

초기함수비 변화에 의한 풍화잔류토의 응력-변형률 해석

Analysis of Stress-Strain of Weathered Residual Granite Soil with Variation of the Initial Water Content

김 찬 기* · 장 용 채** · 신 현 순***
Kim, Chan Kee · Chang, Young Chai · Sin, Hyeon Soon

Abstract

This paper presents the stress-strain, volumetric strain characteristics of the Pocheon weathered residual granite soil with variation of the initial water content under drained conditions. A series of consolidated drained triaxial compression tests and isotropic compression tests with various initial water content on specimens were performed. All material parameters of Lade's double work hardening model were determined by using the result of tests.

Most aspects of the soil behaviour measured in the triaxial compression tests were reproduced with good accuracy by the constitutive model. Therefore double work hardening model has been shown to be applicable to weathered residual granite soil.

I. 서론

풍화토는 건설현장 어느 곳에서나 쉽게 접하며 이용도가 매우 높으며 우리 나라 전역에 가장 넓게 분포하고 있다. 이 흙은 풍화의 진행 정도에 따라 흙입자간 간극과 흙입자내의 간극이 잘 발달되어 있어 하중을 받으면 큰 변형이 발생되며 변형량은 간극비에 크게 의존한다. 그리고 풍화의 진행 정도에 따라 사질토와 유사한 압축특성을 보이는 경우와 침성토와 같이 2차압밀의 영역이 크게 나타나는 경우도 있다. 따라서 풍화잔류토는 탈수속도는 사질토와 유사하지만 침하특성은 점성

토의 거동을 나타내는 경우가 종종 보인다. 또한 풍화잔류토의 응력-변형률의 관계에도 풍화도에 따라 많은 상이함을 보이고 있다. 더욱이 간극이 잘 발달된 풍화잔류토를 이용하여 고성토 구조물의 성토재료로 이용할 때 다짐에 의한 파쇄, 포화 및 초기 함수비는 성토구조물의 강도 및 변형거동에 큰 영향이 있다. 그러므로 풍화잔류토 지반이나 이 흙을 이용한 고성토 구조물의 안정성을 확보하기 위해서는 동일 간극비에서 초기함수비에 따라 어떤 거동을 보이고 있는지를 명확히 밝혀볼 필요가 있다.

이러한 필요성과 풍화잔류토의 이용이 증대됨에

*대전대학교 이공대학

**전남도립 담양대학

***원광대학교 대학원

키워드: 풍화잔류토, 초기함수비 변화, 응력-변형률, 복합항복면 구성모델

따라 공학적 성질을 구명하고자 하는 노력이 활발히 진행되고 있다. 국내에서 풍화잔류토에 대한 연구는 임(1973, 1974)와 박(1973, 1974)에 의해서 연구가 시작되었으며, 최근에는 김(1993), 이(1991) 등에 의해 풍화잔류토의 공학적 특성의 재조명과 구성식에 적용이 시도되고 있다. 그리고 정(1995, 1996) 등은 화강토의 3차원적 거동을 규명하고자 입방체형 삼축압축시험기를 이용한 중간주응력을 달리한 시험을 수행하고 Lade의 단일항복면 구성식을 이용하여 등방의 화강토에 대한 거동특성을 발표한 바 있다. 국외에서 풍화잔류토의 연구는 일본, 중국, 홍콩 등에서 비교적 활발히 연구가 진행되어 오고 있으며 그 중에서도 일본을 중심으로한 연구가 가장 활발하게 이루어지고 있다. 이들의 연구를 살펴보면 Twonsend(1985)와 Lumb(1962a, b)는 풍화잔류토의 공학적 특성을 발표하였으며, Matsuo and Fufumoto(1977)는 마사토의 입자파쇄에 의한 투수성 저하에 관한 연구를 발표한 바 있다. 그리고 Onodera et al(1976)은 불교란 화강토의 전단강도 특성과 마사토의 파쇄성에 영향을 미치는 요인을, Miura and O-hara(1979)는 전단응력하에서 화강토의 입자파쇄 영향을 발표하였으며 Parashar et al(1995) 등은 다짐잔류토의 전단특성, 체적변화 특성을 발표하였다.

본 연구는 입자가 매우 조립인 경기도 포천지역의 풍화잔류토를 선정, 다짐시험을 수행한 후 최대 전조밀도의 92% 상태에서 초기함수비를 6.5, 11.6, 18.5%로 각각 달리한 삼축시험용 공시체를 제작하여 등방압축팽창시험, 배수삼축압축시험 등을 실시하여 초기함수비의 변화에 따른 응력-변형률 거동 특성, 체적변형 특성을 고찰한다. 그리고 이들 시험결과로부터 점토 및 사질토의 거동 특성을 비교적 잘 설명할 뿐만 아니라 입자파쇄 특성이 고려된 Lade(1977, 1986)의 복합항복면구성모형을 선정하여 이 구성모델에 필요한 토질매개변수를 구하고 이를 이용하여 수치해석을 수행함으로써 풍화 잔류토의 초기함수비 변화에 따른 토질매개변수의 변화 및 거동 예측능력을 검토하고자 한다.

II. 복합항복면 구성모델

본 연구는 현재 개발된 구성모델들 가운데 응력-변형 거동을 광범위하게 해석할 수 있고 일경화 및 연화까지도 설명이 가능하며 입상도 뿐만 아니라 점토까지 해석이 가능하다고 알려져 있는 Lade의 복합항복면 구성모델(1977, 1986)을 선정하여 초기함수비를 달리한 풍화잔류토의 거동을 예측하고자한다. 이 구성모델을 간단히 설명하면 다음과 같다.

소성파쇄항복면의 방정식, f_c 는 식 (1)과 같으며 I_1 과 I_2 는 식 (2), (3)과 같다.

$$f_c = I_1^2 + 2I_2 \dots\dots\dots (1)$$

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

$$I_2 = \tau_{xy} \cdot \tau_{yx} + \tau_{yz} \cdot \tau_{zy} + \tau_{zx} \cdot \tau_{xz} - (\sigma_x \cdot \sigma_y + \sigma_y \cdot \sigma_z + \sigma_z \cdot \sigma_x) \dots\dots\dots (3)$$

소성파쇄 포텐셜함수 g_c 는 소성파쇄항복함수와 같으며 파괴상태에 도달하지 않는다.

$$g_c = I_1^2 + 2I_2 \dots\dots\dots (4)$$

그러므로 관련유동법칙이 성립되며, 일의 경화를 표현하는 식은 소성파쇄일의 함수로 다음과 같이 나타낸다.

$$f_c = P_a^2 \cdot \left(\frac{1}{C}\right)^{1/p} \cdot \left(\frac{W_c}{P_a}\right)^{1/p} \dots\dots\dots (5)$$

여기서, P_a 는 대기압이고, C, P 는 토질매개변수이며 W_c 는 소성파쇄일이다.

소성팽창항복면의 방정식, f_b 는 다음과 같다.

$$f_b = (I_1^3 / I_3 - 27) (I_1 / P_a)^m \dots\dots\dots (6)$$

$$f_b = \eta_1 \text{ 파괴시} \dots\dots\dots (7)$$

여기서, η_1 과 m 은 토질매개변수이고, I_3 은 식 (8)과 같다.

$$I_3 = \sigma_x \cdot \sigma_y \cdot \sigma_z + \tau_{xy} \cdot \tau_{yz} \cdot \tau_{zx} + \tau_{yx} \cdot \tau_{zy} \cdot \tau_{xz} - (\sigma_x \cdot \tau_{yz} \cdot \tau_{zy} + \sigma_y \cdot \tau_{zx} \cdot \tau_{xz} + \sigma_z \cdot \tau_{xy} \cdot \tau_{yx}) \dots \dots \dots (8)$$

소성팽창변형률을 구하는데 비관련유동칙이 사용되며 소성팽창포텐셜함수는 식 (9)와 같으며 일의 경화 혹은 연화를 표현하는 식은 소성팽창일의 함수로 식 (10)과 같이 나타낸다.

$$g_b = I_1^3 - (27 + \eta_2 \cdot (P_a / I_1)^m) \cdot I_3 \dots \dots \dots (9)$$

$$f_b = a \cdot e^{-b \cdot w_p} \cdot (W_b / P_a)^{1/a} \quad q > 0 \dots \dots \dots (10)$$

여기서, a , b , q 는 토질매개변수이고 e 는 대수의 기저값이다.

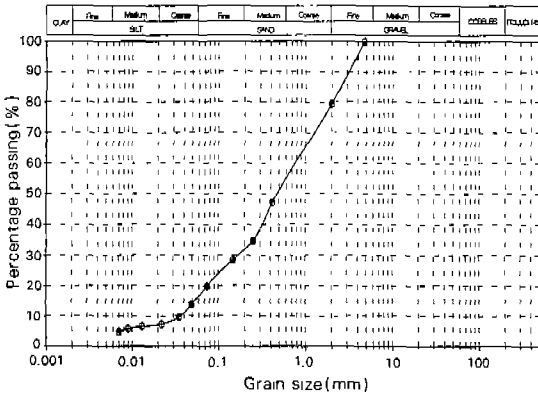


Fig. 1. Grain size distribution curve for Pocheon weathered residual granite soil

III. 시 험

1. 시료 준비

본 연구에 사용된 풍화 잔류토는 경기도 포천 지역에서 채취한 시료를 실내에서 자연건조 시킨 후 #4번 체를 통과한 시료로서 물리적 특성은 Table 1과 같으며 입도 분포곡선은 Fig. 1과 같다. 표에 나타난 바와 같이 본 시료는 통일분류 (USCS)상 SM에 해당하며 강열감량(Li)은 2.8 정도로서 단순히 강열감량치만으로 풍화도를 판정해 보면(박병기 등, 1997) 중간정도 풍화된 상태이다.

2. 시험 내용 및 방법

현장에서 채취된 풍화 잔류토를 실내에 반입, 자연 건조시킨 후 #4번체 통과시료를 이용하여 기본적인 시험을 실시하였다. 이와 같이 준비된 풍화잔류토의 초기함수비 변화에 따른 응력-변형을 거동특성을 검토하기 위해 초기함수비를 최적 함수비인 11.6%와 건조측(dry side)인 6.5% 그리고 습윤측(wet side)인 18.5%를 갖도록 각각 준비하여 다짐시험에서 얻은 최대건조밀도의 92%인 1.7(g/cm³)의 건조밀도가 되도록 삼축시험용 공시체를 이용하여 시료를 제작하였다. 다짐은 필요한 시료의 총중량으로부터 각 층의 시료량을 결정한 다음 각층의 Un(percentage of undercompaction) 값과 다짐높이를 결정하여 다짐은 Undercompaction 방법(Ladd, 1978)을 이용하여 높이 100mm, 직경 50mm로 공시체를 제작하였다.

삼축시험은 자동화삼축시험기를 사용하여 등방 압축 및 배수삼축압축시험을 실시하였으며 시료의 포화는 공시체를 삼축실에 안치한 후 하부 배수관으로 이산화탄소(CO₂)를 서서히 20분 정도 주입

Table 1. Material properties of pocheon weathered residual granite soil

Sample	Compaction		Atterberg limit(%)		#200(%)	Gs	Li(%)	USCS
	γ_{dmax} (g/cm ³)	O.M.C.(%)	Liquid limit	Plastic limit				
Pocheon	1.85	11.6	NP		17.15	2.67	2.80	SM

하여 공시체 속의 공기를 완전히 빠져나가게 한 다음 중류수를 하부배수관으로 유입시켜 공시체 내에 있는 이산화탄소를 상부배수관으로 천천히 밀어 올려 시료로부터 빠져나가도록 한다. 이때 시료에 잔류하는 이산화탄소는 체적변화가 없으므로 문제되지 않는다. 그리고 공시체가 완전히 포화될 때까지 구속압력과 배압(back pressure)을 가하며 각각의 간극수압계수 B를 측정하여 이 값이 0.98% 이상 도달하면 포화된 것으로 간주하고 80분 동안 등방압밀을 실시한 후 전단을 실시하였다. 여기서 압밀시간의 예측은 예비시험결과 t_{100} 이 약 15분 정도 소요되기 때문에 압밀소요시간은 80분이면 충분한 것으로 판단하였다. 또한 압축변형률 속도는 예비시험결과 간극수압이 감지되지 않는 범위 내에서 0.1%/min으로 하였다.

3. 시험 결과

가. 등방압밀팽창시험

Fig. 2는 초기함수비를 6.5%, 11.6%, 18.5%로 각각 달리하고 건조밀도를 최대건조밀도의 92%인 $1.70(g/cm^3)$ 상태로 공시체를 성형하여 등방압축 팽창시험을 실시한 결과이다. 이 시험은 구속압력을 $0.5kgf/cm^2$ 에서 $6kgf/cm^2$ 까지 $0.5kgf/cm^2$ 씩 단계적으로 재하(load)한 후 $0.5 kg/cm^2$ 까지 하중을 제하(unload)하였을 때 구속압력에 따른 체적변형률의 관계를 나타낸 그림이다. 그림에 나타난 바와 같이 동일 구속압력에 따른 체적변형률은 습윤측(wet side)인 경우가 가장 작게 나타나고 있다. 그리고 체적변형률의 증분의 기울기는 구속압력이 낮은 $2kgf/cm^2$ 정도까지는 건조측에 비해 습윤측의 기울기가 작게 나타나고 있으며 구속압이 이 이상 증가하면 유사한 기울기를 보이고 있다. 또한 제하과정에서도 같은 경향을 보이고 있으며 세 경우 모두 체적변형률의 양상은 비슷한 경향을 보이고 있다. 특히 건조측인 경우가 습윤측에 비해 전체체적변형이 크게 나타나고 있다. 이는 $1kgf/cm^2$ 까지의 변형이 크게 발생하여 전체적으로 크게 나타나고 있음을 알 수 있다. 이러한 이유는 초기함수비에 따라 파쇄의 정도와 흙 입자

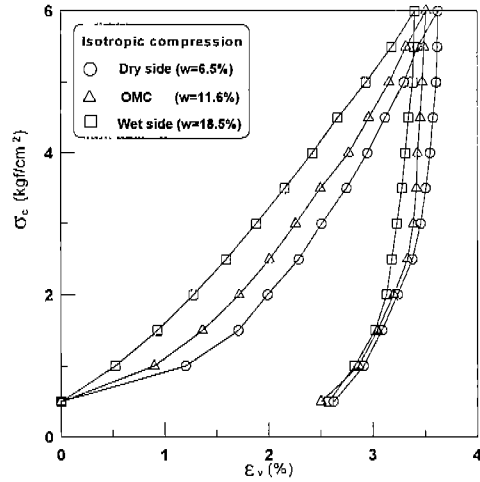


Fig. 2. Isotropic compression tests for Pocheon weathered residual granite soil

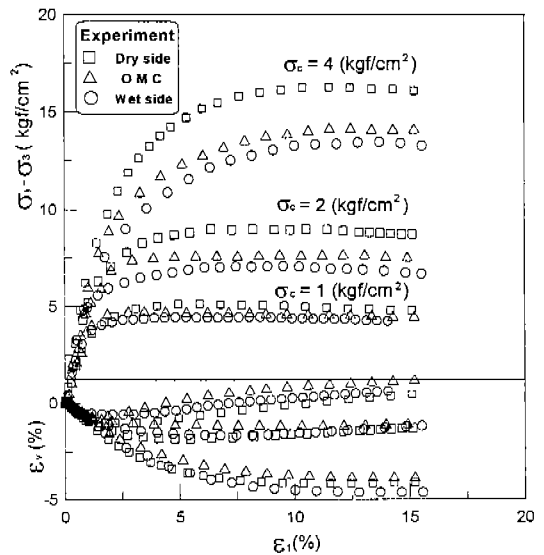


Fig. 3. Drained consolidation triaxial tests for Pocheon weathered residual granite soil

구조의 배열이 변화하기 때문인 것으로 사료된다.

나. 배수 삼축압축시험

Fig. 3은 포천 풍화잔류토에 대한 초기함수비를 달리한 일련의 배수 삼축압축시험을 수행한 결과를 축변형률에 대한 축차응력 및 체적변형률 관계

로 나타낸 것이다. 그림에 나타난 바와 같이 구속압력이 1kgf/cm^2 인 경우는 가법계 축차응력이 감소하는 일 변화현상과 체적변형률이 팽창하는 현상을 보이고 있다. 그리고 가장 큰 축차응력을 나타내는 경우는 습윤측의 경우이며 가장 작은 경우는 건조측의 경우이나 세 경우 모두 같은 경향의 응력-변형률 거동을 보이고 있다. 그림에 나타난 바와 같이 초기 접선기울기는 모든 경우 비슷한 양상을 보이고 있다.

IV. 토질매개변수결정 및 특성

1. 탄성성분(K_{ur} , n)

탄성에 관련된 토질매개변수 K_{ur} , n 을 결정하는 방법은 전단 중에 하중을 제하한 후 다시 재하한 곡선의 기울기로부터 구하는 방법과 응력-변형률 곡선의 초기기울기로부터 구하는 방법이 있다. 본 연구는 후자의 방법을 이용하여 응력경로에 따른 탄성계수를 결정하였으며 시험에서 얻은 응력-변형률 곡선에서 초기기울기를 얻을 때는 개인적인 임의성이 내재되므로 쌍곡선법을 이용한다.

이 방법은 시험에서 얻어진 응력-변형률 관계를 종축에 $\epsilon_1/(\sigma_1 - \sigma_3)$ 로, 횡축에 ϵ_1 으로 나타내므로서 얻어지는 직선의 절편으로부터 탄성계수(E_{ur})를 결정한다. 이때 탄성계수는 절편의 역수이다. 이와 같이 구한 탄성계수를 구속압력에 따라 양대수지에 도시하면 Fig. 4와 같이 나타나며 그림에서 절편은 K_{ur} 이고 기울기는 n 이다. 이를 구속압력에 따른 일반식으로 나타내면 식 (11)과 같이 표현된다.

$$E_{ur} = K_{ur} \cdot P_a (\sigma_3/P_a)^n \dots\dots\dots(11)$$

여기서 E_{ur} 은 탄성계수이고 K_{ur} 과 n 은 토질매개변수이며 σ_3 은 구속압력이다. 그리고 P_a 는 E_{ur} 과 같은 압력단위를 갖는 대기압이다.

이와 같은 방법으로 각각의 조건에 대한 토질매개변수는 Fig. 4에 나타난 바와 같이 세 경우 약

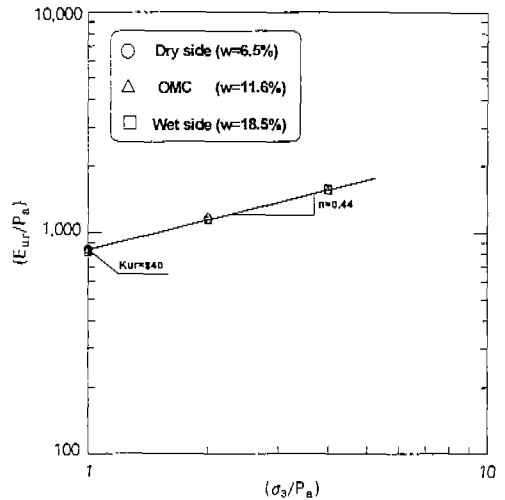


Fig. 4. Determination of elastic parameters(K_{ur} , n) for Pocheon weathered residual granite soil

간의 차이는 있으나 탄성성분에 관련된 이 토질매개변수는 응력-변형거동에 큰 영향을 미치지 않음이 이미 밝혀져 있으므로 단일의 값으로 결정한다. 이와 같이 결정된 K_{ur} 은 840이고 n 은 0.44이다.

2. 소성파쇄변형률 성분(C , P)

등방압축시험 결과로부터 다음 식을 이용하여 소성파쇄일(plastic work)을 구한다.

$$W_c = \int \sigma_3 d\epsilon_v^c \dots\dots\dots(12)$$

여기서, $d\epsilon_v^c$ 는 등방압축시험결과에서 측정된 전체적변형률로부터 탄성체적변형률을 감하여 구한 소성체적변형률이다. 한편 등방압축에 대한 f_c 값은 다음 식으로 구한다.

$$f_c = 3 \cdot \sigma_3^2 \dots\dots\dots(13)$$

Fig. 5는 포천 풍화 잔류토에 대한 W_c 와 f_c 관계를 양대수지에 나타낸 것으로 다음과 같은 식을 얻는다.

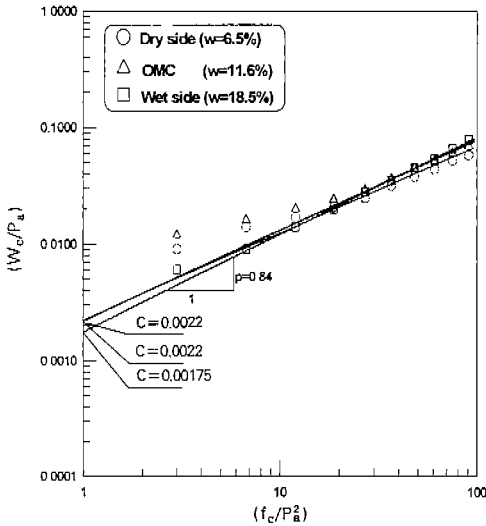


Fig. 5. Determined of hardening function parameters for Pocheon weathered residual granite soil

$$W_c = C \cdot P_a (f_c/P_a^2)^p \dots \dots \dots (14)$$

Fig. 5에서 C는 $f_c/P_a^2 = 1$ 일 때의 절편값이고 P는 이 직선의 기울기이다. 그리고 그림에서 보는 바와 같이 초기부분의 시험 값은 직선 부분에서 약간 이탈되고 있지만 이것은 시료의 성형과정에서 선행 구속압력이 일정하지 못한 결과에 의해 발생하는 오차이므로 매개변수 C, P값의 정도를 높이기 위하여 초기의 이탈된 값을 제거한 자료를 사용하는 것이 보다 더 정교한 응력-변형률관계를 예측할 수 있었다. 이와 같은 방법으로 얻은 포천 풍화잔류토의 소성파쇄 변형률성분에 관련된 토질 매개변수 C와 P는 건조측인 경우 0.0023, 0.82이고, 최적함수비 상태는 0.0022, 0.83이며, 습윤측의 경우 0.00175, 0.84을 각각 얻었다.

3. 소성팽창변형률성분

가. η_1, m (파괴규준)

Fig. 6은 배수삼축압축시험 결과에서 얻은 파괴 때의 응력을 사용하여 계산한 P_a/I_1 에 대한

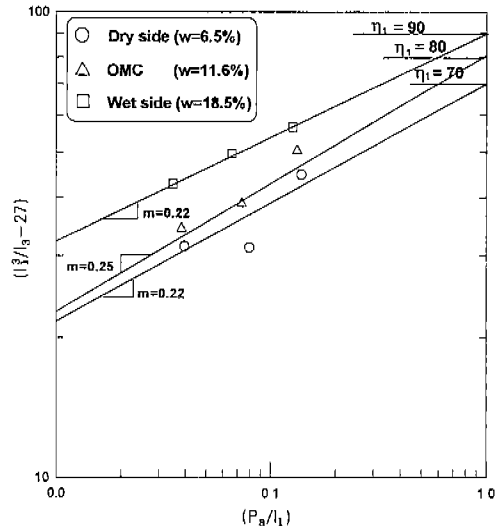


Fig. 6. Determination of failure criterion parameters for Pocheon weathered residual granite soil

$I_1^3/I_3 - 27$ 의 값을 양대수지상에 그린 것이며 다음의 관계식으로 표현 할 수 있다.

$$\log \eta_1 = \log (I_1^3 / I_3 - 27) + m \cdot \log (P_a / I_1) \dots (15)$$

식 (15)의 양변의 대수를 제거하면 식 (16)과 같이 된다.

$$\eta_1 = (I_1^3 / I_3 - 27) (P_a / I_1)^m \dots \dots \dots (16)$$

여기서 η_1 은 $P_a/I_1 = 1$ 일 때 절편 $I_1^3/I_3 - 27$ 값이며, m은 이 직선의 기울기이다. 그림에 나타난 바와 같이 초기함수비 변화에 따른 η_1 과 m은 건조측인 경우는 70, 0.22이고 최적함수비 상태는 80, 0.25이며 습윤측의 경우는 90, 0.22 이다.

나. S, R, t($\eta_2 - f_0$ 관계)

Fig. 7은 포천 풍화잔류토에 대한 일련의 배수 삼축압축시험결과값을 식 (17)을 이용하여 얻은 η_1 에 대한 f_0 의 값을 양대수지에 그린 것이다.

$$\eta_2 = \frac{3 \cdot (1 + \nu^p) \cdot I_1^2 - 27 \cdot \log_{10} \sigma_3 (\sigma_1 + \nu^p \cdot \sigma_3)}{(Pa/I_1)^m \cdot [\sigma_3 (\sigma_1 + \nu^p \cdot \sigma_3) - (I_3/I_1) \cdot m \cdot (1 + \nu^p)]} \dots (17)$$

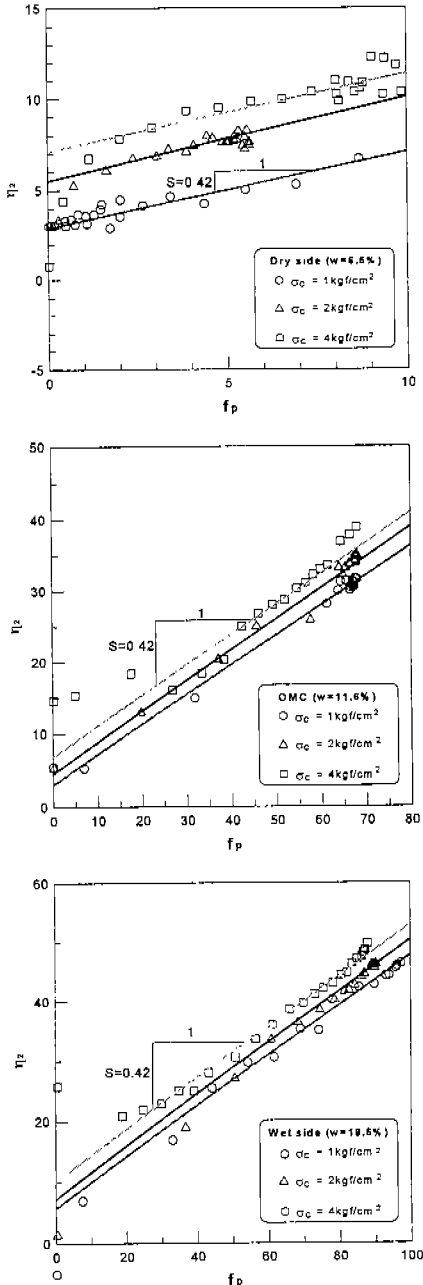


Fig. 7. Determination of S for Pocheon weathered residual granite soil.

이 그림에 나타난 바와 같이 η_2 에 대한 f_p 의 관계는 직선관계가 있으며 구속압력에 따라 각각의 기울기는 거의 일정한 값을 유지하고 있으나 초기 부분과 끝 부분에서 시험값이 직선 상에서 상당히 이탈되고 있음을 알 수 있다. 이 때 직선 상에 이탈된 값을 포함하여 회귀 분석하여 얻은 기울기 및 절편 값을 사용하여 응력변형 관계를 예측한 경우 큰 오차가 발생하였다. 이 오차의 원인은 공시체와 하중작용 초기의 접촉과정과 파괴직전의 입자파쇄 때문으로 생각되며 이것을 배제한 시험값을 사용하여 회귀 분석할 경우 상당히 높은 상관계수를 얻을 수 있었다. 그리고 이때 각각의 구속압력에서 얻은 기울기를 평균하여 S값에 상응하는 각각의 절편 값을 얻었다. 이렇게 하여 얻은 절편 값은 구속압력이 클수록 적은 값을 나타내고 있었다. Fig. 8은 구속압력에 따른 절편 값을 그린 것으로서 그림에 나타난 바와 같이 직선으로 나타낼 수 있다. 이들 그림에 나타난 η_2 와 f_p 및 구속압력과의 관계를 하나의 식으로 표현하면 다음과

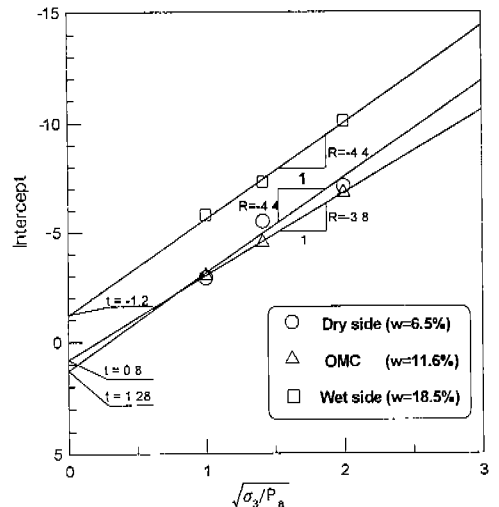


Fig. 8. Determination of R and t for Pocheon weathered residual granite soil

같다.

$$\eta_2 = S \cdot f_p + R \sqrt{\sigma_3 / P_a + t} \dots\dots\dots (18)$$

여기서 S는 Fig. 7의 η_2 에 대한 f_p 의 관계에서 직선의 평균기울기로서 세 경우 모두 0.42를 얻었으며, R과 t는 Fig. 8에서 각각 직선의 기울기와 절편 값으로서 건조측인 경우 -4.4와 1.28을 얻었고 최적함수비 상태는 -3.8과 0.8, 습윤측의 경우는 -4.4와 1.2를 각각 얻었다.

다. α, β, ρ, l ($f_p - W_p$ 관계)

Fig. 9는 일련의 배수삼축압축시험결과를 다음 식 (19)에 의해 얻은 q 와 구속압력과의 관계를 그린 것이다.

$$q = \frac{\log \{ Wp_{peak} / Wp_{60} \} - \{ 1 - Wp_{60} / Wp_{peak} \} \log \alpha}{\log (\eta_1 / fp_{60})} \dots\dots\dots (19)$$

이 그림에서 보는 바와 같이 구속압력에 대한 q 의 관계는 직선으로 나타내고, 다음과 같은 식으로 표현할 수 있다.

$$q = \alpha + \beta \cdot (\sigma_3 / P_a) \dots\dots\dots (20)$$

여기서 α 는 그림에 나타난 직선의 절편 값으로서 세 경우 모두 같은 절편 값인 3.81을 나타내며, 기울기인 β 는 건조측인 경우는 -0.48이고 최적함수비 상태는 -0.42이며 습윤측의 경우는 -0.36을 각각 얻었다.

Fig. 10은 일련의 배수삼축압축시험결과에서 얻은 파괴시의 소성팽창일을 나타내는 Wp_{peak} 와 구속압력과의 관계를 양대수지상에 그린 것이다. 그림에 나타난 바와 같이 Wp_{peak} 와 구속압력의 관계는 양대수지면에서 직선 즉 다음과 같은 식으로 표현된다.

$$\log (Wp_{peak} P_a) = \log p + l \cdot \log (\sigma_3 / P_a) \dots\dots\dots (21)$$

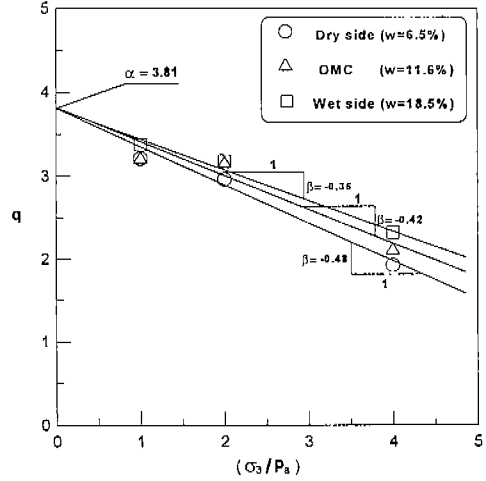


Fig. 9. Determination of α and β for Pocheon weathered residual granite soil

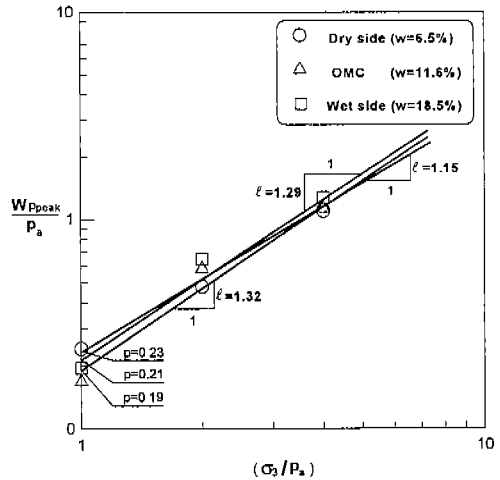


Fig. 10. Determination of R and t for Pocheon weathered residual granite soil

식 (21)에서 양변의 대수를 제거하면 다음과 같다.

$$Wp_{peak} = p \cdot P_a \cdot (\sigma_3 / P_a)^l \dots\dots\dots (22)$$

여기서 p와 l은 Fig. 10에 의해 결정 되는 트 질매개변수로서 p는 $(\sigma_3 / P_a) = 1$ 일 때의 절편이며

l 은 직선의 기울기이다. 그림에 나타난 바와 같이 초기함수비 변화에 따른 p 와 l 은 건조측인 경우는 0.23, 1.15이고 최적함수비 상태는 0.19, 1.32이며 습윤측의 경우는 0.21, 1.29이다.

이상의 결과로 보아 포천 풍화잔류토의 초기함수비 변화에 따른 탄성에 관련된 토질매개변수의 값은 단일의 값으로 결정이 가능하고 η_2 에 대한 f_p 의 관계에서 직선의 평균기울기인 S 는 세 경우가 같은 기울기를 갖는 반면에 R 과 t 는 서로 다른 경향을 보이고 있다. 이들은 이미 밝혀진 바와 같이 응력-변형을 거동 해석시 매우 예민한 토질매개변수이므로 이용에 유의하여야 할 것이다. 또한 α 는 세 경우 동일값으로 결정되며 β 는 초기함수비가 증가함에 따라 다소 감소하는 경향을 보이고 있다. 그리고 다른 토질매개변수들의 값은 상대적으로 적은 변화를 보이고 있지만 이 구성모델의 토질매개변수는 이미 밝혀진 바와 같이(정진섭, 1992) 매우 민감하므로 적은 값의 변화도 높은 정도의 응력-변형을 거동을 예측하기 위해서는 간과할 수 없다.

V. 응력-변형을 거동 예측

1. 등방압축시험

Fig. 11은 포천 풍화잔류토의 초기함수비를 달리한 등방압축시험 결과와 Table 2의 토질매개변수를 사용하여 Lade의 복합항복면 구성모델에 의하여 해석한 해석치를 나타낸 그림이다.

Fig. 11에서 \circ , Δ , \square 는 초기함수비가 6.5%,

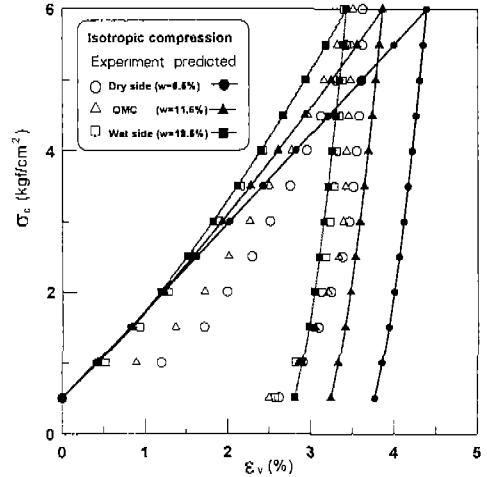


Fig. 11. Comparison of predicted and observed stress-strain curves for isotropic compression tests on pocheon weathered residual granite soil

11.6%, 18.5%인 경우의 시험치를 나타낸 것이고 각각의 실선은 해석치를 나타낸 것이다. Fig. 11에 나타난 바와 같이 체적변형률과 구속압력과의 관계에 있어 건조측의 경우와 최적함수비의 경우는 측정치와 해석치가 비교적 좋은 대응성을 보이고 있으나 습윤측의 경우는 해석치가 다소 체적변형률을 작게 예측하고 있다. 즉 시험에서 얻은 측정치는 구속압력이 낮은 2kgf/cm²이하에서 체적변형률의 증감이 현저하게 나타나고 있으나 해석치는 이러한 현상을 예측치 못하고 있음을 보여주고 있다. 그러나 전체적인 경향은 좋은 대응 관계를 보이고 있다.

Table 2. Parameters value of pocheon weathered residual granite soil

Parameter Sample condition	K_{ur}	n	ν	C	P	η_1	m	s	R	t	α	β	p	l
Dry Side(w=6.5%)	840.	0.44	0.25	0.0023	0.82	70.	0.22	0.42	-4.4	1.28	3.81	-0.48	0.23	1.15
OMC(w=11.6%)	840.	0.44	0.25	0.0022	0.83	80.	0.25	0.42	-3.8	0.8	3.81	-0.42	0.19	1.32
Wet Side(w=18.5%)	840.	0.44	0.25	0.00175	0.84	90.	0.22	0.42	-4.4	-1.2	3.81	-0.36	0.21	1.29

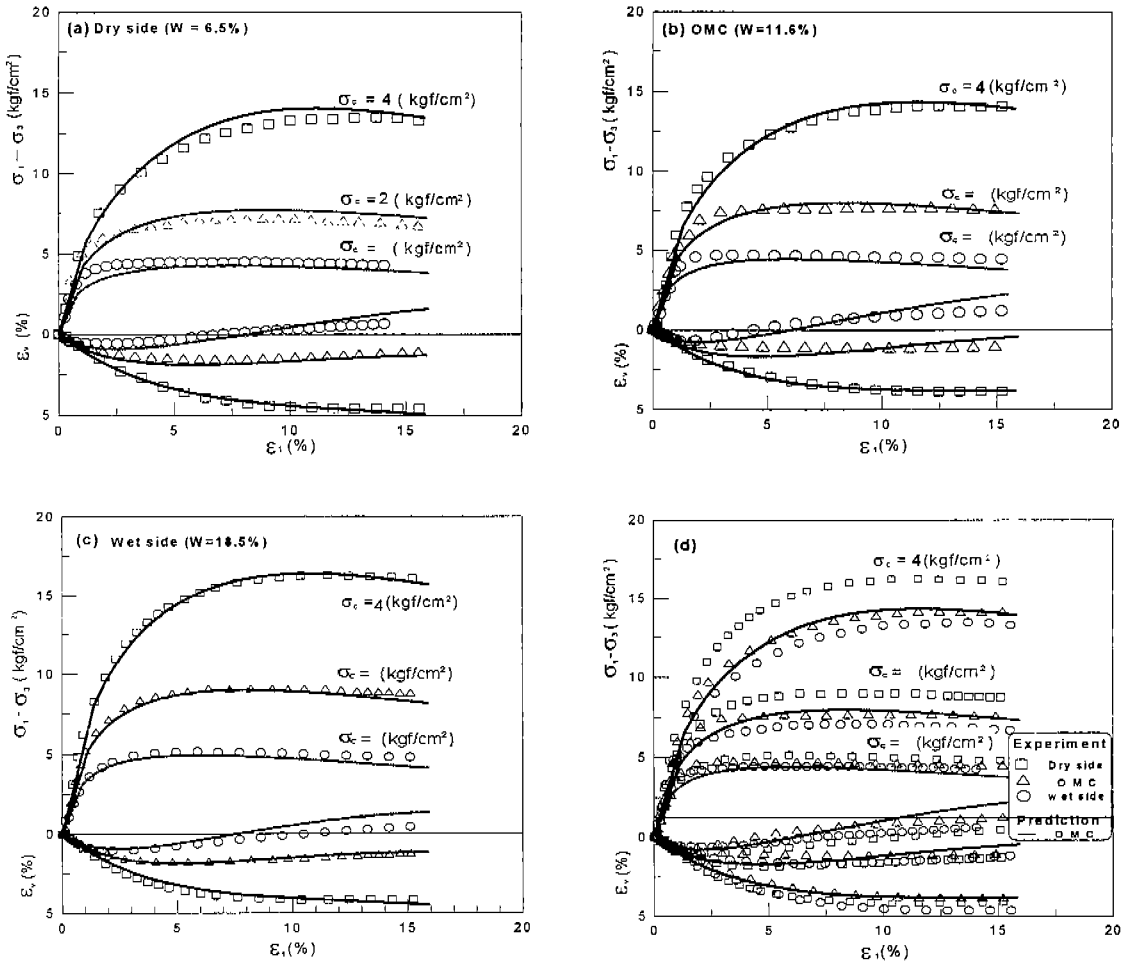


Fig. 12. Comparison of predicted and observed stress-strain and volumetric strain behavior of Pocheon weathered residual granite soil

2. 배수삼축압축시험

Fig. 12는 포천 풍화 잔류토에 대한 초기함수비를 각각 달리하고 건조밀도를 최대건조밀도의 92%인 1.70(g/cm³) 상태로 공시체를 성형하여 각각의 경우에 대한 일련의 배수 삼축압축시험을 수행한 결과와 각각의 시험에서 얻은 토질매개변수를 이용하여 수치해석한 해석치를 축변형률에 대한 축응력 및 체적변형률 관계로 나타낸 것이다.

Fig. 12(a)는 초기함수비가 6.5%인 건조측의 우로서 \circ, Δ, \square 는 구속압력을 1, 2, 4kgf/cm²로

달리한 경우의 측정치이고 실선은 각각의 경우에 대한 해석치이다. 그림에 나타난 바와 같이 구속압력이 낮은 1, 2kgf/cm²인 경우는 축변형률 3% 정도까지는 측정치에 비해 해석치가 다소 작게 나타나고 있으며 이 이후는 측정치와 해석치가 일치하고 있음을 알 수 있다. 구속압력이 4kgf/cm²인 경우는 축변형률 5% 정도까지는 측정치와 해석치가 일치하고 있으나 축변형률 5% 이상에서는 측정치와는 다소 다르게 연화현상이 발생하는 것으로 예측하고 있다. 그리고 체적변형률에 대한 예측은 모든 구속압력에서 측정치와 해석치가 비교

적 일치하고 있음을 보여주고 있다. Fig. 12(b)는 초기함수비가 최적함수비 상태인 11.6%인 경우로서 Fig. 12(a)와 같은 경향을 보이고 있으며 구속압력이 큰 4kgf/cm^2 인 경우는 측정치와 해석치가 일치하고 있음을 알 수 있다.

Fig. 12(c)는 초기함수비가 18.5%인 습윤층의 경우로서 Fig. 12(a)와 같은 방법으로 나타낸 그림이다. 그림에 나타난 바와 같이 구속압력이 낮은 $1, 2\text{kgf/cm}^2$ 인 경우는 축변형률 12% 정도까지는 측정치와 해석치가 일치하나 이 이후는 해석치가 측정치에 비해 다소 작게 예측하고 있었으며 구속압력이 큰 4kgf/cm^2 인 경우는 측정치와 해석치가 일치하고 있음을 알 수 있다. 체적변형률에 대한 예측은 모든 구속압력에서 측정치와 해석치가 비교적 일치하고 있음을 보여주고 있다. Fig. 12(d)는 모든 조건의 시험에서 얻은 측정치와 초기함수비가 OMC인 11.6%일 때의 토질매개변수를 이용하여 해석한 해석치를 함께 비교한 그림이다. 그림에 나타난 바와 같이 동일 구속압력에서 축차응력은 건조층의 경우가 가장 크게 나타나고 있고 습윤층의 경우가 가장 작게 나타나며 OMC의 경우가 중간 정도 크기를 나타내고 있다. 또한 같은 구속압력에서 체적변형률은 OMC의 경우가 가장 작게 나타나고 건조층의 경우가 가장 크게 나타나며 습윤층의 경우가 중간 정도 크기를 나타내고 있다. 전체적으로 OMC의 토질매개변수를 이용하여 해석한 해석치는 각각의 구속압력하에서 측정된 값들의 중간정도의 값을 예측하고 있다.

그러므로 초기함수비 변화에 따라 축차응력 및 체적변형률의 거동이 다소 차이는 있지만 실제지반의 거동을 예측할 때 풍화잔류토지반의 비등방성 및 비등질성을 고려한다면 하면 최적함수비상태의 시험치로서 토질매개변수를 얻어 해석에 이용하여도 무리가 없을 것으로 판단되며 Lade의 복합항복면 구성모델은 포천지역과 같은 조립질이 많은 풍화 잔류토의 응력-변형률 거동해석에도 정도가 높음을 확인할 수 있다.

VI. 결 론

본 연구는 입자가 매우 조립인 경기도 포천지역의 풍화잔류토를 최대 건조밀도의 92% 상태에서 초기함수비를 6.5, 11.6, 18.5%로 각각 달리한 공시체를 제작한 후 등방압축팽창시험, 배수삼축압축시험 실시하여 초기함수비의 변화에 따른 응력-변형률 거동 특성, 체적변형 특성을 고찰하였다. 그리고 이들 시험결과로부터 Lade의 복합항복면 구성모델에 필요한 토질매개변수를 구하고 이를 사용하여 수치해석을 수행함으로써 이 구성모델의 풍화 잔류토에 대한 예측능력을 검토하였다. 그 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 등방압축시험결과 초기함수비 변화에 따라 구속압력이 낮은 부분에서는 체적변형률에 큰 차이를 보이고 구속압력이 큰 부분에서와 제하과정에서는 다소의 차이는 있으나 유사한 경향을 보이고 있다.
2. 초기함수비가 변화하여도 탄성에 관련된 토질매개변수는 동일한 값을 가지며 다른 토질 매개변수의 값들은 상대적으로 적은 차이를 보이고 있다.
3. Lade의 복합항복면 구성모델은 포천지역과 같은 조립질이 많고 전단 중 입자가 파쇄되는 풍화잔류토의 응력-변형률거동 해석에 적용할 수 있음을 확인하였다.
4. 초기함수비 변화에 따라 응력-변형률 거동에 차이는 있지만 실제 지반의 비균질성을 고려한다면 최적함수비상태의 시험치로서부터 얻은 토질매개변수를 사용하여 지반의 거동특성을 수치해석하여도 큰 무리가 없을 것으로 판단된다.

참 고 문 헌

1. 김용진, 1993, "구성방정식을 이용한 다짐화강토의 공학적특성", 고려대학교, 박사학위논문.
2. 박병기, 1973, "화강암질 풍화토의 특성연구(광주지역 화강암질 풍화토의 물리적성질을 중심으로)", 대한토목학회지, 제21권, 제4호, pp. 37-50.

3. 박병기, 1974, "화강암질 풍화토의 특성연구 (광주지역의 투수 및 다짐특성을 중심으로)", 대한토목학회지, 제22권, 제2호, pp. 83-96.
4. 박병기, 강병선, 이강일, 이광찬, 임은상, 1997, "화강토의 전단강도 및 변형특성", 한국지반공학회지, 제13권, 제4호, pp. 177-195.
5. 임병조, 1973, "인천지구 화강부식토의 지지력 및 침하특성에 대한 연구", 대한토목학회지, 제21권, 제2호, pp. 115-122.
6. 임병조, 1974, "물이 화강토의 공학적 성질에 미치는 영향 (특히 전단특성의 변화에 대하여)", 대한토목학회지, 제22권, 제2호, pp. 75-81.
7. 정진섭, 김찬기, 이문수, 1992, "Lade의 Double Work-Hardening 구성모델의 토질매개변수 민감도 해석", 대한토목학회논문집, 제12권, 제2호, pp. 191-203.
8. 정진섭, 김찬기, 박승해, 김용진, 1995, "화강토를 이용한 LADE단일항복면 구성모델의 평가", 대한토목학회 학술발표회논문집(Ⅲ), 대한토목학회, pp. 171-174.
9. 정진섭, 김찬기, 박승해, 김기황, 1996, "입방체형삼축시험에 의한 다짐화강토의 전단강도 특성", 한국농공학회지, 제38권, 제6호, pp. 64-73.
10. Frank C, Twonsend, 1985, "Geotechnical Characteristics of Residual Soils", ASCE, Vol. 111, No. 1, pp. 77-94.
11. In-Keun Lee, 1991, "Mechanical Behaviour of Compacted Decomposed Granite Soil", A thesis submitted for the degree of Ph. D., City University, London.
12. Lade, P. V., 1977, "ElastoPlastic Stress-Strain Theory for Cohesionless Soil with Curved Yield Surfaces", Int. J. Solids and Structs, Pergamon press Inc. New York, Vol. 13, pp. 1019-1035.
13. Lade, P. V., 1986, "Three-Dimensional Behaviour and Parameter Evaluation of an Elasto-plastic Soil Model", Geomechanical Modeling in Engineering practice, pp. 297-311.
14. Ladd, R. S., 1978, "Preparing Test Specimens Using Undercompaction", Geotechnical Testing Journal, GTJODJ, Vol. 1, No. 1, pp. 16-23.
15. Lumb, P., 1962a, "The Residual Soils of Honk Kong", Geotechnique, Vol. 12, No. 3, pp. 180-194.
16. Lumb, P., 1962b, "The Properties of Decomposed Granite Soil", Geotechnique, Vol. 12 No. 3, pp. 226-243.
17. Norihiko Miura and Sukeo O-hara, 1979, "Practical-Crushing of Decomposed Granite Soil Under Shear Stresses", Soil and Foundations, Vol. 19, No. 3, pp. 1-14.
18. Parashar, S. P., Wong, K. S., Choa, V. and Rahardjo, H., 1995, "Shear Strength, Volume Change and Permeability Characteristics of Compacted Residual Soil", Proceedings of the First International Conference on Unsaturated soils, pp. 165-170.
19. Shinichiro Matsuo and Takeaki Fukumoto, 1977, "Significant Drop in Permeability Due to Particle Breakage of Decomposed Granite soil", Soil and Foundations, Vol. 17, No. 4, pp. 87-97.
20. Toru Onoedra, Masanobu Oda and Kazumi Minami, 1976, "Shear Strength of Undisturbed Sample of Decomposed Granite Soil", Soil and Foundations, Vol. 16, No. 1, pp. 17-26.