

지표수 침투와 천부 사면파괴와의 관계에 관한 기초연구

Preliminary Study on the Co-relation between the Water Infiltration
and the Shallow Slope Failure

송 원 경*

Song, Won-Kyong

Abstract

Preliminary study has been conducted to analyse the co-relation between shallow landslides frequently occurring in rainy seasons and the water infiltration into the slope. The change of stress state due to partial saturation of a soil and hence the reduction of its shear strength have been reviewed. The variation of the safety factor of an infinite planar slope in accordance with various water infiltration scenarios has been estimated by limit equilibrium method to explain the mechanism of shallow slope failure. Numerical analysis under the same condition as those of some models dealt with in the previous method has been carried out by using FLAC, a finite difference program, and the results have been compared with the ones obtained by limit equilibrium method. Both results proved to be identical, which implies the ability of the numerical approach to the problems related to the stability analysis of unsaturated slope with the irregular geometry. Further improvement, however, should be made to apply the present analysis procedure to general slopes since it deals with a simple one.

요 지

본 연구는 우기에 흔히 발생하는 천부 사면파괴와 지표수 침투와의 관계를 규명하기 위한 기초 연구로서 수행되었다. 사면이 침투수에 의하여 부분적으로 포화되었을 경우에 토양에 작용하는 응력의 변화를 고찰하고 이와 관련된 사면의 전단강도 이론에 대하여 논의하였다. 그리고 임의의 무한 평면사면에 한계평형법을 적용하여 지표수 침투가 사면의 안정성에 미치는 영향을 분석하였다. 또한 한계평형 해석에서 사용한 일부 모델과 동일한 조건하에서 유한차분법 프로그램인 FLAC을 이용하여 수치해석을 실시하고 그 결과를 한계평형 해석에서 구한 결과와 비교해봄으로써 지표수 침투와 사면의 안정성 문제에 관한 수치해석적 접근 가능성을 검토하였다. 본 연구는 단순 사면에 대한 해석결과이므로 보다 일반적인 사면에 적용하기 위해서는 더욱 많은 연구가 수행되어야 할 것이다.

Keywords : Slope stability, Water infiltration, Unsaturated soil, Matric suction, Pore-pressure

* 정회원, 한국자원연구소 선임연구원

1. 서 론

강우는 사면 파괴를 유발하는 중요한 요소로 간주된다. 실제로 강우가 많은 시기에 사면 파괴가 빈번히 발생하고 있다는 사실이 많은 연구자료를 통하여 보고되고 있다(Guidicini and Iwasa, 1977, Canuti et al., 1985, Matichard and Pouget, 1988, Kim et al., 1991). 그리고 이 때의 파괴면은 지하수면과는 무관하게 지표로부터 지하 5m 내외의 천부에서 형성되는 것이 보통이다. 사면파괴가 우기에 집중된다는 사실은 지표로부터 침투되는 물과 사면의 전단강도가 밀접한 관계에 있음을 말해준다.

일반적으로 사면의 안정성을 해석할 때, 지하수면 하부에는 수압이 존재하나 상부에는 그것이 존재하지 않는 것으로 간주한다. 그러나 이러한 가정은 불포화토 사면의 경우 그 전단강도를 잘못 평가하는 오류를 가져올 수 있다. 왜냐하면 불포화 토양의 경우 지하수면 상부에도 matric suction에 기인한 음의 간극수압이 존재할 수 있기 때문이다. matric suction이란 불완전 포화 토양내에서 토양 입자와 입자 사이에 존재하는 빈 공간으로 인하여 발생하는 압력이다. 지표수가 사면으로 침투할 경우 토양은 부분적으로 포화상태에 놓이게 되는데 이때의 응력체계는 완전포화 토양의 경우와는 다른 양상을 보이게 된다. 이것은 완전포화 토양이 고체입자와 물의 2면계(two-phase system)를 구성하는 반면, 부분포화 토양의 경우에는 이에 덧붙여 공기와 공기-물의 경계면으로 구성되는 4면계(four-phase system)를 형성하기 때문이다. 따라서 부분포화 토양으로 이루어진 사면의 안전성을 해석하기 위해서는 완전포화 토양의 경우와는 다른 역학적 해석이 이루어져야 한다.

이를 위하여 본 연구에서는 사면이 침투수에 의하여 부분적으로 포화되었을 경우에 토양에 작용하는 응력의 변화를 고찰하고 이에 따른 사면의 전단강도 변화에 대하여 논의하였다. 이를 토대로 지표수 침투가 진행함에 따라

사면의 안정성이 어떻게 변화하는지를 한계평형법에 의하여 분석함으로써 지표수 침투와 천부사면파괴와의 관련성을 파악하고자 하였다. 해석에 사용된 사면은 균질하고 무한히 평면적으로 연장되어 있는 것으로 간주하였다. 또한 불규칙하고 복잡한 물성을 갖고 있는 자연사면을 해석하기에 유리한 수치해석적 방법이 불완전 포화사면의 안정성을 해석하는 데에도 적합한지를 검토하기 위하여, 한계평형 해석에서 다른 일부 모델과 동일한 조건하에서 유한차분법 프로그램인 FLAC을 이용하여 수치해석을 실시하고 그 결과를 한계평형 해석에서 구한 결과와 비교하였다.

2. 부분포화 토양의 전단강도

지하수면 아래에 놓여있는 토양은 완전포화 상태이므로 고체입자와 물의 2면계를 구성한다. 그러나 지하수면 위에 존재하는 지표 근처의 토양은 강우 등에 의하여 지표수가 토양 안으로 침투할 경우 불완전 포화상태에 놓이게 된다. 이 때 토양은 입자와 입자 사이의 공간이 부분적으로 포화되기 때문에 고체입자와 물에 덧붙여 공기와 공기-물의 경계면으로 구성되는 4면계를 갖게 된다. 그리고 이러한 요소들이 매질에 독립적인 응력으로써 작용하게 되므로 불완전 포화토양의 응력체계를 파악하기 위해서는 이들 요소에 의하여 결정되는 네 개의 응력들을 모두 고려하여야 한다. 그런데 체적대 무게의 관점에서 볼 때 공기와 물이 접촉하는 면적은 작고 그 무게는 물 무게의 일부로 볼 수 있기 때문에 부분포화 토양은 고체입자, 물, 공기로 구성된 3면계로 간주할 수 있다(Fredlund, 1979).

부분적으로 포화된 토양을 3면계로 간주할 경우 고려해야할 응력들은 토양입자와 관련된 총응력 σ , 공기와 관련된 간극기압 u_a 그리고 물과 관련된 간극수압 u_w 이다. 이들 응력이 심도에 따라 어떻게 분포하는지를 개략적으로 표시한 것이 Fig. 1이다. 토양이 균질할 경우

총응력은 물의 존재 여부와는 관계없이 지표로부터 심부로 내려갈수록 선형적인 증가(Fig. 1.a)를 하게되며 간극기압은 대기압과 같다(Fig. 1.b). 간극수압은 지하수면 하부에서 양의 값을 갖고 선형적으로 증가하나 지하수면의 상부에서는 음의 값을 갖는다. 대개의 경우 지

하수면 상부의 간극수압은 선형적으로 감소하나 강우 등에 의하여 지표로부터 물이 침투할 경우 Fig. 1.c에 나타난 바와 같이 간극수압은 지하수면 상부에서 감소하다가 지표 부근에서 증가하는 양상을 보이게 된다.

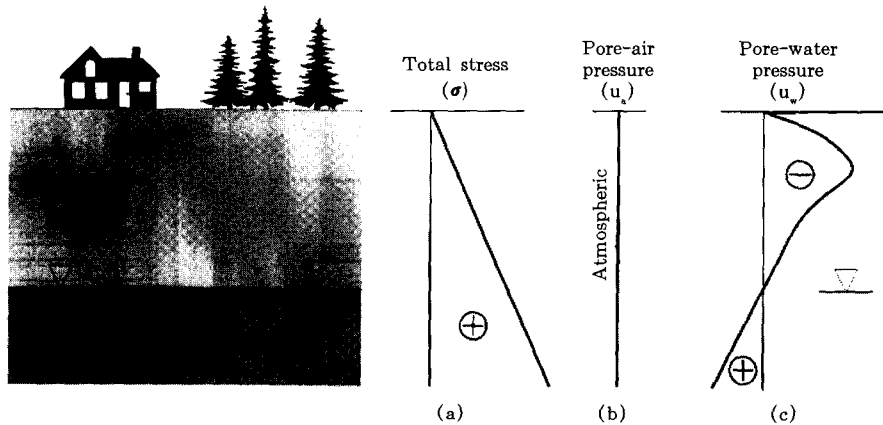


Fig.1 Stress distribution in a soil infiltrated by water

지하수면 아래에 위치하는 완전 포화된 토양의 전단강도를 구하는 식은 유효응력의 관점에서 (1)식과 같이 표현된다.

$$\tau = c' + (\sigma - u_w) \tan \phi' \quad (1)$$

여기서,

- c' 유효 점착력
- σ 총응력
- u_w 간극수압
- φ' 유효 내부마찰각

부분 포화토양에 대한 전단강도식도 완전포화 토양에 대한 식 (1)과 유사한 식으로 표현할 수 있다. Bishop은 응력을 결정하는 두 변수 (σ - u_a) 와 (u_a - u_w)를 이용하여 다음과 같은 식을 제안하였다(Drumright and Nelson, 1995).

$$\tau = c' + [\sigma - u_a + \alpha(u_a - u_w)] \tan \phi' \quad (2)$$

여기서,

- u_a 간극기압
- α 토양 조건에 따른 상수

(2)식에서 (u_a - u_w)는 matric suction으로서 토양의 포화 정도를 나타내는 변수이다. 토양 내의 수분과 matric suction은 반비례 관계에 있기 때문에 수분이 증가하면 matric suction은 감소한다. 그리고 α는 0과 1사이의 값을 갖는 상수로서 토양의 종류, 포화도, 수분상태, 응력상태에 따라 달라진다(Escario and Saez, 1986). 결국 (2)식은 여러 가지 요소에 영향을 받는 상수 α를 포함하고 있기 때문에 실제 문제에 적용하기가 매우 어렵다(Bishop and Blight, 1963). 이러한 단점을 보완하기 위하여

Fredlund et al.(1978)은 보다 실질적인 식 (3)을 제안하였다.

$$\tau = c' + (\sigma - u_a) \tan \phi' + (u_a - u_w) \tan \phi^b \quad (3)$$

여기서 ϕ^b 는 suction과 관련된 변수로서 유효 마찰각 ϕ' 가 매질에 가해지는 순수 응력 $(\sigma - u_a)$ 의 증가로 인한 전단강도의 증가량을 결정하는 변수이듯이, ϕ^b 는 suction $(u_a - u_w)$ 의 변화로 인한 전단강도의 변화를 정량화하는 변수이다(Drumright and Nelson, 1995). 토양이 완전포화 상태에 가까워질수록 간극수압 u_w 는 간극기압 u_a 와 같아지므로 $(u_a - u_w)$ 항은 0이 된다. 이 경우 응력과 관련된 변수는 $(\sigma - u_w)$ 만이 남게 되므로 (3)식은 완전 포화 토양에 대한 식 (1)과 같아진다.

완전포화 토양의 전단강도식 (1)이 2차원 Mohr 원으로 표현될 수 있는 것처럼 부분적으로 포화된 토양의 전단강도식 (3)은 Fig. 2와 같이 3차원 Mohr - Coulomb 파괴포락선으로 나타낼 수 있다(Fredlund, 1979). 이 곡선은 3차원 공간상에서 $(\sigma - u_a)$ 와 $(u_a - u_w)$ 에 따른 전단강도 τ 의 변화를 보여준다. 그림에서 불완전 포화 토양의 유효 마찰각 ϕ' 은 여전히 포화 토양의 마찰각과 같은 반면 점착력은 suction이 증가하는 것과 동시에 커진다는 사

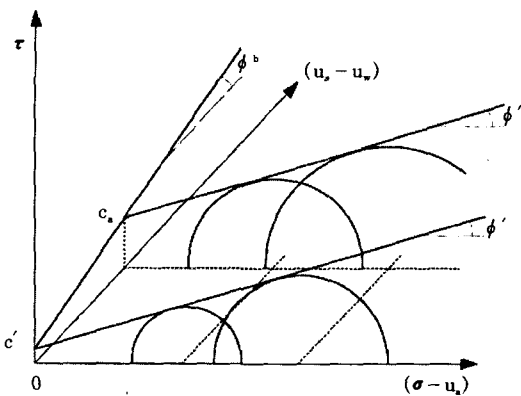


Fig.2 부분 포화토양의 3차원 Mohr - Coulomb 파괴 포락선(Fredlund, 1979)

실을 알 수 있다. 이와 같이 부분 포화토양의 점착력은 물리 화학적 점착력 c' 과 함께 matric suction으로 인한 점착력 $(u_a - u_w) \tan \phi^b$ 에 의하여 결정된다. 결국 부분 포화토양의 점착력은 다음 식과 같이 쓸 수 있다(Song, 1996).

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

여기서 c_s 를 겉보기 점착력(apparent cohesion)이라고 한다. (4)식은 토양의 함수율이 증가하면 suction $(u_a - u_w)$ 의 크기가 작아지기 때문에 점착력이 감소되고 따라서 사면의 전단강도가 약화된다는 사실을 보여주고 있다.

3. 지표수 침투에 따른 사면의 안정성 해석

3.1 한계평형법에 의한 해석

우기에 발생하는 사면파괴는 대부분 지표수 침투와 관계가 깊다. 그리고 이 때의 파괴면은 지표로부터 지하 5m 내외의 천부에서 형성되며 지표면과 나란한 것이 보통이다. 이 경우 사면의 안전율은 반무한 평면 사면해석을 이용하여 구할 수 있다.

Fig. 3은 경사가 β 인 반무한 사면을 보여준다. 지하수면은 지표로부터 z_w 인 심도에 존재한다고 간주한다. Fig. 3의 a에서 d는 지표수가 사면내부로 침투할 때, 지하수면 상부에 발생하는 간극수압의 변화를 단계적으로 나타낸 그림이다. stage I은 지표수가 침투하기 전 단계로서 지하수면 상부에서는 matric suction의 영향을 받아 간극수압은 음의 값을 갖는다(Fig. 1.a 참조). stage II는 Fig. 1.c 그림을 단순화시킨 곡선으로서 지표수가 침투하기 시작하는 초기 단계다. 지표수 침투와 함께 포토가 포화되기 시작하면 이 곳의 matric suction은 0이 되므로 간극수압은 사라지게 된다. 심부로 내려가면서 matric suction은 침투수 선단이 다다른 곳 z_c 까지 선형적으로 감소하여 원래의 간극수압 곡

선과 만난다.

지표수 침투가 계속되어 토양의 함수율이 증가하게 되면 이 구간에서의 matric suction은 감소하므로 Lumb(1962)이 제안한 바와 같이 stage III과 같은 분포를 갖게 될 것이다. 지표수의 계속된 침투는 결국 z_c 심도까지의 토양을 완전포화에 이르게 하므로 stage IV와 같은 간극수압 분포를 갖게 된다. 이 때 지표로부터 침투수 선단까지의 간극수압은 지하수면 아래에서와 같이 선형적으로 증가하는 곡선을 갖게

된다.

Fig. 3.a에 나타난 바와 같이 전단면이 사면과 나란하다고 할 때 심도가 z_c 인 곳에서의 안전율은 재료의 최대전단강도와 전단면에 작용하는 전단력의 비로써 계산된다. 전단면의 상부에 존재하는 토양의 무게를 W 라고 할 때 심도 z_c 인 면에 작용하는 전단력은

$$W \sin \beta \cos \beta$$

이므로 (3)식으로부터 안전율 F_s 를 구하는 식

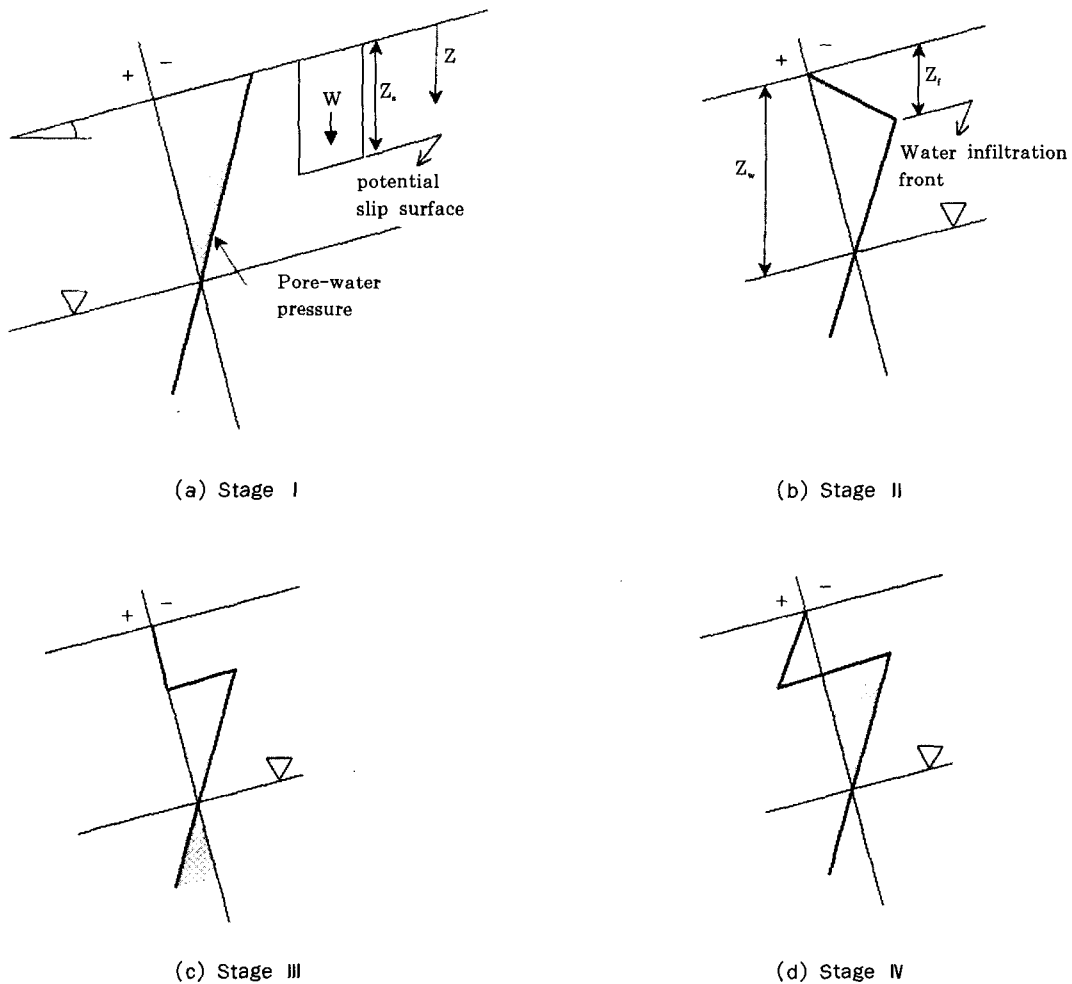


Fig.3 Variation of pore-pressure distribution according to water infiltration

은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$F_s = \frac{c' + (\sigma_n - u_w) \tan \phi' + (u_s - u_w) \tan \phi^b}{W \sin \beta \cos \beta} \quad (5)$$

여기서 σ_n 은 전단면에 작용하는 수직응력이다.

matric suction과 관련된 마찰각 ϕ^b 는 삼축 시험이나 직접 전단시험으로부터 구할 수 있다. 그러나 가압중에 시료의 함수율이 변하기 때문에 suction을 조절하면서 전단강도 곡선을 구하는 일은 쉽지가 않다. Fredlund et al.(1978), Rahardjo et al.(1995), Drumright

and Nelson(1995)의 시험 자료에 따르면 두 각도 ϕ' 와 ϕ^b 사이의 차는 0에서 3.9도로 매우 적은 것으로 나타났다(Table 1). 이를 근거로 두 변수 사이에는 다음과 같은 관계에 있는 것으로 간주하여 이를 (5)식에 적용하였다.

$$\phi^b = \phi'$$

(5)식을 다시 쓰면 (6)식과 같으며 이를 이용하여 사면의 안전율을 계산하였다.

$$F_s = \frac{c' + (\sigma_n - u_w) \tan \phi'}{W \sin \beta \cos \beta} \quad (6)$$

Table 1. Comparison of ϕ^b and ϕ' values for the various type of soil

Soil type	ϕ' (°)	ϕ^b (°)	Difference(°)	Source
Compacted shale	24.8	20.9	3.9	Fredlund et al.(1978)
Boulder clay	27.3	24.0	3.3	
Potters flint and peerless clay	35.6	37.8	2.2	
Silty clay	26.0	26.4	0.4	Rahardjo et al.(1995)
	26.0	26.5	0.5	
	26.0	26.5	0.5	
	26.0	24.3	1.7	
Sand	40.1	40.1	0	Drumright and Nelson(1995)

그런데 (6)식에 포함되어 있는 변수들은 Fig. 3에 나와 있는 각 단계별 침투수 조건에 따라 다른 값을 갖게 된다. Fig. 3.a와 같이 지표수 침투가 없는 경우에는 지하수면 상부의 토양은 건조하므로 변수 u_w 와 σ_n 그리고 W 는 다음과 같이 계산된다.

$$\begin{aligned} W &= \gamma_d z_s \\ \sigma_n &= W \cos^2 \beta \\ u_w &= -(z_w - z_s) \gamma_w \cos^2 \beta \end{aligned}$$

여기서,

- γ_d 건조한 토양의 단위무게
- γ_w 물의 단위무게
- z_s 전단면의 심도
- z_w 지하수면의 심도

지표수 침투가 stage II로부터 IV까지 진행할 경우 침투수는 토양의 간극수압과 함께 단위무게에도 변화를 가져온다. 전단면과 침투수 선단과의 상대적 위치에 따라 (6)식의 변수들은 (7) 또는 (8)식에 의하여 결정된다. (7)식에서와 같이 전단면이 침투수 선단 위에 위치할 경우, 전단면 상부 재료의 무게는 토양무게와 토양속에 포함된 물의 무게로 결정되며 간극수압은 침투단계에 따라 달라진다. 반면에 (8)식에서와 같이 전단면이 침투수 선단보다 아래에 위치할 경우, 전단면 상부 재료의 무게를 결정하기 위해서는 침투수 선단의 하부 토양이 건조상태라는 점이 고려되어야 한다. 그리고 침투수 선단 아래쪽에서는 간극수압의 변화가 없으므로 어느 단계이든 같은 값을 갖는다.

· 전단면이 침투수 선단보다 위에 위치할

경우 : $z_s \leq z_t$

$$W = (\gamma_d + n S \gamma_w) z_s$$

$$\sigma_n = W \cos^2 \beta$$

$$\left. \begin{array}{l} \text{stage II : } u_w = - \frac{z_w - z_t}{z_t} z_s \gamma_w \cos^2 \beta \\ \text{stage III : } u_w = 0 \\ \text{stage IV : } u_w = z_s \gamma_w \cos^2 \beta \end{array} \right\} (7)$$

여기서

n 공극률

S 포화도

z_t 침투수 선단의 심도

· 전단면이 침투수 선단의 아래에 위치할

경우 : $z_s > z_t$

$$W = \gamma_d z_s + n S \gamma_w z_t$$

$$\sigma_n = (\gamma_d z_s + n S \gamma_w z_t) \cos^2 \beta \quad (8)$$

$$u_w = - (z_w - z_t) \gamma_w \cos^2 \beta$$

이상과 같은 과정을 15°의 경사를 갖고 있는 사면에 적용하여, 침투수 선단이 토양하부로 내려갈 때 전단면의 깊이에 따라 사면의 안전율이 어떻게 변하는지를 분석하였다. 사면은 점토질 실트로 구성되어 있는 것으로 간주하였다. 재료의 점착력과 내부마찰각 등 역학적 특성은 한국도로공사(1996)의 자료를 참고로 해서 Table 2와 같이 설정하였다. 그리고 지하수면은 지표로부터 20m 하부에 존재하는 것으로 간주하였다.

Table 2. Input data determined from the typical values for silt and clay

Parameters	Typical value*	Input value
Cohesion, c'	0~5 ton/m ²	1 ton/m ²
Friction angle, ϕ'	1~20°	15°
Dry specific weight, γ_d	1.4~1.7 ton/m ³	2.0 ton/m ³
Porosity, n	-	0.4

*From Korea Highway Cooperation(1996)

Fig 4는 침투수 선단의 심도 z_t 가 3m, 6m, 10m, 15m일 때 지표로부터 지하수면까지의 안전율 변화를 보여주고 있다. 또한 각각의 그림은 간극수압의 분포가 Fig. 3의 I로부터 IV 단계까지 발전함에 따른 안전율 변화도 함께 보여주고 있다. 그림에서 수직으로 그어진 점선은 침투수 선단의 심도를 나타낸다.

Fig. 4에서 stage I에 해당하는 곡선들과 stage II, III, IV에 해당하는 곡선들을 비교해 볼 때, 침투수 선단이 어느 위치에 존재하든 물이 사면 내부로 침투할 경우의 안전율은 그렇지 않을 경우보다 훨씬 떨어지고 있음을 볼 수 있다. 또 지표수가 침투한 구간 즉 침투수 선단의 위쪽에서 stage II로부터 stage IV로 변화할수록 안전율 감소가 두드러지게 발생하

고 있음을 볼 수 있는데, 이는 사면의 안전율이 지표수 침투량과 밀접한 관계에 있음을 말해준다. 침투 선단의 심도가 어떻게 변화하던 stage IV에 이르면 안전율이 가장 낮은 곳은 침투수 선단이 위치한 심도이므로 만일 지표수 유입으로 인한 파괴가 일어날 경우에는 이 심도에서 파괴면이 발생할 것임을 예상할 수 있다. 또 지표근처에서는 약간의 심도차에도 불구하고 안전율의 감소는 두드러진다.

Fig. 4.a에서 4.d까지의 곡선들을 비교해 보면 침투수 선단이 심부로 내려갈수록 사면의 최소 안전율은 감소한다는 사실을 알 수 있다. 그리고 Fig. 4.b, 4.c, 4.d에서, 지표수 침투량이 적은 stage I, II, III단계에서는 최소안전률이 1 이상으로서 안정성을 확보하고 있더라도 지

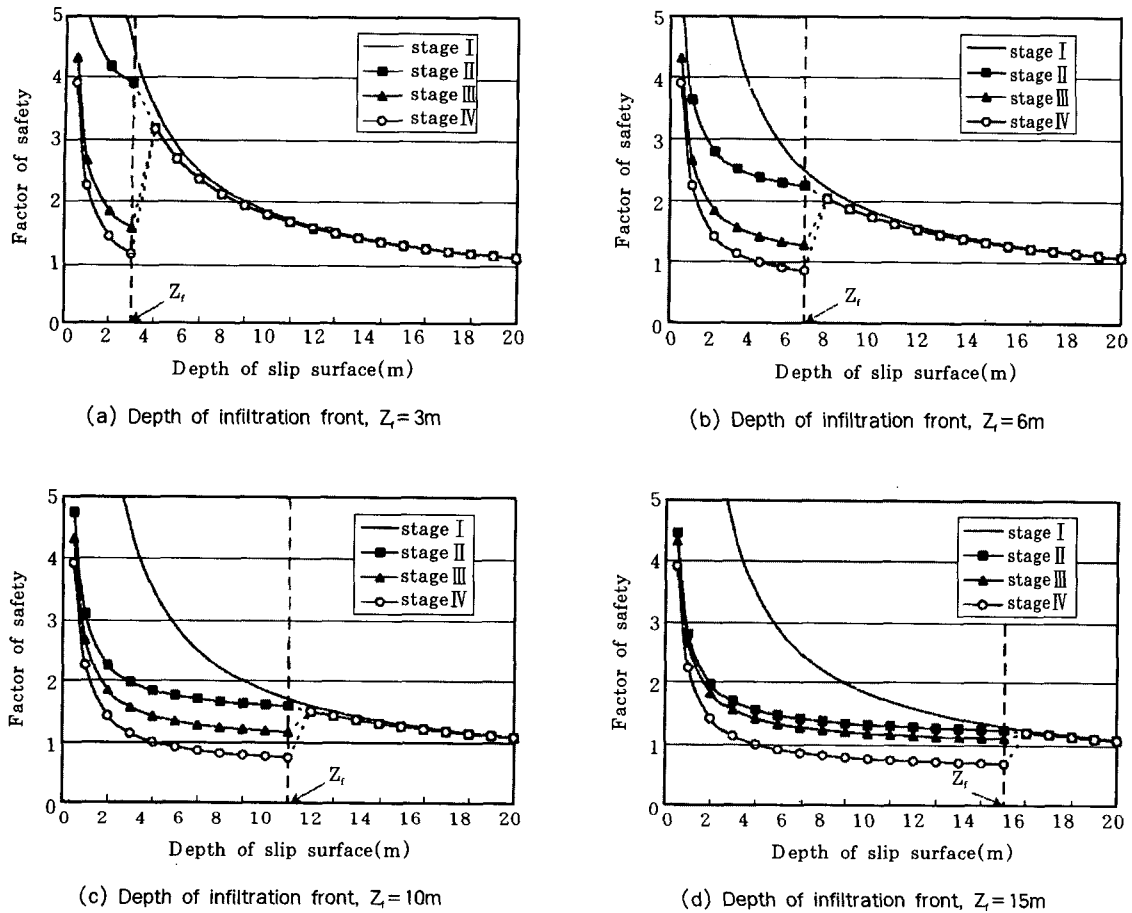


Fig.4 Variation of the factor of safety according to the different infiltration conditions

표수의 침투량이 많아진 IV단계에 이르면 최소안전율이 임계값인 1 이하로 떨어짐으로써 사면이 파괴될 수 있음을 볼 수 있다. 이는 우기에 다량의 지표수가 사면에 유입될 경우 지하수면 상부의 얕은 심도에서도 사면파괴가 발생할 수 있다는 사실을 보여 준다.

3.2 수치해석적 방법

한계평형 해석에서 사용된 안전율 계산식들은 사면이 평탄하며 또한 무한히 길게 연장되어 있다는 가정하에 유도되었다. 그러나 실제 자연사면에서 이러한 조건을 충족시키는 지형

을 갖고 있는 곳은 흔치 않다. 따라서 침투수에 따른 사면 안정성 문제를 다루는데 있어서 한계평형법의 적용은 매우 제한적이다. 이러한 한계평형법의 제약을 극복하기 위해서는 수치해석적 방법을 동원할 필요가 있다. 이는 수치해석적 방법이 불규칙하고 복잡한 형상의 모델을 구현하는데 유리하기 때문이다.

본 연구에서는 침투수와 관련된 사면 문제에 수치해석적 방법을 적용할 수 있는지에 대한 타당성을 검토하기 위하여, 한계평형 해석에서 다룬 것과 동일한 모델과 조건하에서 수치해석을 실시하고 그 결과를 한계평형 해석에

서 구한 결과와 비교하였다. 수치해석에는 유한차분법 프로그램인 FLAC을 이용하였다.

수치해석 모델로 제작된 사면이 무한평면 조건을 최대한 만족할 수 있도록 사면의 수평거리를 100m로 길게 설계하였다. 이는 사면의 거리가 짧을 경우 경계면서 발생하는 비정상적 응력변화가 사면의 역학적 거동에 영향을 미칠 수 있기

때문이다. 모델의 매질은 전 구간에 걸쳐 동일한 것으로 간주하였으며 모델에 적용된 물성값은 한계평형 해석에서와 같이 Table 2에 나와있는 자료를 사용하였다. 이에 덧붙여 수치해석에서 추가로 필요한 변수들에 대한 값은 Derski et al.(1989)과 Lambe and Whitman(1986)의 자료를 참고로 결정하였다(Table 3).

Table 3. Additional mechanical properties used in the numerical analysis

Parameters	Range	Input value
Young's modulus, E	280~9800 ton/m ² (a)	1000 ton/m ²
Poisson's ratio, ν	0.15~0.3(b)	0.2

(a) From Derski et al.(1989)

(b) From Lambe and Whitman(1986)

수치해석에서 비교대상으로 고려한 침투수 조건은 Fig. 4.a와 4.b의 stage IV 곡선에 해당하는 조건이다. 즉 침투수 선단이 각각 3m와 6m인 곳에 위치하며 지표로부터 침투수 선단까지의 구간은 완전 포화된 조건이다. 이 두 경우를 선택한 것은 두 조건에서 사면의 파괴 유무가 명확히 구분되기 때문이다.

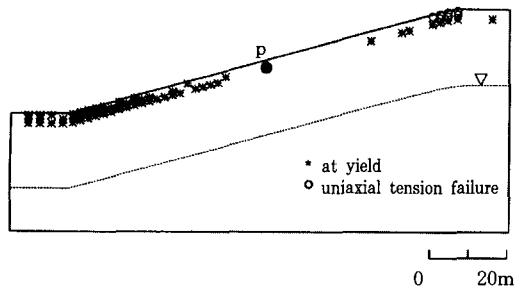
한계평형 해석에서 고려한 응력상태와 동일한 조건을 만들기 위하여 침투수로 포화된 구간 즉 지표로부터 침투수 선단까지의 모델요소에는 선형적으로 증가하는 양의 간극수압을 가하였으며, 그 아래의 요소에는 선형적으로 감소하는 음의 간극수압을 가하였다. 이와 함께 수분 증가에 따른 밀도 증가를 고려하여 총 단위중량을 지표수 침투 구간에 적용하였다.

두 가지 경우에 대한 수치해석 결과를 각각 Fig. 5와 6에 도시하였다. 각 그림에서 (a)는 사면내부에 발생하는 전단파괴 영역을, (b)는 사면의 일점 P에서의 계산단계별 수평변위 곡선을 보여준다. 전단파괴 영역으로 표시된 부분은 그 지점에 작용하는 전단력이 재료의 전단강도를 넘어 있음을 의미한다. 그러나 전단 파괴 영역의 발생이 반드시 사면파괴와 연결

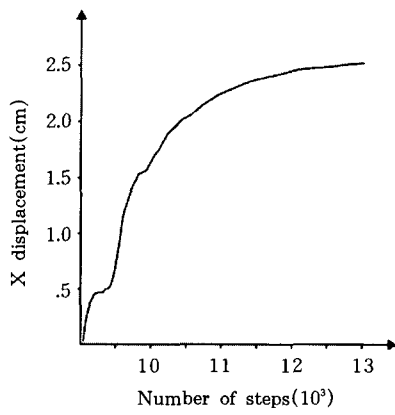
되는 것은 아니다. 그것은 그 지점의 과도응력이 이웃한 재료에 전달되어 흡수됨으로써 사면 전체로는 안정을 되찾을 수 있기 때문이다.

침투수 선단이 지하 3m에 존재할 때의 결과인 Fig. 5.a의 그림이 이 경우에 해당한다. 그림에서 사면의 상단과 하단에 인장파괴 또는 전단파괴 영역이 일부 발생하는 것으로 보아 불안정한 상태에 있기는 하나 그것이 사면 전 구간에 걸쳐 발생하고 있지 않으므로 전단력이 사면 전체의 전단강도 한계를 넘어서지는 않는 것으로 나타나기 때문이다. 따라서 대상 모델에 있어서 침투수 선단이 지하 3m에 도달 하더라도 사면은 파괴되지 않는다는 사실을 알 수 있다. 이는 P점에서의 변위 곡선 Fig. 5.b에서도 잘 나타나고 있다. 이 곡선은 변위가 어느 정도 발생한 후 수렴하여 사면이 안정상태에 접어들고 있음을 보여주고 있다.

동일한 조건에서의 한계평형 해석결과는 Fig. 4.a stage IV에 해당하는 안전율 곡선에서 볼 수 있듯이 안전율이 1.13이다. 이 수치는 임계값에 가까우므로 크게 안전하지는 않으나 파괴에 이르는 수준보다는 높다. 이러한 점에서 수치해석에 의하여 얻은 결과는 한계평형 해석 결과와 유사하다는 사실을 알 수 있다.



(a) failed zones

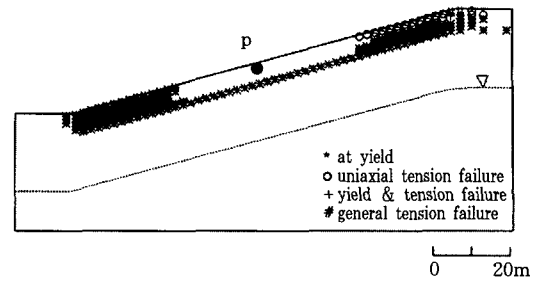


(b) horizontal displacement curve at the point P

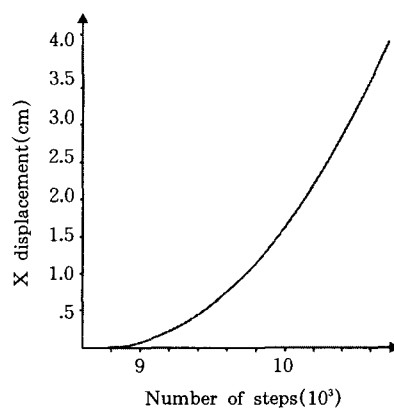
Fig.5 Results of numerical analysis in case that the infiltration front reaches the depth of 3m under the ground surface

반면에 침투수 선단이 지하 6m에 도달할 경우에는 Fig. 6.a와 같이 전단파괴 영역이 사면 전 구간에서 걸쳐 발생한다. 이는 곧 사면에 파괴가 발생한다는 것을 의미한다. 그리고 이 때 발생하는 전단면은 침투수 선단이 위치하는 면을 따라 형성되고 있음을 볼 수 있다. 이 경우 P점에서의 변위는 수렴하지 않고 Fig. 6.b와 같이 기하급수적인 상승곡선을 그린다. 이 결과는 Fig. 4.b의 stage IV 곡선에서 볼 수 있듯이 안전율이 임계값 이하인 0.86으로 떨어짐으로서 사면파괴가 발생한다는 한계평형 해석결과와 일치한다.

이와 같은 결과는 비록 비교 대상이 제한적



(a) failed zones



(b) horizontal displacement curve at the point P

Fig.6 Results of numerical analysis in case that the infiltration front reaches the depth of 6m under the ground surface

이기는 하나, 수치해석적 방법이 지표수 침투에 따른 사면의 안정성 해석에 유용한 도구로 사용될 수 있음을 보여준다.

4. 결 론

불완전 포화매질의 전단강도 이론을 바탕으로 한계평형법과 수치해석적 방법을 이용하여 지표수 침투에 따른 사면의 안정성을 분석하였다. 해석은 15°의 경사를 갖는 무한평면사면을 대상으로 삼았으며, 전단면은 우기에 흔히 발생하는 천부파괴에서 볼 수 있듯이 사면과 나란한 것으로 간주하였다.

한계평형 해석 시 사면에 지표수가 침투되는 과정을 네 단계로 구분하고 각 단계별로 침투수 선단의 진행에 따른 사면의 안전율 변화를 계산하였다. 계산결과 얻은 안전율 변화곡선은 침투수 조건과 심도에 따라 사면의 안정성이 어떻게 변하는지를 보여주었다. 그리고 침투수량이 증가할 경우 지하수면 상부의 천부에서도 파괴가 일어날 수 있음이 확인되었다.

한계평형 해석으로는 다룰 수 없는 불규칙한 사면을 해석하는데 유용한 수치해석적 방법이 불완전 포화사면의 해석에도 적합한 지를 검토하기 위하여, 한계평형 해석에서 사용한 일부 모델과 동일한 조건에서 유한차분 프로그램인 FLAC을 이용하여 수치해석을 실시하고 그 결과를 한계평형 해석에서 구한 결과와 비교하였다. 그 결과 한계평형 해석에서 안전율이 임계치에 미치지 못하는 조건일 경우에 수치해석에서도 사면이 파괴되는 것으로 나타난 반면, 안전율이 임계치 이상으로 계산된 조건인 경우에는 그렇지 않은 것으로 나타났다. 이와 같은 결과는, 비록 비교 대상이 제한적이기는 하나 수치해석이 지표수 침투에 따른 사면의 안정성 해석에 유용한 도구로 사용될 수 있음을 보여준다.

본 연구에서는 단일 지층으로 이루어진 단순 사면을 대상으로 해석이 이루어졌으며 지하수 흐름에 따른 간극수압의 변화가 고려되지 않았다. 따라서 본 해석과정을 보다 복잡한 지층구조와 수리적 특성을 갖고 있는 일반 사면에 적용하기 위해서는 좀 더 많은 연구가 수행되어야 할 것이다.

참 고 문 헌

1. 한국도로공사(1996), 도로설계 실무편람: 토질 및 기초, p. 28.
2. Bishop, A.W. and Blight, G.E.(1963), "Some aspects of effective stress in saturated and unsaturated soils", *Geotechnique*, Vol. 13, pp. 177 - 197.
3. Canuti, P., Focardi, P. and Garzonio, C.A.(1985), "Correlation between rainfall and landslides", *Bulletin of Engineering Geology*, No.32, pp.49 - 54.
4. Drumright, E.E. and Nelson, J.D.(1995), "The shear strength of unsaturated tailings sand. Unsaturated soils", *Proc. of the first Int. Conf. on Unsaturated Soils*, Paris, Vol. I, pp. 45 - 50.
5. Derski, W., Izbicki, R., Kisel, I. and Mroz, Z.(1989), *Rock and soil mechanics*, Elsevier, p. 151.
6. Escario, V. and Saez, J.(1986), "The shear strength of partly saturated soils", *Geotechnique*, Vol. 36, pp. 453 - 456.
7. Fredlund, D.G.(1979), "Second Canadian geotechnical colloquium : Appropriate concepts and technology for unsaturated soils", *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 16, pp 121 - 139.
8. Fredlund, D.G., Morgenstern, N.R. and Widger, R.A.(1978), "The shear strength of unsaturated soils", *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 15, pp 313 - 321.
9. Guidicini, G. and Iwasa, O.Y.(1977), "Tentative correlation between rainfall and landslides in a humid tropical environment", *Bulletin of Engineering Geology*, No.16, pp.13 - 20.
10. Kim, S. K., Hong, W. P. and Kim, Y. M.(1991), "Prediction of rainfall - triggered landslides in Korea", *Proceedings of 6th International Symposium on Landslides*, Christchurch, New Zealand, Vol. 2, pp. 989 - 994.
11. Lambe, T.L. and Whitman, R.V.(1985), *Soil mechanics*, John Wiley and Sons, p. 160.
12. Lumb, P.(1962), "Effect of rain storms on slope stability", *Symposium on Hong Kong Soils*, Hong Kong, pp. 73 - 87.
13. Matichard, Y. and Pouget, P.(1988), "Pluviom trie et comportement de versants instables", *Proceedings of 5th International Symposium on Landslides*, Lausanne, Swiss, pp. 725 - 730.

14. Rahardjo, H., Lim, T.T., Chang, M.F. and Fredlund, D.G.(1995), "Shear - strength characteristics of a residual soil", *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 32, pp. 60 - 77.
15. Song, W.K., (1996). "Modelling of the

progressive failure of unstable slopes controlled by water infiltration - Application to the Vadoncello landslide in Italy", Ph.D thesis, Ecole des mines de Paris, Paris, pp. 26 - 27.

(접수일자 1998. 5. 30)