

# 불포화 풍화계열 사면의 안정성에 미치는 상재응력의 영향

## Effects of Overburden Stress on Stability in Unsaturated Weathered Soil Slopes

박 성 완<sup>1</sup> Park, Seong-Wan

박 재 영<sup>2</sup> Park, Jai-Young

### Abstract

It has been well known that the infiltration of rainfall causes major surfacial slope failures in Korea. However, the hydrological and mechanical behaviors in unsaturated slopes are somewhat complex. When an analysis on unsaturated slope problems is performed, soil-water characteristics curves (SWCC) are considered as major parameters to apply. Since the weathered soil slopes are layered and stressed by overburden pressures, the response of SWCCs should account for its overburden pressure. To deal with this situation, in this study, laboratory testings were conducted to evaluate the SWCC under various overburden stress. In addition, the unsaturated shear strength was estimated using SWCC. Then the performance of unsaturated weathered soil slopes was evaluated under various conditions after applying the effect of overburden pressure on SWCCs. The results demonstrated that the effect of overburden pressure on SWCC could be substantial and the proper application to analysis is very important to enhance the prediction of slope stability.

### 요 지

강우침투에 의한 사면의 표층파괴는 국내에서도 잘 알려져 있고 이러한 불포화 사면에서의 수리학적/역학적 거동은 매우 복잡하다. 불포화사면에 대한 해석 수행 시, 함수특성곡선은 매우 중요한 지반정수로 활용되고 있는데 풍화사면의 경우 층으로 구성되어 있고 상재하중을 받고 있어 함수특성곡선의 적용시 적절한 상재하중의 효과에 대한 고려가 필요하다. 이러한 상황을 반영하기 위하여 본 연구에서는 풍화토를 대상으로 다양한 조건의 상재하중하에서 함수특성곡선을 획득하였으며 이를 통하여 불포화전단강도를 추정하였다. 또한 상재하중의 영향을 고려하여 불포화풍화사면에 대한 안정성을 평가하였다. 해석 결과 상재하중에 대한 효과는 매우 중요하며 적절한 해석에서의 적용은 사면안정성 예측은 항상 시킬 수 있다고 판단된다.

**Keywords :** Overburden pressure, Slope stability, Soil-water characteristic curve, Unsaturated soil

### 1. 서 론

국내의 경우 대부분의 사면파괴 사례는 얇은 깊이에서의 파괴로 이는 강우의 침투에 기인하는 것으로 확인

되며 불포화토 개념에 의해 분석된 사례가 증가하고 있다. 하지만 현재까지 불포화거동을 예측하는데 있어 중요한 물성으로 이용되고 있는 불포화 함수특성곡선은 실내시험 시 상재하중을 고려할 수 없었으며 이를 무시

1 정희원, 단국대학교 토목환경공학과 부교수 (Member, Associate Prof., Dept. of Civil & Env. Engrg., Dankook Univ., spark@dankook.ac.kr, 교신저자)

2 정희원, 단국대학교 토목환경공학과 공학석사 (Member, Master of Engrg., Dept. of Civil & Env. Engrg., Dankook Univ.)

\* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2010년 4월 30일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

한 채 해석에 적용시켜 왔다. 최근 연구결과에 의해 응력의 변화가 함수특성곡선에 영향을 주는 것으로 밝혀짐에 따라 기존의 응력변화를 고려하지 않은 함수특성곡선의 적용은 불포화 사면의 침투와 파괴현상을 합리적으로 반영하지 하지 못할 것으로 예상된다.

따라서 현장사면의 불포화함수특성은 상재하중에 의해 깊이별로 다른 응력상태에 있기 때문에 서로 다른 함수특성곡선으로 존재하며 이를 해석에 적용하는 것이 불포화 사면의 거동의 예측에 있어서 더욱 합당 것이다. 그러므로 본 연구에서는 상재하중에 따른 함수특성곡선의 변화와 불포화특성에 미치는 영향을 파악하였으며 해석에 이를 적용하여 기존의 해석방법과 비교분석 하였다.

## 2. 이론적 배경

### 2.1 불포화 함수특성곡선

불포화 지반의 함수특성곡선(SWCC, Soil-Water Characteristic Curve)은 일반적으로 축전환기법(Axis Translation Techniques)을 이용하여 각 흡수력에 대한 함수비를 측정할 수 있으며 연속적인 관계를 추정하기 위해 본 논문에서는 식 (1)과 (2)과 같은 Fredlund와 Xing(1994)의 3계수 비선형 제안식을 활용하였다. 여기서  $\psi$ 은 흡수력,  $\theta$ 는 체적함수비이며,  $C(\psi)$ 는 보정계수이다.  $a$ ,  $n$ ,  $m$ ,은 곡선계수로서  $a$ 는 공기 함입치(Air Entry Value; AEV),  $n$ 은 함수특성곡선의 기울기,  $m$ 은 잔류함수비(residual water content)와 관계한다. 공기 함입치는 포화상태와 불포화상태의 경계의 흡수력을 말하며 공기 함입치를 초과할 때까지 흙 속의 간극 밖으로 물이 유출되지 않음을 의미한다. 또한, 같은 시료임에도 불구하고 건조과정, 습윤과정과 같이 시험방법을 달리 할 경우 함수특성곡선의 경로에 차이를 보는데 이런 현상을 이력현상이라고 한다.

$$\theta = C(\psi)\theta_s \left[ \frac{1}{\ln[e + (\psi/a)^n]} \right]^m \quad (1)$$

$$C(\psi) = \left[ 1 - \frac{\ln(1 + \psi/\psi_r)}{\ln(1 + 10^6/\psi_r)} \right] \quad (2)$$

Fredlund와 Raharjo(1993)는 이론적으로 응력의 변화가 함수특성곡선에 영향을 줄 수 있다고 하였다. 이후

Vanapalli(1999), Ng and Pang(2000a, 2000b), Ho et al. (2006), Hoyos et al.(2006)등의 실험적인 연구들이 진행되어 응력의존적인 함수특성곡선을 제안하였으며, 국내에서도 등방조건 구속압의 증가에 대한 연구(성상규 등, 2003)가 수행되었다. 그 결과 전체적으로 응력이 증가할수록 함수특성곡선의 기울기는 완만해지며 공기함입치는 점차 증가함을 보였다.

### 2.2 불포화 투수계수

불포화 투수계수는 포화투수계수에 비해 그 값이 매우 작고 실험 중 불포화 상태에서의 포화도를 일정하게 유지하기가 매우 어려우며 실험치를 얻기 위해 필요한 비용과 시간이 비효율적이어서 매번 실험을 수행하는 것은 한계가 있다. 따라서 본 연구에서는 Fredlund & Xing(1994)에 의한 함수특성곡선과 불포화 투수계수에 관한 지배 방정식을 이용하였고 그 식은 (3)과 같다.

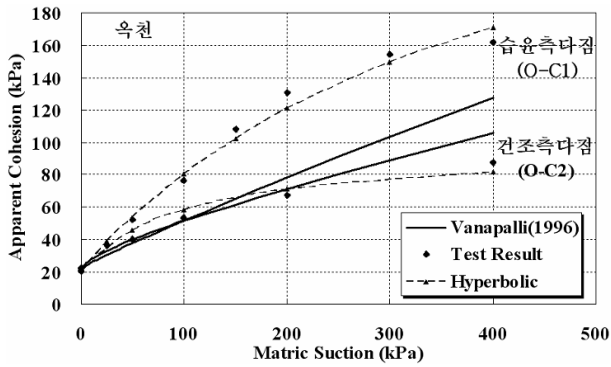
$$K_r = \Theta^a(\psi) \frac{\int_{\ln(\psi)}^b \frac{\theta(e^y) - \theta(\psi)}{e^y} \theta'(e^y) dy}{\int_{\ln(\psi_{aev})}^b \frac{\theta(e^y) - \theta_s}{e^y} \theta'(e^y) dy} \quad (3)$$

- 여기서,  $K_r$  = 포화 투수계수에 대한 불포화 투수계수에 대한 비( $K_r = K_w/K_s$ )  
 $K_s$  = 실험에 의한 포화 투수계수  
 $K_w$  = 불포화 투수계수  
 $\Theta^a(\psi)$  = 보정계수(보통  $\Theta^a(\psi)=1$ )  
 $b$  =  $\ln(10^6)$   
 $\theta'$  = 불포화 체적함수비( $\theta$ )를 모관흡수력( $\psi$ )에 대해 미분한 값  
 $y$  = 모관흡수력( $\psi$ )을 대수(logarithm)로 나타낸 변수  
 $\theta_s$  = 포화 체적함수비  
 $\psi_{aev}$  = 공기함입치(Air entry value)

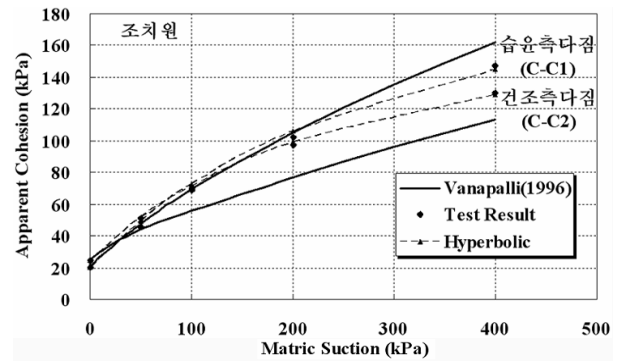
### 2.3 불포화 전단강도

#### 2.3.1 불포화전단강도 추정식

불포화전단강도를 결정하는 방법으로 독립상태변수를 이용한 접근방법이 있으며 Fredlund & Morgnstern(1977)은 순연직응력( $\sigma_n - u_a$ )과 모관흡수력( $u_a - u_w$ )을 서로



(a) 옥천시료



(b) 조치원시료

그림 4. 옥천, 조치원 시료에 대한 불포화전단강도의 추정

독립적인 상태변수로 사용하여 불포화토에 적용할 수 있는 전단강도 식 (4)를 제안하였다.

$$\tau_f = c' + (\sigma_n - u_a)\tan\phi' + (u_a - u_w)\tan\phi^b \quad (4)$$

여기서, 불포화토의 전단강도는 유효점착력  $c'$ , 유효마찰각  $\phi'$ , 파괴면의 순연직응력  $(\sigma_n - u_a)$ 에 대한 마찰력과 포관흡수력  $(u_a - u_w)$ 에 의한 겉보기 마찰각,  $\phi^b$ 으로 구성되어 있다. 식 (4)는 suction이 증가해도 내부마찰각은 변화하지 않고, suction의 증가에 의한 겉보기 점착력의 증가로 선형적인 전단강도의 증가를 의미한다. 하지만,  $\phi^b$ 를 결정하는데 시간소모가 많은 실내시험이 불가피하며, 또한 이후 연구결과 겉보기 내부마찰각  $\phi^b$ 는 흡수력에서 따라 비선형적 거동을 보임에 따라 실무에 적용이 다소 어려운 상황이다. 따라서 Vanapalli et al.(1996)은 식 (5)를 통해 함수특성곡선과 포화시의 전단강도로 불포화 전단강도를 간단히 예측할 수 있으며 흡수력의 증가에 따른 전단강도의 비선형적인 증가를 고려할 수 있는 모델을 제안하였다. 여기서,  $\theta_s$ 는 포화체적함수비,  $\theta_r$ 는 잔류체적함수비를 말하며,  $\theta_w$ 는 각 흡수력에서의 체적함수비이다.

$$\tau = c' + (\sigma_n - u_a)\tan\phi' + (u_a - u_w)\left[(\tan\phi')\left(\frac{\theta_w - \theta_r}{\theta_s - \theta_r}\right)\right] \quad (5)$$

### 2.3.2 불포화전단강도 추정식의 적용성

일반적으로 많이 활용되는 Vanapalli 등(1996)이 제안한 불포화전단강도 추정 식 (5)는 비용과 시간소모가 많은 불포화 삼축압축시험을 피하고 간단히 함수특성곡선과 포화시의 전단강도로 불포화 전단강도를 간단히 예측할 수 있는 모델이다. 따라서 본 논문에서는 함수특

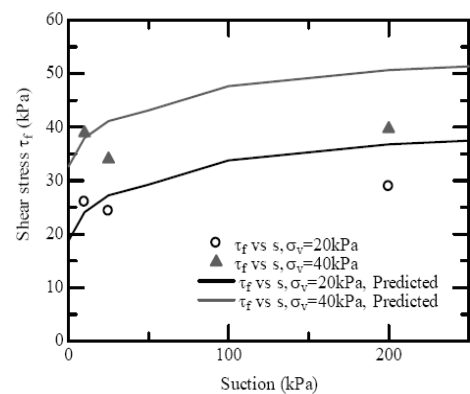


그림 5. 흡수력과 전단강도의 관계(Kim et al. 2007)

성곡선과 포화강도정수를 통하여 해석에 적용될 불포화전단강도를 추정하기 위해 Vanapalli가 제안한 식을 이용하여 적용성을 판단하였다.

그림 4의 (a)와 (b)는 풍화토에 대한 불포화 삼축압축 시험 결과(이성진 등 2002, 2005)를 이후 수행된 동일한 시료에 대한 함수특성곡선을 이용하여 Vanapalli의 추정식과 비교한 그림이다. 그 결과 O-C1시료를 제외한 다른 시료는 낮은 흡수력범위에서 시험결과 값에 대해 어느 정도 예측이 가능한 것으로 나타나며, 전체적으로 150kPa 이하의 낮은 흡수력 범위에서는 시험결과보다 낮게 예측되어지기 때문에 안전측의 해석이 가능 할 것으로 사료된다.

또한 그림 5는 본 연구에 이용된 편마풍화토 시료를 이용하여 불포화 일면직접전단시험을 실시하여 획득된 전단강도 값과 Vanapalli et al.(1996)의 추정식 이용해 비교한 그림이다(Kim et al. 2007). 그 결과 높은 흡수력 범위에서 강도시험을 통한 결과 값이 예측 값으로부터 벗어나는 경향을 보이며 추정식을 통한 예측 값이 시험 결과 값에 비해 과다 예측을 하는 것으로 나타났다. 현

재까지 진행된 불포화토의 전단거동의 특성에 대한 연구는 삼축압축시험을 중심으로 진행되어져 왔기 때문에 직접전단 시험을 통한 결과에서는 종래의 추정식의 적용이 부적절한 가능성이 보이는 것으로 추측된다.

또한 식 (5)는 흡수력의 증가에 따라 비선형적인 전단강도의 증가를 표현하지만 단지 함수특성곡선의 잔류상태와 포화상태의 체적함수비에 의존하여 추정되는 값이다. 따라서 보다 정확한 전단강도의 추정을 위해서는 신뢰성이 있는 함수특성곡선의 획득이 중요하다고 할 수 있다. 최근까지 대부분의 실내의 함수특성곡선시험은 시험장치의 한계로 현장상태를 반영하는 구속응력을 시료에 적용하지 않고 획득이 되어왔다. 그러므로 식 (5)에 의해 신뢰도가 높은 불포화전단강도를 평가하기 위해서는 상재하중 상태에서 획득된 함수특성곡선이 적용되어야 할 것이다(박재영 2008).

### 3. 실내시험 및 분석

#### 3.1 함수특성곡선

본 연구에 이용된 SWCC 장치는 압력판 시험의 일종으로 일반적인 원리는 같지만, 하중재하장치로부터 수직응력의 재하가 가능하여 가압된 공기압과 배출된 간극수의 에너지 평형을 확인하여  $K_0$ 의 응력 상태에서 함수특성곡선을 측정할 수 있다. 수직 상재하중에 대한 효

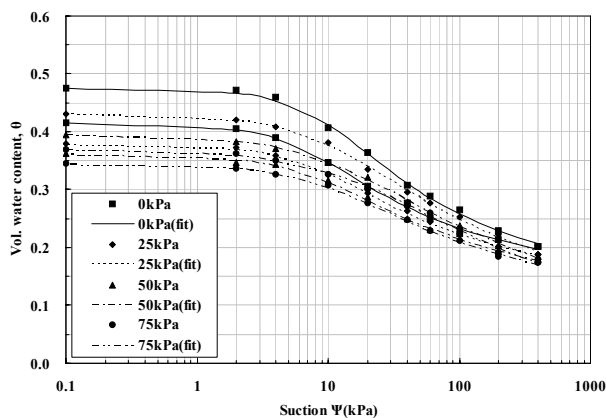


그림 1. 편마풍화토 함수특성곡선(건조-습윤곡선)

과를 살펴보기 위하여 수직하중을 0kPa, 25kPa, 50kPa, 그리고 75kPa로 동일하게 제작된 시료에 가하였다.

대상 시료는 10번체(2.0mm)를 통과한 것으로, 건조단위중량을  $16.7\text{kN/m}^3$ , 함수비를 10%로 시료를 제작하고 준비된 시료는 포화 시 부피팽창을 최대로 억제시킨 후 각 하중단계에 해당하는 응력을 시료에 가한 상태에서 약 24시간 포화 후 장치에 거치하였다. 이후 풍화토의 잔류흡수력구간을 고려하여 최대 400kPa까지 제어하며 각 흡수력에 대한 함수비를 측정하였다.

그림 1과 2는 풍화토에 대하여 수직응력을 각각 0kPa에서 75kPa까지 가한 상태에서 획득한 흡수력에 따른 체적함수비를 나타내며, 이를 모델식 (1)과 (2)에 적용하여 추정한 함수특성곡선이다. 맞춤형한 Fredlund and Xing(1994) 모델식의 비선형 매개변수들은 표 2와 3과 같다. 모든 추정 함수특성식들의 결정계수가 0.99 이상으로 적합성이 좋은 것으로 나타났다.

그 결과 공기함입치는 증가하고 전이영역의 기울기는 감소하여 완만해지는 경향을 보였다. 또한 건조과정의 곡선과 습윤과정의 곡선사이의 면적의 크기는 이력의 크기정도를 나타내며 이는 상재하중이 증가함에 따라서 이력이 감소함을 보이고 있다.

#### 3.2 불포화 투수계수

포화투수계수는 또한 상재하중의 영향에 의해 그

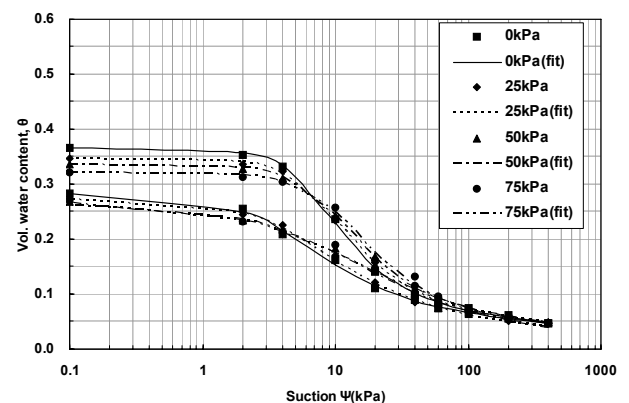


그림 2. 화강풍화토 함수특성곡선(건조-습윤곡선)

표 1. 풍화토의 기본물성

구분	USCS	$G_s$	$\gamma_{d,max}$ ( $\text{kN/m}^3$ )	$C_u$	$C_g$	LL(%)	PL(%)	Passing No. 200 sieve(%)
편마풍화토	SP-SM	2.676	16.75	8.46	0.96	-	N.P	3.7
화강풍화토	SW	2.657	18.95	11.30	1.54	-	N.P	2.6

표 2. 편마풍화토의 SWCC Parameter(Fredlund & Xing)

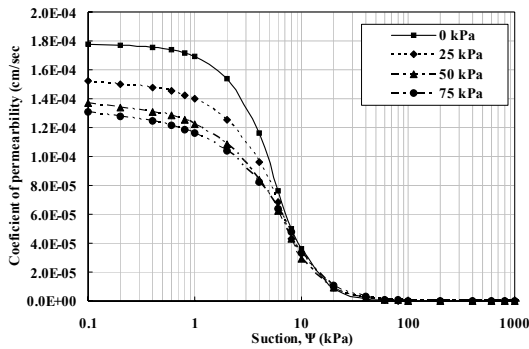
	$\sigma'_v$ (kPa)	a	n	m	AEV	$R^2$
건조 과정	0	9.17	1.46	0.48	5.1	0.998
	25	11.32	1.16	0.54	6.1	0.998
	50	13.11	1.00	0.60	6.9	0.999
	75	18.88	0.91	0.69	7.8	0.996
습윤 과정	0	6.16	1.49	0.40	4.0	0.997
	25	7.67	1.34	0.41	4.9	0.999
	50	7.80	1.25	0.43	5.2	0.997
	75	9.91	1.18	0.46	5.9	0.999

표 3. 화강풍화토의 SWCC Parameter(Fredlund & Xing)

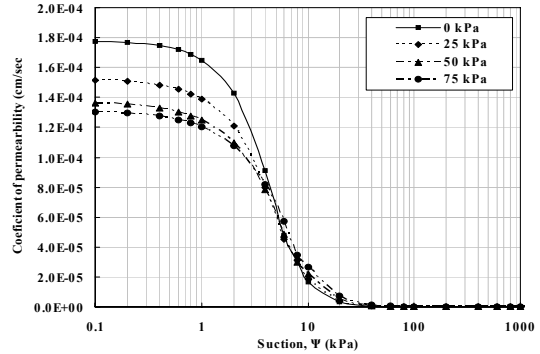
	$\sigma'_v$ (kPa)	a	n	m	AEV	$R^2$
건조 과정	0	6.52	2.34	0.88	3.3	0.999
	25	7.39	2.13	0.91	4.1	0.999
	50	9.21	1.94	0.96	5.0	0.999
	75	10.09	1.95	0.97	5.4	0.995
습윤 과정	0	3.74	1.39	0.95	2.2	0.998
	25	5.14	1.35	1.03	2.9	0.998
	50	6.35	1.02	1.34	3.1	0.991
	75	10.65	0.82	1.63	3.3	0.993

표 4. 풍화토의 포화투수계수( $K_s$ , cm/sec)

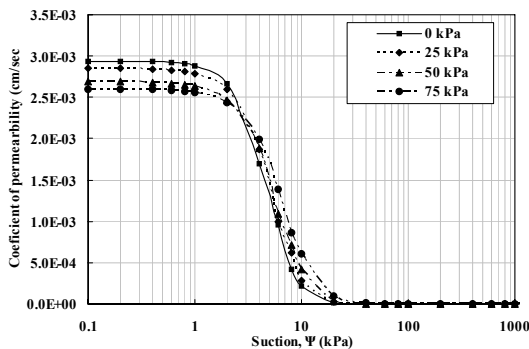
구 분	상 재 하 중(kPa)			
	0	25	50	75
편마풍화토 $k_s$ (cm/sec)	$1.78 \times 10^{-4}$	$1.52 \times 10^{-4}$	$1.37 \times 10^{-4}$	$1.31 \times 10^{-4}$
화강풍화토 $k_s$ (cm/sec)	$2.94 \times 10^{-3}$	$2.85 \times 10^{-3}$	$2.69 \times 10^{-3}$	$2.60 \times 10^{-3}$



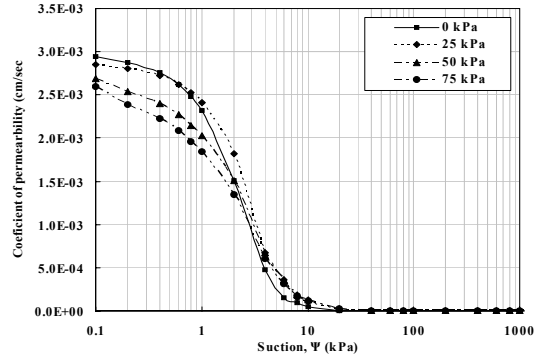
(a) 편마풍화토 (건조과정)



(b) 편마풍화토 (습윤과정)



(c) 화강풍화토 (건조과정)



(d) 화강풍화토 (습윤과정)

그림 3. 불포화 투수계수

값을 달리하기 때문에 합리적인 해석을 위해 Rowe Cell 시험장치를 이용하였으며, 시료 제작시 건조단위중량은  $16.7\text{kN/m}^3$ , 초기 함수비는 10%로 앞의 다른 실험 조건과 같다. 단계적으로 상재하중을 증가시켜 수직방향의 포화투수시험을 수행한 결과는 표 4와 같다. 이 결과를 바탕으로 풍화토의 상재하중단계에 따른 함수특성곡선 결과를 식 (3)에 적용하여 그림 3과 같이 불포화투수계수를 추정하였다.

그 결과 풍화시료의 투수계수는 상재하중의 증가에 따라 전체 흡수력 구간에서 상대적으로 더 낮은 불포화 투수계수 값을 갖는 경향을 보였다. 화강풍화토의 경우 흡수력이 작은 구간에서는 상재하중에 의해 투수계수가 작아짐을 보이나 흡수력이 큰 구간에서 상재하중의 증가에 따라 불포화투수계수가 증가함을 보이는데 이는 상재하중에 의한 간극크기의 감소가 오히려 포화도

를 증가시키는 것으로 추정된다.

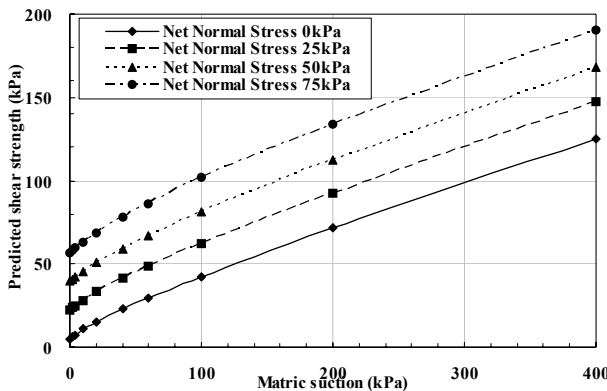
### 3.3 불포화 전단강도

동일 조건으로 제작된 두 대상 시료의 포화상태 압밀 비배수 삼축압축시험의 결과는 표 5와 같으며, 이 결과와 각 시료의 상재하중에 대한 함수특성곡선을 이용하여 Vanapalli의 추정식에 적용한 결과를 그림 6에 나타내었다.

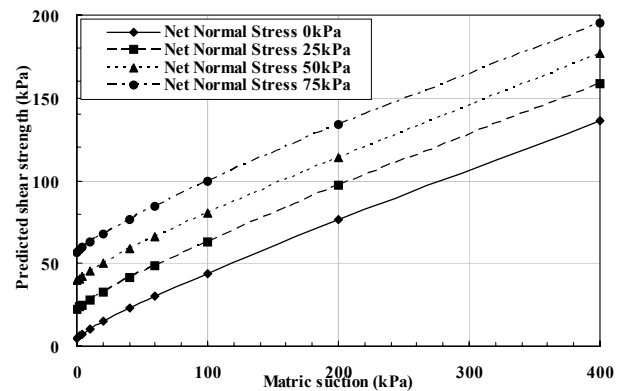
편마풍화토와 화강풍화토의 건조과정과 습윤과정 모두 흡수력의 증가에 따라 전단강도의 비선형적인 증가가 확인이 되었다. 대체적으로 세립분의 함량이 큰 편마풍화토에서 흡수력에 따른 전단강도가 크게 증가하였으며 또한, 동일흡수력에서 상대적으로 낮은 함수비를 갖는 습윤과정의 경우 더 큰 증가가 보임을 확인할 수 있었다. 확장된 Mohr-Coulomb의 이론의 경우 흡수력에 따라 전단강도가 비선형적으로 증가하나 연직응력은 흡수력과 관계없이 전단강도만을 관계하기 때문에 연직응력의 증가에 대한 흡수력에 의한 전단강도의 증가량은 항상 일정한 값을 갖는다. 그러나 추정결과에서 연직

표 5. 풍화토의 포화강도정수

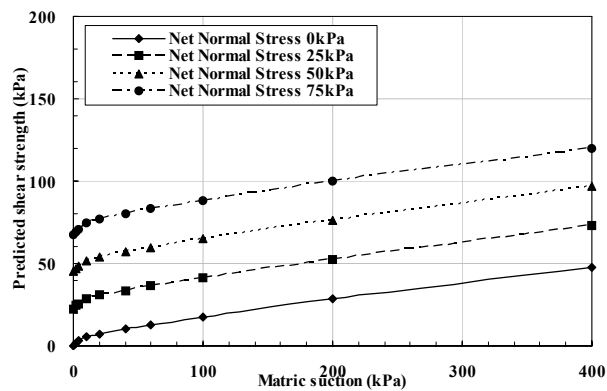
구 분	편마풍화토	화강풍화토
점착력 $c_{cu}'$ (kPa)	4.86	0
내부마찰각 $\phi_{cu}'$ (°)	34.75	41.95



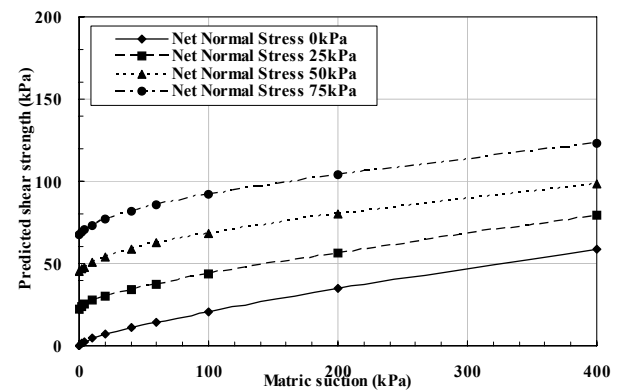
(a) 편마풍화토 건조과정



(b) 편마풍화토 습윤과정



(c) 화강풍화토 건조과정



(d) 화강풍화토 습윤과정

그림 6. 불포화 전단강도 추정 결과

응력에 따라 일정한 전단강도의 변화와 다르게 약간의 차이를 확인할 수 있었으며 이는 연직응력이 흡수력에 영향을 주는 것으로 판단된다.

#### 4. 사면의 안정해석

##### 4.1 해석 조건

본 연구에서는 상재하중이 불포화 사면의 안정성에 미치는 영향을 평가하기 위해 유한요소해석 프로그램인 SEEP/W와 SLOPE/W를 연동하여 침투해석을 선행한 후 안정해석을 수행하였다. 실내시험을 통하여 획득된 풍화토의 함수특성곡선과 불포화투수계수를 1:1.5의 사면경사와 단위중량  $16.7\text{kN/m}^2$ 을 갖는 단순사면에 적용하였다. 지하수위는 강우시 침투거동에 영향을 최대한 배제하기 위해 사면하부에서 지하 9m 밑에 존재하는 것으로 가정하였다.

각 층의 깊이는 자중에 의해 흙 요소가 받는 상재하중(0kPa, 25kPa, 50kPa, 75kPa)을 고려하여 구분하였다. 상재하중이 불포화 사면의 안정성에 미치는 영향 정도를 분석하기 위해 기존의 해석방법과 비교하였다. 기존의 해석방법은 모든 층에 동일하게 상재하중이 고려되지 않은 함수특성곡선과 불포화투수계수를 적용한 경우이며, 상재하중의 영향을 고려한 해석방식은 0kPa, 25kPa, 50kPa, 75kPa 일때의 4개의 함수특성곡선과 불포화투수계수를 해당하는 깊이에 적용하였다. 하지만  $\phi^b$ 값의 적용은 그 정도는 무시할 정도로 미미하였기 때문에 본 안정해석에서는 상재하중에 대한  $\phi^b$ 값의 변화를 고려하지 않고 편마풍화토의 건조과정은  $31.0^\circ$ , 습윤과정

$30.1^\circ$ 로 일정하게 하였으며, 화강풍화토의 경우 건조, 습윤과정 각각  $29.5^\circ$ ,  $26.0^\circ$ 로 하였다.

또한, 포화대 해석에 적용되는 강우강도는 지표면에 투수계수보다 클 경우 침투되지 못하고 유출이되는 것을 고려하여, 편마풍화토의 각각 상재하중 0kPa 일때의 포화투수계수와 동일한 값을 적용하여 강우지속시간동안 일정하게 유지되도록 하였고 신길호와 박성완(2006)의 연구에서 참고하여 초기흡수력은 10kPa으로 가정하였다.

##### 4.2 강우지속시간 따른 사면내의 간극수압의 분포

침투해석결과 강우침투에 의한 사면표면으로부터의 포화는 중력방향으로 작용하는 양(+)의 간극수압을 발생시키며 포화대의 발생위치까지의 중량을 증가시켜 사면의 안정성을 감소시키는 역할을 한다. 따라서 본 절에서는 강우지속시간에 따라 깊이별로 간극수압의 크기를 파악하였다.

두 대상 풍화토의 건조과정과 습윤과정의 불포화특성을 적용하였을 경우 상재하중 고려에 대한 간극수압 분포의 변화를 그림 8과 9에 나타내었다. 그 결과 두 과정에서 모두 상재하중을 고려한 해석에서 기존의 상재하중을 고려하지 않는 해석 방법에 비해 사면 표층에서 확연하게 간극수압이 증가하였음을 알 수 있다. 이는 포화상태의 투수계수에서 원인을 찾을 수 있는데, 즉 상재하중에 의해 지반은 깊이에 따라 포화투수계수가 감소를 하며 강우에 의해 포화된 간극수는 얕은 깊이에서 정체함을 보이는 것으로 파악된다.

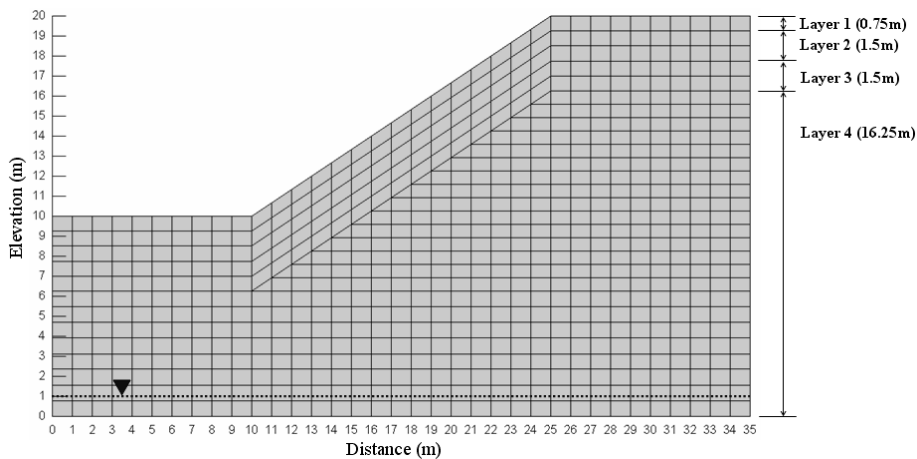
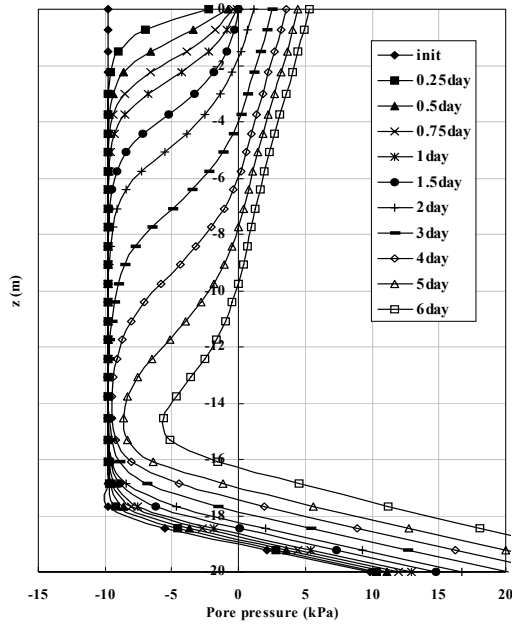
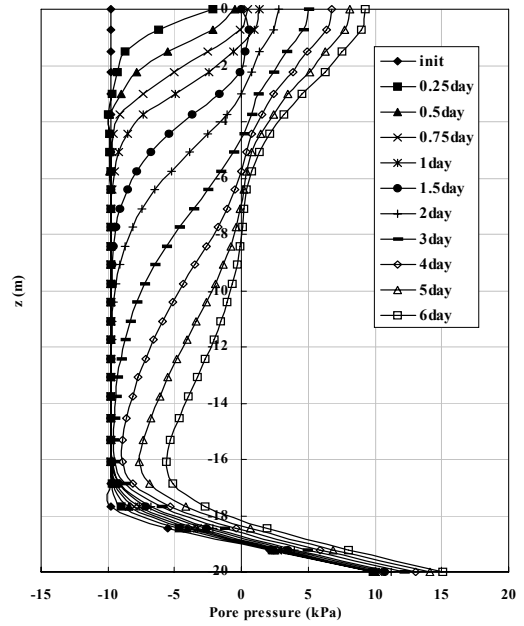


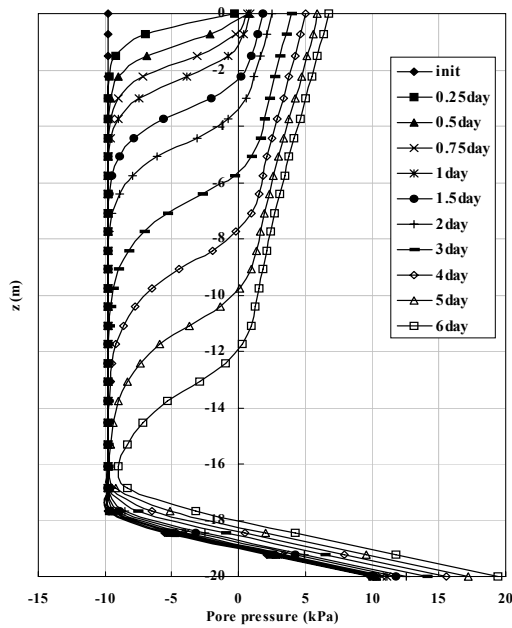
그림 7. 대상사면의 유한요소망



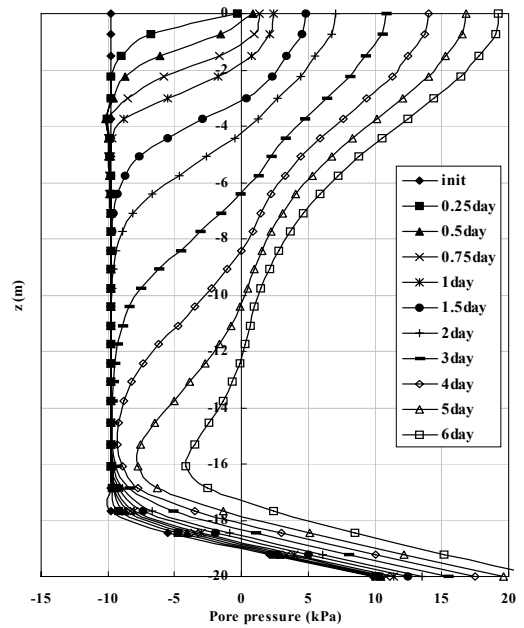
(a) 상재하중의 영향을 고려하지 않은 해석(건조과정)



(b) 상재하중의 영향을 고려한 해석(건조과정)



(c) 상재하중의 영향을 고려하지 않은 해석(습윤과정)



(d) 상재하중의 영향을 고려한 해석(습윤과정)

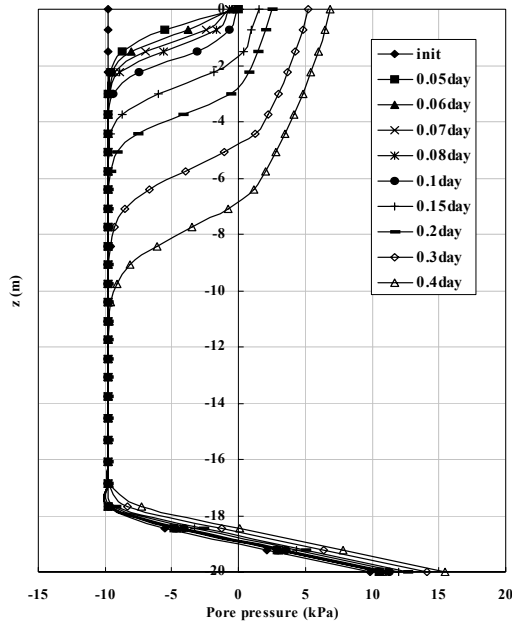
그림 8. 편마풍화시면의 깊이별 간극수압의 분포

### 4.3 시면의 안정성 평가

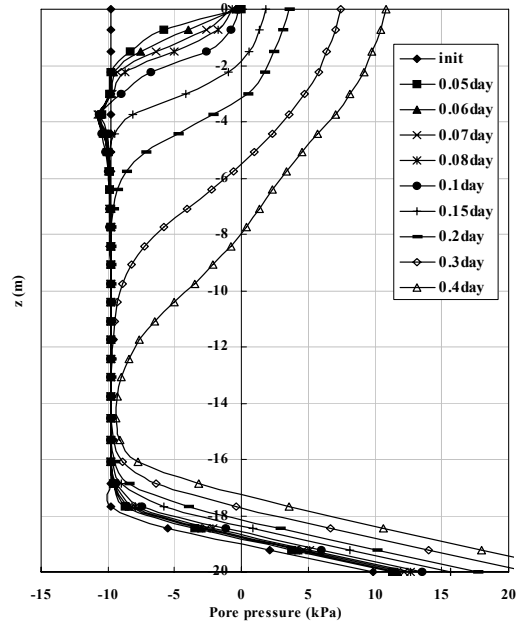
편마풍화토에 대하여 상재하중을 고려하지 않는 단일의 함수특성을 이용한 해석방법과 상재하중의 영향을 고려한 해석의 안정성을 비교한 결과는 그림 10과 11에 나타내었다. 편마풍화토의 건조과정과 습윤과정을 통한 안정해석의 경우 강우지속시간의 전체 범위에

서 상재하중을 고려한 해석의 경우가 고려하지 않는 기존의 해석에 비해 안전율이 작게 산정되었다. 이러한 이유로는 침투해석에서의 간극수압의 분포에서 그 원인을 찾을 수 있는데, 즉 상재하중이 증가에 따라 포화투수계수가 감소하여 시면에 하중으로 작용하는 포화대 상부의 양의 간극수압이 크게 증가함에 있다. 화강풍화토의 경우에 대해 침투해석을 바탕으로 안전율을 분석

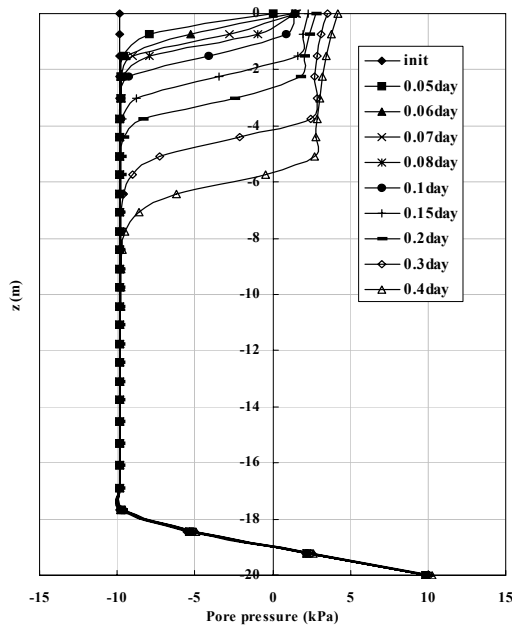




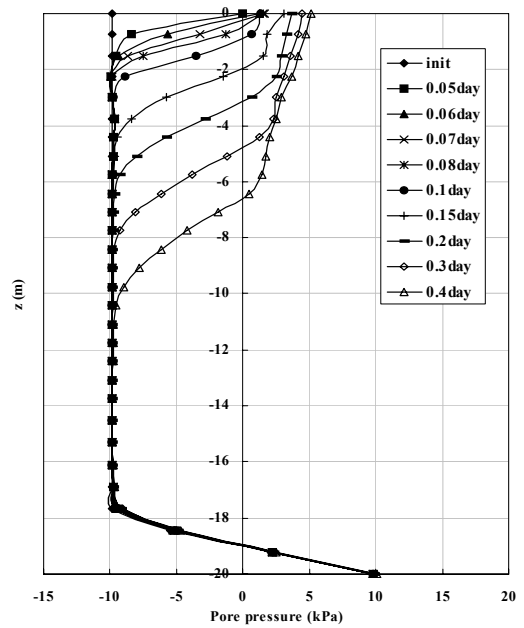
(a) 상재하중의 영향을 고려하지 않은 해석(건조과정)



(b) 상재하중의 영향을 고려한 해석(건조과정)



(c) 상재하중의 영향을 고려하지 않은 해석(습윤과정)



(d) 상재하중의 영향을 고려한 해석(습윤과정)

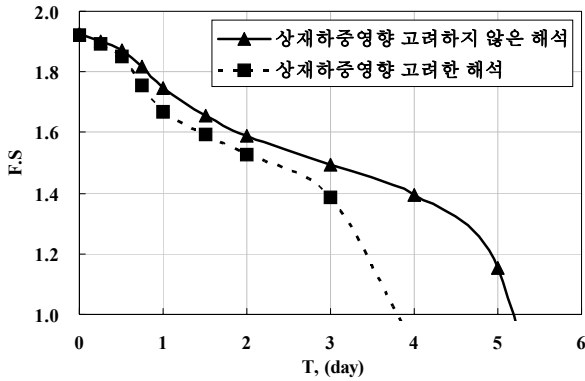
그림 9. 화강풍화사면의 깊이별 간극수압의 분포

한 결과 상재하중을 고려한 해석과 고려하지 않은 해석 모두 강우지속시간에 따라 거의 비슷한 결과를 나타내었다. 이러한 안전율의 저落的의 원인은 화강풍화토의 포화투수계수의 값과 동일한 값인 105mm/hr의 매우 큰 강우강도가 적용이 되어 단시간에 파괴가 발생하였고 파괴전까지의 간극수압의 분포가 모든 Case에 대하여 동일하였기 때문이다.

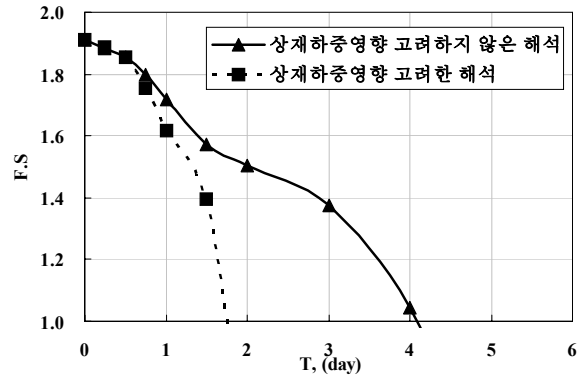
## 5. 결론

본 논문의 내용을 종합하면 다음과 같다.

- (1) 대상 풍화토는 상재하중이 증가함에 따라 함수특성 곡선의 공기함입치(AEV)의 증가와 흡수력전이구간에서의 기울기는 감소를 볼 수 있었으며 이력의 크

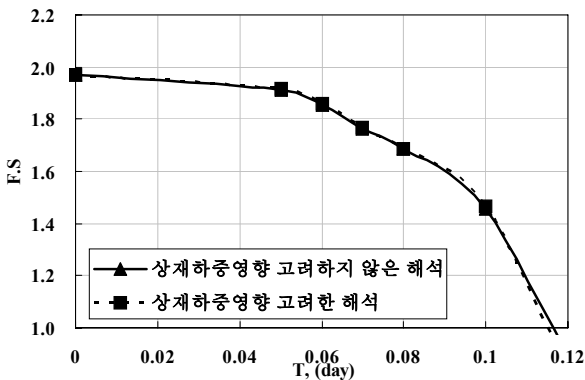


(a) 건조과정

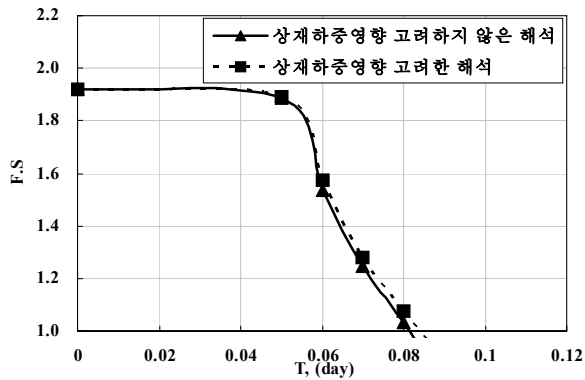


(b) 습윤과정

그림 10. 편마풍화사면의 지속시간에 따른 안전율의 변화



(a) 건조과정



(b) 습윤과정

그림 11. 화강풍화사면의 지속시간에 따른 안전율의 변화

기는 감소함을 보였다.

- (2) 불포화 투수계수는 상재하중의 증가에 따라 전체 흡수력 구간에서 상대적으로 더 낮은 불포화 투수 계수 값을 갖는 경향을 보였다. 화강풍화토의 경우 흡수력이 큰 구간에서 상재하중의 증가에 따라 불포화투수계수가 증가함을 보이는데 이는 상재하중에 의한 간극크기의 감소가 오히려 포화도를 증가시키는 것으로 추정된다.
- (3) Vanapaill(1996)의 추정식은 낮은 흡수력 범위에서는 예측에 절대값의 차이가 있으나 안전측의 해석으로 적용이 가능할 것으로 판단된다. 또한 상재하중이 불포화전단강도에 미치는 영향은 미미하지만 상재하중으로 인한 흡수력의 변화가 전단강도에 영향을 미침을 확인하였다.
- (4) 상재하중을 고려한 해석은 투수계수의 감소로 인하여 전체적으로 사면표면근처에서 양의 간극수압이 발생되었기 때문에 상재하중을 고려하지 않은 해석보다 안전율이 작게 산정되었다.

## 감사의 글

이 연구는 2008학년도 단국대학교 대학연구비의 지원으로 연구되었음. 연구비 지원에 감사드립니다.

## 참고 문헌

1. 박재영 (2008), “상재하중이 불포화풍화토의 함수특성곡선 및 사면의 안정성에 미치는 영향”, 석사학위논문, 단국대학교.
2. 성상규, 이인모 (2003), “화강풍화잔적토의 불포화전단강도에 미치는 순연직응력의 영향”, 한국지반공학학회 논문집, 제19권, 2호, pp.27-38.
3. 신길호, 박성완 (2006), “풍화계열 사면의 불포화 함수특성곡선 이력이 강우 침투에 미치는 영향”, 한국지반공학학회 논문집, 제22권 제7호, pp.55-64.
4. 이성진, 이승래, 장범수 (2002), “화강풍화토의 불포화전단강도 특성에 관한 연구”, 대한토목학회 논문집, 제22권, pp.81-88.
5. 이성진, 이해지, 이승래 (2005), “화강풍화토에 대한 함수특성곡선 추정방법에 대한 연구”, 한국지반공학학회 논문집, 제21권, pp.15-27.
6. Fredlund, D. G. and Morgenstern, N. R. (1977), “Stress State Variables for Unsaturated Soils”, *Journal of Geotechnical Engineering Division*, ASCE, 103(GT5), pp.447-446.

7. Fredlund, D. G. and Rahardjo, H. (1993), *Soil Mechanics for Unsaturated Soils*, John Wiley & Sons Ltd.
8. Fredlund, D. G. and Xing, A. (1994), "Equations for the Soil-Water Characteristic Curve", *Canadian Geotechnical Journal*, Vol.31, No.4, pp.521-532.
9. Ho, K. M. Y., Ng, C. W. W., Ho, K. K. S. and Tang, W. H. (2006), "State-dependent Soil-Water Characteristic Curves of Weathered Soils", ASCE, GSP No.147, pp.1302-1313.
10. Hoyos, L. R., Takkabutr, P. and Puppala, A. J. (2006), "A Modified Pressure Plate Device for SWCC Testing Under Anisotropic Stress States", ASCE, GSP, No.147, pp.1753-1763.
11. Kim, B., Park, S. W., Okamoto, H., Kato, S., Shibuya, S., and Chae, J. (2007), "Effect of Suction on Shear Strength in Box Shear Test", Proceedings of the Annual Conference on Japanese Geotechnical Society.
12. Ng, C. W. W. and Pang, Y. W. (2000a), "Experimental Investigation of the Soil-water Characteristics of a Volcanic Soil", *Canadian Geotechnical Journal*, Vol.37, No.6, pp.1252-1264.
13. Ng, C. W. W. and Pang, Y. W. (2000b), "Influence of Stress State on Soil-water Characteristics and Slope Stability", *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, ASCE, Vol.126, No.2, pp.157-166.
14. Vanapalli, S. K., Fredlund, D. G., Pufahl, D. E. and Clifton, A. W. (1996), "Model for the Prediction of Shear Strength with respect to Soil Suction", *Canadian Geotechnical Journal*, Vol.33, pp.379-392.
15. Vanapalli, S. K., Fredlund, D. G. and Pufahl, D. E. (1999), "The Influence of Soil Structure and Stress History on the Soil-water Characteristics of a Compacted Till", *Géotechnique*, Vol.49, No.2, pp.143-159.

(접수일자 2009. 6. 17, 심사완료일 2009. 10. 7)