

모형시험과 유한요소해석에서 비탈면 강우의 침투량 비교

Comparison of Infiltration Rate of Slope in Model Test and Finite Element Analysis

유용재¹ · 김재홍²

Yu Yong-Jae¹ · Kim Jae-Hong²

(Received June 8, 2018 / Accepted June 28, 2018)

ABSTRACT

The causes of landslides are dependant on rainfall events and the soil characteristics of a slope. For the conventional slope stability, the slope stability analysis has been carried out assuming the saturated soil theory. But, in order to clearly explain a proper soil slope condition by rainfall, the research should be performed using the unsaturated soil mechanism suitable for a soil slope in the field. In the study, by using two major categories of soils in Korea, such as granite and gneiss weathered soils, landslide model test and finite element method have been compared with the difference of seepage and soil stability analysis. The hydraulic conductivity of gneiss weathered soil is slower than that of granite weathered soil, and the gneiss weathered soil contains much finer soils than the granite weathered soil. It was confirmed that the instability of the slope was progressing slowly due to the slow rate of volumetric water content of the surface layer.

Keywords : 사면안정(Slope Stability), 편마암풍화토(Gneiss Weathered Soil), 화강암풍화토(Granite Weathered Soil), 불포화토(Unsaturated Soil)

1. 서론

1.1. 연구배경과 목적

국내 국토 분포는 70% 이상이 산악지역이며 급경사 지역이 많아서 지형 여건상 강우로 인한 산사태가 발생할 확률이 높다. 해마다 6월과 8월 사이의 장마철 시기에 얇은 사면의 파괴와 토석류 붕괴가 집중적으로 발생하여 수많은 인명과 재산상 손실을 초래하고 있다. 1980년대 보다 2002년~2011년까지 연평균 산사태 발생 면적은 779ha로 89년 발생면적인 231ha보다 3.4배 증가하였다(한국지질자원연구원, 2016).

이처럼 빈번하게 유발되는 산사태를 발생 이전에 정확히 예측할 수 있다면 경제적·사회적 손실을 줄여 나가는데 크게 도움이 될 것이다. 산사태 위험성 분석은 산사태를 유발시키는 성향으로 정의되어 대상 지역을 확률적으로 표현하기도 하며, 산사태 취약성 지도를 제작하는 방법으로 크게 정성적 해석 기법과 정량적 해석 기법으로 구분하여 분석하기도 한다(Petley, 2004). 산사태 원인을 파악하기 위해서 다양한 방법을 통해 산사태 취약성을 분석하고 그의 타당성을 검증하는 많은 연구가 이루어지고 있다(MLTMA, 2011). 우리나라의

경우 한국지질자원연구원이 1998-2005까지 발생한 10개 지역의 3,485개의 산사태를 분석한 결과 42.3%인 1,452개가 평면 슬라이드이고 1,452개의 산사태는 평면 슬라이드와 토석류의 복합된 산사태로 분류되었다.

국내 산사태의 주요한 발생요인으로는 강우와 그 지반의 특성이다. 비탈면 붕괴는 강우로 인한 포화깊이가 만들어지면서 얇은 파괴로 발생한다고 많은 연구자들의 논문들이 발표되고 있다. 본 연구에서는 불포화 지반을 대상으로 유한요소해석으로 침투해석을 실시하고 강우강도와 강우사상을 변화시키면서 수행한 선행 연구자들의 실내시험과 수치해석의 오류를 확인하고자 같은 조건에서 비교 검증하고자 한다. 국내에 주를 이루는 비탈면 지반은 편마암풍화토(gneiss weathered soil)와 화강암풍화토(granite weathered soil)로 분포하고 있기 때문에 대표적인 2가지 지반을 대상으로 실내모형 시험을 수행하고 불포화 침투해석을 실시하여 비교분석하였다. 그에 따른 붕괴가 발생하는 차이점과 그 이유를 파악하고자 한다. 현장에서 발생하는 비탈면 붕괴를 모형시험에서 그 이유를 찾아보려고 하지만 실내시험의 한계를 수치해석을 통하여 원인을 찾아내고, 편마암과 화강암계의 풍화토 차이점을 밝히고자 한다(Kim et al., 2004)

1) 한국지질자원연구원 연구원(주저자, yongjae0409@naver.com)

2) 동신대학교 조교수(교신저자, woghd@dsu.ac.kr)



(a) Case of granite weathered soil slope failure (seorak Mt.)



(b) Case of gneiss weathered soil slope failure (Jiri Mt.)

Fig. 1. Example of slope failures

2. 강우침투 실내 모형실험

2.1. 불포화 시료 특성과 mesh

Table 1. Soil water characteristic curve of granite and gneiss weathered soils

Soil Type		a (kPa-1)	n	m	AEV/WEV (kPa)	θ_s	θ_r
Granite	Drying SWCC	0.299	2.018	0.504	1.7	0.550	0.182
	Wetting SWCC	0.846	1.601	0.375	0.5	0.425	0.182
Gneiss	Drying SWCC	0.299	2.018	0.504	1.7	0.550	0.182
	Wetting SWCC	0.846	1.601	0.375	0.5	0.425	0.182

Fig. 2에서 보여주듯이 비탈면을 조성하여 강우에 의한 침투 실내시험은 한국지질자원연구원에서 진행하였으며, 실제 화강암풍화토와 편마암풍화토의 지반에서 붕괴가 발생한 위치에서 시료를 채취하였다. 연구가 수행된 산사태 모형실험은 충청북도 보은군 지역의 화강암 풍화토와 세종시 장군면 지역의 편마암 풍화토를 사용하였다. 수치해석을 위하여 모형실험에 사용된 토질의 물리적 특성을 실내시험을 통해 얻

었으며 (한국지질자원연구원, 2016), 침투해석에 필요한 함수 특성곡선 (SWCC, soil water characteristic curve)의 Curve-fitting parameter 역시 실내시험으로 얻어 Table 1에 제시되었다. Table 1에서 제시한 a, n, m은 시료마다 고유한 함수 특성곡선을 나타내는 실험계수들이며, AEV/WEV (air entry value/wet entry value)는 포화토에서 불포화토로 변하기 시작하는 공기함입치(AEV)를 나타낸다. 또는 불포화토에서 포화토로 전환되는 시점을 수치적으로 알 수 있는 습윤함입치 (WEV)를 나타내는 함수특성곡선에서 체크할 수 있는 모관 흡수력(kPa)을 나타낸다. 여기에서 θ_s 는 포화체적함수(saturated volumetric water content), θ_r 는 잔류체적함수비(residual volumetric water content)를 함수특성곡선에서 확인할 수 있다. 화강암풍화토와 편마암풍화토 2가지 시료를 사용하여 각각 2개의 함수특성곡선을 실내시험으로 얻을 수 있었다. 포화토부터 실험을 수행하여 점점 건조시켜 함수특성을 확인하는 함수특성곡선(drying SWCC)과 건조토부터 실험을 수행하여 점점 함수비를 증가시켜 함수특성곡선(wetting SWCC)을 작성하는 방법으로 얻은 결과 값들을 도출하였다. 실내시험 결과와 비교하기 위해서 유한요소해석을 이용한 불포화 침투해석은 일반적으로 많이 쓰이고 있는 SEEP/W(Geo Studio, 2016) 프로그램을 활용하였다(van Genuchten, 1980; Fredlund and Xing, 1994).

강우 시 지반내의 위험성을 예측하려면 지반의 체적함수비 변화 양상을 알아보기 위하여 TDR 센서를 바닥면을 기준으로 총 9개의 센서를 20cm 간격으로 설치하였다. Fig. 2는 산사태 모형실험장치로 인공강우를 이용하여 TDR 센서에서 체적함수비를 측정하였고, 이때 실내시험의 인공강우는

200mm/hr를 적용시켰다 (한국지질자원연구원, 2016). 실험실에 설치된 비탈면의 경사는 35°로 구성하였고, 사면의 길이는 1.5m로 조성하였다. 센서들은 비탈면 내부에 체적함수비를 측정하는 센서 9개와 모관흡수력을 측정하는 센서 9개를 3단으로 구성하여 배치하였다.

실내시험에서 수행한 200mm/hr의 강우강도는 극한강우로 파괴를 유도하기 위해서 제시한 조건이므로, 강우를 조성한

이후부터 깊은 세굴이 발생하기 시작하면서 토석류의 발생이 유도되어 전체적인 파괴는 2시간정도 후에 거의 붕괴되었다. 강우를 조성하기 시작하면서 센서에서는 강우 침투로 발생하는 체적함수비를 측정하여 비교할 수 있었다(Kim, 2002).

2.2 불포화 지반 침투해석

실내시험으로 수행된 강우시 비탈면의 안정성 평가는 수치해석으로 검증하기 위해서 불포화 침투해석을 실시하였다. 사면이 조성된 전체높이는 1.35m정도 이며, 비탈면 경사각은 35°를 이루는 사면으로 지형조건(geometry)을 Fig. 3과 같이 구성하였다.

초기에는 실내시험과 같은 강우인 200mm/hr로 입력을 하여 수행한 결과 지반내의 체적함수비는 너무 큰 차이로 모형 실험과 수치해석의 결과의 차이를 보였다. 그 이유로 모형토조 실험에서 실질적인 강우를 적용하여 모든 강우량이 침투되어 지반내로 스며드는 것은 아니다. 강우를 뿌리고 비탈면 지표위로 흐르는 물들이 상당수를 포함한다. 그래서 불포화 지반의 침투해석에서는 강우강도를 줄여가면서 실제 모형토조 실험에서 얻은 지반내의 체적함수비의 값과 비교하여 강우가 침투된 물의 양을 분석하기로 하였다.

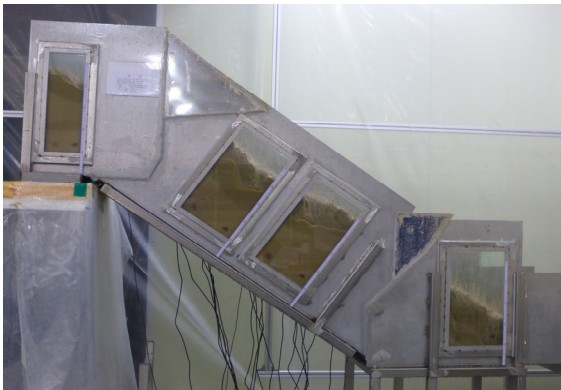
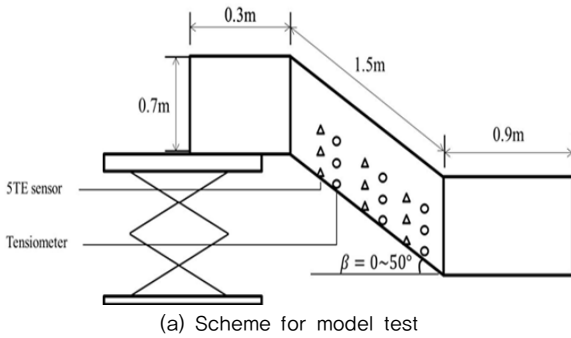
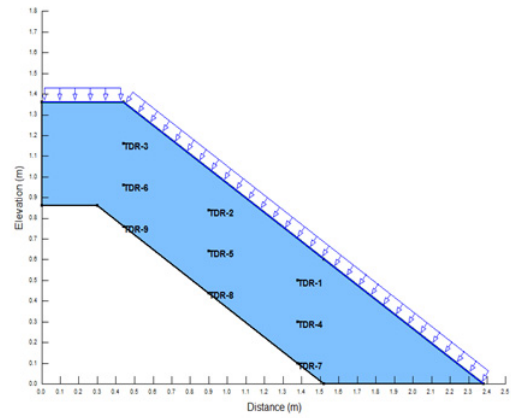
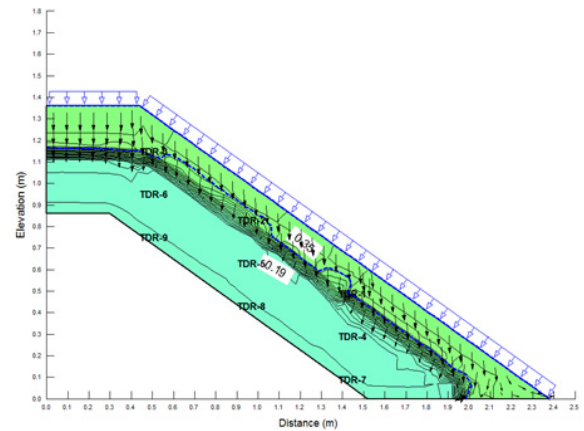


Fig. 2. Schematic diagram of model test

Fig. 3(a) 지형조건은 비탈면 침투해석 시 체적함수비를 측정하기 위한 위치들을 보여주고 있다. Fig. 3에서 오른쪽 침투해석 결과 contour는 강우가 침투되어 표층부터 포화되어 간극수압 분포를 보여주고 있다. 본 논문에서는 맨 밑에서 3단으로 설치한 센서들 중에 2단에 설치된 측정값들을 확인하여 모형토조 실험에서 얻은 체적함수비와 수치해석에서 얻은 값을 비교하여 분석하였다. SEEP/W 프로그램으로 수행한 불포화 지반의 침투해석에서는 강우조건을 입력하면 입력된 강우가 투수계수의 크기만큼 모두 침투되어서 결과 값들을 볼 수 있기 때문에 모형토조에서 발생하는 지표면 위로 흐르는 강우들을 고려하지 못한다. 따라서, 수치해석에서 강우강도를 감소시켜 실제 모형토조 실험에서 적용시킨 강우에서 얼마나 침투되었는지 역으로 계산할 수 있다.



(a) Geometry of seepage analysis



(b) Contour of matric suction after seepage

Fig. 3. Geometry and result of numerical analysis

3. 실내시험과 수치해석 비교

비탈면의 붕괴를 확인하고자 실내시험에서는 모형강우를 조성하여 200mm/hr의 극한강우로 사면파괴를 유도하였다. 시간이 경과됨에 따라 표면이 침식되어 점차적으로 붕괴가 진행되고 있었으나, 한계평형해석에서 주로 얻은 원호파괴단면은 확인할 수 없었다. 실내시험과 수치해석에서 비교할 수 있는 결과들 중에 분명한 것은 지반 내로 침투하는 함수비의 변화를 비교하는 것이다. 수치해석에서 적용하는 강우사상은 포화투수계수가 허용하는 범위 내에서는 모든 강우가 침투되어 지반 내의 유효응력을 감소시켜 최소 안전율에 대한 수치해석은 진행된다(김재홍, 2011; Lu et al., 2010; Lu, 2006; Nuth and Laloui, 2007). 따라서 실내모형시험에서 적용한 강우강도 200mm/hr가 모두 침투되어 지반 내에 체적함수비가 측정되었는지 확인하고자 수치해석과 실내모형시험의 지반 내 체적함수비를 비교해 보았다(Ng and Pang, 2000).

실내모형시험에서 체적함수비를 측정하기 위해서 설치한 센서들의 위치들은 비탈면의 바닥면을 기준으로 20cm 수직간격으로 되어 있다. 표층에 가까운 센서를 1단, 중간이 2단, 그리고 사면의 바닥면에 위치한 센서들을 3단으로 지정하고 각각의 센서에서 얻은 결과들을 수치해석에서와 같은 경계조건으로 확인하였다.

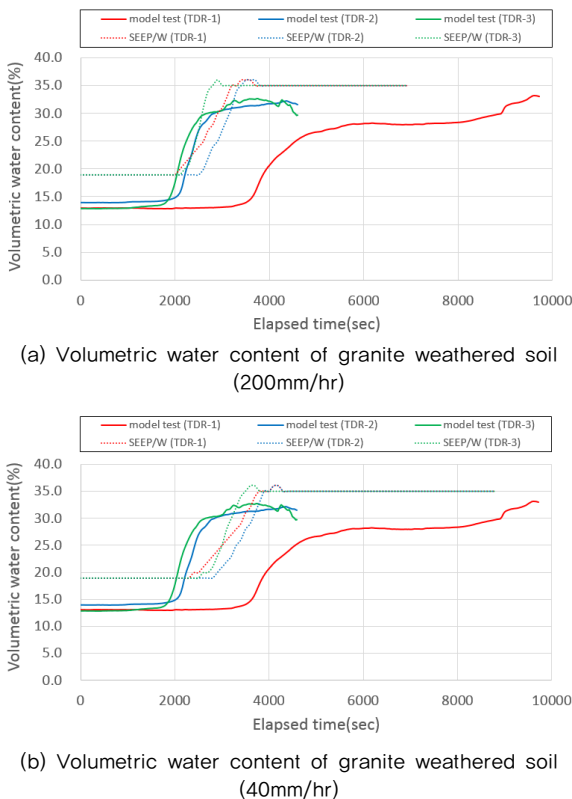


Fig. 4. Comparison of numerical result and model test for volumetric water content (1st sensor)

각 그래프들은 최종 강우시간인 10,000 sec를 가로축으로 체적함수비 변화를 세로축으로 경향을 비교하였다. 실내시험에서 적용한 200mm/hr 강우강도에서의 체적함수비는 수치해석에서도 같은 강우강도(200mm/hr)에서 얻은 체적함수비와는 많은 차이를 보였다. 수치해석에서 적용한 강우강도를 점차적으로 줄여서 실내시험에서 얻은 체적함수비와 비슷한 경향을 갖게하는 강우강도는 화강암풍화토에서 40mm/hr 강우강도이다.

Fig. 4에서와 같이 200mm/hr 강우강도에서 1단 센서에서 33분(2,000 sec)정도가 지나면서 수치해석 결과는 체적함수비가 변화가 시작하는걸 알 수 있다. 그러나 40mm/hr로 강우강도를 감소하여 해석한다면 Fig. 4(b) 그래프와 같이 40분(2,800 sec)정도가 경과할 때 체적함수비 변화가 시작되고 있다. Fig. 5에서와 같이 200mm/hr 강우강도에서 2단 센서에서 1시간 10분(4,100 sec)정도가 지나면서 수치해석 결과는 체적함수비가 변화가 시작하는걸 알 수 있다. 그러나 40mm/hr로 강우강도를 감소하여 해석한다면 Fig. 5(b) 그래프와 같이 1시간 30분(5,000 sec)정도가 경과할 때 체적함수비 변화가 시작되고 있다.

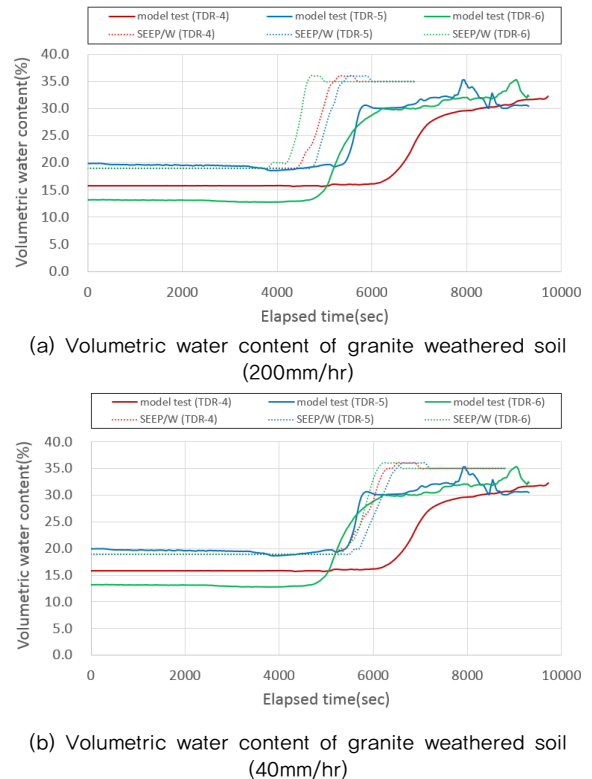


Fig. 5. Comparison of numerical result and model test for volumetric water content (2nd sensor)

3단 센서에서도 마찬가지로 Fig. 6에서 200mm/hr 강우강도에서 3단 센서에서 1시간 40분(6,000 sec)정도가 지나면서

수치해석 결과는 체적함수비 변화가 시작하는 것을 알 수 있다. 그러나 40mm/hr로 강우강도를 감소하여 해석한다면 Fig. 6(b) 그래프와 같이 2시간 10분(8,000 sec)정도가 경과할 때 체적함수비 변화가 시작되고 있다

따라서 Fig. 4, 5, 6에서 보여준 화강암풍화토 비탈면에서의 체적함수비 변화는 실내모형시험에서 적용한 200mm/hr 강우강도로 인해 침투하는 실제 강우량은 수치해석으로 확인했을 때 40mm/hr 강우강도 적용 시 얻을 수 있는 체적함수비를 보여주고 있다. 모형토조 실험에서의 강우가 실제로 침투하는 양은 최초에 적용한 강우강도에 20%에 해당한다고 평가할 수 있다. 실내모형시험에서 적용한 강우강도와 같은 크기로 수치해석을 적용하여 해석결과를 비교한다면 많은 오류가 발생할 수 있음을 보여주고 있다.

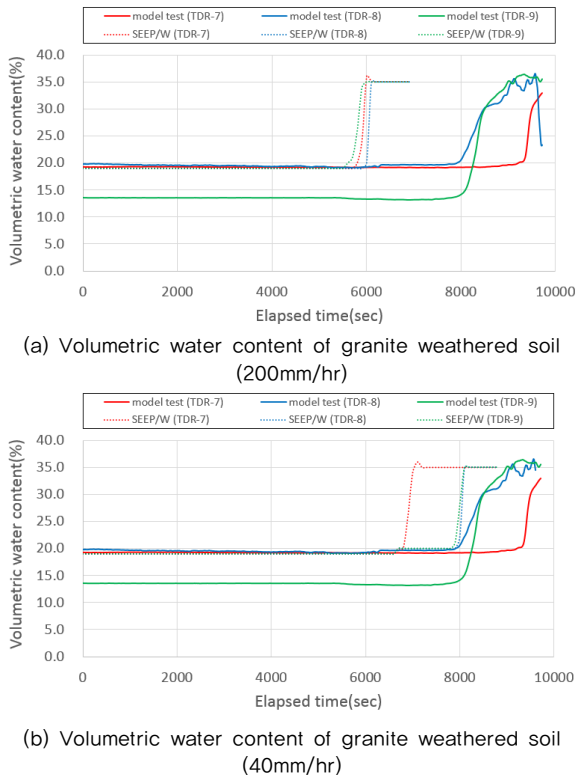


Fig. 6. Comparison of numerical result and model test for volumetric water content(3rd sensor)

같은 비탈면 파괴에 대해서 실내모형시험에서 적용한 강우강도가 실제 침투로 적용되는 강우량을 확인하기 위해서 편마암풍화토를 대상으로 비교분석을 하였다. 편마암풍화토는 화강암풍화토보다 세립토가 많이 함유하고 있기 때문에 비탈면 표층에서 침투하는 속도가 느렸으며, 시간이 경과함에 따라 침식으로 인한 사면 파괴 역시 비교적 많은 시간이 필요함을 확인하였다. 다음 Fig. 7~9는 편마암풍화토 지반을 대상으로 실내모형시험과 수치해석의 결과를 비교한 것이다.

화강암풍화토 비탈면 비교에서와 마찬가지로 Fig. 7에서 200mm/hr 강우강도를 적용할 때 1단 센서에서의 모형토조 실험에서는 1시간 6분(4,000 sec)이 지나서 첫 번째 반응을 보이기 시작하였지만, 수치해석은 많은 강우의 침투로 대략 1시간(3,600 sec)정도 경과될 때 체적함수비 증가를 보이기 시작했다.

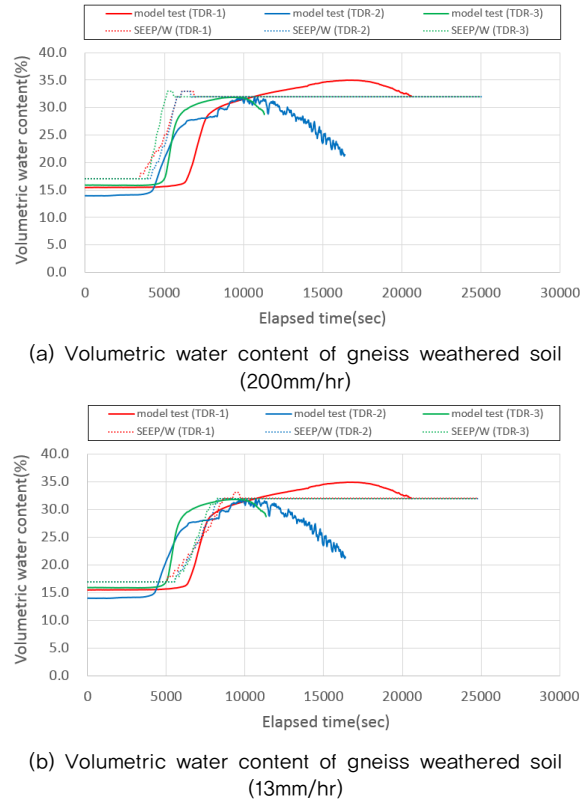


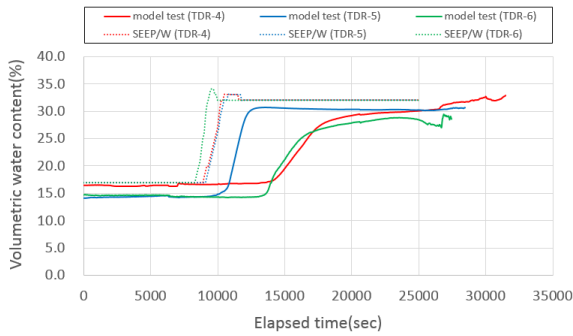
Fig. 7. Comparison of numerical result and model test for volumetric water content(1st sensor)

화강암풍화토에서 강우강도에 의한 지표 침투로 반응했던 체적함수비는 2배 이상 느린 반응을 보여주고 있다. 화강암풍화토 지반 내에서는 1단 센서에서 1,800sec에서 첫 체적함수비의 반응을 보였으나, 편마암풍화토 지반으로 비탈면을 조성한 모형토조실험에서는 1단 센서에서 3,600sec에서 반응을 보이고 있음을 확인 할 수 있었다. #200번체 통과량이 많은 세립분 때문에 포화투수계수가 작으며 강우로 인한 침투량이 느리게 반응하기 때문이다.

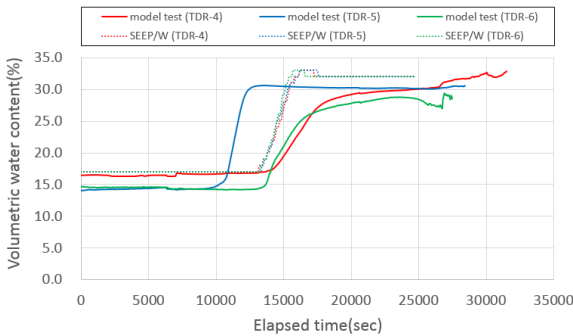
Fig. 8에서와 같이 200mm/hr 강우강도를 적용할 때 2단 센서에서의 모형토조 실험에서는 3시간(11,000 sec)이 지나서 첫 번째 반응을 보이기 시작하였지만, 수치해석은 많은 강우의 침투로 대략 2시간 10분(8,000 sec)정도 경과될 때 체적함수비 증가를 보이기 시작했다.

200mm/hr 강우강도를 적용하여 침투한 체적함수비의 실내시험 결과는 수치해석에서 13mm/hr 강우강도를 적용하여

검토한 지반 내의 체적함수비 변화와 거의 비슷한 경향을 Fig. 8(b)에서 보여주고 있다. 비탈면의 2단 센서 위치들이 높이별로 3가지로 구분되어 측정된 체적함수비 변화 시간이 약간 차이를 보여주고 있으나 대체적으로 화강암풍화토 지반일 경우보다 많이 늦춰지고 있음을 알 수 있다. 실내모형실험의 체적함수비 반응은 위치별로 간격을 두고 변화하지만 수치해석은 3가지 모든 센서에서 같은 반응을 보여주기 때문에 실내모형실험의 결과 값들을 평균적으로 비교하여 침투량에 대한 최종 결정을 선정하였다. 이러한 결정은 화강암풍화토와 편마암풍화토 비탈면에서 같은 침투량 결정 방법을 사용하였다.



(a) Volumetric water content of gneiss weathered soil (200mm/hr)



(b) Volumetric water content of gneiss weathered soil (13mm/hr)

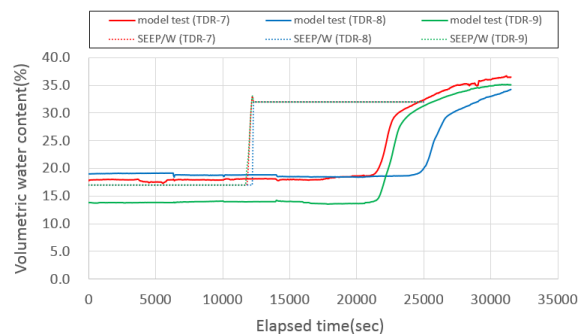
Fig. 8. Comparison of numerical result and model test for volumetric water content(2nd sensor)

마지막으로 편마암풍화토 지반에서 3단 센서의 변화량을 비교하였을 때, Fig. 9에서와 같이 200mm/hr 강우강도를 적용 시, 3단 센서에서의 모형토조 실험에서는 3가지 센서 중 6시간(22,000 sec)이 지나서 첫 번째 반응을 보이기 시작하였고, 마지막 반응은 대략 7시간(25,000sec)에서 최종적으로 보여졌다. 같은 강우강도 200mm/hr를 적용한 수치해석은 3가지 모든 센서 위치에서 많은 강우의 침투로 대략 3시간 10분(12,000 sec)정도 경과될 때 체적함수비 증가를 보이기 시작했다. 실내모형실험의 결과와 수치해석을 체적함수비 반응은 거의 2배의 차이를 보여줬다.

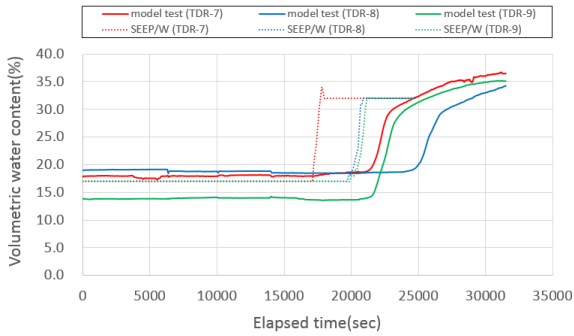
편마암풍화토에서의 실제 침투량을 계산하기 위해서 수치해석에서 적용한 강우강도는 대략 6.5%에 해당하는 13mm/hr의 강우강도를 적용하였을 때, 실내모형실험의 침투량과 비슷한 체적함수비 값을 보여줬다. Fig. 9(b)에서 알 수 있듯이 수치해석 강우강도 13mm/hr를 적용하여 3단 센서의 체적함수비 변화량은 실내모형실험 결과 값들과 비슷한 경향을 보여주고 있다. 대략 5시간 30분정도에서 수치해석과 실내모형실험의 체적함수비의 변화시기가 같음을 알 수 있었다.

이러한 강우로 인한 변화는 사면안정성 해석에 주된 영향을 끼친다. 지금까지 많은 실내시험과 수치해석의 비교분석하는 많은 연구들에서 실제적으로 강우 침투량이 다른 입력 데이터로 결과를 분석하고 연구내용을 평가하였다. 본 비교 연구에서 모형실험에서 적용하는 강우강도는 대부분 표면 지표수로 흘러내리는 유량이 대부분으로 확인되었으며 침투유량은 지반의 종류에 따라 20% 또는 6.5%정도에 미치지 않았다. 이것과 유사한 예측으로 수치해석에 적용하는 강우강도도 비슷하게 지표를 따라 흘러내리는 경계조건을 입력할 수 있으나 수치해석에서는 포화투수계수 결정에 따라 침투유량이 대부분 결정되며, 또는 지표면 상부로 강우가 ponding 효과를 고려하여 해석에 다르게 분석할 필요가 있음을 확인할 수 있었다.

결과적으로 편마암풍화토는 일반적으로 화강암풍화토보다 입도분포에서 세립분을 많이 포함하고 있기 때문에 투수계수 평균값들이 작아 느리게 침투하여 대략 14%정도 더 강우로 인한 침투량이 작게 작용하고 있음을 확인하였다. 그래서 침투에 대한 속도가 화강암풍화토보다 편마암풍화토가 다소 느리게 작용하고 있음을 알 수 있다. 일반적으로 많은 연구자들이 모형토조 실험을 통하여 실제 비탈면 안정성을 평가하고 예측하는 수단으로 사용하고 있다. 수치해석을 병행해서 비교검증을 실시하고 있지만, 강우강도 적용과 실제 침투량과의 차이점을 파악해서 보다 정확한 결과 값들을 판단할 필요가 있다.



(a) Volumetric water content of gneiss weathered soil (200mm/hr)



(b) Volumetric water content of gneiss weathered soil (13mm/hr)

Fig. 9. Comparison of numerical result and model test for volumetric water content(3rd sensor)

4. 결론

본 연구에서는 강우시 화강암 및 편마암 풍화토에서의 산사태 발생 특성을 분석하기 위하여 수치해석을 실시하였으며, 기존 수행된 모형실험결과와 비교 분석을 실시하였다. 모형실험 및 수치해석결과에서 강우가 진행됨에 따라 포화대와 불포화대의 경계가 발생하였으며, 포화된 부분에서 얇은 비탈면 파괴 또는 붕괴가 가속화되는 것으로 나타났다. 또한 모형실험 및 수치해석결과에서 포화시점이 다소 차이는 있지만 체적함수비 센서를 통하여 체적함수비를 비교함으로써 강우강도가 어느 시점에서 일치하는지 알 수 있다. 모형토조 실험과 불포화 지반의 침투해석을 수행한 결과는 다음과 같이 요약할 수 있다.

(1) 실내 모형토조 실험 결과에서, 강우로 인한 표층 침식으로부터 지표면의 불안정성이 시간이 경과됨에 따라 진행되고 있으며 대부분의 붕괴는 표층의 체적함수비의 증가로 유발되고 있음을 확인하였다.

(2) 수치해석에서 적용한 200mm/hr의 큰 강우강도에서 포화 투수계수 만큼 최대 침투되는 반면에 모형실험에서는 많은 강우가 지표면을 따라 유출이 발생되고 어느 일정부분만 침투가 진행되고 있었다. 따라서 편마암풍화토는 강우로 침식에 대한 파괴가 예측되며 화강암풍화토는 포화층의 얇은 사면파괴가 발생하기 쉬운 조건을 갖고 있었다.

(3) 수치해석으로 얻은 결과는 화강암풍화토에서 강우강도 40mm/hr가 적용하였을 때와 세립분이 많이 포함된 편마암풍화토에서는 강우강도가 13mm/hr 적용되었을 때, 모형토조 실험에서 적용한 강우 침투량과 유사한 체적함수비가 측정되고 있었다.

(4) 편마암풍화토의 투수계수 (8.03×10^{-4} cm/sec)가 화강암풍화토 (1.89×10^{-3} cm/sec)의 투수계수 보다 약 2배 정도 작기 때문에 세립분이 많은 지반은 표층의 침식에 의한 파괴가 예상되며, 보다 침투가 많은 화강암풍화토는 지표면으로부터 포화된 지반의 얇은 사면파괴에 대한 사면 불안정성이 예측된다.

참고문헌

1. 김재홍, 김유성 (2011), 부분포화토의 침투와 흡의 거동에 따른 유효응력 계수 분석, 한국지반공학회 논문집, 제27권, 12호, pp. 117-126.
2. 한국지질자원연구원 (2016), 실시간 모니터링 기반의 산사태 신속탐지기술 개발, 미래창조과학부, p.217
3. Fredlund, D. G. and Xing, A. (1994), "Equations for the soil-water characteristic curve", Canadian geotechnical Journal, Vol.31, No.3, pp.512-532.
4. GeoStudio Ver 8.0 (2012), Seepage modelling with SEEP/W, Calgary, Canada.
5. Kim, J. (2002), "Stability analysis on unsaturated weathered infinite slopes based on rainfall-induced wetting", Dept. of Civil Engineering, Master Thesis, Yonsei University.
6. 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 pp. 251~262.
7. Lu, N., Godt, J.W., and Wu, D.T. (2010), "A closed-form equation for effective stress in unsaturated soil," Water Resources Research, Vol. 46: W05515.
8. Lu, N. and Likos, W. (2006), "Suction stress characteristic curve for unsaturated soil," Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, Vol. 132, No. 2, pp. 131-142.
9. Ministry of Land, Transportation and Maritime Affairs (2011), Construction of slope design criteria, guideline, pp.119-133. (in Korean)
10. Ng, C.W.W. and Pang, Y.W. (2000), "Influence of stress state on soil-water characteristics and slope stability," Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, Vol. 126, No. 2, pp. 157-166.
11. Nuth, M. and Laloui, L. (2007), "Effective stress concept in unsaturated soils: Clarification and validation of a unified framework," International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, Vol. 32, pp. 771-801.
12. Petley, D. N. (2004), The evolution of slope failures: mechanisms of rupture propagation, Natural Hazards and Earth System Sciences, Vol. 4, 147-152.
13. 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.