

정규압밀된 재생형 이암풍화토의 비배수 전단특성

The Characteristics of Undrained Shear Strength for Normally Consolidated Decomposed Weathered Mudstone Soil

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

Abstract

Generally, natural soils are affected by one-dimensional consolidation so that the behavior characteristic could be somewhat different from the isotropic consolidation specimen. But, due to experimental difficulties and the lack of equipment, the isotropic triaxial tests are mainly performed in most lab. tests. So it seems to be very effective if it is possible to predict pore water pressure and undrained shear strength in the K_0 state as the results of isotropic triaxial consolidation test. In this study, isotropic triaxial consolidation test and K_0 triaxial consolidation test were performed and we obtained parameters related to pore water pressure ratio using the Hyperbolic model. And then we predicted the behavior of pore water pressure that occurred in the K_0 state from the results obtained in the isotropic triaxial consolidation test through the equation suggested by Lo(1969). It is possible to seize the validity of Lo(1969) equation. Also, considering undrained shear strength obtained from consolidation method in relation with water content, we find that consolidation method have an effect on undrained shear strength. Finally, using the Wroth(1984) equation that is based on the theory of critical state, undrained shear strength in the K_0 state was predicted from that of the isotropic triaxial consolidation test. The usefulness of the equation was verified by comparing the predicted value with experimental results.

요 지

일반적으로 자연상태의 흙은 일차원 압밀을 받고 있으므로 등방압밀시료와는 그 거동양상이 상이하게 나타난다. 그러나 대부분의 실내시험에서는 실험상의 어려움과 시험장비의 부족으로 인하여 주로 등방시험을 통한 연구가 실시되고 있는 것이 현실이다. 따라서 비교적 간단한 등방 삼축 압축시험 결과로부터 K_0 상태의 간극수압 및 비배수 전단강도를 추정할 수 있다면 매우 효과적이라 할 수 있을 것이다. 본 연구에서는 재생형된 이암풍화토를 이용하여 등방삼축압축시험과 K_0 삼축압축시험을 실시하고, 쌍곡선 모델을 적용하여 간극수압비에 관련된 상수를 도출하였다. 그리고 Lo(1969)가 제안한 식을 적용하여 등방시험에서 얻어진 간극수압의 결과로부터 K_0 시험시 발생하는 간극수압의 거동을 예측함으로써 Lo(1969)식의 타당성을 검토하였다. 또한 압밀방법에 따른 비배수 전단강도를 함수비와 연관지어 살펴봄으로써 압밀방법이 전단강도에 미치는 영향을 파악하였다. 끝으로 한계상태 개념에 기초한 Wroth(1984)을 식을 적용하여 등방시험시의 비배수 전단강도로부터 K_0 상태의 비배수 전단강도를 예측하고 그 결과를 실험치와 비교함으로써 식의 유용성을 검증하였다.

*1 정회원, 경북대학교 공과대학 토목공학과 교수 (Member, Prof., Dept., of Civil Engrg., Kyungpook National Univ.)

*2 정회원, 경북대학교 공과대학 토목공학과 박사 후 과정 (Member, Ph.D, Dept., of Civil Engrg., Kyungpook National Univ., kky0606@hanmir.com)

*3 정회원, 진주산업대학교 토목공학과 조교수 (Member, Assistant Prof., Dept., of Civil Engrg., Chjinju National Univ.)

1. 서론

일반적으로 자연상태의 흙은 일차원 압축에 의한 퇴적과 재하 조건에 따라 흙 입자들이 배열되므로 고유의 이방성을 지니게 된다. 따라서 정확한 지반거동 특성을 살펴보기 위해서는 등방시험 보다 K_0 실험을 통하여 대상 흙의 전단특성을 파악해야 함에도 불구하고 실험상의 어려움과 장비의 부족으로 대부분의 설계에서 등방시험의 결과를 이용하는 경우가 허다하다. 이럴 경우 압밀시 가해지는 높은 평균 주응력과 고유한 이방성의 파괴로 인하여 전단강도를 과대평가 하는 경우가 발생하게 되고 자칫 과다설계로 이어질 가능성이 크다. 따라서 등방삼축 비배수시험 결과로 K_0 상태의 간극수압 및 비배수 전단강도를 예측할 수 있다면 실험상의 제약과 장비상의 문제 그리고 과다설계로 인한 경제상의 어려움을 어느 정도 극복할 수 있을 것으로 보인다.

본 연구의 목적은 포항지역의 재 성형된 이암풍화토로 등방삼축시험과 K_0 삼축시험을 실시하고 Lo(1969)에 의해 제안된 쌍곡선 모델로 간극수압과 관련된 제반 상수를 도출하였으며, 이를 적용하여 전단시 발생하는 간극수압의 거동을 예측하였다. 그리고 등방삼축시험에서 얻어진 간극수압으로부터 K_0 삼축시험시 발생하는 간극수압을 예측하고 그 결과를 실측치와 비교 분석하였다. 또한 압밀방법 즉, 등방압밀과 K_0 압밀에 따른 시험 후 함수비의 변화를 수직압밀응력 및 평균압밀응력과 연관지어 살펴봄으로서 압밀방법이 비배수 전단강도에 미치는 영향을 살펴보았다. 마지막으로 한계상태이론에 기초한 Wroth(1984)의 식으로 등방시험을 이용한 K_0 상태의 비배수 전단강도를 예측하고 이를 실험치와 비교 분석함으로써 식의 유용성을 검증하고자 한다.

2. 해석이론

2.1 쌍곡선 모델을 이용한 간극수압의 해석

1) 간극수압과 변형율과의 관계

쌍곡선 모델은 Konder(1963)에 의해 제안되기 시작

하여 Duncan과 Chang(1970)에 의해 그 이론적 발전이 있어 왔다. 또한 Chang(1969), Clough와 Duncan(1969), Duncan 등(1990), Mana와 Clough(1981), Seed와 Duncan(1986)등의 여러학자들은 이 모델을 적용하여 제방, 댐, 버팀굴착 그리고 다양한 흙 구조물의 거동해석에 적용시켜왔다. 쌍곡선 모델은 응력-변형률을 쌍곡선 함수로 나타냄으로서 흙의 거동을 간편하게 예측할 수 있는 장점이 있다. 이 후 Lo(1969)는 전단시 발생하는 간극수압의 거동을 예측하기 위해 쌍곡선 모델을 도입하였으며, 응력-변형률 대신 간극수압-변형률사이의 관계를 정의한 것이 차이점이라 할 수 있다.

Lo(1969)가 제안한 이론을 간략히 살펴보면 다음과 같다. 간극수압비(r_u)는 증가된 간극수압을 압밀응력으로 나눈 것으로 아래 식 (1)로 나타낼 수 있으며 이것을 축방향 변형률과 함께 나타낸 것은 그림 1과 같다.

$$r_u = \Delta \frac{U_s}{\sigma_{ic}} \quad (1)$$

여기서; r_u : 간극수압비

U_s : 간극수압

σ_{ic} : 압밀응력

또한 그림 2에서처럼 ϵ_1/r_u 와 ϵ_1 을 그래프상에 나타내면 선형적인 관계를 나타내게 되며, 직선의 기울기 (a) 및 절편 (b)을 이용해 식 (2)와 같은 변형된 쌍곡선 식으로 표현할 수 있다.

$$\epsilon_1/r_u = a\epsilon_1 + b \quad (2)$$

그리고 위의 식 (2)을 정리하면 아래와 같은 식 (3)으로 표현할 수 있다.

$$r_u = \frac{\epsilon_1}{a\epsilon_1 + b} \quad (3)$$

여기서, ϵ_1 ; 축방향변형률

a, b ; 쌍곡선모델 상수

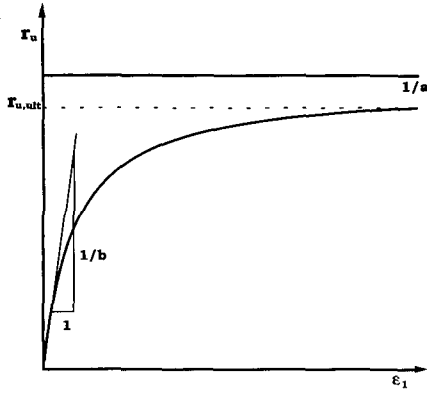


그림 1. 간극수압비 - 축변형률

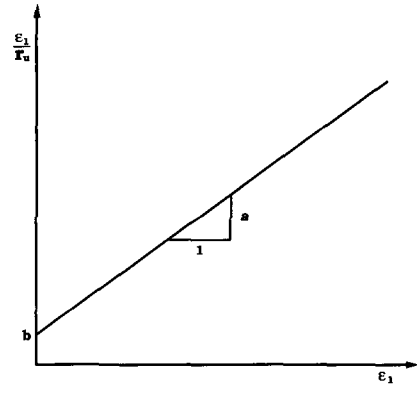


그림 2. 선형화된 간극수압비 - 축변형률

2) 등방시험결과로부터 K_0 삼축압축시험시 발생하는 간극수압의 예측

Lo(1969)는 이방압밀된 흙의 전단효과를 설명하기 위해 등방삼축압축시험시 발생하는 간극수압으로 K_0 상태에서 발생하는 간극수압을 예측할 수 있는 식을 다음과 같이 제안하였다.

$$\rho = \frac{r_{u,(CKoUC)}}{r_{u,(CIUC)}} \quad (4)$$

여기서, $r_{u,(CKoUC)}$; K_0 압밀상태의 간극수압비
 $r_{u,(CIUC)}$; 등방압밀상태의 간극수압비

이 식 (4)를 K_0 와 간극수압계수를 이용해 나타내면 아래 식 (5)와 같다.

$$\rho = \frac{K_0(\sigma_1'/\sigma_3')_{\max} - 1}{A_f[(\sigma_1'/\sigma_3')_{\max} - 1]} \quad (5)$$

여기서 A_f 는 $(\sigma_1'/\sigma_3')_{\max}$ 일때의 간극수압계수를 나타내며 $(\sigma_1'/\sigma_3')_{\max}$ 는 마찰각(ϕ')를 이용하여 식 (6)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\rho = \frac{\sin \phi'(1 + K_0) - (1 - K_0)}{2A_f \sin \phi'} \quad (6)$$

따라서 등방삼축압축시험으로부터 K_0 삼축압축시험시 발생하는 간극수압을 아래와 같이 예측할 수 있다. 자세한 이론적 배경은 Lo(1969b)를 참조하기 바란다.

$$r_{u,(CKoUC)} = \rho \cdot r_{u,(CIUC)} \quad (7)$$

2.2 한계상태 모델

Wroth(1984)는 수정 Cam-clay 모델과, Jaky의 식을 바탕으로 등방압밀 및 K_0 압밀상태에서의 비배수 전단 강도비에 관한 식을 아래 (8), (9)와 같이 제안하였다.

$$\text{등방압밀 ; } \left(\frac{S_u}{\sigma'_v}\right)_{CIUC} = \frac{M}{2} \left(\frac{1}{2}\right)^A \quad (8)$$

여기서, $M = \frac{6 \sin \phi'}{3 - \sin \phi'}$ (단 $c = 0$)

$$\left(\frac{S_u}{\sigma'_v}\right)_{CIUC} = \frac{3 \sin \phi'}{3 - \sin \phi'} \left(\frac{1}{2}\right)^A$$

$$\text{비등방압밀; } \left(\frac{S_u}{\sigma'_v}\right)_{CKoUC} = \frac{\sin \phi'}{2a} \left(\frac{1+a^2}{2}\right)^A \quad (9)$$

여기서, $a = \frac{(3 - \sin \phi')}{2(3 - 2 \sin \phi')}$

$$A = 1 - \frac{C_r}{C_c} ; \text{ 압축지수 및 팽창지수}$$

여기서 식 (8)과 식 (9)를 조합하여 정리하면 식 (10)과 같다.

$$\therefore \frac{\left(\frac{S_u}{\sigma'_v}\right)_{CKoUC}}{\left(\frac{S_u}{\sigma'_v}\right)_{CIUC}} = \frac{3 - 2 \sin \phi'}{3} (1 + a^2)^A \quad (10)$$

따라서 식 (10)을 이용하여 등방압밀 시험에서 얻어진 비배수 전단강도로부터 K_0 압밀시의 비배수 전단강도를 예측할 수 있다.

3. 실험

3.1 시료특성

본 연구에 사용된 이암풍화토의 물리적 특성은 표 1과 같다.

표 1. 시료의 물리적 특성

비중	액성한계 (%)	소성한계 (%)	소성지수 (PI)	D ₅₀ (mm)	D ₁₀ (mm)	USCS
2.59	58	25	33	0.032	0.009	CH

3.2 시료성형

본 연구에 사용된 시료는 포항 두호동 지역에서 교란 채취된 이암풍화토로서 먼저 시료를 자연 건조시킨 후 No. 40번 체로 거른 다음, 그림 3(a)과 같은 예비압밀 토조에 액성한계의 약 2배 가량의 함수비로 2일 가량 충분히 교반시킴과 동시에 진공펌프를 이용 -1기압 정도의 진공압으로 시료속의 공기를 최대한 제거하였다. 이후 Slurry 상태의 시료를 예비압밀 토조에서 공기압 실린더를 이용하여 3.5, 7.5, 15, 30, 60kPa로 단계 압밀시켰으며, 이때 재하판 측면에 실리콘 그리스를 칠하여 재하판과 토조 측면의 마찰을 최소화하였다. 또한 시료 채취시 토조 측면에 근접한 부분에서의 시료채취는 삼가하였다. 각 단계하중마다 시간-침하량 곡선으로부터 이차 압밀을 확인한 후 다음 단계 하중을 가하였으며, 최종적인 예비압밀이 이루어지는 기간은 대략 3개월 정도의 기간이 소요되었다. 최종 예비압밀 이후 하중을 제거하

고 시료를 일정 크기로 절단하여 함수비의 변화를 방지하기 위해 파라핀으로 밀봉한 후 습윤상자 속에 보관하였다.

3.3 삼축압축 시험장치 및 시험방법

본 연구에 사용된 삼축압축 시험장치는 그림 3(b)와 같다. 이 제품은 미국 GEOCOMP사에서 제작된 장치로 등방압밀, 이방압밀, K₀ 압밀을 통한 압축 및 인장 삼축 시험을 자동적으로 실시할 수 있는 장치이며, 변형제어 및 응력제어가 모두 가능하다. 또한 일정 동수경사 투수 시험 및 CRS압밀 시험을 자동으로 수행할 수 있는 다기능 시험기이다. 먼저 습윤상자 속의 예비압밀된 시료를 직경 및 높이가 각각 5cm, 10cm의 원통형으로 성형한 후, 남은 부분의 시료로 함수비를 측정하였다. 전 시험을 통하여 얻어진 초기 함수비는 대략 53~55% 사이로 나타났다. 이후 공시체의 원활한 포화를 위해 100kPa의 배압으로 포화시켰으며, B 값이 0.95이상인 시료에 대해서만 시험을 실시하였다. 그리고 측방 배수지를 이용하여 압밀을 원활히 하였다. 등방압밀시 구속압은 각각 200, 300, 400, 600kPa로 실시하였으며, K₀ 압밀시에는 유효 수직압이 200, 300, 400, 600kPa이 되도록 실시하였다. K₀ 시험은 Transducer에 의해 측정된 체적변형률과 축변형률이 동일하도록 0.001mm 정도의 정밀도를 가진 모터가 컴퓨터에 입력된 K₀ 값에 따라 상하로 움직이면서 유효 수직압을 자동 조절 할 수 있다. 小田美明(1992)는 일련의 연구에서 K₀ 압밀시 적절한 압밀 재하속도를 정규압밀시료의 경우 0.9kPa/min, 과압밀시료

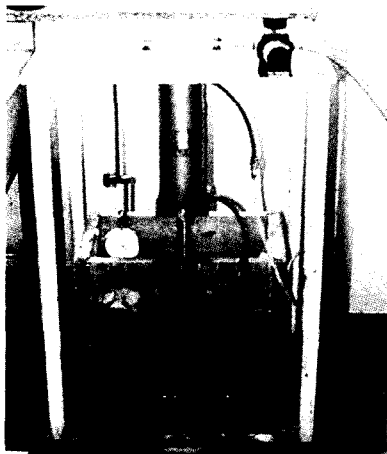


그림 3. (a) 예비압밀토조

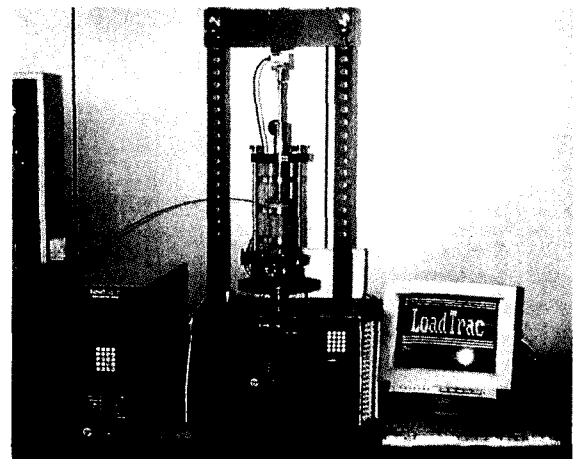


그림 3. (b) 삼축압축 시험장치

의 경우 1.0kPa/min로 제시한 바 있으며 본 연구의 경우 위 시험결과를 토대로 과잉 간극수압의 발생을 최대한 억제하면서 횡방향 변형률이 $\pm 0.02\%$ 이내에서 유지될 수 있도록 충분히 느린 0.1kPa/min의 속도로 압밀하였다. 목표한 유효 수직압에 이른 다음 시간-압밀 관계로부터 이차압밀 완료를 확인한 후 전단을 실시하였다. 사용된 재하율은 측방 배수를 고려한 Blight(1963)의 방법을 이용하여 간극수압이 평형화가 될 수 있는 0.1 %/min의 속도로 실시하였다. 전 시험과정을 통하여 얻어진 압밀 후의 함수비는 등방압밀의 경우 대략 39-45%로 나타났으며, K_0 압밀의 경우 39-47%로 나타났다.

4. 시험결과 및 분석

4.1 압밀방법에 따른 전단거동특성

압밀방법에 따른 비배수 전단거동 특성을 살펴보면

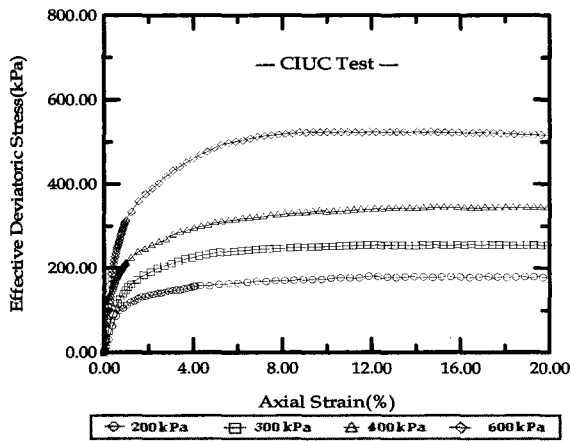


그림 4. 응력-축변형률 관계(등방압밀)

먼저 등방 삼축시험의 경우 응력-변형률, 간극수압-변형률과의 관계는 그림 4, 5 및 표 2와 같다. 그림 4는 구속압을 달리하여 실시한 등방삼축압축시험 중 응력-변형률과의 관계를 도시한 것으로 구속압이 증가할수록 최대촉차응력은 증가하고 있으며, 구속압이 증가함에 따라 최대촉차응력에 도달하는 축변형률 또한 증가하고 있음을 알 수 있다. 그림 5는 간극수압-변형률과의 관계를 나타낸 것으로 구속압이 증가함에 따라 간극수압은 일정한 크기로 증가하고 있으며 최대치에 이른 후 일정한 값을 유지하였다. 간극수압계수를 살펴보면 표 2에서처럼 최대촉차응력 및 최대주응력비 기준으로 각각 0.74-0.77범위로 비슷한 결과를 나타내었다. Bjerrum (1957)은 정규압밀점토의 파괴시 간극수압계수는 0.7-1.3 정도의 값을 가진다고 발표한 바 있으며, 본 연구결과도 이 범주에 포함된다.

그림 6, 7은 K_0 삼축시험결과를 나타낸 것으로 그림 6은 응력-축변형률과의 관계를 그리고 그림 7은 간극수

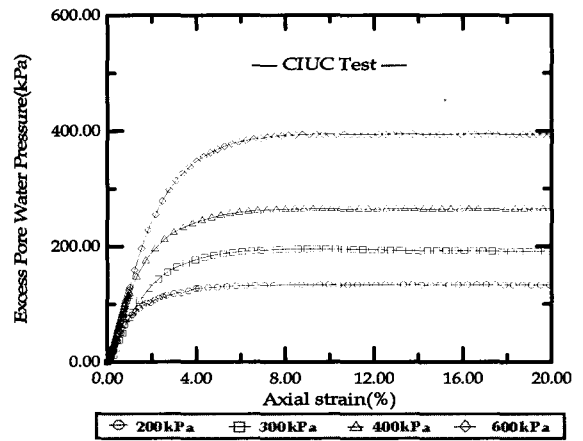


그림 5. 간극수압-축변형률 관계(등방압밀)

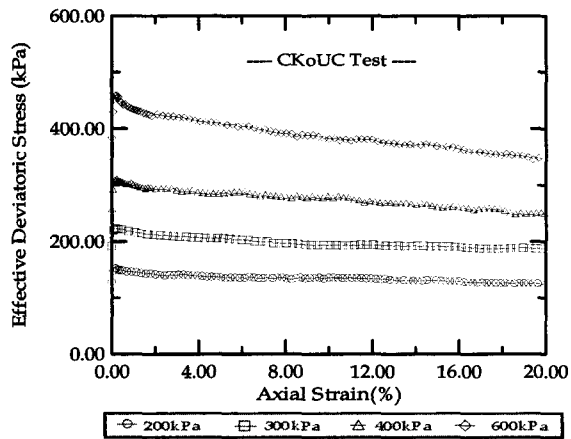


그림 6. 응력-축변형률 관계(K_0 압밀)

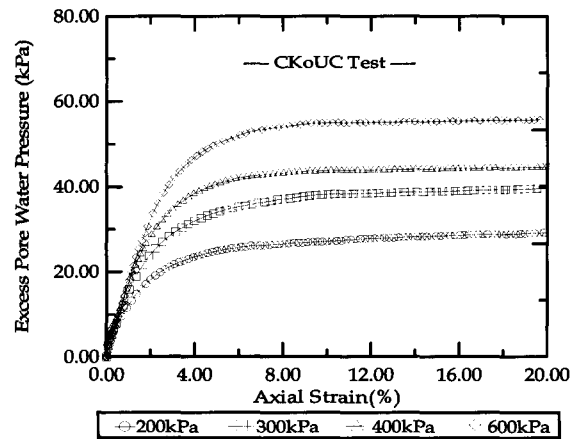


그림 7. 간극수압-축변형률 관계(K_0 압밀)

압-축변형률과의 관계를 도시한 것이다. K_0 시험의 경우 등방시험과는 달리 상당히 빠른 변형률에서 최대축차응력에 도달하고 있음을 알 수 있으며, 간극수압의 경우엔 등방시험과 동일하게 변형률이 증가할수록 그리고 구속압이 커짐에 따라 간극수압도 증가함을 알 수 있다. 그러나 등방압밀시험에 비하여 발생하는 최대 간극수압은 작게 나타났다. 이러한 이유는 K_0 시험의 경우 압밀시 가해지는 주응력 차이로 인하여 다량의 과잉 간극수압이 압밀과 동시에 소산되었기 때문으로 보여진다. 이러한 결과는 간극수압계수에도 영향을 미쳐 표 2에서처럼 최대축차응력을 기준으로 발생한 간극수압계수는 등방압밀시험에 비하여 상당히 작은 범위의 값을 나타내었다. 압밀방법에 따른 유효마찰각의 변화를 살펴보면 등방압밀시엔 최대축차응력과 최대주응력비를 기준으로 대략 비슷한 결과를 보였으나 K_0 시험의 경우 최대축차응력을 기준으로 등방압밀 시험에 비하여 대략 3°정도 작게 나타났다. 그러나 최대주응력비를 기준으로 살펴보면 등방시험과 거의 동일한 값을 나타내었다.

Mayne(1985)은 22가지의 다른 시료를 이용하여 얻어진 등방압밀과 K_0 압밀시험 연구 결과에서 압밀방법이

유효마찰각에 미치는 영향이 크지 않다고 주장한 반면 Ladd(1965)는 일련의 시험을 통하여 최대축차응력 상태에서 구한 유효 내부마찰각은 등방압밀시료의 경우가 이방압밀시료의 경우에 비해 평균 4°정도 크게 나타나며 최대유효주응력비 상태에서 구한 유효마찰각은 차이를 보이지 않는다고 발표한 바 있다. 본 시험결과는 Ladd의 연구결과와 비슷하게 나타나므로서 압밀방법이 유효마찰각에 미치는 영향을 완전히 배제할 수는 없을 것으로 보인다.

4.2 쌍곡선 모델의 적용

비배수 등방 및 K_0 삼축압축시험을 통해 얻어진 쌍곡선 모델의 상수를 요약하면 표 3과 같다.

먼저 등방시험시 쌍곡선 모델을 이용하여 구한 각 구속압에서의 상수(a)는 1.45-1.49로 구속압에 상관없이 거의 일정한 값을 나타내었으며, 상수(b) 값은 0.56-1.09의 범위를 나타내었다. 모든 구속압에서의 데이터를 종합하여 회귀분석한 a_{ave} , b_{ave} 값은 그림 8에서처럼 각각 1.47, 0.78로 나타났으며 구속압에 상관없이 한 직선상

표 2. 시험결과의 요약

시험방법	수직구속압(σ_v') (kPa)	함수비(%)		최대축차응력 ($\sigma_1' - \sigma_3'$) _{max} (kPa)	파괴시 간극수압계수(A_v)		유효마찰각(ϕ')	
		시험전	시험후		최대축차응력기준	최대주응력비기준	최대축차응력기준	최대주응력비기준
CIUC	200	53.40	44.91	180.4	0.74	0.74	34.0-36.0°	34.0-36.0°
	300	53.11	42.53	256.8	0.75	0.77		
	400	54.76	41.03	344.1	0.77	0.77		
	600	55.36	38.94	524.5	0.75	0.75		
CK ₀ UC	200	54.75	47.66	152.0	0.16	2.78	31-33.5°	34.0-36.6°
	300	53.7	43.64	221.0	0.13	4.38		
	400	52.78	42.03	330.0	0.10	0.86		
	600	53.02	39.31	493.0	0.04	0.95		

표 3. 압밀방법에 따른 쌍곡선 모델상수

시험 방법	Test No.	수직구속압(σ_v') (kPa)	K_0 값	쌍곡선 모델상수				$(\sigma_1' - \sigma_3')_{max}$ 기준	
				a	b	a_{ave}	b_{ave}	r_u	r_u
CIUC	1	200	1	1.46	0.56	1.47	0.78	0.66	0.66
	2	300	1	1.49	0.87			0.64	0.65
	3	400	1	1.46	0.72			0.66	0.66
	4	600	1	1.45	1.09			0.65	0.65
CK ₀ UC	5	200	0.36	6.44	8.70	7.05	10.83	0.021	0.138
	6	300	0.36	6.68	11.38			0.013	0.119
	7	400	0.37	7.93	11.45			0.017	0.106
	8	600	0.37	7.95	11.74			0.017	0.104

에서 수렴하고 있음을 알 수 있다. K_0 시험으로부터 얻어진 쌍곡선 모델 상수(a)의 범위는 등방압밀과 동일한 수직응력을 기준으로 6.44-7.95로 등방시험시보다 약 5배 가량 크게 나타났으며, 상수(b) 값의 범위 역시 8.70-11.74로 상당히 큰 값을 나타내었다. K_0 시험결과를 모든 구속압에 대하여 종합 회귀분석하여 구해진 상수 a_{ave} , b_{ave} 값은 그림 9에서처럼 각각 7.05, 10.83으로 나타났으며, 등방시험결과와는 달리 구속압에 따라 한 직선에 수렴되고 있지 않음을 알 수 있다. 이러한 결과는 박용원(1990)의 심해점토를 이용한 연구결과와도 비슷한 양상으로 이 연구에서 K_0 압밀시험으로 구한 상수 a, b 값은 등방압밀시의 값보다 약 3배 크게 나타났으며, K_0 시험에서 구한 a, b값의 변화폭도 등방시험보다 크게 나타났다. 등방시험인 경우 최대축차응력과 최대주응력 비일 때의 간극수압비(r_u) 값은 거의 비슷한 값을 나타내고 있으며, 최대축차응력을 기준으로 K_0 상태에서의 r_u 값보다 상당히 큰 값을 나타내었다.

모든 구속압에 대하여 회귀 분석된 상수 a_{ave} , b_{ave} 값을 이용하여 등방압밀 및 K_0 압밀상태의 간극수압비-변형률과의 관계를 예측한 결과는 그림 10, 11과 같다. 등방시험의 경우 실측된 r_u 와 변형률은 그림 10에서처럼 변형률이 약 4% 미만인 경우에는 구속압에 따라 초기 기울기가 차이를 보이고 있지만 변형률 5% 이상인 경우에는 일정한 값에 수렴하고 있음을 알 수 있다. K_0 압밀인 경우 a_{ave} , b_{ave} 값으로 예측된 간극수압비-변형률의 결과를 실측치와 비교한 결과는 그림 11과 같다. 그림에서처럼 등방압밀과는 달리 각 구속압에 따라 변형률이 5% 이상에서도 일정한 값에 수렴되지 않음을 알 수 있으며, 낮은 구속압(200kPa, 300kPa)에서는 예측치가 실측치에 비하여 조금 과소평가 되었으나 상대적으로 높은 구속압(400kPa, 600kPa)에서는 이와 반대되는 양상을 나타내었다. 따라서 쌍곡선 모델로 예측된 간극수압계수는 등방시험의 경우 미소변형률 구간에서 그리고 K_0 시험의 경우에는 대변형률 구간에서 그 신뢰

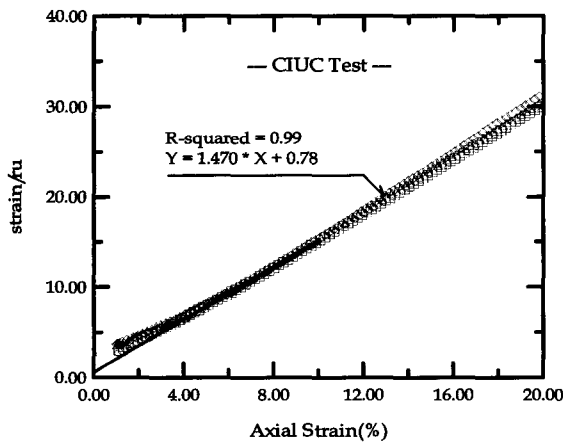


그림 8. 쌍곡선 모델의 제반상수(등방압밀)

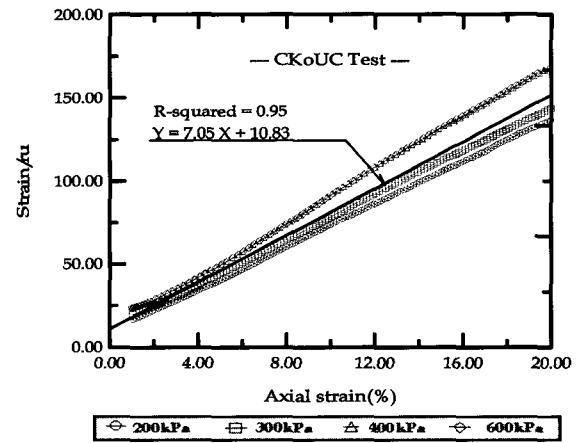


그림 9. 쌍곡선 모델의 제반상수(K_0 압밀)

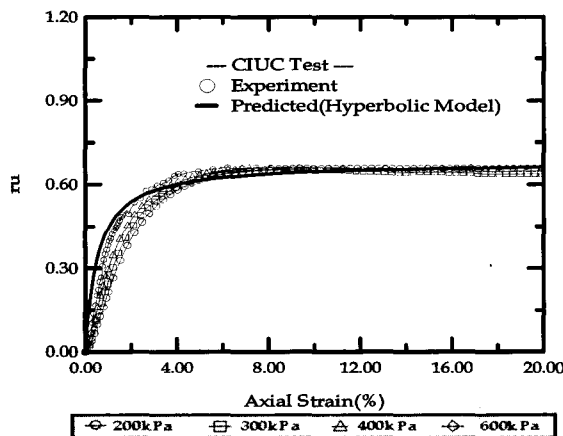


그림 10. 평균상수 (a_{ave} , b_{ave})를 이용한 간극수압비의 예측(등방압밀)

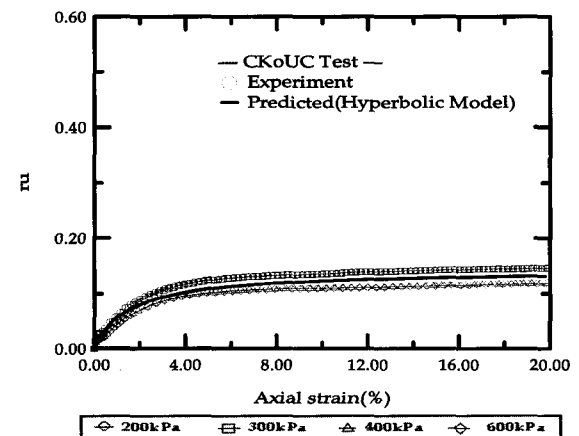


그림 11. 평균상수 (a_{ave} , b_{ave})를 이용한 간극수압비의 예측(K_0 압밀)

정도가 조금 떨어짐을 알 수 있다.

4.3 등방시험결과를 이용한 K_0 삼축시험의 간극수압 예측

앞의 2-1절에서 제시된 Lo(1969)의 식 (7)을 이용하여 등방시험으로부터 K_0 상태의 간극수압비를 예측한 결과는 그림 12, 13, 14, 15와 같다. Lo 식에 필요한 상수인 유효마찰각은 최대축차응력과 최대 주응력비를 기준으로 각각 $34^\circ \sim 36^\circ$ 범위로 나타났으며 이 중 36° 를 적용하였다. 전자의 범위로부터 Jaky의 식을 적용하여 얻어진 K_0 값의 범위는 0.41~0.44로 나타났다. 이 값은 K_0 실험으로부터 직접 얻어진 0.36~0.37과 비교할 때 대략 15%정도 큰 값이다. 또한 간극수압계수는 최대주응력비를 기준으로 구해진 값의 평균치인 0.75를 사용하였다.

먼저 구속압이 200kPa인 경우 등방압밀에서 구해진 간극수압비(u_0)로 예측된 K_0 상태의 간극수압비는 그림

12와 같다. 변형률이 작은 부분에서는 예측치가 실험치보다 조금 과다하게 예측되어 나타나고 있으나, 이후 변형률이 증가함에 따라 실험치와 거의 비슷한 값을 나타내었다. 구속압이 300kPa인 경우 예측치와 실험치를 비교한 결과는 그림 13과 같다. 실험결과 200kPa에서 나타난 결과와 비슷하게 시험초기 변형률이 작은 범위에서는 예측치가 실험치보다 과다하게 나타나고 있으나 그 차이는 크지 않았으며, 변형률이 증가할수록 실험치에 근접한 값을 예측할 수 있었다. 위의 결과에 비추어 구속압이 비교적 작은 200kPa, 300kPa의 범위에서는 변형률 초기 등방압밀시험으로 예측된 간극수압비(u_0) 값이 실험치보다 조금 과다하게 평가되었으나, 실험시 발생하는 최대간극수압비의 값을 예측하는 데는 큰 무리가 없을 것으로 보인다. 구속압이 400kPa, 600kPa인 경우의 결과는 그림 14, 15와 같다. 두 가지 시험 모두 변형률 초기엔 예측된 값이 실험치보다 조금 과다하게

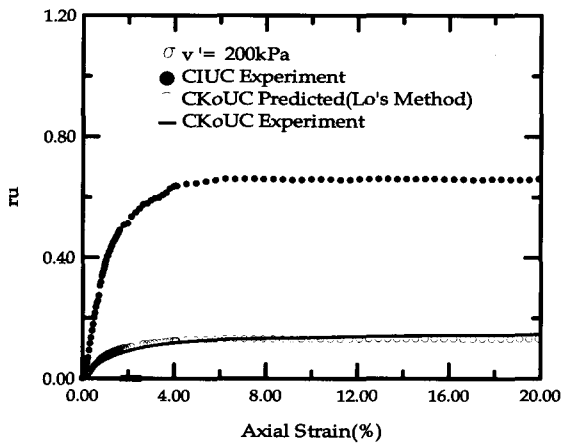


그림 12. 등방시험으로부터 예측된 K_0 상태의 간극수압비(구속압 200kPa)

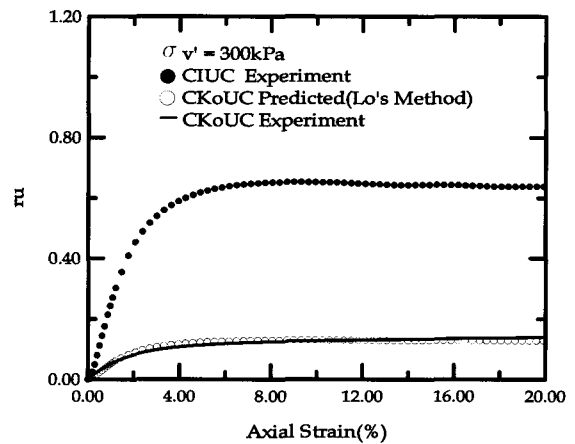


그림 13. 등방시험으로부터 예측된 K_0 상태의 간극수압비(구속압 300kPa)

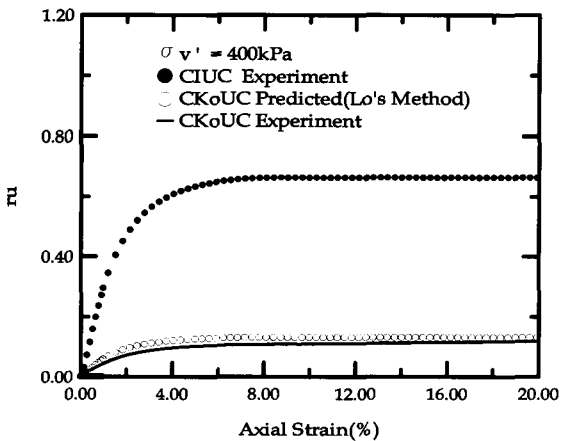


그림 14. 등방시험으로부터 예측된 K_0 상태의 간극수압비(구속압 400kPa)

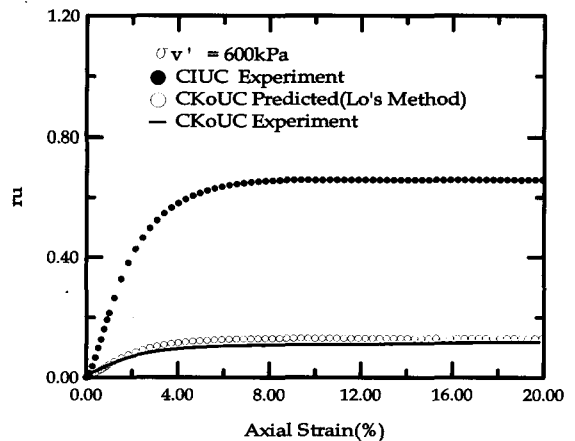


그림 15. 등방시험으로부터 예측된 K_0 상태의 간극수압비(구속압 600kPa)

나타나고 있으며, 전자인 200, 300kPa의 경우에 비하여 신뢰정도가 조금 떨어짐을 알 수 있다. 그러나, 축방향 변형률이 증가하면서 실험치와의 오차가 점차 줄어들 수 있다.

위의 결과를 종합해 보면 Lo(1969) 식을 이용하여 등방 삼축압축 시험결과로 예측된 K_0 압밀상태의 간극수압비는 구속압이 증가함에 따라 변형률 초기에는 예측치가 실측치보다 크게 나타났지만 변형률이 증가함에 따라 실측치와의 오차가 점점 감소하는 것을 알 수 있다. 따라서 실험시 발생할 수 있는 최대 간극수압비를 추정하는데는 큰 무리가 없을 것으로 보인다.

4.4 한계상태 이론을 이용한 비배수 전단강도의 추정

Wroth(1984)는 한계상태 이론을 이용하여, 등방 삼축 시험의 비배수 전단강도와 비등방 삼축시험의 비배수 전단강도비에 관한 식을 도출함으로써 등방 삼축시험 결과로부터 비등방 상태의 비배수 전단강도의 추정이 가능하다고 발표하였다. 먼저 실험을 통해 얻어진 재성형된 이암풍화토의 한계상태정수(M)과 몇 가지 상수를 살펴보면 표 4와 같다.

먼저 등방삼축압축시험에서 구해진 유효마찰각은 최대주응력비를 기준으로 구한 $34^\circ \sim 36^\circ$ 의 범위 중에서 36° 를 사용하였으며, 유효마찰각으로부터 도출된 한계상태 토질정수 M 은 1.46으로 나타났다. 또한 압축지수와 팽창지수는 실험 평균치가 각각 0.346, 0.069로 그리고 λ 값은 0.81로 나타났다. Ladd(1977)는 일련의 연구에서 λ 값의 범위를 0.75~0.85로 발표한 바 있으며, Mayne(1988)은 화강 풍화토인 경우 λ 값이 0.87~0.93 정도의 범위를 가진다고 발표한 바 있다. 시험에서 얻어진 등방시험 및 K_0 상태의 비배수 전단강도를 요약하면

표 5와 같다.

먼저 비배수 전단강도를 고찰하기 전에 압밀방법에 따른 함수비의 관계를 살펴보고자 한다. 본 연구 결과에서 시험전 후의 함수비를 살펴보면 표 2에서처럼 시험전 평균 함수비는 등방압밀시료의 경우 54.15%, K_0 시험의 경우 53.81%로 큰 차이가 없었으나, 각 구속압에 따라 실시한 시험 후의 함수비는 그림 16에서처럼 동일한 수직 압밀응력을 기준으로 볼 때 등방압밀시료의 함수비가 K_0 압밀시료보다 작게 나타나므로써 압밀방법에 따른 차이를 나타내었다. Rendulic(1936)은 수직방향 압밀응력을 동일하게 실시한 압밀 비배수시험에서 압밀시의 함수비 변화화 전단시의 응력경로가 압밀방법에 영향을 받지 않는다고 발표하였다. 이 후 Lee와 Morrison(1970)은 다짐성형한 Kaolinite 점토와 Higgins 점토시료를 사용한 연구결과에서 압밀 후의 함수비와 최대주응력과는 유일한 관계를 가지며 압밀방법과는 무관하다고 발표함으로써 Rendulic의 결론을 지지한 바 있다. 따라서 위 연구 결과는 본 연구와 상이하다. 그러나 Rendulic의 결과에 대하여 Henkel과 Sowa(1963)는 이 이론이 모든 점토에 항상 적용되지 않는다는 사실을 실험으로 입증하였으며, Ladd(1965)도 일련의 시험에서 이방압밀과 등방압밀시료의 응력경로는 전혀 다름을 지적하였다. 그러므로 압밀에 의한 체적변형을 어느 한 방향의 주응력에 대해서만 조사하는 것보다는 시료전체에 작용하는 평균주응력을 고려하여 연구하는 것이 보다 합리적이라 생각된다. Olsen과 Wabls(1971) 그리고 Bhaskaran(1971) 역시 압밀 후의 함수비는 압밀시의 평균수직응력, 축차응력 및 주응력비에 관련 있다고 발표한 바 있으며, Akai와 Adachi(1965)도 K_0 압밀의 경우 체적변형은 평균유효압밀응력에 영향을 받는다고 발표한 바 있다. 그림 17은 압밀 후의 함수비와 평균유효압밀응력($Pm' = \frac{1}{3} (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)$)

표 4. 이암풍화토의 한계상태정수 및 각종 상수

유효마찰각(ϕ')	M	압축지수(C_c)	팽창지수(C_r)	λ	a
$34^\circ \sim 36^\circ$ (36° 선택)	1.37~1.46 (1.46선택)	0.346(평균)	0.069(평균)	0.81	0.661

표 5. 이암풍화토의 비배수 전단강도

시험종류	비배수 전단강도(S_u)				S_u/σ_v'				S_u/Pm''			
	200 (kPa)	300 (kPa)	400 (kPa)	600 (kPa)	200 (kPa)	300 (kPa)	400 (kPa)	600 (kPa)	200 (kPa)	300 (kPa)	400 (kPa)	600 (kPa)
CIUC	90.1	128.4	172	261	0.45	0.43	0.43	0.44	0.45	0.43	0.43	0.44
CK ₀ UC	76.4	111.7	154.9	229	0.38	0.37	0.39	0.38	0.67	0.65	0.67	0.67

* $Pm' = \frac{1}{3} (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)$

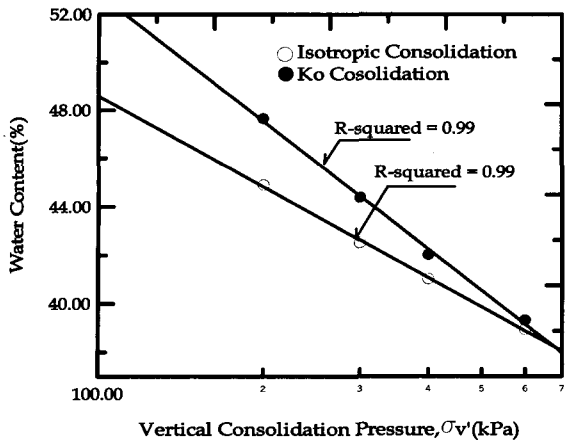


그림 16. 수직압밀응력을 기준한 등방 및 K_0 압밀후의 함수비 비교

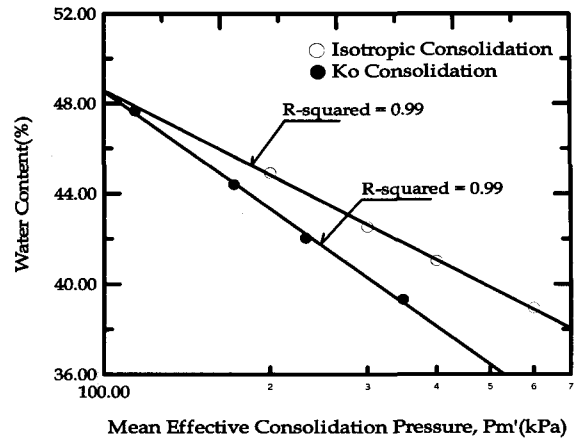


그림 17. 평균압밀응력과 함수비의 관계

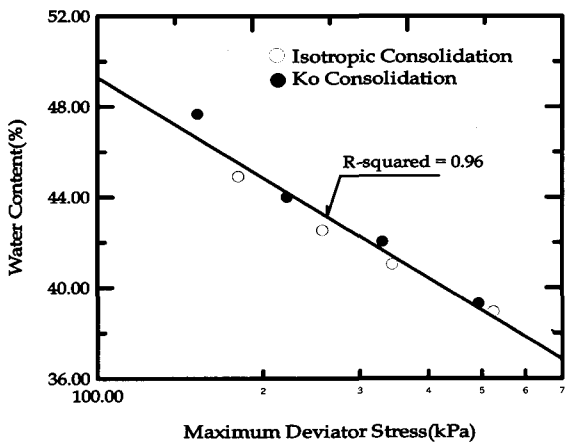


그림 18. 압밀방법에 따른 최대축차응력과 함수비의 관계

사이의 관계를 도시한 것으로 압밀후의 함수비가 압밀 방법과 무관하지 않음을 보여주고 있다. 즉 동일한 평균 유효압밀응력을 고려할 경우 오히려 K_0 압밀이 등방압 밀에 비해 함수비가 작게 나타남을 알 수 있다. 이러한 현상은 K_0 압밀의 경우 압밀시 체적변형이외에 주응력 차에 의한 전단변형이 부가적으로 발생하기 때문으로 생각된다.

그림 18은 최대축차응력과 함수비와의 관계를 나타 낸 것이다. 앞의 평균압밀응력과 함수비의 관계는 압밀 방법에 따른 차이를 보인 반면, 최대축차응력에서의 강 도와 함수비의 관계는 압밀방법에 상관없는 것으로 나 타났다. 결국 압밀방법에 상관없이 압밀후의 함수비가 같으면 비배수 전단강도는 같을 것으로 생각된다.

압밀방법에 따른 비배수 전단강도를 살펴보면 표 5에 서처럼 동일한 수직압인 경우 K_0 상태의 비배수 전단강 도가 등방시험에서의 비배수 전단강도에 평균 87.4%

정도의 값을 나타내고 있다. 비배수 전단강도를 수직 압 밀응력으로 나누어 정규화시킨 값에서도 등방시험의 경우 비배수 전단강도비는 0.43~0.45의 범위로 K_0 시 험시의 0.37~0.39의 범위보다 평균 13% 정도 크게 나 타나고 있다. Mayne(1985)의 연구결과에서는 K_0 압밀 시 정규화된 비배수 전단강도는 등방압밀시의 전단강 도에 비해 정규압밀인 경우 89%, 과압밀인 경우 약 87% 정도의 값을 가진다고 발표한 바 있고, Ladd & Fott (1974)는 정규압밀 점성토의 실험적 연구에서 K_0 압밀 시의 비배수 전단강도는 등방압밀과 비교시 약 10~ 15% 정도 작게 나타난다고 발표한 바 있다. 그러나 시 료에 가해지는 전체 압밀응력의 효과를 고려하기 위하 여 비배수 강도를 평균유효압밀응력(P_m')으로 정규화시 킨 값을 비교하여보면, K_0 상태일때가 등방압밀보다 평 균 33%정도 크게 나타났다. 이러한 원인은 앞서 살펴본 함수비와 평균유효압밀응력과의 관계에서 살펴보았다. 따라서 등방압밀에 의한 점성토의 비배수 전단강도는 연직압밀만을 고려할 경우엔 K_0 압밀시 보다 크게 나타 나지만 평균압밀압을 고려할 때에는 고유이방성의 파 괴로 인하여 K_0 압밀시 보다 작게 나타난다고 생각된다.

표 4의 상수와 식 (8)를 적용하여 예측한 등방삼축압 축시의 비배수전단강도를 실험치와 비교한 결과는 그림 19와 같다.

구속압이 200kPa 인 경우 Wroth(1984)의 식으로 예측 된 비배수 전단강도는 실험치에 약 90% 정도의 값을 나 타내었으나, 구속압이 300kPa 인 경우 실측치의 약 94% 의 값을 예측할 수 있었으며, 구속압이 400kPa 과 600kPa 인 경우에도 예측치가 실험치의 약 94%, 93% 정도 근 접함으로써 모든 구속압에서 만족할 만한 결과를 얻을

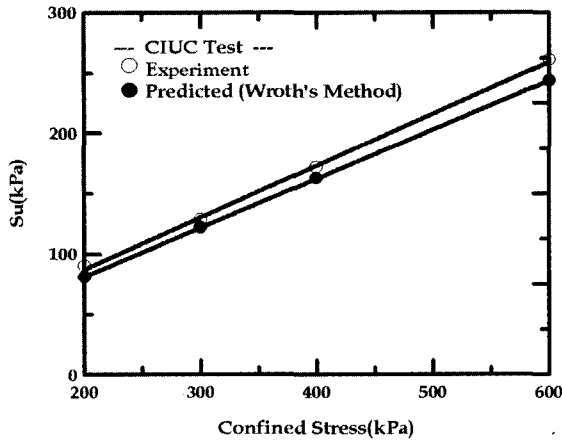


그림 19. 등방압밀시험시 전단강도의 실측치와 예측치의 비교

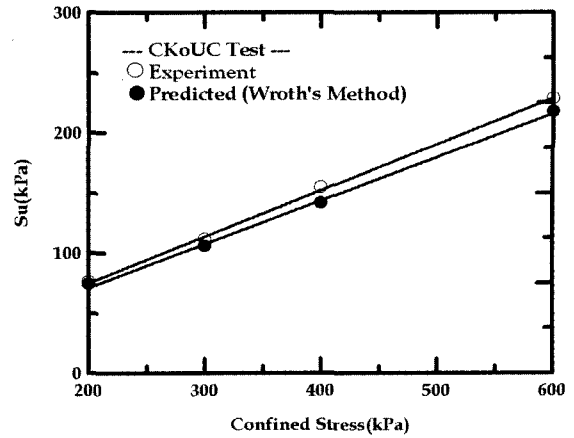


그림 20. 등방압밀시험을 이용한 K_0 상태의 전단강도 예측

수 있었다. 그러므로 Wroth(1984)의 식을 적용하여 등방시험의 비배수 전단강도를 예측하는데는 큰 문제가 없을 것으로 보인다.

그림 20은 Wroth(1984)의 식 (10)를 적용하여 등방압밀 시험으로부터 K_0 상태의 비배수 전단강도를 예측한 결과이다. 구속압이 200kPa인 경우 등방시험으로부터 예측된 K_0 상태의 비배수 전단강도는 63kPa로 실측치인 76.4kPa에 약 95% 정도의 강도를 나타내었으며, 구속압이 300kPa인 경우엔 예측치가 실측치보다 대략 6% 정도 작게 나타났다. 또한 나머지 구속압인 400kPa, 600kPa 경우에도 예측치가 실험치보다 각각 10, 6% 정도만 과소 평가되었다. 따라서 Wroth의 식을 적용하여 등방시험 결과로부터 K_0 상태의 비배수 전단강도는 충분히 예측가능하다고 하겠다.

5. 결론

포항 두호동 지역의 재성형된 이암풍화토를 이용하여 등방삼축시험과 K_0 삼축시험을 실시하고, 쌍곡선 모델을 이용하여 간극수압의 거동을 예측해 보았으며, Lo(1969)와 Wroth(1984)가 제안한 식을 이용하여 등방삼축시험 결과로부터 K_0 삼축시험의 간극수압비와 비배수 전단강도를 예측하고 이를 실측치와 비교한 결론은 다음과 같다.

(1) Lo(1969)가 제안한 식을 이용하여 예측한 간극수압비는 등방압밀인 경우 구속압에 상관없이 일정한 값에 수렴함으로써 a_{ave} , b_{ave} 값을 이용해 모든 구속압에서의 간극수압비를 충분히 예측할 수 있었다. 그

려나 K_0 시험의 경우 구속압에 따라 상수 a , b 값이 상당한 차이를 보이고 있어 쌍곡선 모델의 평균 상수값인 a_{ave} , b_{ave} 값을 이용한 간극수압비의 예측은 등방시험에 비하여 그 신뢰성이 떨어짐을 알았다.

(2) Lo(1969)가 제안한 식을 적용해 등방시험으로 K_0 상태의 간극수압비를 추정해 본 결과 구속압이 작은 경우 변형률 초기에 예측치가 결과치보다 조금 과대하게 나타났으며 이러한 차이는 구속압이 증가함에 따라 조금씩 커짐을 알 수 있었다. 그러나 구속압에 상관없이 변형률이 증가함에 따라 실측치와의 오차는 점점 줄어들어 발생하는 최대간극수압비를 예측하는데는 큰 무리가 없는 것으로 나타나 Lo(1969)가 제안한 식의 타당성을 확인할 수 있었다.

(3) 압밀방법에 따른 시험 후의 함수비 변화를 살펴본 결과 동일한 수직 압밀응력을 기준으로 등방압밀시료의 함수비가 K_0 압밀시료보다 작게 나타났다. 그러나 동일한 평균압밀응력을 고려할 경우엔 오히려 K_0 압밀이 등방압밀에 비하여 함수비가 작게 나타남을 알 수 있었다. 이러한 원인은 K_0 압밀의 경우 압밀시 주응력차에 의한 전단변형이 부가적으로 발생하기 때문으로 보인다.

(4) 연직 압밀응력에 대한 이암풍화토의 비배수 전단강도비는 등방압밀의 경우 0.43~0.45이고 K_0 압밀의 경우 0.37~0.39로 등방압밀의 경우가 K_0 압밀보다 최대 15% 정도 크게 나타났다. 그러나 평균 유효압밀응력으로 정규화된 비배수 전단강도비를 살펴보면 오히려 K_0 압밀이 등방압밀보다 약 33% 정도 크게 나타났다.

(5) 한계상태이론에 기초한 Wroth(1984)의 식을 이용하

여 등방압밀시험의 비배수 전단강도를 예측한 결과 구속압에 따라 조금의 차이가 있지만 예측치가 실험치의 대략 90% 이상의 값을 예측하였으며, 등방압밀시험으로부터 K_0 상태의 비배수 전단강도를 예측한 결과에서도 모든 구속압에서 예측치가 실험치의 90% 이상을 상회함으로써 식의 유용성을 확인할 수 있었다.

참 고 문 헌

1. 박용원(1990), "Pore Pressure Behavior of Normally Consolidated Deep Sea Clay", 대한토질공학회지, 제6권, 제4호, pp.65-72.
2. Akai, K., and Adachi, T.(1965), "Study of One Dimensional Consolidation and the Shear Strength Characteristics of Fully Saturated Clay", Proc., 6th ICSMFE, Montreal, Vol.1, pp. 146-150.
3. Bhaskaran, R.(1971), "Strength of Anisotropically Consolidated Compacted Clay", J. SMFD, Vol.97, No.SM1, pp.1128-1131.
4. Bjerrum, L., and Overland, A.(1957), "Foundation Failure of an Oil Tank in Fredrikstad, Norway", Proc. 4th Inter. Conf. Soil Mech. Found. Eng., Vol.1, pp.285-290.
5. Blight, G.E.(1963), "The Effect of Nonuniform Pore Pressure on Laboratory Measurements of the Shear Strength of Soils", SPT. 361, ASTM, pp.173-191.
6. Chang, C.Y.(1969), "Finite Element Analysis of Soil Movement Caused by Deep Excavation and Dewatering", Dissertation, University of California, Berkeley.
7. Clough, G.W. and Duncan, J.M.(1969), "Finite Element Analysis of Port Allen and Old River Locks", Report, No. TE 69-3. Office of Research Services, University of California, Berkeley, pp.265-270.
8. daCruz, P.T.(1963), "Shear Strength Characteristics of Some Residual Compacted Clays", Proceedings of the 2nd Panamerican Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Vol.1, Sociedad Mexicana de Mecanica de Sueios, Mexico, pp.73-102.
9. Duncan and Chang(1970), "Nonlinear Analysis of Stress and Strain in Soils", Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, Vol.96, No.SM5, pp.1629-1653.
10. Duncan, J.M., Clough, G.W., and Ebeling, R.M.(1990), "Behavior and Design of Gravity Earth Retaining Structures", ASCE Specialty Conference Cornell University, Ithaca, 18-21 June, ASCE, New York, pp.251-277.
11. Henkel, D.J.(1960), "The Shear Strength of Saturated Remoulded Clays", Shear Strength of Cohesive Soils, ASCE, University of Colorado, 1960, pp.533-554.
12. Henkel, D.J. and Sowa, V.A.(1963), "The Influence of Stress History on Stress Paths in Undrained Triaxial Tests on Clay", Laboratory Shear Testing of Soils, ASTM Special Technical Publication, No.361, pp.280-291.
13. Hvorslev, M.J.(1960), "Physical Components of the Shear Strength of Saturated Clays", Shear Strength of Cohesive Soils, ASCE, University of Colorado, 1960, pp.169-273.
14. Konder, R.L.(1963), "Hyperbolic Stress-Strain Response", J. Soil Mech. Found Eng. Div. ASCE, 89 SM, pp.115-143.
15. Ladd, C.C.(1965), "Stress-Strain Behavior of Anisotropically Consolidated Clays During Undrained Shear", Proc. 6th ICSMFE, Vol.1, pp.282-285.
16. Ladd, C.C. and Foott, R.(1974), "New Design Procedure for Stability of Soft Clay", Journal of the Geotechnical Engineering, ASCE, Vol. 100, No. GT 7, July, pp.763-786.
17. Ladd, C.C., Foott, R., Ishihara, K., Schlosser, F., and Poulos, H. G.(1977), "Stress-Deformation and Strength Characteristics; State-of-the-Art Report", Proc. of 9th ICSM FE, Tokyo, Vol.2, pp.421-494.
18. Lee, K.L. and Morrison, R.A.(1963), "Strength of Anisotropically Consolidated Compacted Clay", J., SMFD, ASCE, Vol.96, No.SM 6. pp.2025-2043.
19. Lo, K.Y.(1969a), "The Pore Pressure-Strain Relationship of Normally Consolidated Undisturbed Clays", Part I. Theoretical Consideration. Can. Geotec. J., 6. No.4, pp.383-394.
20. Lo, K.Y.(1969b), "The Pore Pressure-Strain Relationship of Normally Consolidated Undisturbed Clays", Part II. Experimental Investigation and Practical Application. Can. Geotec. J., 6. No.4, pp.395-412.
21. Mana, A.I. and Clough, G.W.(1981), "Prediction of Movements for Braced Cuts in Clay", J. Geotec. Eng. ASCE, Vol.107, No. GT6, pp.759-777.
22. Mayne, P.W. and Stewart, H.E.(1988), "Pore Pressure Behavior of K_0 -Consolidated Clays", J. Geotech. Eng. Div., ASCE, Vol.114 (GT11), pp.1346-1349.
23. Mayne, W.P.(1985), "Stress Anisotropy Effects on Clay Strength", Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, Vol.111, No.3, March, pp.358-366.
24. 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.
25. Olson, J.P. and Wahls, H.E.(1971), "Predicting Effective Stress Path", J., SMFD, ASCE, Vol.97, No.SM 8, pp.1139-1143.
26. Raymon, G. P.(1972), "Kars Leda Clay", Performance of Earth and Earth-Supported Structures, Vol.1, Part 1, ASCE, New York, N.Y., pp.319-340.
27. Rendulic, L.(1936). "Relation Between Void Ratio and Effective Principal Stress for a Remolded, Silty Clay", Proc. 1st ICSMFE, Havard University, Vol.3, pp.48-51.
28. Seed. R.B. and Duncan, J.M.(1986), "FE Analysis ; Compaction-Induced Stress and Deformation", J. Geotec. Eng. ASCE, Vol.112, No.GT1, pp.23-43.
29. Sridharan, A., Rao, S., and Rao, G.(1971), "Shear Strength Characteristics of Saturated Montmorillonite and Kaolin Clays", Soils and Foundations, Vol.11, No.3, Sept., 1971, pp.1-22.
30. Wroth, C.P.(1984), "The Interpretation of in Situ Soil Test", Geotechnique, Vol.34, No.4, pp.449-489.
31. 小田美明(1992), "飽和粘土의 三軸 K_0 壓密試驗方法について", 日本土木学会 論文集, 第448号, pp.45-53.

(접수일자 2000. 8. 8, 심사완료일 2001. 10. 14)