한국지반공학회논문집 제28권 11호 2012년 11월 pp. 69 ~ 78

ISSN 1229-2427
http://dx.doi.org/10.7843/kgs.2012.28.11.69

강우시 불포화토 사면에서의 수리역학적 거동 해석에 관한 연구

Hydro-mechanical Behavior of Partially Saturated Soil Slopes under Rainfall

김 재 홍[1] Kim, Jae-Hong
임 재 성[2] Im, Jae-Seong
박 성 완[3] Park, Seong-Wan

Abstract

Conventional numerical analysis for rainfall-induced slope stability has been estimated by separating seepage and stress-strain behavior, respectively. Many researchers' models from commercial softwares and literatures define that partially saturated permeability is the only function of degree of saturation (or matrix suction) and then they do not consider hydraulic-mechanical characteristics for the analysis. However, in practice, the water flow processes in a deformable soil are influenced by soil skeleton movement and the pore water pressure changed due to seepage will lead to changes in stress and to deformation of a soil. The relationship between seepage and soil behavior causes a change of partially saturated permeability as well as saturated permeability with the lapse of time. Instability of partially saturated soil slopes due to infiltration would be analyzed from reduction of negative pore water pressure calculating the process of water flow based on predicted partially saturated permeability. Therefore, partially saturated permeability should be defined by the function of degree of saturation (or matric suction) and porosity. The paper presents the comparison between staggered and monolithic coupled analysis regarding seepage and stress deformation problems. As a result, the decrease in matric suction on soil slope from monolithic analysis is slower than that from staggered analysis.

요 지

강우로 인한 사면의 안정성 평가를 하기 위한 일반적인 해석 방법들은 강우 침투와 흙의 거동 해석을 개별적으로 구분하여 수행하고 있다. 따라서 상용화된 프로그램과 기 개발된 여러 연구자들의 모델들은 불포화 투수계수를 함수비(또는 흡수력)만의 함수로 정의되어 수리-역학적인 특징을 동시에 고려하지 못하고 있는 실정이다. 그러나 실제 침투수는 사면의 거동을 발생시키고, 지반의 토립자들은 다시 재배열되며 이러한 구성관계에 의해 포화 투수계수 뿐만 아니라 불포화 투수계수도 시간에 따라 변화하게 된다. 강우로 인한 사면의 불안정성은 예측된 불포화 투수계수 값을 근간으로 사면 내 흡수력 감소를 계산함으로써 평가되고 불포화 투수계수는 함수비와 간극률의 함수로 정의되어야 한다. 본 논문에서는 기존의 단계적으로 연결된 해석방법이 불포화 지반에서 침투수를 고려하고 흙의 변형을 예측하는 동시연동해석 결과보다 사면 내부에서 예측되는 흡수력의 변화가 시간에 따라 상대적으로 빠르게 감소함을 보여주고 있다.

Keywords : Monolithic analysis, Staggered analysis, Finite element analysis, Rainfall-induced slope stability, Partially saturated soil slopes

1 정회원, 전북대학교 토목공학과 박사후과정 (Member, Post Doctor, Dept. of Civil Engineering, Chonbuk National Univ.)
2 정회원, 단국대학교 토목환경공학과 석사과정 (Member, Graduate Student, Dept. of Civil & Environmental Engineering, Dankook Univ.)
3 정회원, 단국대학교 토목환경공학과 부교수 (Member, Associate Professor, Dept. of Civil & Environmental Engineering, Dankook Univ., Tel: +82-31-8005-3472, Fax: +82-31-8005-3496, spark@dankook.ac.kr, 교신저자)

* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2013년 5월 30일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

1. 서 론

우리나라의 경우 국토 내륙 및 동해 지역의 많은 부분이 산지로 이루어져 있어 인공 및 자연사면을 쉽게 접할 수 있다. 그만큼 여름철 호우 및 집중되는 강우로 인하여 사면 파괴가 빈번히 일어나고 있어 사면파괴의 위험에 쉽게 노출되어있다. 사면파괴는 사면의 지리학적 형상, 날씨, 식생 등의 여러 가지 요소들의 조합된 작용과 관련되어 일어난다. 또한 강우가 일정기간 지속적으로 진행되면 지반내 함수비가 증가함과 동시에 흡수력이 감소하게 되고 흙 내부 전단강도가 감소함으로써 파괴의 위험성이 증가하게 된다(Krahn et al., 1989; Lambe, 1996; Ng and Shi, 1998). 현재 불포화 흡수력은 불포화 사면의 안정성을 유지하는데 중요한 역할을 하며, 사면의 강도에 영향을 미치는 새로운 중요 인자로 인식되고 있다(Ching et al., 1984; Rahardjo et al., 1995). 그리고 Lam et al.(1987) 지반공학적 접근법을 이용하여 전이 유한요소 흐름 모델과 방정식을 발표하였다.

이후에 강우 시 사면표층에 물이 침투되면서 점차적으로 지표면 포화깊이가 깊어짐에 따라 사면의 안정성 해석을 할 수 있는 상용 프로그램이 등장하게 되었다(Geo-Slope, 2007). 이러한 프로그램들은 강우를 고려하여 시간에 따른 사면의 불포화 침투해석을 할 수 있게 되었고, 여러 연구자들에 의해 지반내의 침투와 그와 관련된 사면의 안정 해석을 하여 불포화 사면 파괴의 원인을 평가하게 되었다(Kim et al., 2002; Park and Shin, 2009; Lee et al., 2009; Oh et al., 2008; Ng and Shi, 1998; Rahardjo and Leong, 1997; Kim et al., 2004). 또한 Reid (1997)는 미소변형 또는 투수계수 차이에 의한 불안정 효과를 설명하였고, 지하수흐름 모델링을 통하여 간극수압과 침투력의 변화를 관찰하였다. 또한 유한요소 변형 해석을 통하여 사면 내의 유효응력장 변화를 관찰하였다. Cho and Lee (2001)는 개발한 유한요소 프로그램으로 유한사면 내부에서 변화하는 간극수압 및 응력분포도를 작성하여 사면 안전율을 계산하였다. 그리고 투수계수의 크기 및 공간적인 변화가 간극수압의 발생을 지배하는 수리학적 반응에서 불균질성에 의한 효과에 대해서 논의하였다(Cho and Lee, 2000).

기존 상용 프로그램과 수행되어온 연구는 침투해석과 사면의 거동을 따로 해석하는 연계해석이 주를 이루었다. 그러나 실제 사면에 강우가 내리는 경우, 지표면에 물이 침투하면서 간극비를 변화시키고, 그로 인하여 흙의 변형이 생기면서 투수계수가 다르게 된다. 이러한 거동이 반복되면 물이 침투하는 양이 변화하고, 지표면으로부터 일정한 포화대가 형성되며 사면의 얕은 파괴를 유발하는 원인이 될 수 있다. 또한 유효응력은 불포화 침투 변화에 따른 변형과 부 간극수압의 크기에 따라 변화하므로 침투해석과 사면의 변형 및 거동 해석이 따로 수행되면 정확한 사면 해석을 할 수 없게 된다.

따라서, 본 연구에서는 침투해석과 변형해석을 따로 해석하는 약점을 보완하여 동시연동해석을 수행 할 수 있는 프로그램을 활용하여 연계해석과 비교하고, 동시해석의 적절성에 대해 논해보고자 한다. 불포화 침투와 흙의 거동을 동시에 해석하는 유한요소해석 프로그램으로 기존의 상용프로그램과 문헌의 결과와 비교 분석하고자 한다.

2. 불포화토의 침투해석

2.1 지배방정식

불포화된 지반의 유한요소해석을 위한 구성모델은 침투에 의한 지반의 거동을 고려하는 경계조건들을 고려하여 수리-역학적 동시해석을 위한 수치해석 코드로 구성되었다(Kim, 2010). 우선, 불포화토의 동시해석을 위한 미지수는 지반의 변위($\boldsymbol{u}$)와 내부에서 발생하는 간극수압(p_w)이므로 이를 구하기 위해 두 개의 지배방정식들이 필요하다. 변위와 간극수압을 계산하기 위해 사용하는 평형방정식은 각각 식 (1)과 (2)를 사용할 수 있다. 이 식들은 지반 내 물의 이동이 흙 입자의 움직임에 종속되는 것을 반영해 준다. 각각의 평형방정식들은 다음과 같다(Borja, 2004).

$$\mathrm{DIV}\boldsymbol{\sigma} + \rho\boldsymbol{g} = \boldsymbol{0} \tag{1}$$

$$-n\frac{\partial S}{\partial s}\dot{p}_w + S\,\mathrm{DIV}\boldsymbol{v} = -\mathrm{DIV}\,\tilde{\boldsymbol{v}}^w \tag{2}$$

$$\boldsymbol{\sigma}' = \boldsymbol{c}^e : \boldsymbol{\epsilon} \tag{3}$$

$$\tilde{\boldsymbol{v}}^w = k_w(S,n)(-\nabla p_w + \rho^{wR}\boldsymbol{g}) \tag{4}$$

전응력을 유효응력($\boldsymbol{\sigma}'$)으로 나타내면, $\boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{\sigma}' - \bar{p}\,\boldsymbol{1}$ (positive in tension), 간극수압의 관계식은 $\bar{p} = p_a - \chi(p_a - p_w)$으로 표현될 수 있으며, S는 포화도, p_w와 p_a는

각각 간극수압과 간극공기압(대기압 상태인 간극공기압 $p_a = 0$ 으로 가정)을 의미한다. DIV(divergence)는 ∇를 의미하고, $\boldsymbol{g}$는 중력가속도이며, 불포화토의 체적비를 흙입자(n^s), 물(n^w), 그리고 공기(n^a)로 구분한다면, 전체 체적비(volume fraction)를 $1 = n^s + n^w + n^a$으로 표현할 수 있다. $\tilde{\boldsymbol{v}}^w$ (superficial Darcy velocity of water)는 실제 물의 속도($\boldsymbol{v}_w$)와 흙 입자 속도($\boldsymbol{v} = \boldsymbol{v}_s$)의 차이로 $\tilde{\boldsymbol{v}}_w = n^w(\boldsymbol{v}_w - \boldsymbol{v})$으로써 표현된다. 유효응력에 대한 구성방정식과 불포화토 내의 물과 공기의 흐름을 파악할 수 있는 Darcy's law를 다음과 같이 나타낼 수 있다. 탄성영역에서 유효응력($\boldsymbol{\sigma}'$)은 기울기인 탄성계수와 변형률의 관계이며, 탄성계수는 $\boldsymbol{c}^e = \lambda \mathbf{1} \otimes \mathbf{1} + 2\mu \mathbf{I}$(Lamé parameters = λ, μ) 기울기로 표현할 수 있고, 변형률 $\boldsymbol{\epsilon}(= \mathrm{sym} \nabla \boldsymbol{u})$는 대칭조건으로 볼 수 있다. k_w는 불포화토의 투수계수이고, ρ^{wR}는 물의 실제 밀도이며 체적비의 관계로 표현하면 $\rho^w = n^w \rho^{wR}$와 같다(Coussy, 2004). 시간에 따른 침투와 지반의 응력 계산에 필요한 간극률과 전체밀도는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$n_{n+1} = \frac{n_n + \Delta\epsilon_v}{1 + \Delta\epsilon_v} \quad \text{and} \quad \Delta\epsilon_v = tr(\Delta\epsilon) \tag{5}$$

$$\rho = [1 - n(\boldsymbol{d})]\rho^{sR} + n(\boldsymbol{d})\, S(\boldsymbol{\theta})\, \rho^{wR} \tag{6}$$

여기에서 침투 또는 외부 하중에 의해 변화하는 간극률은 체적변형률($\Delta\epsilon_w$)의 함수이며, 전체 밀도(ρ) 역시 시간에 따른 간극률과 함수비($n^w = n(\boldsymbol{d})\, S(\boldsymbol{d})$)에 따라 결정할 수 있다.

한편 일반적인 상용프로그램들과 문헌에서 사용하는 평형방정식은 공기와 물의 질량은 보존되고 역학적 평형을 이룬다는 것을 전제로 다음과 같이 사용된다(Cho and Lee, 2001).

$$\frac{\partial(\rho_w n S)}{\partial t} + \mathrm{DIV}(\rho_w \boldsymbol{v}_w) = 0 \tag{7}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}[\rho_a n(1 - S + HS)] + \mathrm{DIV}[\rho_a(\boldsymbol{v}_a + H\boldsymbol{v}_w)] = 0 \tag{8}$$

$$\frac{\partial(\boldsymbol{\sigma} - u_a \mathbf{1})}{\partial x} + \frac{\partial u_a}{\partial x} + \boldsymbol{b} = 0 \tag{9}$$

$$\rho = (1 - n)\rho_s + n S \rho_w \tag{10}$$

여기서, $\boldsymbol{b}$는 중력에 의한 지반의 체적의 힘, ρ_w와 ρ_a는 각각 물과 공기의 밀도, n은 간극률, H는 헨리 상수를 나타낸다. 만약 공기의 밀도를 무시할 수 있다고 가정하면, 흙의 전체 밀도 ρ는 고체와 물의 밀도뿐만 아니라 흙의 간극률 n에 따라 달라질 수 있지만 초기 값에 결정되는 한계를 갖고 있다(간극률 또는 체적비(n)와 실험계수(n)의 기호를 구분하였습니다).

2.2 수리학적 특성

일반적으로 지반 내부에서 간극수의 흐름은 Darcy의 법칙이 사용된다. 그러나 포화토에서 상수인 투수계수는 불포화토에서 포화도 또는 흡수력에 따라 변하게 된다. 많은 경험식들과 실험을 통하여 획득된 식들은 비슷한 투수계수 함수로 제안된다. 문헌의 유한요소해석에서 물의 흐름이 흡수력에 의해 변한다고 가정하고 식 (11)과 같은 Alonso et al.(1995)의 경험식을 선택 활용하였다(Cho and Lee, 2001). 식 (12)은 다른 일반적인 상용프로그램과 SEEP/W에서 사용하는 불포화 투수계수 방정식이다(van Genuchten, 1980).

$$k_w = \frac{a_w k_s}{a_w + b_w \times (u_a - u_w)^{c_w}} \tag{11}$$

$$k_w = k_s \cdot k_{rw} = k_s \frac{\{1 - (\alpha s)^{(n-1)}[1 + (\alpha s)^n]^{-m}\}^2}{[1 + (\alpha s)^n]^{m/2}} \tag{12}$$

여기에서 α는 van Genuchten 모델에서 제안된 계수이며 1/a 값이며, s는 모관흡수력, n과 m은 함수특성곡선의 실험상수들이다. a_w, b_w, 그리고 c_w는 실험 계수이며, k_s는 포화투수계수로서 상수이다. 그러나 본 연구에서 적용한 불포화 투수계수(k_w) 방정식은 포화도 또는 모관흡수력의 함수뿐만 아니라 간극률의 변화도 고려할 수 있으며, 다음 식 (13)과 (14)로 표현된다(Coussy, 2004).

$$k_w(S, n) = \frac{l^2}{\eta_w} \delta(n)\, k_{rw}(S), \quad \delta(n) = \frac{n^3}{(1 - n^2)} \tag{13}$$

$$k_{rw}(S) = \sqrt{S}[1 - (1 - S^{1/m})^m]^2 \tag{14}$$

여기에서 l^2은 흙 간극 구조에 따른 정수(m^2), η_w는 물의 점성계수 그리고 m 은 함수특성곡선의 실험정수

이다. k_{rw}는 불포화토의 상대투수계수(relative permeability)이며 포화도에 따라 0~1까지의 비율을 갖는다. 식 (12)와 (14)의 상대투수계수는 모관흡수력과 포화도의 함수로 이루어진 van Genuchten(1980)이 제안한 똑같은 방정식이다. 본 연구에서는 상용프로그램과 Cho and Lee (2001) 프로그램과의 비교를 위해서 van Genuchten(1980)과 Alonso(1995) 모델로 불포화 투수계수를 예측한 차이(Fig. 3)를 보여주고 2가지 방법 모두를 사용하여 비교·해석하였다.

지반의 불포화 함수특성을 정의하기 위해 Alonso et al.(1995)이 제안한 식 (15)와 같이 포화도를 구하는 상태표면 방정식으로 사용되었다(Cho and Lee, 2001).

$$S = \frac{(S_m - S_r)\, a_s}{a_s + b_s (u_a - u_w)^{c_s}} + S_r \qquad (15)$$

여기서, S_r는 잔류포화도, S_m는 최대포화도이며, a_s, b_s, c_s는 실험 상수이다. 본 연구에서 활용한 상용프로그램과 제안된 동시해석에 적용된 불포화 함수특성곡선(soil-water characteristic curve, SWCC) 모형 관계식은 1980년 van Genuchten의 모델을 사용하였다.

$$S = S_r + S_e (1 - S_r) \qquad (16)$$

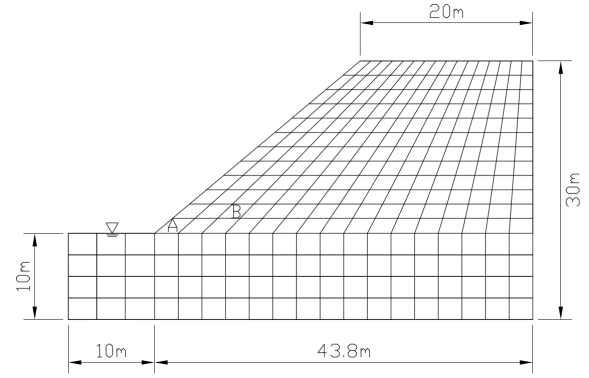
$$S_e = \left[1 + \left(\frac{s}{a}\right)^{n}\right]^{-m} \qquad (17)$$

여기에서 S_e는 유효포화도, S_r는 잔류포화도, s는 모관흡수력 그리고 a, n과 m(=1-1/n)은 함수특성곡선의 실험정수이다.

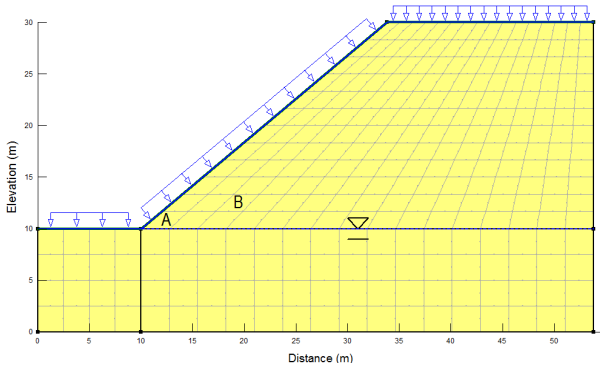
3. 강우로 인한 불포화 사면의 수치해석 결과

강우 침투와 지반의 거동을 예측하는 연계연동해석과 동시연동해석의 차이점을 확인하고자 SEEP/W 상용프로그램 해석, Cho and Lee(2001)의 결과, 그리고 개발된 유한요소해석 프로그램 (Kim, 2010)을 이용하여 강우로 인한 불포화토 사면내의 흡수력의 변화를 비교하였다. 3가지 모델의 수치해석을 위한 임의 사면 조건은 Fig. 1에서 나타낸 것처럼 사면은 수평면에서 40° 경사각을 이루고 있으며 전체 사면의 높이는 30m 이다. 지하수위는 사면 바닥 기준선으로부터 10m 높이에 위치하며 지하수위의 상부인 불포화토 영역에서 높이에 따라 최대 모관흡수력의 상승을 -60kPa로, 그리고 사면에 대한 등방성과 균질성의 물리적 역학적 특성으로 가정하였다. Table 1은 강도정수와 수리학적 특성을 위한 불포화 지반의 물리적 특성을 나타내고 있다. 이러한 불포화 강도특성과 투수특성을 적용하여 Fig. 1에서 A지점은 상단 2개 node 값(아래 node값의 간극수압은 항상 '0')과 B지점은 4개 node 값의 평균을 서로 비교하였다.

사면에 적용하는 강우의 강도는 20mm/hour (=5.556×



(a) Mesh for a study by Cho and Lee (2001) and this study



(b) Mesh for a SEEP/W program

Fig. 1. Boundary conditions for soil slope analysis

Table 1. Physical properties of soils used in numerical analysis

Elastic modulus (λ)	29×10^{6}Pa
Shear modulus (μ)	7×10^{6}Pa
Soil particle density (ρ^{sR})	2,700kg/m^3
Water Density (ρ^{wR})	1,000kg/m^3
Air density (ρ^{aR})	1.2kg/m^3
Initial porosity ($n = n^w + n^a$)	0.545=0.22+0.325
Intrinsic permeability (κ)	5×10^{-12}, 5×10^{-13}m^2
Rainfall intensity (S^w)	5.556×10^{-6}m/sec
Coeff. of water viscosity (η_w)	10^{-3}Pa · s
Residual degree of saturation (S_r)	0.08

10^{-6}m/sec)이며, 66시간 강우지속시간으로 사면내의 흡수력의 변화를 예측하였다. 기존 문헌에서 해석한 결과와 동일한 조건으로 비교하기 위하여 불포화토 투수계수를 예측하는 함수특성곡선의 실험 정수들의 수정이 필요하다. Cho and Lee(2001)는 Alonso et al.(1995)이 제안한 경험적 상태방정식인 함수특성곡선을 사용하였으나, 개발한 유한요소해석과 상용프로그램(SEEP/W)은 널리 알려진 van Genuchten (1980)의 함수특성곡선 방정식을 사용하였다. 식 (15)과 (17)에서와 같이 각각의 실험정수들은 Table 2와 Fig. 2에서처럼 동일한 조건으로 보정하였다. 동시해석으로 인한 간극률의 변화가

Table 2. Model parameters for soil-water characteristics curve

Alonso (1995)	van Genuchten (1980)
$a_s = 1,\ a_w = 1$kPa $b_s = 5\times10^{-2}$kPa^{-1}, $b_w = 0.01$ $c_s = 3.5,\ c_w = 1.7$	a=17.54kPa n=3.9 m=1−1/n

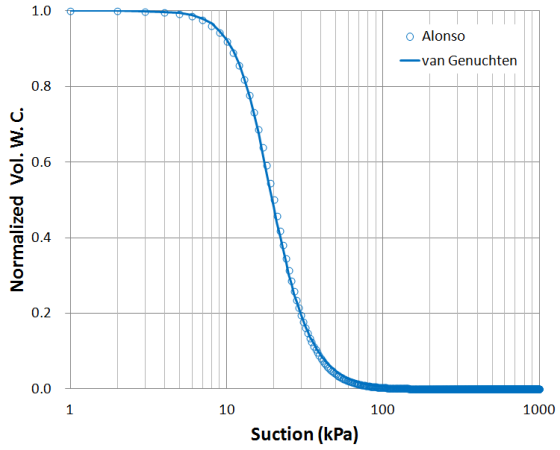


Fig. 2. Soil water characteristics curves on unsaturated soils

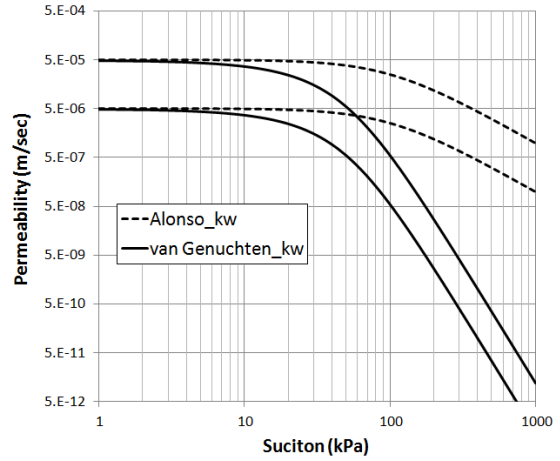


Fig. 3. Estimated unsaturated permeability

발생하지만, 그에 따른 함수특성곡선의 변화는 고려하지 않고 일정하게 적용되었다. Fig. 3은 2가지 모델을 이용하여 불포화 투수계수곡선 계산결과를 비교하여 나타낸 것이다. Alonso 모델을 이용한 불포화 투수계수 계산값은 van Genuchten 모델을 이용한 값보다 모관흡수력에 따라 완만한 차이를 보이고 있어 수치해석에 적용 시 에러에 대한 발생빈도가 매우 적어 안정적인 결과를 얻을 수 있었다. 또한 많은 연구자들에 의해 van Genuchten 모델에 의해서 예측된 불포화 투수계수 값은 여러 개의 실측값과 비교할 때 보정이 필요하다고 논의된 바 있다(Khaleel, 2010).

Table 2와 Fig. 2와 같이 이용하는 모델은 다르지만, 불포화지반 특성을 표현하는 함수특성에 대한 입력을 동일하게 적용하였다. 개발된 모델들(Cho and Lee, 2001; Kim, 2010)은 초기 입력 값들에 대해서 상용프로그램이 고려하지 못하는 부분들이 있다. 초기 사면의 간극비와 그에 맞는 불포화 투수계수를 갖고 적용을 할 수 있다. 그리고 동시해석에서는 초기 적절한 간극비와 함수비를 갖고 적용을 하며, 시간에 따라 추가적으로 변화하는 밀도와 불포화 투수계수들이 계속해서 고려되어 진다.

Fig. 4는 세 가지 유한요소해석에서 강우가 시작하기 전 사면의 초기 모관흡수력의 분포도를 보여준다. 사면의 포화투수계수는 강우 강도(5.56×10^{-6}m/sec)의 크기보다 큰 투수계수(5×10^{-5}m/sec)와 작은 투수계수 (5×10^{-6} m/sec)를 갖는 두 가지 사면을 사용하였으며, 강우강도로 인한 사면 내 침투를 관찰하여 모관흡수력의 감소에 어떻게 영향을 미치는지 확인하였다. 강우강도가 투수계수보다 클 경우 사면표면으로 유출(runoff)되는 물의 흐름에 대해서 3가지 프로그램 모두 고려하지 않았다.

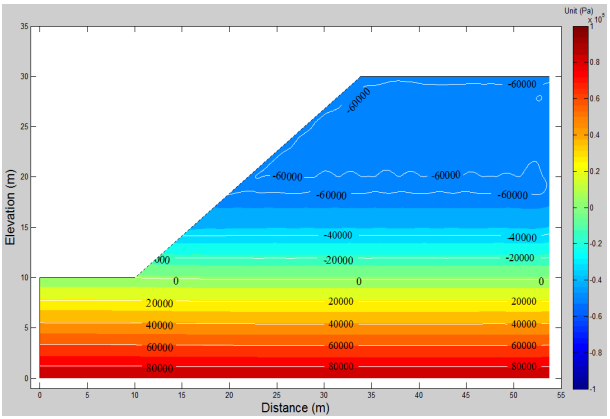


Fig. 4. Initial suction on unsaturated slopes (Unit, Pa)

3.1 Cho and Lee(2001)와 비교

Cho and Lee(2001)의 프로그램은 상용프로그램과 같은 물의 침투가 간극률의 변화에 영향을 끼치지 않는 알고리즘으로 구성되어 있다. Fig. 5와 6은 고정된 지반에서 침투해석으로 강우를 적용한 66시간 후에 사면내의 모관흡수력의 변화를 나타낸 것이다. 반면, 본 연구에 의해서 얻어진 Fig. 9와 10은 침투수에 의해 지반의 간극률과 밀도의 변화를 고려한 동시해석으로부터 66시간 후 간극수압의 분포 결과를 나타낸다. 각각의 사면 내부에 위치한 A지점과 B지점(Fig. 1)에서의 간극수압 분포를 비교하면, Fig. 12에서처럼 강우강도가 포화투수계수보다 큰 조건은 시간이 지나면 표층의 포화가 확실하다. 반면에 Fig. 11은 포화투수계수보다 강우강도가 작기 때문에 시간에 따라 지반은 포화되기 어렵다. 그러나 Cho and Lee(2001)의 해석은 A와 B 요소에서 어느 위치의 결과를 제시하였는지 정확한 정보가 없기 때문에 초기값에 대한 차이를 보였다. 동시해석에서 초기 강우침투로 갑작스런 간극률 변화로 인한 모관흡수력의 감소를 보였으며, 그 이후 경향은 Alonso의 불투수계수

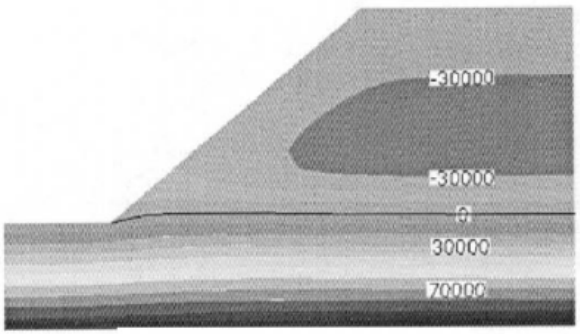


Fig. 5. Suction profile in case of $k_s = 5\times10^{-5}$m/sec (Cho and Lee, 2001; Unit, Pa)

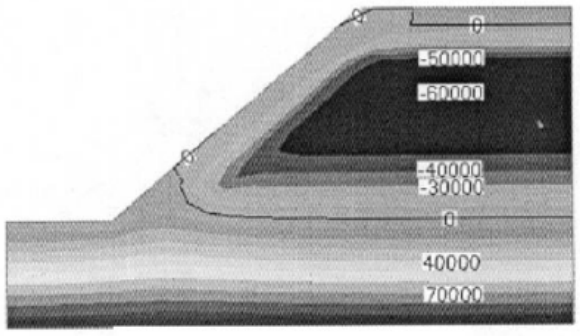


Fig. 6. Suction profile in case of $k_s = 5\times10^{-6}$m/sec (Cho and Lee, 2001; Unit, Pa)

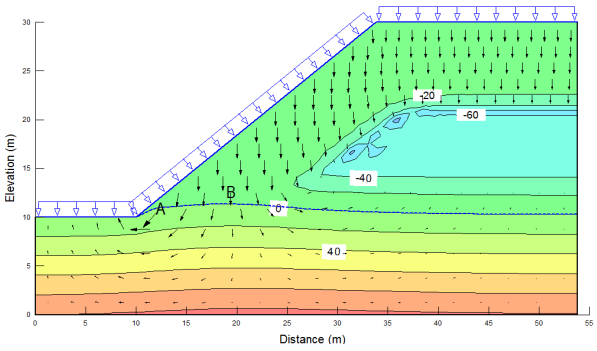


Fig. 7. Suction profile in case of $k_s = 5\times10^{-5}$m/sec (SEEP/W, 2007; Unit, kPa)

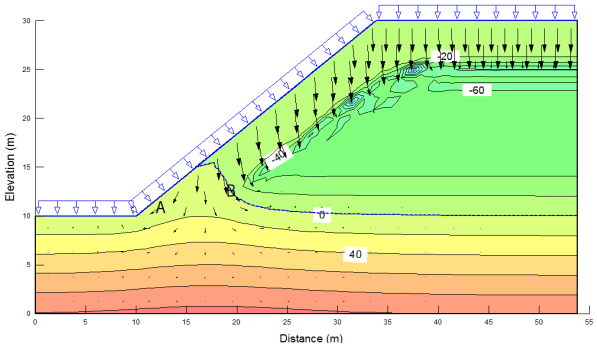


Fig. 8. Suction profile in case of $k_s = 5\times10^{-6}$m/sec (SEEP/W, 2007; Unit, kPa)

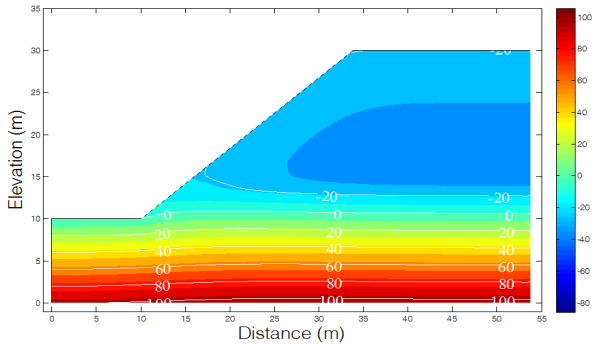


Fig. 9. Suction profile in case of $k_s = 5\times10^{-5}$m/sec (monolithic code, Unit, kPa)

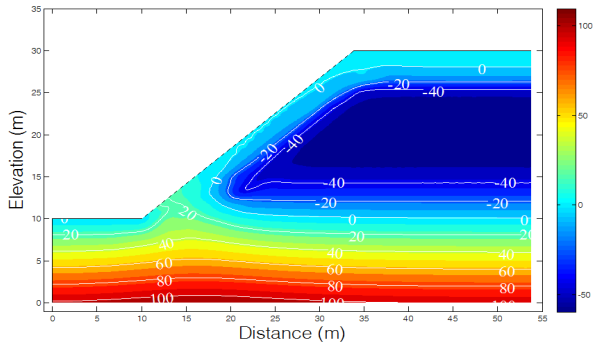


Fig. 10. Suction profile in case of $k_s = 5\times10^{-6}$m/sec (monolithic code, Unit, kPa)

를 이용한 결과와 Cho and Lee(2001)의 결과가 비슷한 경사로 감소하고 있다.

Fig. 13~14는 사면 내부의 B지점에서 모관흡수력의 감소를 비교한 결과이다. 모든 해석에서 같은 mesh를 사용하였지만, Cho and Lee(2001) 논문에서는 요소 B의 어느 지점의 간극수압 값을 사용하였는지 제시되지 않아 초기값 역시 다르다. 강우강도가 작아 완전포화가 어려운 경우(Fig. 13), 사면 내부에서 비슷한 경향을 보이지만, 강우강도가 커서 지반을 포화시키며 침투하는 경우(Fig. 14)에서는 간극률 변화가 발생하는 동시해석(Kim, 2010) 결과가 빠른 감소를 보이고 있었다.

A 요소에서는 강우강도가 포화투수계수보다 클 경우, 작은 경우보다 빠른 모관흡수력이 감소하였으나 B 요소에서는 지반이 포화되는 조건(k_s =5×10^{-6}m/sec)에서 시간이 지남에 따라 모관흡수력이 더 천천히 감소를 보이고 있었다. 위치에 따라 강우강도와 포화투수계수의 크기에 따라 반대의 경향을 보이고 있었다. 불포화 투수계수곡선을 계산하기 위해 동시해석에서는 Alonso (1995) and van Genuchten(1980) 모델로 예측되어진 모관흡수력의 변화는 유사한 경향을 보였으나, 수치해석에서 수렴하는 과정은 Alonso 모델이 van Genuchten 모델보다 더 적은 error가 발생하며 보다 부드러운 곡선의 결과 값들을 얻을 수 있었다. 그 이유는 포화도에 따른 불포화 투수계수 값의 차이가 van Genuchten 모델의 경우, 훨씬 큰 폭으로 변화하고 있기 때문이다(Fig. 3).

사면의 표면으로부터 거리가 다른 두 지점의 모관흡수력의 차이는 상대적으로 반대의 경향을 보이고 있다. B요소에서는 투수계수가 큰 사면(k_s =5×10^{-5}m/sec)에서 모관흡수력이 빠르게 감소하는 반면, A요소에서는 투수계수가 작은 사면(k_s =5×10^{-6}m/sec)에서 모관흡수력이 '0'로 빠르게 감소하는 경향을 보인다. 그 이유는 식 (2)와 (7)에 의해서 물의 연속성이 만족되어진다. 즉, 시간에 따른 물 흐름의 변화비와 체적함수량의 변화비의 합은 항상 일정하다는 지배방정식에 근거한다(Cho and

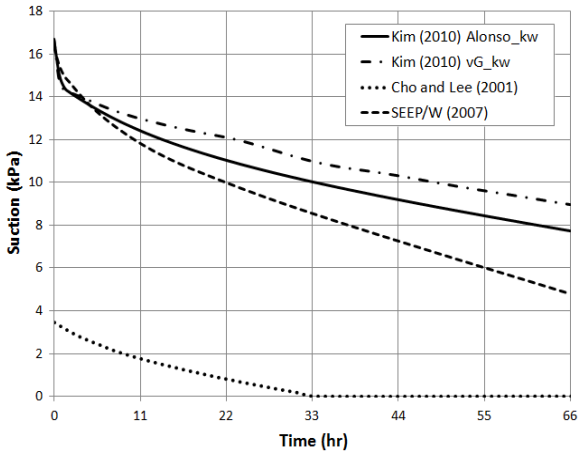


Fig. 11. Changes in suction at an element A ($k_s = 5\times10^{-5}$m/sec)

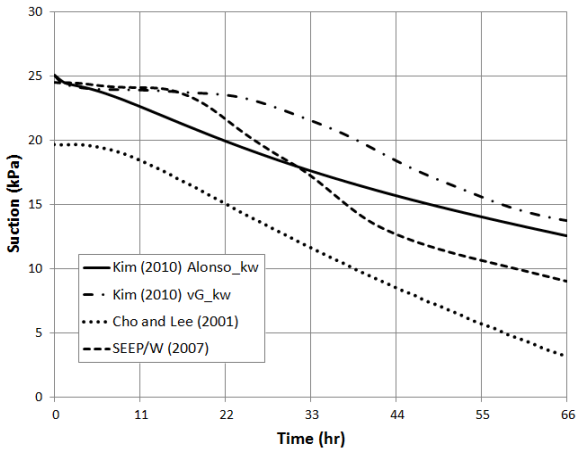


Fig. 13. Changes in suction at an element B ($k_s = 5\times10^{-5}$m/sec)

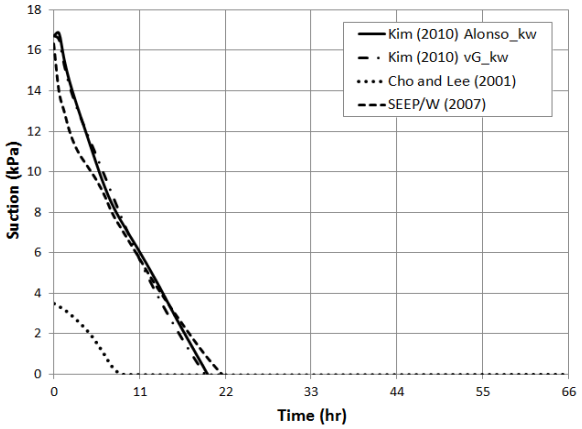


Fig. 12. Changes in suction at an element A ($k_s = 5\times10^{-6}$m/sec)

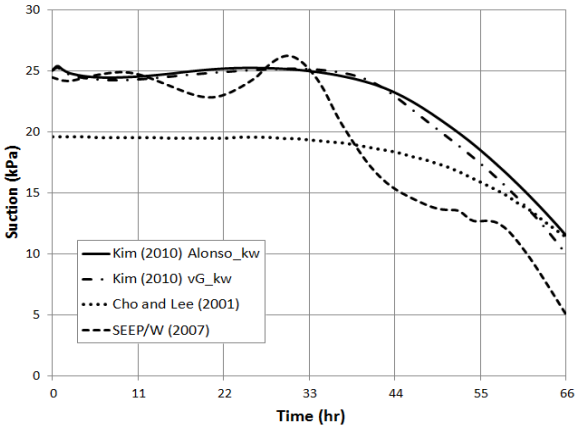


Fig. 14. Changes in suction at an element B ($k_s = 5\times10^{-6}$m/sec)

Lee, 2001). 여기에서 강우강도와 포화투수계수의 관계를 확인할 수 있다. 강우강도가 포화투수계수보다 크게 되면 표층에서 빨리 포화되면서 표층 파괴에 대한 위험성이 증가하게 되지만, 포화투수계수보다 작은 강우강도인 경우에는 표층의 포화가 늦어지고 약간의 모관흡수력의 존재로 인하여 표층파괴의 위험성이 작을 수 있다고 판단된다.

3.2 SEEP/W 프로그램 비교

불포화 침투해석을 수행하는 SEEP/W 프로그램은 침투해석 시 지반 거동을 고려하지 못한다. 개발된 프로그램을 사용한 초기조건(Fig. 1(a))과 같은 Fig. 1(b)는 상용프로그램으로 사용한 사면의 지형을 보여주고 있다. 이 프로그램은 Alonso 모델을 이용하여 함수특성곡선과 불포화 투수계수 방정식을 사용하지 못하므로 Cho and Lee(2001) 모델과 달리, 동시해석 프로그램을 사용하여 van Genuchten 모델을 사용하여 서로 비교하였다.

Fig. 7과 8은 지반의 변형이 이루어지지 않는 침투해석으로 강우를 적용한 66시간 후에 사면내의 모관흡수력의 변화를 나타낸 것이다. 다른 프로그램과 비슷한 형상을 보여주고 있으며, 작은 투수계수의 사면에서 표층에서 빠른 모관흡수력의 감소를 보이고 있으며, 큰 포화투수계수를 갖는 사면 표층에서 보다 큰 모관흡수력 보여주고 있다.

마찬가지로 Fig. 1에서 표시하였던 사면의 표층인 A요소와 사면 내부에 위치한 B요소에서 모관흡수력의 값을 시간에 따라 확인하였다. 상기 두 가지 유한요소해석 모델(Cho and Lee, 2001; Kim, 2010)과 상용프로그램의 자세한 알고리즘은 공개되지 않아 약간의 차이점들을 갖고 있다. Cho and Lee(2001) 코드와 상용프로그램에서 초기 간극률과 포화도 상태를 지정할 수 없는 조건을 동시해석 프로그램에서는 적절한 값들로 가정하였기 때문에 결과 값들의 비교에서 약간의 차이를 보이고 있다.

상용프로그램과 Kim(2010) 코드는 A요소 상단 2개의 node와 B 요소 4개 node 값의 각 평균값을 사용하여 비교하였다. 따라서 Fig. 11～14에서 같은 초기값으로 비교할 수 있었다. Fig. 11과 12는 A요소에서 측정한 모관흡수력의 변화를 나타낸다. 같은 위치에서 해석된 Kim (2010) 코드와 상용프로그램의 결과는 비슷한 유형을 갖고 있으나, 사면의 포화투수계수보다 강우강도가

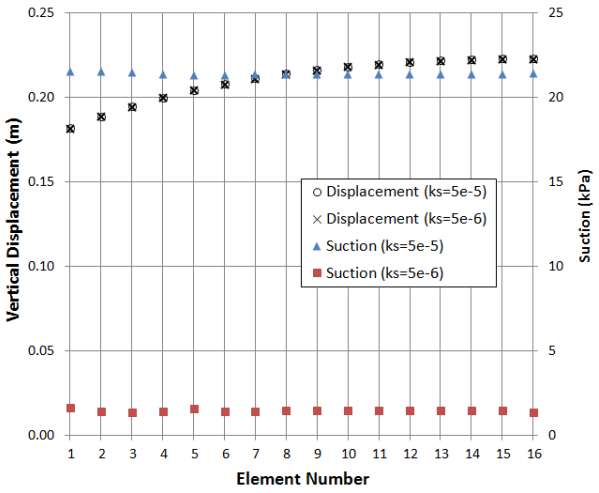


Fig. 15. Changes in displacement and suction at the top of slope due to rainfall

작은 경우(k_s =5×10^{-5}m/sec의 사면)는 van Genuchten 모델로 계산된 불포화 투수계수 예측은 모관흡수력 감소의 차이가 나타났다. 초기 강우침투로 압축되는 부분만 동시해석 결과가 모관흡수력이 작았고, 그 이후에는 상용프로그램의 모관흡수력이 더 빠른 감소를 보이고 있다. 이는 물의 속도가 일정한 간극률에서 더 빠른 침투로 이루어지고 있음을 알 수 있다. Fig. 13과 14는 사면 내부 B 요소에서 측정한 결과이다. van Genuchten 불포화 투수계수 계산이 수치해석 수렴과정에서 고르지 못한 iteration 결과를 보여주고 있다. 모관흡수력의 크기에 따라 van Genuchten 불포화 투수계수 값들이 변화가 크기 때문에 발생하는 요인으로 확인 할 수 있었다.

Fig. 15는 사면 상부의 16개의 요소들에서 발생한 수직 변위와 모관흡수력의 최종변화를 보여준다. 투수계수가 다른 두 사면에서 탄성계수는 동일하게 사용되었기 때문에 수직변화량은 모두 동일하게 나타났으며, 앞서 언급했듯이 작은 투수계수(k_s =5×10^{-6}m/sec)를 적용한 사면에서 사면표면의 모관흡수력이 빠르게 감소하고 있다. 침투해석의 결과로 인한 지반 거동을 측정한 결과, 초기 간극률을 0.38으로 설정하여 강우침투로 인한 수직변위의 크기는 대략 20cm 정도 발생하였다.

4. 결 론

강우로 인하여 불포화지반 사면에 물이 침투할 경우, 물이 침투함에 따라 지반의 변형이 발생하며 지반의 변형은 물의 침투를 억제하게 되어 전체적인 흐름조건이나 변형상태가 달라진다. 이러한 현상을 해석하기 위해

여러 가지 모델들을 제안하고 있으나 응력과 침투를 동시에 고려하는 동시연동해석방법과는 현재까지 차이점을 확인하지 못한 상태이다. 따라서 본 논문에서는 기존의 상용프로그램과 문헌에서 제시된 모델을 이용하여 현재 일반적으로 이용하고 있는 단계적인 해석방법에 의한 결과와 동시연동 해석방법의 알고리즘으로 해석한 결과의 차이를 비교하고자 하였으며, 그 결과를 정리하면 다음과 같다.

(1) 세 가지의 유한요소해석 결과를 바탕으로, 침투와 응력을 단계적으로 계산하는 결과와 수리-역학적 거동을 동시에 연동 해석한 결과의 비교를 통하여 초기 강우침투가 하중으로 작용하는 부분을 같은 위치에서 모관흡수력을 확인한 상용프로그램 해석 결과 비교에서 뚜렷한 차이를 확인할 수 있다.
(2) 건조시(모관흡수력=1000 kPa) Alonso 불포화 투수계수(9.78×10^{-7}m/sec)와 van Genuchten 불포화 투수계수(1.18×10^{-11}m/sec)가 현저하게 차이가 있음을 확인할 수 있으며(5×10^{-5}m/sec의 사면), 두 가지 불포화 투수계수 제안식을 이용하여 긴 침투수가 발생할 때 사면 내부(B 요소)에서 발생하는 모관흡수력 측정 시 van Genuchten 불포화 투수계수는 수치해석 수렴과정에서 iteration문제의 불안정성을 발견하였다.
(3) 기존 해석에서 고정된 지형을 대상으로 침투해석을 수행할 때, 간극률의 변화를 고려하지 못하여 침투에 의한 포화도가 일정하게 감소하였지만, 간극률을 고려할 때 표층에서 초기에 포화도의 급격한 증가가 형성되어 모관흡수력의 감소가 빨라지고 있음을 알 수 있다. 또한 포화투수계수보다 강우강도가 작을 때(5×10^{-5}m/sec의 사면), 동시해석의 결과가 더 느리게 감소하고 있음을 확인하였다.
(4) 수리-역학적인 동시해석에 의한 강우 시 침투해석은 사면내의 물의 흐름과 간극률 변화를 고려하여 지반의 모관흡수력 감소를 시간에 따라 적절하게 모사할 수 있으며, 강우강도가 사면의 포화 투수계수보다 클수록 사면 표층에서 습윤(포화) 두께가 빠르게 진행될 수 있어 파괴에 대한 위험성을 예측할 수 있었다.

향후 소성론을 적용하여 응력경로를 확인하면, 수리-역학적 동시연동해석을 바탕으로 불포화 사면의 안정성 평가 연구를 수행하여 강우침투로 인한 사면 내의 응력과 변형률 분포에 대한 영향력을 확인 할 수 있을 것이다.

감사의 글

본 논문은 2010년 정부(교육과학기술부)의 재원으로 한국연구재단-국제협력연구의 지원을 받아 수행된 연구임(No. 2010-D00098).

참 고 문 헌

1. Alonso, E., Gens A., and Lloret, A. (1995). “Effect of rain infiltration on the stability of slopes.” *Proceeding of the International Conference on Unsaturated Soils*, Paris, pp.241-249.
2. Borja, R. I. (2004), “Cam-Clay Plasticity. Part V: A mathematical framework for three-phase deformation and strain localization analyses of partially saturated porous media,” *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol.193, pp.5301-5338.
3. Ching, R. K. H., Sweeney, J., and Fredlund, D. G. (1984). “Increase in Factor of Safety due to Soil Suction for Two Hong Kong Slopes.” *Proceeding 4th International Symposium Landslides*, pp.617-623.
4. Cho, S. E. and Lee, S. R. (2000), “Slope stability analysis of unsaturated soil slopes due to rainfall infiltration”, *Journal of Korean Geotechnical Society(KGS)*, Vol.16, No.1, pp.51-64.
5. Cho, S. E. and Lee, S. R. (2001). “Instability of unsaturated soil slopes due to infiltration.” *Computers and geotechnics*, 28(3), pp. 185-208.
6. Coussy, O. (2004). *Poromechanics*, John Wiley and Sons, New York, pp.45-51, 157-168.
7. Geo-Slope. Version 7.13, SEEP/W User’s guide, International Ltd., Calgery, Canada, 2007.
8. Hughes, T. J. R. (1987), *The Finite Element Method*, Prentice-Hall, New Jersey, pp.1-51, 57-75.
9. Khaleel, R. (2010), “Extension of Kozeny-Carman Model for Estimating Unsaturated Hydraulic Conductivity,” Soil Science Society of America Journal, Vol.74, pp.1996-2009.
10. Kim, J. H., Park, S. W., Jeong, S. S., and Yoo, J. H. (2002), “A study of stability analysis on unsaturated weathered slopes based on rainfall-induced wetting”, *Journal of KGS*, Vol.18, No.2, pp.123-136.
11. Kim, J. (2010), “Plasticity modeling and coupled finite element analysis for partially-saturated soils,” *Ph.D. Thesis*, University of Colorado, Boulder, US.
12. Kim, J., Jeong, S., Park, S., and Sharma, J. (2004). “Influence of rainfall-induced wetting on the stability of slopes in weathered soils.” *Engineering Geology*, 75(3-4), pp.251-262.
13. Krahn, J., Fredlund, D. G., and Klassen, M. J. (1989). “Effect of soil suction on slope stability at Notch Hill.” *Canadian Geotechnical Journal*, 26(2), pp.269-278.
14. Lam, L., Fredlund, D. G., and Barbour, S. L. (1987). “Transient seepage model for saturated - unsaturated soil systems: a geotechnical

engineering approach." *Canadian Geotechnical Journal*, 24(4), pp.565-580.
15. Lambe, P. C. (1996). "Residual soils. In: special report 247. Landslides: investigation and mitigation." Washington DC: TRB, *National Research Council*, pp.507-524.
16. Lee, S. R., Oh, T. K., Kim, Y. K., and Kim, H. C. (2009), "Influence of rainfall intensity and saturated permeability on slope stability during rainfall infiltration", *Journal of KGS*, Vol.25, No.1, pp.65-76.
17. Ng, C. W. W., and Shi, Q. (1998). "A numerical investigation of the stability of unsaturated soil slopes subjected to transient seepage." *Computers and geotechnics*, 22(1), pp.1-28.
18. Oh, S. B., Mun, J. H., Kim, T. K., and Kim, Y. K. (2008), "A case study of rainfall-induced slope failures on the effect of unsaturated soil characteristics", *Journal of Korea Society of Civil Engineers(KSCE)*, Vol.28, No.3C, pp.167-179.
19. Park, S. W. and Shin, G. H. (2009), "Stability analysis on unsaturated gneiss weathered soil slopes considering wetting path soil-water characteristic curve", *Journal of KSCE*, Vol.29, No.5C, pp.191-198.
20. Rahardjo, H. and Leong, E. C. (1997). "Soil-water Characteristic Curves and Flux Boundary Problems, Unsaturated Soil Engineering." *Practice-Geotechnical Special Publication*, 68, pp.88-112.
21. Rahardjo, H., Lim, T. T., Chang, M. F., and Fredlund, D. G. (1995). "Shear Strength Characteristics of a Residual Soil." *Canadian Geotechnical Journal*, 32, pp.60-77.
22. Reid, M. E. (1997). Slope instability caused by small variations in hydraulic conductivity, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol.123, pp.717-725.
23. van Genuchten, M. (1980), "Closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils," *Soil Science Society of America Journal*, Vol.44, No.5, pp.35-53.

(접수일자 2012. 7. 6, 심사완료일 2012. 11. 12)