

# 한계상태이론을 이용한 비배수 전단강도 및 간극수압계수 예측시 영향인자에 관한 검토

## Consideration on Influence Factor in Predicting Undrained Shear Strength and Pore Pressure Coefficient Using Critical State Theory

김 영 수\*<sup>1</sup> Kim, Young-Su  
김 기 영\*<sup>2</sup> Kim, Ki-Young  
문 홍 득\*<sup>3</sup> Moon, Hong-Deug

### Abstract

Critical state theory involves the equation of undrained shear strength and pore pressure coefficient for normally consolidated and over-consolidated sample. This equation includes three parameters; Critical state constant(M), critical state space ratio ( $r$ ), and critical state pore pressure coefficient( $\lambda$ ). As these constants differs in accordance with each model and the way of solution, they may affect the prediction of undrained shear strength and pore pressure coefficient. In this study, isotropic triaxial compression test was performed and analyzed using remolded weathered mudstone soil. With this basis, coefficients of each model and method were developed. And we examined the influence on the prediction of undrained shear strength and pore pressure coefficient due to the differences of each model and method. In the predicted results, for the normally consolidated sample, undrained shear strength and pore pressure coefficient have many differences due to the change of each coefficient. The case using critical state space ratio and  $\lambda$  value obtained from strength ratio was in best agreement with the test results.

For over-consolidated sample, the change range of undrained shear strength appeared very large. Like normal consolidation, for the case applying the constant obtained from strength ratio, it was approximate to the real measured value. In prediction of pore pressure coefficient, the change range due to the constant was not so large and it appeared that as the over-consolidation ratio increases the effect of each constant was small.

### 요 지

한계상태이론은 정규압밀 및 과압밀시료에 대한 비배수 전단강도와 간극수압계수에 관한 식을 제안하고 있는데, 이 식은 3가지 상수를 포함하고 있다. 한계상태상수(M), 한계상태 간격비( $r$ ), 한계상태 간극수압계수( $\lambda$ )가 바로 그것이며, 이러한 상수는 각 모델 및 구하는 방법에 따라 그 차이가 발생하므로써, 전단강도 및 간극수압계수의 예측시 적지 않은 영향을 미치게 된다.

본 논문에서는 재 성형된 이암풍화토를 이용하여 등방삼축압축시험을 정규압밀과 과압밀로 나누어 실시하고 그 결과를 분석하였으며 이를 토대로 각 모델 및 방법에 따른 상수를 도출하였다. 그리고 이러한 상수의 차이가 비배수 전단강도 및 간극수압계수의 예측에 미치는 영향을 살펴보았다. 시험결과 정규압밀시료의 경우 각 상수의 변화에 따른 비배수 전단강도 및 간극수압계수는 상당한 차이를 보였으며, 한계상태간격비와  $\lambda$ 값을 강도비로부터 얻어진

\*1 정회원, 경북대학교 토목공학과 교수

\*2 정회원, 경북대학교 토목공학과 박사과정 수료

\*3 정회원, 진주산업대학교 토목공학과 조교수

값을 사용한 경우가 결과치에 가장 잘 근접함을 알 수 있었다. 과압밀시료의 경우 역시 이들 상수에 따라 전단강도의 변화폭이 크게 나타났으며 정규압밀과 마찬가지로 강도비에서부터 도출된 상수를 적용한 경우 실측치에 가장 근접하였다. 반면 간극수압계수의 예측시에는 상수에 따른 변화폭이 크지 않았으며, 특히 과압밀비가 증가할수록 각 상수에 대한 영향이 작게 나타났다.

**Keywords** : Critical state, Cam-clay, Modified cam-clay, Normal consolidation, Over-consolidation

## 1. 서론

대부분의 자연 점토들은 약하게 또는 심하게 과압밀된 상태에 있으므로 이런 현장상태를 실내시험 및 현장시험에서 고려하는 것은 중요한 일이다. 그러나 시료채취의 문제, 시험방법, 경제적인 문제점 등으로 인해 시험상의 많은 한계가 있는 것이 사실이다. 따라서 실내시험에서 구한 흙의 고유상수를 이용하여 정규압밀시료 및 과압밀된 시료의 비배수 전단강도와 간극수압계수를 예측하는 것은 상당히 유용하다고 할 수 있다. Schofield와 Wroth(1968)는 강도, 유효응력, 함수비의 관계가 상호 독립적이라는 한계상태 개념에서 출발한 Cam-Clay 모델을 이용하여 정규압밀 및 과압밀시료에 대한 비배수 전단강도 및 간극수압계수를 예측하고자 하였다. 이후 이 모델은 Roscoe와 Burland(1968), Egan(1971), Pender(1978), Wroth(1984) 등에 의해 수정 보완되어 지금까지 널리 이용되고 있다. 한계상태이론에 기초한 비배수 전단강도 및 간극수압의 예측에 관한 국내외 연구로는 Mayne(1980), Sivakugan과 Holtz(1986), Amerasinghe와 Parry(1975), Sherif 등 (1972), Hanzawa(1977), Mitachi와 Kitago(1976), 그리고 김용진(1993) 등이 있으며, 이승래(1992)는 한계상태 간격비를 이용한 구성모델을 발표한 바 있다. 한계상태 이론에 의해 제안된 비배수 전단강도 및 간극수압계수에 관한 식은 3 가지 고유 상수 즉, 한계상태상수(M), 한계상태 간극수압계수( $\lambda$ ), 한계상태 간격비( $r$ )로 구성되어 있으며, 이 3 가지 상수는 구하는 방법에 따라 조금씩의 차이를 나타내게 되고 따라서 정규압밀 및 과압밀상태의 비배수 전단강도와 간극수압계수 예측시 차이를 유발하게 된다. 본고에서는 이 3 가지 상수를 여러 방법으로 구해 그 차이점을 알아보았으며, 각 인자가 비배수 전단강도와 간극수압계수의 예측에 미치는 영향이 어느 정도인지를 살펴보고자 한다.

## 2. 점토의 비배수 전단강도 및 간극수압계수

### 2.1 Cam-Clay 이론 및 수정 Cam-Clay 이론

#### 2.1.1 정규압밀 및 과압밀상태의 비배수 전단강도

Wroth(1984)는 한계상태이론을 이용한 점토의 정규압밀 및 과압밀상태의 비배수 전단강도 예측에 관한 식을 간격비( $r$ )의 차이에 따라 Cam-Clay 이론 및 수정 Cam-Clay 이론으로 나누어 아래 식(1), (2)와 같이 나타내었다.

Cam-Clay 이론 및 수정 Cam-Clay 이론 :

$$\left(\frac{S_u}{\sigma'_{w0}}\right)_{CIUC} = \frac{M}{2} \left(\frac{1}{r}\right)^\lambda : \text{정규압밀} \quad (1)$$

$$\left(\frac{S_u}{\sigma'_{w0}}\right)_{CIUC} = \frac{M}{2} \left(\frac{OCR}{r}\right)^\lambda : \text{과압밀} \quad (2)$$

여기서, Cam-Clay 이론 :  $r$  (한계상태 간격비) = 2.72  
 수정 Cam-Clay 이론 :  $r$  (한계상태 간격비) = 2

$$c = 0 \text{ 인 경우 } M = \frac{6 \sin \phi'}{3 - \sin \phi'}$$

$\lambda$  ; 한계상태 간극수압계수

$S_u$  ; 비배수전단강도,  $\sigma'_{w0}$  ; 최종압밀압,

CIUC ; 비배수등방압밀시험

#### 2.1.2 정규압밀 및 과압밀상태의 간극수압계수

Wroth(1984)는 한계상태이론에서 정규압밀 및 과압밀상태의 파괴시 간극수압계수( $A_f$ )에 관한 식을 아래 식(3), (4)와 같이 제안하였다.

$$A_f = \frac{1}{M} \left[ \left(\frac{1}{r}\right)^{-\lambda} + \frac{M}{3} - 1 \right] : \text{정규압밀} \quad (3)$$

$$A_f = \frac{1}{M} \left[ \left(\frac{OCR}{r}\right)^{-\lambda} + \frac{M}{3} - 1 \right] : \text{과압밀} \quad (4)$$

여기서, OCR : 과압밀비

$r$  : 한계상태 간격비

$$r(\text{한계상태간격비}) = \left[ \frac{2}{M} \left( \frac{S_u}{\sigma_{vo}'} \right)_{NC} \right]^{1/\lambda} \quad (5)$$

## 2.2 한계상태상수

### 2.2.1 한계상태 간격비( $r$ )

한계상태이론을 이용한 점토의 정규압밀 및 과압밀 상태의 비배수 전단강도 및 간극수압계수는 Cam-Clay 이론과 수정 Cam-Clay 이론으로 예측할 수 있으나 가장 큰 차이점은 한계상태 간격비( $r$ )에 있다. Cam-Clay 이론의 경우 제안된 간격비는 2.72로 Wroth(1984)의 수정 Cam-Clay 모델에서 제시한 간격비 2와는 차이가 있다. 여기서 간격비( $r$ )란 그림 1에서처럼 한계상태선을 등방 압밀응력과 비체적간의 관계를 나타내는  $\ln(p')$ - $v$  평면상에 투사시키면 한계상태선과 정규압밀선은 일정한 간격을 가진 동일한 기울기의 선으로 표현되는데 이때 이들의 일정한 간격을 한계상태의  $p'_{cs}$  값과 정규압밀상태의  $p'_o$  값의 비인 간격비( $r$ )로 정의한다. Cam-Clay 이론과 수정 Cam-Clay 이론에서 제시한  $r$  값은 각각 2.72와 2로 일정하게 보고있다. 그러나 Adachi 등 (1982), Baladi 등 (1979), Sandler 등 (1976)의 연구결과에서는 흙의 종류에 따라 간격비가 달라질 수 있다고 발표한다. 또한 Wroth(1984)는 압밀상태인  $\ln(p')$ - $v$  평면상로부터 간격비를 구할 경우 팽창선의 기울기 산정시 발생하는 오차로 인해 간격비가 달라지게 되므로 압밀 시험결과보다는 정규압밀상태의 비배수 전단강도로부터 구하는 것이 합리적이라고 발표하였으며 이에 관한 공식은 식(5)와 같다.

여기서,  $\left( \frac{S_u}{\sigma_{vo}'} \right)_{NC}$  : 정규압밀상태의 정규화된 비배수 전단강도비

### 2.2.2 한계상태 간극수압계수( $\lambda$ )

한계상태 간극수압계수( $\lambda$ )를 구하는 방법에는 크게 두 가지가 있다. Atkinson과 Bransby(1978)는 식(6)에서 처럼 압밀시험으로부터 구한 압축지수( $C_c$ ) 및 팽창지수( $C_e$ )를 이용해  $\lambda$ 를 구하는 방법을 제시하였다. 그러나 이 방법의 경우 시험시 적은 양의 팽창성을 읽어야 하는 데서 오는 개인적인 오차가 발생할 수 있다. 또한 Pender (1978) 와 Mersi 등 (1978)의 팽창지수에 관한 연구에서는  $\log(\text{평균유효응력})$ -간극비의 관계가 비선형적임을 밝힌바 있음에도 불구하고 팽창지수를 결정시 이를 선형화 시킴으로서  $\lambda$ 에 대한 정확한 값을 찾지 못하는 점을 지적한 바 있다. 또한 Cam-Clay 이론은 등방압밀된 흙의 거동특성을 연구하는데 그 목적이 있으나 대부분의 팽창지수는 표준 압밀시험으로부터 구해지므로 압밀방법에 따른 차이 또한 무시할 수 없다. 따라서 압밀시험으로부터 계산하는 것보다 전단시험의 결과로부터  $\lambda$  값을 구하는 방법이 Mayne(1980)에 의해 제안되었으며, 이 방법은 그림 2 와 식(7) 에서 나타난 바와 같이 정규압밀 및 과압밀시료의 비배수 전단강도비와의 비와  $\log(\text{OCR})$ 과의 관계로부터 얻어진 직선상의 기울기로부터  $\lambda$  값을 구하는 것이다.

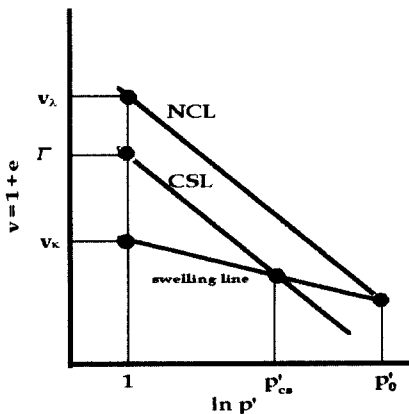


그림 1. 한계상태 간격비

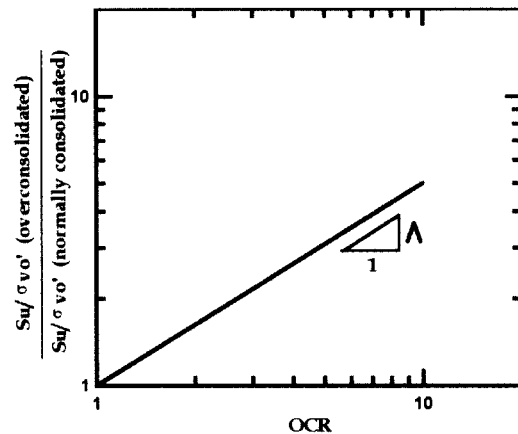


그림 2. 강도비와 과압밀비에서부터 얻어진  $\lambda$

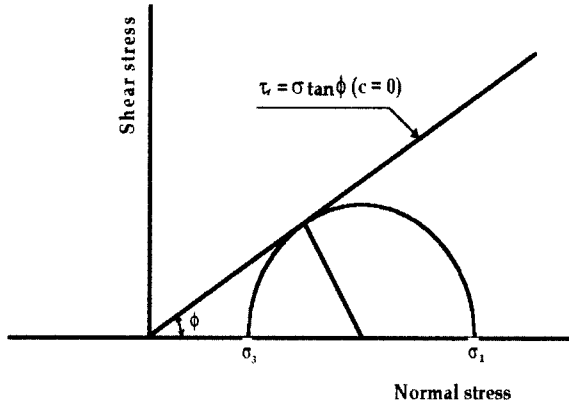


그림 3. Mohr-Coulomb의 파괴포락선

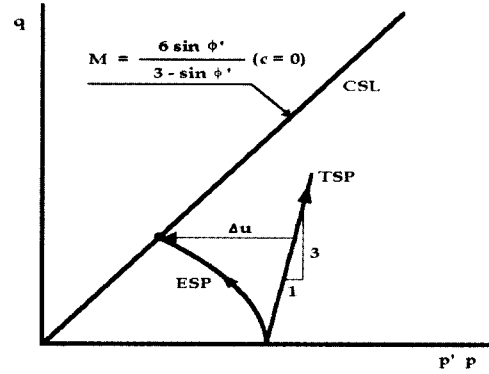


그림 4.  $p'$ - $q'$  평면에서의 수정파괴포락선

$$A = 1 - \frac{C_s}{C_c} \quad (6)$$

$$\log \frac{\left(\frac{S_u}{\sigma_{vo}}\right)_{OCR}}{\left(\frac{S_u}{\sigma_{vo}}\right)_{NC}} = A \log (OCR) \quad (7)$$

### 2.2.3 한계상태상수(M)

비배수 전단강도의 예측에 필요한 한계상태상수(M)은  $p' \left( \frac{\sigma_1' + \sigma_2' + \sigma_3'}{3} \right) - q'$  ( $\sigma_1' - \sigma_3'$ ) 상에서의 기울기로부터 구할 수 있다. 그러나 한계상태상수(M)와 유효마찰각( $\phi'$ )과의 관계를 규정한 그림 4 및 식 (8)에서 보듯이 한계상태상수(M)은 유효 마찰각으로부터 간접적으로 구할 수도 있다. 일반적으로 유효마찰각은 최대축차응력 및 최대주응력을 기준으로 구해지며 각 방법으로 구해진 유효마찰각은 조금씩의 차이가 나타난다. 전통적인 Mohr-Coulomb의 파괴포락선은 그림 3과 같으며  $p'$ - $q'$  평면상의 관계로부터 구해진 수정 파괴포락선은 그림 4와 같이 표현할 수 있다. 수정 파괴포락선의 장점이 많음에도 불구하고 Mohr원이나  $\sigma$ - $\tau$  좌표계에 더 친숙해져 있을 따름이다. Cam-Clay 및 수정 Cam-Clay 이론에서의 한계상태상수(M)는 유효마찰각을 이용해서 구하기보다는  $p'$  과  $q'$  의 관계로부터 구해진다.

식(8)은 등방 정규압밀 삼축시험( $c = 0$ )시 한계상태상수(M)와 유효마찰각과의 관계를 나타낸 것이다.

$$\sin \phi' = \frac{3M}{6 + M} \quad (8)$$

표 1. 시료의 물리적 특성

비중	액성한계 (%)	소성한계 (%)	소성지수 (IP)	D <sub>50</sub> (mm)	D <sub>10</sub> (mm)	통일분류
2.59	58	23	35	0.032	0.009	CH

## 3. 실내시험

### 3.1 시료특성

본 연구에 사용된 포항지역 이암풍화토의 물리적 특성은 표 1과 같다.

### 3.2 시료성형

본 연구에 사용된 시료는 포항 두호동 지역에서 교란 채취된 이암풍화토로서 먼저 시료를 자연 건조시킨 후 No. 40번 체로 거른 다음, 그림 6과 같은 예비압밀 토조(가로 30cm×세로 20cm×높이 30cm)에서 액성한계의 약 2배 가량의 함수비로 수일간 교반 시킴과 동시에 진공압을 이용하여 시료 속의 공기를 최대한 제거하였다. 이후 Slurry 상태의 시료를 예비압밀 토조에서 4, 8, 15, 30, 60 kPa로 단계 압밀시켰다. 예비압밀시 토조 측면의 마찰을 최소화 하기 위하여 가압판 옆면에 실리콘 그리스를 칠하여 측면 마찰을 최소화 하였으며, 가압판과 시료 사이에는 가압판 보다 조금 작은 필터 페이퍼를 넣어, 압밀 후 가압판과 시료사이의 점착력에 의해 발생하는 분리의 어려움을 방지하였다. 또한 가압판의 수평을 확보하기 위하여 가압판 상부에 놓여진 수평자를 확인하면서 압밀을 실시하였다. 그리고 예비압밀 초기에 시료가 토조 측면을 따라 거슬러 올라오지 않도록 천천히 재하 하였다. 각 단계하중에서의 예비압밀시 시간-침하

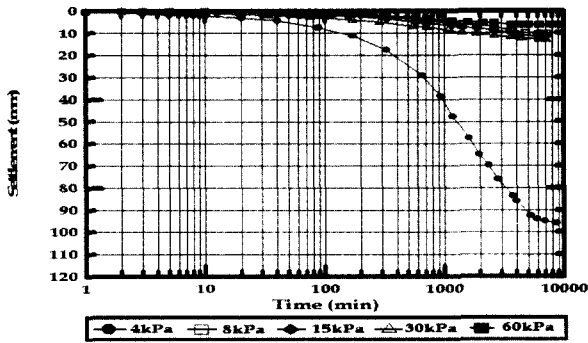


그림 5. 예비압밀하중에 따른 시간-침하량곡선

량 곡선으로부터 2차 압밀을 확인한 후 다음 단계하중을 가하였으며 그림 5는 각 단계 압밀시의 시간 - 침하량 곡선을 나타낸 결과이다. 그림에서처럼 각 단계압밀 중 최초 예비압밀인 4kPa에서 침하량이 가장 크게 발생하였으며, 이후의 압밀하중에서의 침하량은 크게 차이가 없었다. 최종 압밀압에서 마지막 압밀압까지 예비압밀에 소요된 시간은 대략 35일 정도였으며, 총 침하량은 대략 13cm 정도였다. 최종압밀 단계 이후 먼저 가압판을 제거하고 시료를 일정크기로 절단하였으며, 이때 각각의 시료 상 하부에서 얻어진 시료로 초기 함수비를 측정된 결과 평균  $53.5 \pm 0.5\%$  정도로 시료의 균일성을 확인할 수 있었다. 또한 최종 예비압밀압인 60 kPa은 시료가 충분히 자립할 수 있는 정도의 압밀압으로 시료의 트리밍이나 Setting시 교란의 영향은 크지 않을 것으로 보인다. 시료 채취시 예비압밀 토조와 가압판과의 측면 마찰을 고려하여 토조 측면 근처의 시료는 사용하지 않았다. 채취된 시료는 함수비의 변화를 방지하기 위해 파라핀으로 밀봉하여 습윤상자 속에 보관하였다.

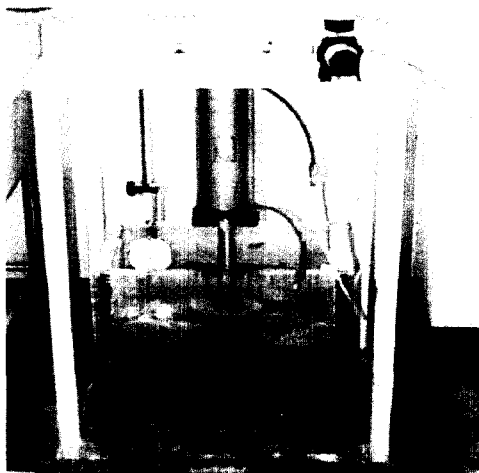


그림 6. 예비압밀토조

### 3.3 시험장치

본 연구에 사용된 시험장치는 그림 7과 같다. 본 제품은 미국 GEOCOMP사에서 제작된 장치로 등방압밀, 이방압밀,  $K_0$  압밀을 이용한 압축 및 인장 삼축시험이 가능한 장치이며, 변형제어 및 응력제어가 모두 가능하다. 또한 일정 동수경사 투수시험 및 CRS압밀 시험을 자동으로 수행할 수 있는 다기능 시험장치이다. 본 제품의 구성은 로드프레임, LVDT, 로드셀, 자동모터로 이루어진 본체와 자동 컴퓨터 제어장치 그리고 셀압과 샘플의 배압을 자동 조절 할 수 있으며, 간극수압 및 체적변형을 측정할 수 있는 2개의 독립된 장치로 구성되어 있다. 기타 장치에 대한 세부사항은 GEOCOMP Corp.(1999) LoadTrac-II, FlowTrac-II 사용자 매뉴얼에 소개되어 있다.

### 3.4 시험방법

먼저 습윤상자 속의 예비압밀된 시료를 직경 및 높이가 각각 5cm, 10cm의 원통형으로 성형한 후, 남은 부분의 시료로 초기 함수비를 측정하였으며, 초기함수비는 대략 평균  $53 \pm 0.5\%$  사이의 값을 나타내었으며 시료의 습윤 무게는 평균  $322 \pm 0.5g$  이다. 이후 공시체의 포화를 위해 100 kPa의 배압으로 포화시켰으며, B 값이 0.95 이상인 시료에 대해서만 시험을 실시하였다. 그리고 측방 배수지를 이용하여 압밀을 원활히 하도록 하였다. 시험시의 전단속도는 측방 배수를 고려한 Blight (1963)의 방법을 이용해 간극수압이 평형화가 될 수 있는 0.1%/min의 속도로 실시하였다. 정규압밀시험의 경우 구속압은 각각 200, 300, 400, 600 kPa로 실시하였으

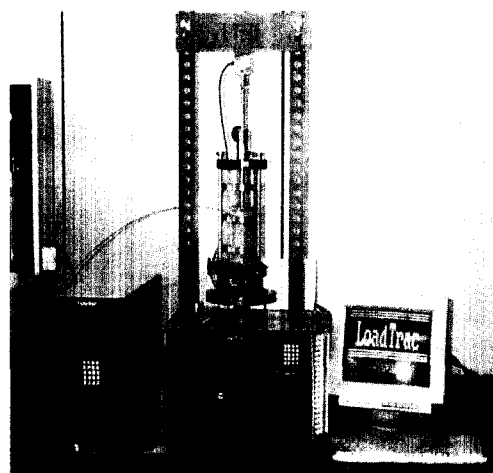


그림 7. 시험장치

표 2. 등방삼축압축 시험결과(정규압밀)

구속압 (kPa)	과압밀비 (OCR)	최대축차응력 $(\sigma_1 - \sigma_3)_{max}$	$p'_{max}$ (kPa)	$q'_{max}$ (kPa)	유효마찰각 $(\psi')$	간극수압계수 $(A_v)$	비배수전단강도 $(S_u)$ (kPa)	$S_u/\sigma'_{vo}$
200	1	180.4	126.4	180.4	33.9° <sup>1)</sup> 34.0° <sup>2)</sup> 34.3° <sup>3)</sup>	0.74 <sup>1)</sup> /0.74 <sup>2)</sup>	90.2	0.45
300	1	256.8	193.1	256.8		0.75/0.77	128.4	0.43
400	1	344.1	250	344.1		0.77/0.77	172.0	0.43
600	1	524.5	380.4	524.5		0.75/0.75	262.2	0.44

<sup>1)</sup> 최대축차응력기준 <sup>2)</sup> 최대주응력비기준 <sup>3)</sup> 최대평균주응력비기준

며, 각 구속압마다 100kPa의 단계하중을 사용하여 압밀을 실시하였다. 각 단계하중마다 컴퓨터 모니터를 통해 시간-침하량과의 관계에서 2차압밀을 확인한 후 다음 단계의 압밀을 실시하였다. 과압밀 시료의 경우 최대구속압을 600 kPa로 가한 후 과압밀비를 2, 4, 8, 10, 12로 나누어 실시하였다.

#### 4. 시험결과 및 분석

##### 4.1 등방삼축 비배수시험 결과

###### 4.1.1 정규압밀시료의 거동특성

구속압을 달리하여 실시한 정규압밀시료에 대한 등방삼축압축시험의 결과는 표 2 및 그림 8, 9와 같다. 먼

저 그림 8은 정규압밀시료의 축차응력과 변형률과의 관계를 나타낸 것이다. 구속압이 증가할수록 최대축차응력은 증가하고 있으며, 구속압이 증가함에 따라 최대축차응력에 도달하는 축변형률 또한 커지고 있음을 알 수 있다. 그림 9는 구속압에 따른 간극수압-축변형률과의 관계를 나타낸 결과이다. 구속압이 증가함에 따라 간극수압의 최대치 역시 커지고 있으며, 최대치에 이르는 변형률 또한 구속압이 증가함에 따라 커지고 있음을 알 수 있다. 또한 최대치에 이른 후 일정한 값을 유지하였다. 이러한 경향은 일반적인 정규압밀점토의 비배수 시험결과를 잘 반영하고 있다고 볼 수 있다. 간극수압계수를 살펴보면 표 2에서처럼 최대 축차응력을 기준으로 구속압에 따라 0.74-0.77의 범위로 구속압에 따른 차이가 크지 않았다. 최대 주응력비를 기준으로 살펴본 최대

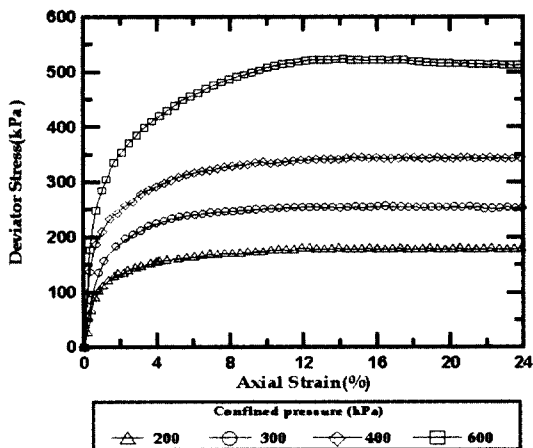


그림 8. 축차응력과 축변형률과의 관계(정규압밀)

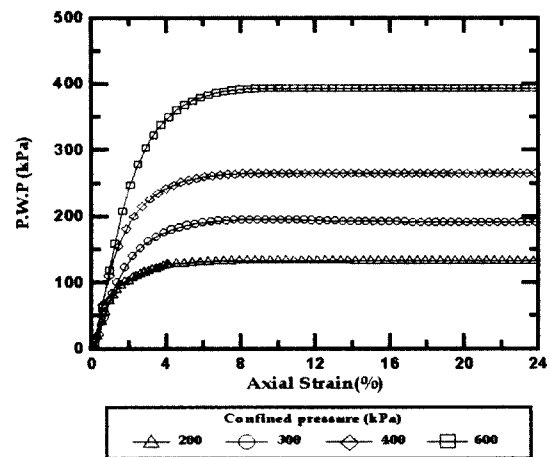


그림 9. 간극수압과 축변형률과의 관계(정규압밀)

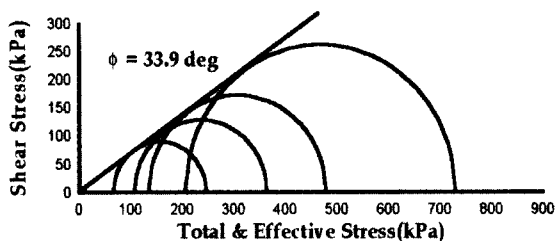


그림 10. 최대축차응력을 기준으로 본 유효마찰각

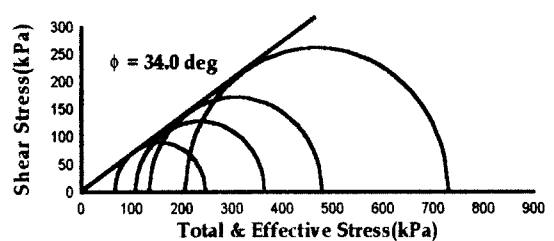


그림 11. 최대주응력비를 기준으로 본 유효마찰각

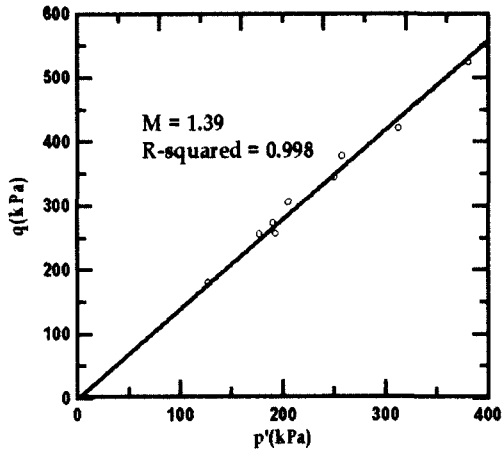


그림 12. p':q 평면상에서 구해진 M

간극수압계수의 범위 역시 구속압에 따라 0.74-0.77로 최대 축차응력을 기준으로 한 범위와 비슷하였다.

방법에 따른 유효 마찰각을 살펴보면 최대축차응력을 기준으로 구해진 유효 마찰각은 그림 10과 같이 33.9°로 나타났으며, 최대 주응력비를 기준으로 얻어진 유효 마찰각은 그림 11에서처럼 34.0°로 나타나 별다른 차이가 없었다. 그리고 그림 12는 p'-q' 단면상에서 얻어진 한계상태 기울기(M)로부터 구해진 유효 마찰각으로 34.3°를 나타내므로써 앞의 두 가지 방법으로 구해진 값

보다 조금 크게 산정 되었다.

구속압에 따른 비배수 전단강도를 살펴보면 표 2에서처럼 구속압이 증가할수록 비배수 전단강도는 일정비율로 커지고 있음을 알 수 있으며, 이를 구속압으로 정규화시킨 비배수 전단강도비는 0.43-0.45로 거의 일정한 값을 나타내었다.

#### 4.1.2 과압밀시료의 거동특성

과압밀비를 달리하여 실시한 등방삼축시험의 결과는 표 3 및 그림 13, 14와 같다. 그림 13은 과압밀 시료의 최대 축차응력-변형률과의 관계를 나타낸 것이다. 과압밀비가 증가할수록 초기 탄성계수의 값이 감소함을 알 수 있으며, 응력연화 현상은 나타나지 않았다. 그리고 과압밀비가 증가할수록 최대 축차응력은 감소하고 있음을 알 수 있다.

간극수압과 축변형률과의 관계를 나타낸 결과는 그림 14와 같다. 과압밀비가 비교적 작은 2-4 에서는 정(+)의 간극수압이 발생하고 있으나 과압밀비가 8 이상에서는 부(-)의 간극수압이 발생함을 알 수 있다. 과압밀비에 따른 최대 간극수압계수를 최대 축차응력 기준으로 살펴보면 과압밀비가 증가할수록 최대 간극수압계수는 작아지는 양상을 보이며, 과압밀비가 8 이상에서 음의

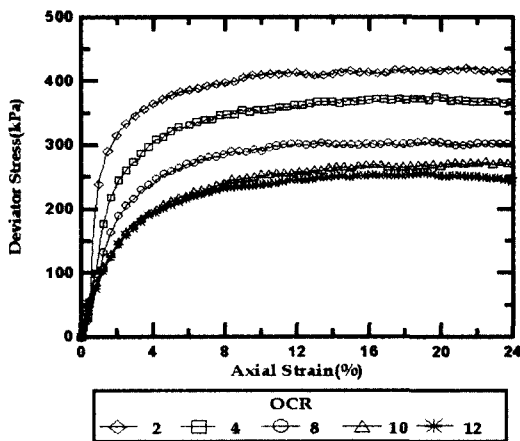


그림 13. 축차응력과 축변형률과의 관계(과압밀)

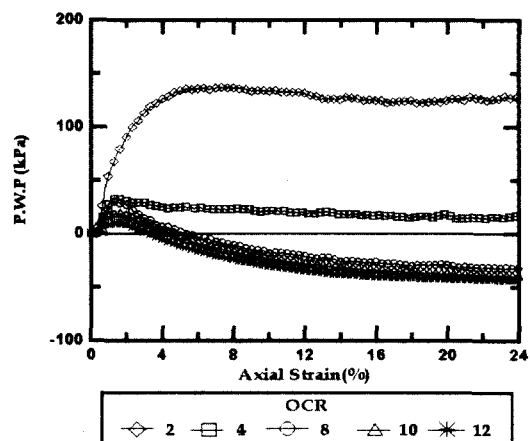


그림 14. 간극수압과 축변형률과의 관계(과압밀)

표 3. 등방삼축압축 시험결과(과압밀)

구속압 (kPa)	과압밀비 (OCR)	최대 축차응력 ( $\sigma_1' - \sigma_3'$ ) <sub>max</sub>	$p'_{max}$ (kPa)	$q'_{max}$ (kPa)	간극수압계수 ( $A_i$ )	비배수전단강도 ( $S_u$ ) (kPa)	$S_u/\sigma_{vo}'$
300	2	421	312.7	421	0.30	210.7	0.70
150	4	377.4	257.8	377.4	0.05	189.2	1.26
75	8	305.8	205.8	305.8	-0.09	152.9	2.03
60	10	273.5	190.1	273.5	-0.14	136.7	2.27
50	12	255.8	177.4	255.8	-0.16	127.9	2.56

값을 나타내었다.

비배수 전단강도를 살펴보면 과압밀비가 증가함에 따라 비배수 전단강도는 감소되고 있으며, 마지막 압밀 응력으로 정규화시킨 비배수 전단강도비에서는 과압밀비가 증가함에 따라 전단강도비는 오히려 증가하는 현상을 보였다.

#### 4.2 비배수 전단강도 및 간극수압 예측에 미치는 영향 인자

한계상태 이론에 기초한 Cam-Clay 모델과 수정 Cam-Clay 모델을 적용하여 비배수 전단강도비 및 간극수압 계수를 예측할 경우 2장에서 언급한 바와 같이 3가지 상수 즉 한계상태상수(M), 한계상태 간격비( $r$ ), 그리고 한계상태 간극수압계수( $\lambda$ )의 영향을 받게 된다. 그러므로 본 절에서는 이들 상수를 여러 가지방법으로 구하고 각 방법에 따른 차이점을 살펴보았다.

##### 4.2.1 한계상태상수(M)

유효 마찰각을 산정하는 방법에는 크게 3 가지 방법이 있으며, 이에 대한 내용은 2장에서 언급하였다. 각 방법에 따라 유효 마찰각은 조금씩의 차이를 보이게 되며 이에 따라 전단강도의 예측에도 변화를 가져오게 된다. 본 연구에서 언급한 Cam-Clay 모델과 수정 Cam-Clay 이론에서는 유효 마찰각을 한계상태정수(M)와 연관지어 표현하고 있으며, 이에 관한 식은 앞 절의 식(8)에서 살펴보았다. 앞서 언급되었듯이 그림 10, 11, 12는 3 가지 방법에 의해 구해진 유효 마찰각을 나타낸 것이다. 먼저 정규압밀시료에 있어 최대축차응력을 기준으로 구해진 유효 마찰각은 그림 10에서처럼 대략 33.9°로 나타났으며, 이 값으로부터 구해진 한계상태상수(M)는 1.37로 나타났다. 그리고 최대주응력비를 기준으로 Mohr원 상에 나타난 유효 마찰각은 그림 11에서처럼 약 34°로 최대축차응력을 기준으로 구한 유효 마찰각과 거의 비슷하게 나타났다. 또한 이때의 마찰각으로 구한 한계상태상수(M)는 1.374로 나타났다. 그림 12는 p'-q' 평면상에서 구해진 한계상태상수(M)를 나타낸 결과로 1.39였으며, 최대축차응력과 최대주응력비를 기준으로

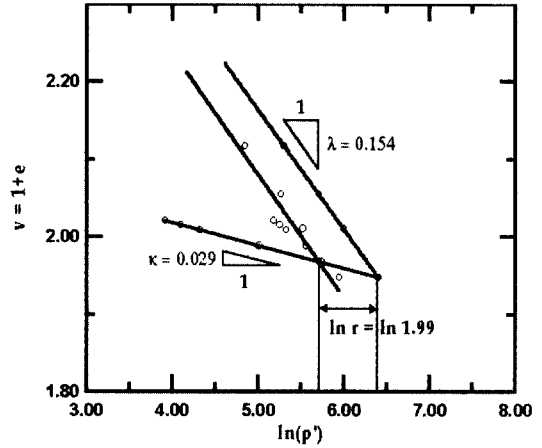


그림 15. 실험을 통해 얻어진 한계상태의 간격비

구한 값보다 조금 큰 값이다. 따라서 3가지 방법으로 구해진 한계상태상수의 차이는 최대 0.02로 방법에 따른 차이가 거의 없었다.

##### 4.2.2 한계상태 간격비( $r$ )

2장에서 언급한 바 있듯이 한계상태 간격비( $r$ )는 정규압밀 및 과압밀상태의 비배수 전단강도와 간극수압의 예측에 사용되는 상수로서, Cam-Clay 모델의 경우 제시한 한계상태 간격비는 2.72이며 수정 Cam-Clay 모델에서 제시된 간격비는 2로 시료의 종류에 상관없이 획일적이다. 그러나 Adachi 등 (1982), Shen 등 (1973), Bonaparte(1981), Scofield 등 (1968)의 일련의 연구 결과에 따르면 점토지반으로부터 도출된 간격비는 일률적이지 않으며 수정 Cam-Clay 모델에서 제시한 간격비와 대략 5-30% 가량 차이를 보이는 것으로 나타났다. 또한 이승래 외 2인(1993)의 연구결과에서 얻어진 간격비 역시 이 범주에 포함된다.

본 연구에서는 앞장에서 설명된 정규압밀 영역의 기울기와 팽창선의 기울기로부터 구해진 간격비 그리고 식 (5)를 이용해 한계상태 간격비를 구하였다. 이때 사용된 M 값은 p'-q' 평면으로부터 얻어진 1.39를 사용하였으며,  $\lambda$  값은 식 (7)에서 얻어진 0.72를 사용하였다. 그림 15는 삼축압축 실험을 통해 얻어진 정규압밀곡선과 팽창선을 기준으로 구해진 간격비를 나타낸 것으로 이때의 간격비는 1.99로 나타나 수정 Cam-Clay 모델에

표 4. 이암풍화토의 방법에 따른 간격비의 변화

간격비	방법	Cam-Clay 모델	수정 Cam-Clay 모델	그림 15로부터 구해진 간격비	식(5)로부터 구해진 간격비
$r$		2.72	2	1.99	1.86



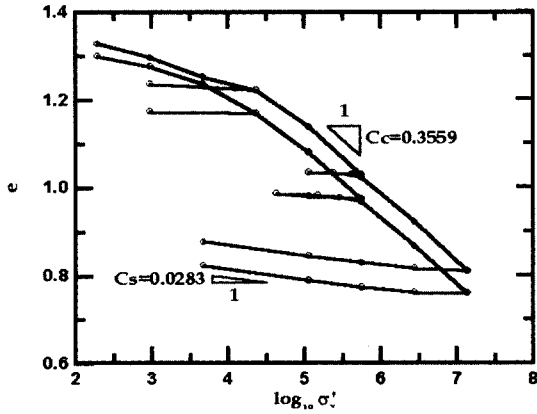


그림 16. 표준압밀시험으로부터 구해진  $C_c$ ,  $C_s$

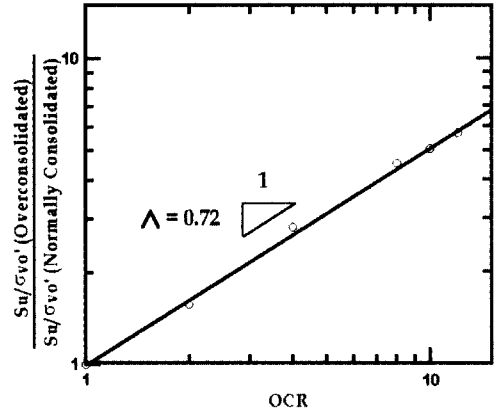


그림 17.  $\log(\text{OCR})$ 과  $\log(\text{강도비})$ 에서 구해진  $\lambda$

서 제시한 2와 거의 비슷한 값을 나타내었다. 또한 식 (5)를 이용한 정규압밀상태의 정규화된 비배수 전단강도로부터 구해진 간격비는 표 4 에서처럼 1.86로 나타났으며, 이 값은 수정 Cam-Clay 모델의 2보다 약 7.8% 정도 작은 값을 나타내고 있으며, Cam-Clay 모델에서 제시한 2.72보다는 무려 32%정도 작은 값이다.

#### 4.2.3 한계상태 간극수압계수( $\lambda$ )

앞서 언급한 대로 한계상태 간극수압계수를 구하는 방법은 표준압밀시험, 삼축압밀시험으로 구하는 방법과 강도시험으로부터 구해지는 방법이 사용되고 있다. Mayne(1980)은 일련의 점토 및 실트질을 대상으로 실시된 실험분석을 통하여 압밀시험과 강도시험으로부터 얻어진  $\lambda$  값을 비교한 결과 압밀시험으로부터 얻어진  $\lambda$  값이 강도시험에서 얻어진  $\lambda$  값보다 대략 10% 정도 크게 나타난다고 발표한 바 있다. 본 논문의 경우 그림 15는 등방 삼축압밀시험의  $\lambda$ ,  $\kappa$  로 얻어진  $\lambda$  값을 나타낸 것으로 0.81이였으며, 그림 16은 표준압밀시험으로부터 구해진  $C_c$ ,  $C_s$  값을 나타낸 것으로 평균 압축지수는 0.3559, 평균 팽창지수는 0.0283으로 나타났다. 그리고 이로부터 얻어진  $\lambda$  값은 표 5에서처럼 0.92였다. 또한 그림 17은  $\log(\text{OCR})$ 과 정규압밀 및 과압밀 비배수 전단강도비의 비로부터 얻어진 간극수압계수를 나타낸 결과이다. Mayne(1980)의 연구 결과에서처럼 본 연구에서도 전단강도비와  $\log(\text{OCR})$ 은 선형적인 관계에 있었으며, 이때 얻어진 기울기는 0.72로 나타나 등방 압밀시

험으로부터 구해진 값보다 약 13.28%정도 작게 나타났으며 이 값은 Mayne이 제시한 10%범주보다 조금 큰 값이다. 또한 표준압밀시험으로 구해진 값보다는 약 23% 정도 작은 값이다.

#### 4.3 비배수 전단강도비 및 간극수압계수의 예측시 각 인자의 영향

위에서 얻어진 상수를 이용하여 정규압밀 및 과압밀 시료의 비배수 전단강도비 및 간극수압계수 예측시 각 인자들의 영향을 살펴본 결과는 다음과 같다.

##### 4.3.1 정규압밀시료

먼저 비배수 전단강도비 예측시 사용된 한계상태상수(M)는 앞서 언급된 것처럼 방법에 따라 최대 0.02 정도의 차이밖에 나지 않으므로 비배수 전단강도비 예측에 큰 영향을 미치지 않았다. 따라서 본고에 사용된 한계상태상수(M)는  $p'$ - $q'$  상으로부터 구해진 1.39를 사용하였으며, 나머지 2가지 인자인  $r$ ,  $\lambda$ 에 대한 영향만을 살펴보고자 한다. 먼저 그림 18, 19, 20은 정규압밀 시료의 비배수 전단강도비를 예측하는데 있어  $\lambda$  와 간격비( $r$ )의 영향을 살펴보기 위해  $\lambda$  값을 표 5에 나타난 세 가지로 변화시키고 간격비를 2.72, 2, 1.86로 적용시켜 강도비를 예측한 결과이다. 그림 18은 표준압밀시험으로 구해진  $\lambda$  값(=0.92)을 사용하여 예측한 것으로 시험 결과로부터 얻어진 강도비와는 상당한 차이를 보이고

표 5. 압밀시험 및 강도비로부터 얻어진  $\lambda$

시험방법	표준압밀시험	등방삼축압밀시험	강도비
간극수압계수( $\lambda$ )	0.92	0.81	0.72

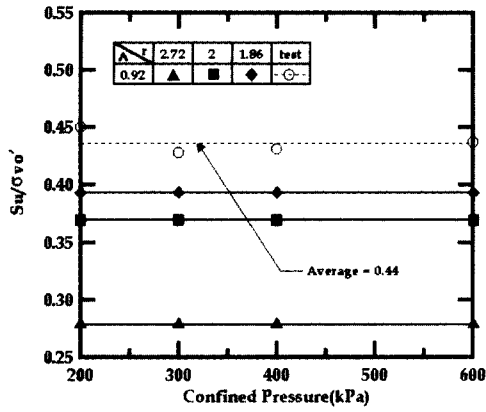


그림 18. 정규압밀 시료의 비배수 전단강도비 예측시 영향인자 ( $\lambda=0.92$ )

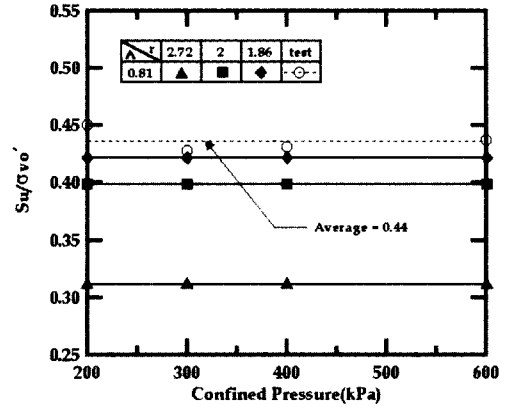


그림 19. 정규압밀 시료의 비배수 전단강도비 예측시 영향인자 ( $\lambda=0.81$ )

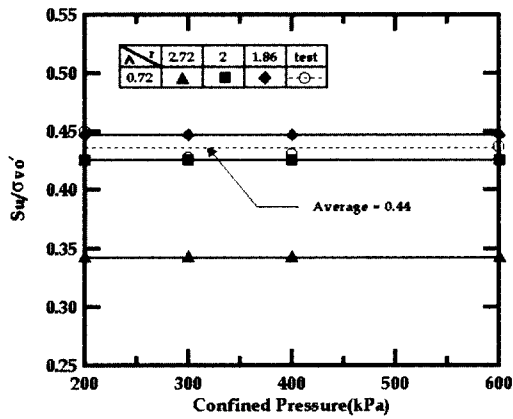


그림 20. 정규압밀 시료의 비배수 전단강도비 예측시 영향인자 ( $\lambda=0.72$ )

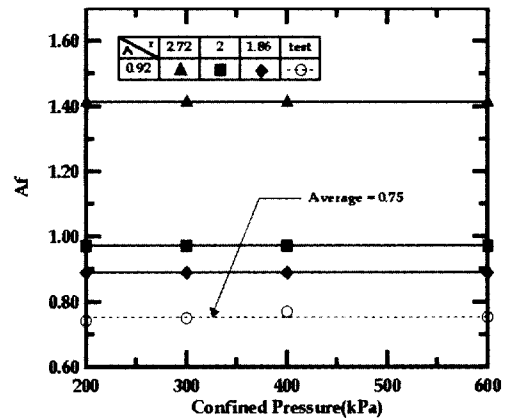


그림 21. 정규압밀 시료의 간극수압계수의 예측시 영향인자 ( $\lambda=0.81$ )

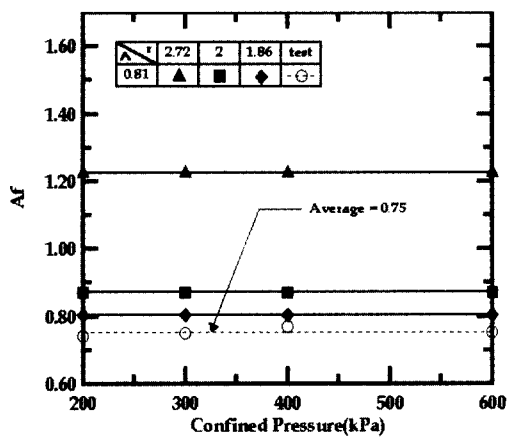


그림 22. 정규압밀 시료의 간극수압계수의 예측시 영향인자 ( $\lambda=0.81$ )

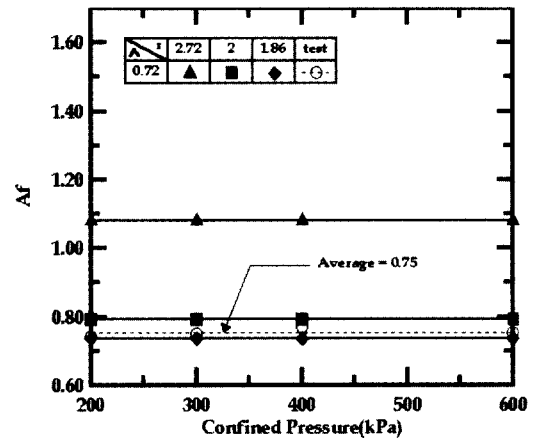


그림 23. 정규압밀 시료의 간극수압계수의 예측시 영향인자 ( $\lambda=0.72$ )

있다. 이러한 차이는 표준압밀시험의 경우 압밀방법이 일종의  $K_0$  실험형태로 등방압밀 시험과는 압밀거동이 다르기 때문으로 보이며, 따라서 여기서부터 도출된  $\lambda$ 로 등방 정규압밀상태의 강도를 예측하는 데는 문제가

있을 것으로 보인다.  $r$  값에 따른 실측치와의 차이를 살펴보면 강도비로부터 구한 1.86 수정 Cam-Clay 이론 및 Cam-Clay 에서 제시한 2, 2.72 순서로 실측치에 근접하는 양상을 보였다. 그림 19는  $\lambda$  값을 등방압밀시험의

$\lambda, \kappa$  로 구한 0.81로 고정하고  $r$  값을 변화시켜 강도비를 예측한 결과이다. 표준압밀시험에 비해 실험치와의 차이가 상당히 줄어들었으며,  $r$  값이 1.86인 경우엔 실측치에 대략 6%정도만 작게 예측되었다. 그림 20은 강도비로부터 얻어진  $\lambda$  값을 기준으로 살펴본 것으로 강도비로부터 얻어진  $\lambda$  값은 0.72이다. 전 간격비에서 걸쳐 등방압밀시험으로 구해진 결과에 비해 실측치와 잘 일치하고 있으며 특히,  $r=1.86, 2$ 인 경우에는 실측치와 거의 비슷한 값을 예측할 수 있었다. 위의 결과에 비추어 정규압밀시료의 전단강도비 예측시  $\lambda$ 와  $r$ 은 강도 시험으로부터 도출된 값을 사용하는 것이 가장 합리적으로 보인다.

이러한 경향은 간극수압계수의 예측에서도 나타나고 있다. 그림 21은 표준압밀시험에서 얻어진  $\lambda$  값인 0.92와 각각의 간격비로부터 얻어진 결과이다. 전 간격비에 걸쳐 실측된 간극수압계수와는 상당한 차이를 보이고 있다. 그나마 강도비로부터 구해진 간격비를 쓴 경우가 실측치에 가장 근접하고 있음을 알 수 있다. 그림 22는 등방 압밀시험으로부터 구한  $\lambda$ 와 각각의 간격비를 적용한 결과를 도시한 것으로 그림 21에서 예측된 결과에 비해 상당히 좋은 결과를 얻을 수 있었으며,  $r=2$ 인 경우 예측된 값은 실측치보다 15%정도 과다 예측되었으며, 특히 강도비로부터 얻어진 간격비 1.86을 사용한 경우엔 실측치보다 약 6%정도 과다예측 되었을 뿐이다. 그러나 김용진(1993)의 김천 및 안동지역의 화강풍화토를 대상으로 실시된 일련의 시험에서는 수정 Cam-Clay 식의 간격비와 등방압밀시험에서의  $\lambda$  값을 적용하여 예측된 파괴시 간극수압계수가 실측치와 상당한 차이를 나타내었다. 그림 23은 강도비로부터 구한  $\lambda$  값 0.72를 기준으로 살펴본 결과이다. 앞의 두 가지 방법과는 달리 전 간격비에서 만족할 만한 결과를 얻을 수 있었으며 특히, 강도비로부터 구한  $r=1.86$ 을 적용한 경우 실측치와 거의 동일한 값을 얻을 수 있었다. 그러나 Mayne (1980)에 의해 분석된 실험의 대부분이 점토 및 실트질을 대상으로 이루어져 이 종류 흙에 대한 한계상태의 이론적 타당성은 어느 정도 인정되지만 풍화화강토와 같은 입상토를 대상으로 한 연구가 부족한 관계로 모든 흙에 대해 한계상태이론의 적용성 유무를 언급하는데는 추가적인 연구가 필요하다고 생각된다.

### 4.3.2 과압밀시료

과압밀시료에서의 비배수 전단강도비 및 간극수압의 예측시 각 계수의 영향을 살펴본 결과는 다음과 같다. 먼저 전단강도비 예측시 각 인자에 대한 영향을 도시한 결과는 그림 24, 25, 26과 같다.

정규압밀시험과 동일하게  $\lambda$  값은 표 5에서 구한 세

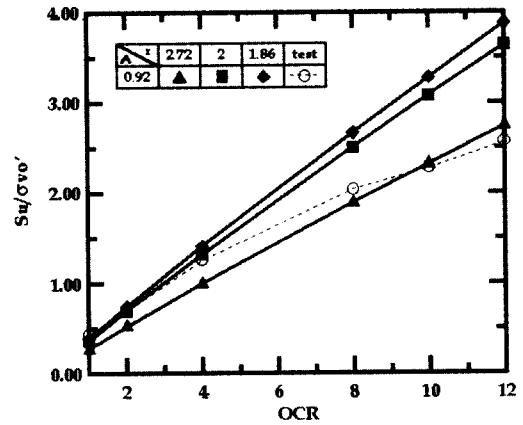


그림 24. 과압밀시료의 비배수 전단강도비 예측시 영향인자( $\lambda=0.92$ )

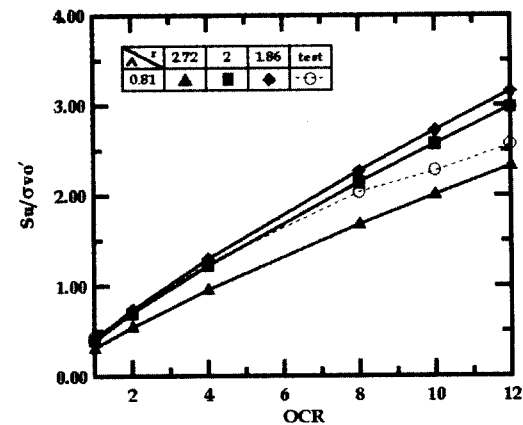


그림 25. 과압밀시료의 비배수 전단강도비 예측시 영향인자( $\lambda=0.81$ )

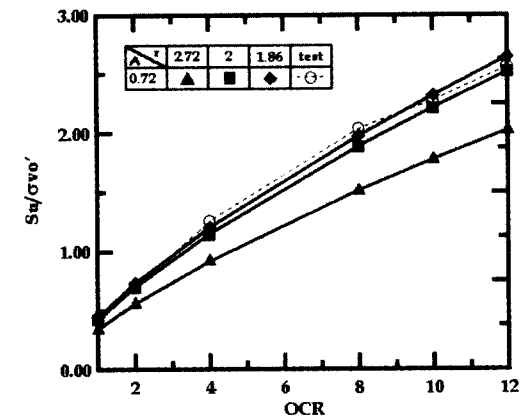


그림 26. 과압밀시료의 비배수 전단강도비 예측시 영향인자( $\lambda=0.72$ )

가지로 변화시켰으며, 각각에 대해 간격비를 달리하여 강도비를 예측하였다. 그림 24는 표준압밀시험으로부터 얻어진  $\lambda$  값과 방법에 따른 간격비를 이용한 결과이다. 과압밀비 전 범위에 걸쳐 예측치와 실측치는 상당한 차이를 보이고 있으며, 이러한 차이는 정규압밀의 결과에서처럼 압밀방법에 따른 차이로 해석된다.

그림 25는 등방압밀시험으로부터 얻어진  $\lambda$  값과 각각의 간격비로부터 예측된 비배수 전단강도비를 나타낸 것이다.  $r=2.72$ 인 경우에 예측된 강도치는 과압밀비 전 범위에 걸쳐 실측된 값에 비하여 상당히 과소 평가되고 있으며,  $r=2, 1.855$ 의 경우 거의 과압밀비 8까지는 예측치와 실측치가 상당히 근접하고 있으나 그 이상의 과압밀비에서는 실측치에 비해 과다하게 예측되고 있다. 그러나 표준압밀시험으로부터 얻어진 상수로 예측된 결과에 비해서는 상당히 좋은 결과라 할 수 있다.

그림 26은 강도비로부터 도출된  $\lambda$ 와 각각의 간격비로 예측된 결과를 도시한 결과이다. 앞의 두가지 경우에 비하여 과압밀비 전 범위에 걸쳐 실험치에 근접한 값을 예측하였으며, 3가지 간격비 중 강도시험으로부터 얻어진 간격비를 사용한 경우 실험치와 거의 일치하였다. 따라서 과압밀 시험의 강도비 예측은 정규압밀시험과 동일하게 강도시험으로부터 얻어진  $\lambda$ 와  $r$  값을 이용하는 것이 가장 타당하다고 사료된다. 또한 과압밀 시료의 경우 정규압밀시험과 마찬가지로  $\lambda$  값의 변화에 따른 강도의 변화폭이 비교적 크게 나타났으며, 간격비 역시 강도비 예측에 영향을 미치는 것으로 나타났다.

과압밀시료에 대한 간극수압계수의 예측시 각 인자에 대한 영향을 살펴보면 다음과 같다.

그림 27, 28, 29는 식(6)을 이용해 예측한 과압밀 시료의 간극수압계수를 나타낸 것으로 그림 27은 표준압밀 시험에서 얻어진  $\lambda$  값과 각각의 간격비를 이용해 예측한 간극수압계수의 변화를 나타낸 결과이다. 간격비 2.72를 사용한 경우 과압밀비의 전 범위에 걸쳐 실측된 간극수압계수와 예측치는 상당한 차이를 보이고 있으며, 이러한 현상은 정규압밀시험에서도 나타난 바 있다. 따라서 표준압밀시험으로부터 얻어진  $\lambda$ 를 이용한 정규압밀 및 과압밀시료의 강도 및 간극수압계수의 예측은 문제가 있을 것으로 보인다. 그림 28은 등방압밀시험으로부터 얻어진  $\lambda$ 와 방법에 따른 간격비로 예측된 간극수압계수의 변화를 나타낸 것으로  $r=2.72$ 인 경우 예측된 간극수압계수는 과압밀비가 2-8 범위에 걸쳐서는 시험결과와 상당한 차이를 보였으나 과압밀비가 증가

함에 따라 실측치와의 차이가 조금씩 줄어들었으며, 과압밀비가 8이상인 경우엔 실측치와 거의 비슷한 값을 나타내었다. 그러나  $r=2, 1.86$ 인 경우엔 과압밀비 전 범위에 걸쳐 예측된 간극수압계수는 실측치와 상당히 잘 일치하고 있으며, 특히  $r=2$ 인 경우 실측치와 거의 흡

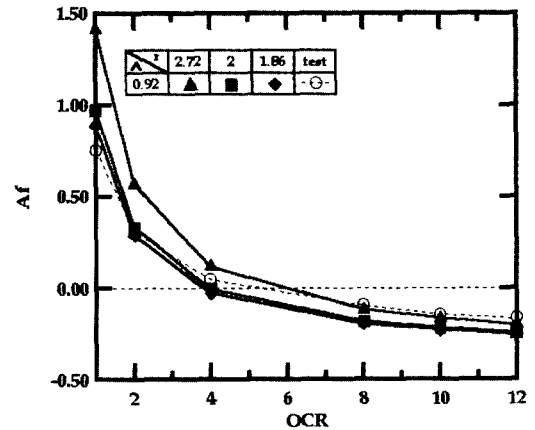


그림 27. 과압밀시료의 간극수압계수 예측시 영향인자( $\lambda=0.92$ )

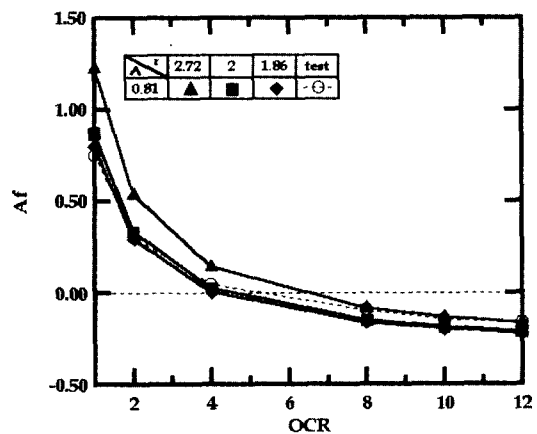


그림 28. 과압밀시료의 간극수압계수 예측시 영향인자( $\lambda=0.81$ )

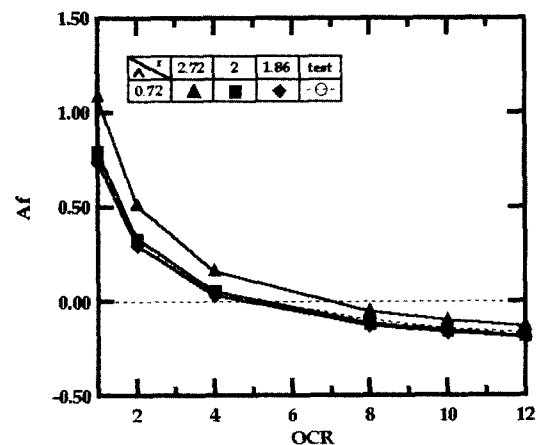


그림 29. 과압밀시료의 간극수압계수 예측시 영향인자( $\lambda=0.72$ )

사한 결과를 얻을 수가 있었다. 또한 정규압밀 시료인 경우  $r$ 값에 따른 간극수압계수의 변화가 큰 반면, 과압밀 시료에서는 상대적으로 변화폭이 적게 나타났으며 과압밀비가 8이상에서는 간격비의 변화에 따른 간극수압계수의 변화량은 매우 작게 나타났다. 그림 29는 강도비로부터 얻어진  $\lambda$ 와 각 방법에 따른 간격비를 적용하여 간극수압계수를 예측한 결과이다. 3가지 간격비중 2.72를 사용한 경우 실측치와 조금의 차이를 보였을 뿐 나머지 2, 1.86의 간격비를 쓴 경우 과압밀비 전 범위에 걸쳐 실측된 간극수압계수와 거의 비슷한 값을 예측할 수 있었다.

위의 결과를 종합하여 볼 때 과압밀시료의 간극수압계수 예측시  $\lambda$ 와  $r$ 의 영향은 과압밀비가 작은 범위에서는 크게 나타나며 과압밀비가 커질수록 그 영향은 작게 나타났다. 이러한 원인은 그림 14의 결과에서처럼 과압밀비가 2, 4인 경우엔 간극수압의 차이가 확연하게 나타나고 있지만 과압밀비가 8이상인 경우에는 변형을 전반에 걸쳐 간극수압의 차이가 크게 나타나고 있지 않기 때문으로 보인다. 또한 정규압밀시료에 비하여 과압밀 시료의 간극수압계수의 예측시 2가지 상수( $\lambda$ ,  $r$ )의 변화에 따른 간극수압계수의 변화 폭이 상대적으로 작게 나타남으로써 정규압밀시료 보다는 상수에 따른 영향을 적게 받는 것으로 나타났다.

## 5. 결론

재성형된 포항지역 이암풍화토를 이용하여 표준압밀 시험과 정규압밀 및 과압밀시료에 대한 등방삼축압축 시험을 실시하고 한계상태 이론을 바탕으로 정규압밀 및 과압밀시료의 비배수 전단강도비 및 간극수압계수 예측시 필요한 상수를 여러 방법에 따라 도출하였으며 그 차이점을 살펴보았다. 또한 이들 상수를 이용하여 비배수 전단강도비 및 간극수압계수의 예측시 각 상수가 비배수 전단강도비 및 간극수압계수 예측에 미치는 영향을 검토한 결과는 다음과 같다.

- (1) 한계상태이론을 이용한 강도예측 및 간극수압예측에 주요한 변수인 한계상태 간격비( $r$ )은 Cam-Clay 및 수정 Cam-Clay 이론에서 제시한 값은 2.72와 2이며, 본 시험에서 얻어진 값은 1.99로 수정 Cam-Clay 이론에서의 값과 거의 비슷하게 나타났다. 또한 강

도비로부터 구해진 한계상태 간격비는 1.86으로 나타나 방법에 따른 차이점을 나타내었다.

- (2) 또 다른 상수의 하나인  $\lambda$ 값 역시 구하는 방법에는 표준압밀시험, 삼축압축시험에서 얻어진 정규압밀선의 기울기와 과압밀 시료의 팽창선의 기울기로부터 구해지는 방법과 전단강도비와 과압밀비와의 관계로부터  $\lambda$ 값을 구하는 방법이 사용되고 있으며, 본 시험결과 표준 및 삼축압밀시험 및 강도비로부터 구한  $\lambda$ 값은 각각 0.92, 0.81, 0.72로 상이하게 나타났다.
- (3) 마지막 상수인 한계상태상수(M)는 p'-q 평면상의 기울기로 구해진 값이 1.39로 최대축응력 및 최대주응력비상태의 유효마찰각을 기준으로 간접계산된 1.370, 1.374와 별다른 차이를 나타내지 않았으므로 비배수 전단강도비 및 간극수압계수의 미치는 영향은 작을 것으로 판단된다.
- (4) 한계상태 이론을 이용하여 앞에서 구해진  $r$ 값과  $\lambda$ 값을 변화시켜 정규압밀 시료의 비배수 전단강도 및 간극수압계수를 예측한 결과 가장 큰 영향을 주는 인자는 간격비였으며, 그 다음이  $\lambda$ 값으로 나타났다. 또한 2가지 상수 모두 강도비로부터 얻어진 값을 적용했을 때, 실측치와 거의 비슷한 값을 예측할 수 있었다.
- (5) 과압밀시료의 비배수 전단강도 및 간극수압계수를  $r$ 값과  $\lambda$ 값을 변화시켜 예측한 결과  $r$ 값과  $\lambda$ 값의 변화에 따라 차이가 발생함을 알 수 있으며, 강도 예측의 경우 정규압밀의 경우처럼 각 인자에 따른 영향을 상당히 많이 받고 있음을 알 수 있었다. 그러나 간극수압계수의 예측시에는 각 인자에 대한 영향이 정규압밀에 비해 그리 크지 않음을 알 수 있었으며, 과압밀비가 작아질수록 그 영향은 커지고 과압밀비가 커질수록 2가지 상수에 대한 영향은 많이 받지 않는 것으로 나타났다.

포항지역의 재성형된 이암풍화토의 한계상태 이론을 적용한 비배수 전단강도 및 간극수압 예측시 각 인자들의 영향이 분명히 존재함을 알 수 있었으며, 추후 국내 여러 지역의 흙을 대상으로 이 이론의 범용성을 연구할 필요가 있을 것으로 보인다.

## 참 고 문 헌

1. 김용진(1993), "구성방정식을 이용한 다짐풍화토의 공학적특성", 박사학위논문, 고려대학교, pp.138-140.
2. 이승래, 오세봉, 권기철(1992), "한계상태 간격비를 이용한 구성 모델", 한국지반공학회지 제8권, 제2호, pp.45-57.
3. 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.
4. Amerasinghe, S. F., and Parry, R. H.(1975), "Anisotropy in Heavily Overconsolidated Kaolin", J. of the Geotech. Engin., Division, ASCE, Vol.101, No.GT12, Proc. Paper 11808, Dec., pp.1277- 1293.
5. Atkinson, J. H., and Bransby, P. L.(1978). The Mechanics of Soils, McGraw-Hill.
6. Baladi, G. Y., and Rohani, B.(1979), "Elasto-plastic Model for Saturated Sand", J. Geotech. Engrg., ASCE, Vol.105, GT4, pp. 465-480.
7. Blight, G. E.(1963), "The Effect of Nonuniform Pore Pressure on Laboratory Measurement of the Shear Strength of Soils", SPT. 361, ASTM, pp.173-191.
8. Bonaparte, R.(1981), "A Time-dependent Constitutive Model for Cohesive Soils", Thesis presented to the Univ. of California, at Berkeley, Calif. in partial fulfillment of requirements for the degree of Doctor of philosophy.
9. Egan, J. A.(1977), "A Critical State Model for the Cyclic Loading Pore Pressure Response of Soils", thesis presented to Cornell University, at Ithaca, N.Y., June, in partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science.
10. FlowTrac-II User's Manual (1999), GEOCOMP Corp., pp.1-17.
11. Hanzawa, H.(1977), "Geotechnical Properties of Normally-Consolidated Fao Clay", Soils And Foundations, Vol.17, No.4, Dec., pp.1-15.
12. LoadTrac-II User's Manual (1999), GEOCOMP Corp., pp.1-18.
13. Mayne, P. W.(1980), "Cam-Clay Prediction of Undrained Strength", J. Geotech. Engrg., ASCE, Vol.106, GT11, November, pp.1220-1242.
14. Mersi, G., Ullrich, C., and Choi, Y.(1978), "The Rate of Swelling of Overconsolidated Clays Subjected to Unloading", Geotechnique, London, England, Vol.28, No.3, Aug., pp.281-307.
15. Mitachi, T., and Kitago, S. (1976), "Change in Undrained Strength Characteristics of a Saturated Remolded Clay due to Swelling", Soils and Foundations, vol.16, No.1, Mar., pp.45-58.
16. Pender, M. J.(1978), "A Model for the Behavior of Overconsolidated Soil", Geotechnique, London, England, Vol.28, No.1, Mar., pp. 1-25.
17. Roscoe, K. H., and Burland, J. B.(1968), "On the Generalized Stress-Strain Behavior of Wet Clay", in Engineering Plasticity, J. Heyman and Leckie(Eds). Cambridge Univ. Press, Cambridge, pp. 535-609.
18. 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.
19. Scofield, A. N., and Wroth, C. P.(1968). Critical State Soil Mechanics, McGraw Hill.
20. Shen, C. K., Arulanandan, K., and Smith, W. S.(1973), "Secondary Consolidation and Strength of Clay", J. Geotech. Engrg., ASCE, 99, GT1, pp.95-110.
21. Sherif, M. A., Wu, M. J., and Bostrum, R. C.(1972), "Reduction in Soil Strength due to Dynamic Loading", Microzonation Conference, Vol.II, National Science Foundation and ASCE, Nov., pp.439- 454.
22. Sivakugan, N., and Holtz, R. D.(1986), Discussion of "Anisotropy of Undrained Shear Strength of Clays Under Axi-Symmetric Loading Conditions", by H. Ohta and A. Nishihara. Soils Found., 26(1), 132-133.
23. Wroth, C. P.(1984), "The Interpretation of Insitu Soil Test", Geotechnique, Vol.34, No.4, pp.449-489.

(접수일자 2000. 12. 8)