계상태 간격비를 적용하는 반면에 본 연구에 적용된 포항이암 풍화토의 한계상태 간격비는 0.67의 값을 나타내기 때문으로 사료된다. 본 연구에서 제안된 비관련 구성모델을 적용한 결과 등방 정규압밀된 시료의 거동은 시험결과와 비교적 잘 일치하였다.
- (3) K_0 압밀된 시료의 비배수 전단거동을 예측하기 위해 기존의 Dafalias 및 Banerjee 모델을 적용한 결과 두 모델 모두 응력연화 현상이 나타나지 않았으며, 전반적으로 최대축차응력을 실제보다 과소평가 하는 것으로 나타났다. 제안모델은 비배수 전단강도 및 응력연화현상은 비교적 실제거동과 유사하게 예측되었으나, 응력경로는 다소 상이하게 예측되었다.
- (4) 본 연구에서 제안된 모델의 신뢰성을 검증하고자 등방 정규압밀된 Bangkok clay 및 K_0 압밀된 Drammen clay의 비배수 전단거동을 예측한 결과 최대축차응력의 크기 및 응력경로 모두 시험결과와 유사하게 나타났다.
- (5) 이상과 같이 본 연구에서 제안된 구성모델을 적용하여 압밀비에 따른 점토의 비배수 전단거동을 비교적 잘 예측할수 있는 것으로 판단되나, 비선형성

이 강한 K_0 압밀시료의 응력경로를 예측하기 위해서는 지속적인 보완 연구가 필요한 것으로 사료된다.

참 고 문 헌

1. 이승래, 오세봉, 권기철 (1992), “限界狀態 間隔比를 利用한 構成 모델”, 한국지반공학회 논문집, Vol.8, No.2.
2. Adachi, T., and Oka, F. (1982), “Constitutive Equations for Normally Consolidated Clay Based on Elasto-viscoplasticity”, *Soils and Foundations*, Vol.22, SM4, pp.57-70.
3. Baladi, G.Y., and Rohani, B. (1979). “Elasto-plastic Model for Saturated Sand”, *J. Geotech. Engrg., ASCE*, Vol.105, GT4, pp.465-480.
4. Banerjee, P. K., and Yousif, N. B. (1987), “Plasticity model for the mechanical behaviour of anisotropically consolidated clay” *International Journal of Rock Mechanics and Mining Science & Geomechanics Abstracts*, Vol.24, Issue 2.
5. Blight, G. E. (1963), “The effect of non-uniform pore pressures on laboratory measurements of the shear strength of soils”, *Symposium on laboratory Shear Testing of Soils*, pp.173-184.
6. Roscoe, K. H., Schofield, A.N. and Thurairajah A. (1963). “Yielding of Clays in states wetter than critical.” *Geotechnique*, Vol.13, pp.211-240.
7. Roscoe, K. H. and Burland, J.B. (1968), “On the generalized stress-strain behavior of ‘wet’ clay.” *Engineering Plasticity*, Heyman J & Leckie FA (ed.) Cambridge University Press, pp.535-609
8. Sandler, I., DiMaggio, F., and Baladi, G.Y. (1976). “Generalized Cap Model for Geological Materials”, *J. Geotech. Engrg., ASCE*, Vol.102, GT7, pp.683-699.
9. Tavenas, F., and Lerouiel, S. (1977), “The effects of stresses and time on the yielding of clays”, *Proceedings 9th ISSMFE Int. Conference, Tokyo*, Vol.1, pp.319-326.
10. Wroth, C. P. (1984), “The interpretation of in situ soil test”, *Geotechnique*, Vol.34, No.4, pp.449-489.
11. Y. F. Dafalias (1986), “An anisotropic critical state soil plasticity model”, *Mechanics Research Communications*, Vol.13, Issue 6, pp.341-347.
12. Y. F. Dafalias, Majid T. Manzari and Masaru Akaishi (2002), “A simple anisotropic clay plasticity model”, *Mechanics Research Communications*, Vol.29, Issue 4, pp.241-245.

(접수일자 2004. 12. 23, 심사완료일 2005. 6. 10)