

Earth-Rockfill Dam 사면파괴에 대한 신뢰도 연구(I)

A Reliability Analysis of Slope Stability of Earth-Rockfill Dam

박 종 현*
Park, Jong - Hyun
이 인 모*
Lee, In - Mo

Abstract

The purpose of this paper is to develop a reliability model for slope stability of Earth-rockfill dams which accounts for all uncertainties encountered. The uncertain factors of the design variables include the cohesion, the angle of internal friction, and the porewater pressure in each zone. More specifically, the model errors in estimating those variables are studied in depth. To reduce the uncertainties due to model errors, updated design variables are obtained using Bayesian Theory.

For stability analysis, both the two-dimensional stability analysis and the three-dimensional stability analysis where the end effects and the system reliability concept are considered are used for the reliability calculations.

The deterministic safety factor by the three-dimensional analysis is larger than that by the two-dimensional analysis. However, the probability of failure by the three-dimensional analysis is about 3.5 times larger than that by the two-dimensional analysis. It is because the system reliability concept is used in the three-dimensional analysis. The sensitivity analysis shows that the probability of failure is more sensitive to the uncertainty of the cohesion than that of the angle of internal friction.

요 지

본 연구에서는 복합 zone을 가진 rockfill dam 성토 재료의 강도정수들과 core zone에서의 간극수압의 불확정성을 고려할 수 있도록, 성토 재료의 공간적인 변화의 불확실성, 시료수의 제한에 의한 불확정성에 실험실 결과와 현장 결과와의 차이에 따른 model 오차의 영향을 고려한 종합적인 설계변수들의 불확정성을 규명하였으며 core zone의 간극수압과 rockfill zone의 내부 마찰각을 bayes 이론을 이용하여 불확정성을 updating할 수 있는 방법을 제시하였다.

사면 안정 해석에서 시공직후 상, 하류, 만수위 상, 하류 수위, 급강하 시의 2차원 사면안정해석과 end effect 영향을 고려한 3차원사면 안정해석을 하였다. 본 목적을 위하여 복합 zone을 가진

*1 정희원, 수원 전문대학 토목과 조교수

*2 정희원, 고려대학교 공과대학 토목공학과 부교수

rockfill dam의 사면 안정해석에서 end effect의 영향을 고려한 3차원 사면안정해석 program인 "ESTABL"을 개발하였으며, 파괴 사면의 강도정수와 간극수압의 변동계수를 구하는 프로그램 "COV", 복합 zone사면 안전율의 변동계수를 구하는 프로그램 "PCOV"을 개발하였다.

사면안정해석 결과 3차원안전율이 2차원안전율보다 약 20%정도 크게 나타나므로 end restraint 효과가 상당히 큼을 알 수 있다. 3차원사면안정은 근본적으로 system reliability 문제이므로 안전율의 평균값보다 그 불확정성이 더 큰 영향을 미침을 보여준다. 또한 기초설계치로 설계를 마친후 시공중 혹은 추가로 각종 계측치가 있을 때 updating 이론을 이용하여 신뢰도를 증가시킬 수 있음을 보여주며 강도계수의 변화에 의한 파괴확률의 변화는 점착력의 불확정성이 내부마찰각의 불확정성보다 민감하게 영향을 미침을 보여준다.

1. 서 론

자연상태의 토질은 많은 변화를 나타내고 있다. 즉 토질의 특정치는 생성되는 동안 발생하는 응력의 이력, 토질입자의 구성성분, 함수비, 연경도(consistency) 및 밀도에 따라 공간적인 변화를 나타낸다. 또한 인위적인 변화요인으로 현장 및 실내실험시 사용되는 한정된 시료의 수, 계측중에 발생하는 시료의 교란정도, 계측자의 오차 및 실험기기의 오차등을 들 수 있다. 이러한 점을 고려할 때 지금까지의 설계방법인 확률론적 방법은 토질정수에 대한 변화를 포함하고 있지 않으므로 상당한 불확실성을 포함하고 있다고 생각할 수 있다. 실제로 dam은 rockfill재, clay core재, filter재 등의 복합zone으로 이루어져 있으며 성토흙의 점착력, 내부마찰각, 단위중량등 설계변수들의 불확실성을 종합적으로 고려한 사면안정해석에 대한 연구가 미흡하다.

강도계수와 간극수압의 불확정성은 공간적 변화에 의한 불확정성, 시료수의 제한에 의한 불확정성에 model 오차에 의한 불확정성을 고려하였다.¹⁶⁾ 특히 투수계수로 인한 간극수압의 불확정성은 위치에 따른 투수계수의 상관성을 고려하지 않는한 수평방향 투수계수와 연직방향 투수계수의 비가 간극수압에 미치는 영향이 크다. 본연구에서는 이러한 모든 요소들을 조사 분석하고 각각에 대하여 확률론적으로 모형화 한다.^{5, 6, 8, 9, 10, 14)}

또한 심벽 zone의 간극수압, rockfill zone의 내부마찰각에 대하여 시공중에 실측을 통하여 추가적인 자료가 있을 때 bayes 이론을 이용하여 updating 할 수 있는 방법을 도입하였다.^{1, 2)}

특히 dam의 축방향 전길에서 파괴가 발생할 수 있다는 2차원 사면안정해석모델 및 한계파괴폭을 가지고 파괴가 발생한다는 가정에 근거한 3차원 사면안정해석모델을 각각 개발하여 복합 zone을 가지는 rockfill dam의 모든 불확정성을 총망라하는 종합적인 사면안정해석을 통한 파괴확률의 결과를 비교 분석하고자 하였다.

2. 토질정수의 불확정성

2.1 토질정수의 확률론적 Modelling

자연상태의 토질은 위치에 따라 많은 변화를 나타내고 있다. 이러한 변화때문에 토질의 대표적인 특정치를 간단히 결정하기는 어렵다. 기존의 확률론적 모델은 단일한 대표값으로 그 층의 특성을 나타내고 있어서 그값들은 공간적인 변화를 나타내고 있지 않다. 그림1.에서 처럼 j번째 층의 깊이를 $h_j(x)$ 라하면 이 깊이 $h_j(x)$ 는 수평거리 x 에 따라 변화하고 토질정수 (u)도 수평거리 x 와 깊이 z 에 따라 변화한다. 그래서 확률론적 model에서는 토질정수의 공간적인 변화를 고려하기 위해 토질정수, u 는 아래의 매개변수들로 구성되어진다.

1) \bar{u} = 토질정수, u의 평균값

$$\bar{u}_z = \frac{1}{\Delta z} \int_{\Delta z} u(z) dz \quad (1)$$

$$\bar{u}_v = \frac{1}{v} \iiint_v u(x,y,z) dx dy dz$$

2) \tilde{u} = 토질정수, u의 표준편차

$$\tilde{u}^2 = \text{Var}\{u(t)\} = \sigma^2 = \text{constant} \quad (2)$$

3) δu = 토질정수, u의 상관거리

$$\begin{aligned} \rho_u(\Delta r) &= \exp\left\{-\left(\frac{\Delta r}{b}\right)^2\right\} \\ &= \exp\left\{-\left[\left(\frac{\Delta x}{bx}\right)^2 + \left(\frac{\Delta z}{bz}\right)^2\right]\right\} \end{aligned} \quad (3)$$

$$\delta u(\Delta r) = \sqrt{\pi} b$$

4) COV = 변동계수(coefficient of variation)

$$\text{COV}(u) = \frac{\tilde{u}}{\bar{u}} \quad (4)$$

5) Γ = 감소계수(coefficient of reduction)

$$\begin{aligned} \Gamma^2(\Delta Z) &= \frac{\delta u}{\Delta Z} & : \Delta Z \geq \delta u \\ \Gamma^2(\Delta Z) &= 1 & : \Delta Z \leq \delta u \end{aligned} \quad (5)$$

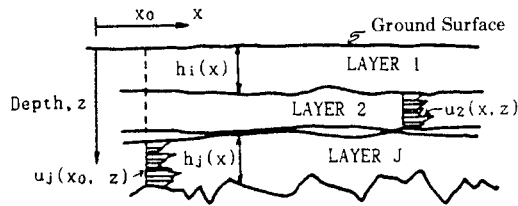


그림 1 토질정수의 공간적 변화

2.2 투수계수와 간극수압의 불확정성

현장투수계수의 평균과 변동계수는 아래와 같이 나타낼 수 있다.^{11, 13)}

$$\bar{K}_f = \bar{N}_k \cdot \bar{K}_L \quad (6)$$

여기서 \bar{K}_f : 현장투수계수 평균

\bar{K}_L : 실험실 투수계수 평균

\bar{N}_k : 수정계수의 평균

$$\text{COV}(K_L) = \sqrt{(\Gamma(L) \text{COV}(K_f))^2 + (\text{COV}(K_f) / \sqrt{n})^2 + \Delta k^2} \quad (7)$$

여기에서 첫째항은 공간적 변화에 따른 COV, 두번째 항은 제한된 시료에 따른 COV, 마지막

항은 수정계수에 대한 COV를 나타낸다.

간극수압의 파괴면에 따른 변동계수는 공간적 변화에 의한 오차, 제한된 시료에 대한 오차, 현장측정값과 침투해석결과의 불일치에 따르는 model 오차 등으로 생각되며 아래와 같이 나타낼 수 있다.

$$\text{COV}(u_L) = \sqrt{(\Gamma(L) \text{COV}(u_p))^2 + (\text{COV}(u_p) / \sqrt{n})^2 + \Delta u^2} \quad (8)$$

또한 3차원 신뢰도 해석에서 필요요소인 제방측 방향에 따른 공간적 변화도 고려해 준 간극수압의 변동계수, COV(u_b)는 다음과 같다.

$$\text{COV}(u_b) = \sqrt{(\Gamma(b) \Gamma(L) \text{COV}(u_p))^2 + (\text{COV}(u_p) / \sqrt{n})^2 + \Delta u^2} \quad (9)$$

2.3. Bayes 이론을 이용한 Updating

Bayes 이론이란 어떤 설계변수의 초기 추정치에다 시공중에 그 설계변수에 대한 값이 추가로 생기었을 때 초기 추정치에 대하여 추가치를 가미하여 좀더 나은 값을 구할 수 있다는 이론으로서 특히 설계변수가 정규분포인 경우에 대하여 다음과 같이 정리될 수 있다.

즉, 토질정수 u가 정규분포인 경우 사전분포(prior), $f(u)$ 를 $N(\mu', \sigma')$ 로 나타낼 수 있다. 이때 실측치등에 의하여 추가 값(likelihood)이 존재할 때 Bayes 정리에 의해 u의 updating한 사후분포(posterior), $f''(u)$ 의 평균(μ'')과 표준편차(σ'')는 아래와 같다.^{1, 2)}

$$\mu'' = \frac{\frac{x}{\sigma^2}}{\frac{1}{\sigma^2} + \frac{\mu'}{\sigma'^2}} = \frac{x(\sigma')^2 + \mu'(\sigma)^2}{\sigma^2 + \sigma'^2} \quad (10)$$

$$\sigma'' = \frac{\sigma'^2 \sigma^2}{\sigma'^2 + \sigma^2} \quad (11)$$

여기서 x : μ 의 실측 평균치(likelihood)

σ : μ 의 실측 표준편차(likelihood)

μ' : prior 분포의 평균

σ' : prior 분포의 표준편차

μ'' : posterior 분포 평균

σ'' : posterior 분포 표준편차

본 연구에서는 심벽 zone의 각 nodal point에

서 간극수압계로 부터 구한 관측된 간극수압을 침투해석 프로그램으로 구한 간극수압 결과 (prior)의 추가 값으로 고려하여 Bayes 이론에 적용하였으며, 또한 rockfill 재료의 내부마찰각의 현장값을 equivalent roughness method (ERM)의 예측값에 대한 likelihood로 사용하여, 역시 Bayes 확률론적 방법을 이용하여 updating하였으며 이를 토대로 복합 zone 사면의 안정 해석을 할 수 있는 방법을 제안하였다.

2.4 토질의 강도정수(c, ϕ)에 대한 불확정성

2.4.1 점토강도정수의 불확정성

토질의 강도정수인 점착력과 내부마찰각의 예측에 있어서, 실내실험값과 현장실험값의 차이에 따른 수정계수(N_r)를 사용하여 아래와 같이 현장파괴 강도정수를 나타낼 수 있다.¹⁸⁾

$$\hat{c}_r = \sum_{j=1}^n N_j(c) \hat{c}_L$$

$$\hat{\phi}_r = \sum_{j=1}^n N_j(\phi) \hat{\phi}_L$$

한편, 점착력과 내부마찰각의 불확정성에서 공간적 변화와 제한된 시료, model 오차등을 고려하여야 하며 파괴사면을 따르는 강도정수(c, ϕ)의 변동계수는 다음식과 같이 나타낼 수 있다.

$$COV(\alpha_L) \tag{14}$$

$$= \sqrt{\{\Gamma(L)COV(\alpha_L)\}^2 + \{COV(\alpha_L)/\sqrt{n_s}\}^2 + \sum COV^2[N_j(c)]}$$

$$COV(\phi_L) \tag{15}$$

$$= \sqrt{\{\Gamma(L)COV(\phi_L)\}^2 + \{COV(\phi_L)/\sqrt{n_s}\}^2 + \sum COV^2[N_j(\phi)]}$$

$$COV(\alpha_b) \tag{16}$$

$$= \sqrt{\{\Gamma(b)\Gamma(L)COV(\alpha_L)\}^2 + \{COV(\alpha_L)/\sqrt{n_s}\}^2 + \sum COV^2[N_j(c)]}$$

$$COV(\phi_b) \tag{17}$$

$$= \sqrt{\{\Gamma(b)\Gamma(L)COV(\phi_L)\}^2 + \{COV(\phi_L)/\sqrt{n_s}\}^2 + \sum COV^2[N_j(\phi)]}$$

본 연구에서는 복합 zone 사면의 각 case별 한계 파괴사면을 통과하는 각 zone에 대한 강도계수의 변동계수는 식 ^{14, 15)}로부터 개발한 프로그램 “COV”를 이용하여 구하였다.

2.4.2 Rockfill 재료 전단강도의 불확정성

Rockfill의 전단강도는 실험실에서는 대형삼축압축실험에 의하여 측정하며 현장에서는 주로 현장 직접 전단 시험에 의하여 측정하거나 또는 equivalent roughness method를 이용하여 추정할 수도 있다.

전단강도의 불확정성에 영향을 미치는 원인을 아래와 같이 분류할 수 있다.

- 1) 상대밀도(relative density)
- 2) 입 도(gradation)
- 3) 입자의 모양
- 4) 다 짐(compaction)
- 5) 입자의 크기
- 6) 포화도(saturation)
- 7) 입자의 파쇄
- 8) 압력수준

위와같은 원인에 의한 내부마찰각의 불확정성은 공간적인 변화와 제한된 시료수에 의한 오차, model 오차로부터 파괴사면에 따르는 내부마찰각의 변동계수와 제방축에 따르는 내부마찰각의 변동계수는 아래 식¹⁸⁾에 의하여 구한다.

$$\begin{aligned} COV(\phi_L) &= \sqrt{\{\Gamma(L)COV(\phi_L)\}^2 + \{COV(\phi_L)/\sqrt{n_s}\}^2 + \sum \Delta_i(\cdot)^2} \\ COV(\phi_b) &= \sqrt{\{\Gamma(b)\Gamma(L)COV(\phi_L)\}^2 + \{COV(\phi_L)/\sqrt{n_s}\}^2 + \sum \Delta_i(\cdot)^2} \end{aligned} \tag{18}$$

3. 사면의 안정 해석

3.1 사면의 안정해석 Model

사면 안정(확정론적)을 하는 방법으로서 두 가지를 택하였다. 첫째는, 2차원 model로서 사면파괴가 전단면폭 B에 걸쳐 한꺼번에 일어난다는 가정하에 해석하는 것이고, 둘째는 3차원 model로서 이는 한계파괴폭 bc를 가지고 부분적으로 파괴가 일어난다는 가정하에 해석하는 것으로서, 이때 파괴쪽의 옆면에서의 저항인 끝단면 효과도 고려하여야 한다.

3.1.1 안전율

복합 zone을 가진 사면의 2차원 안정해석에

서 해석 model을 Bishop의 간편법을 이용하여 활동원의 중심에 대한 모멘트 항으로 정의한 2차원 안전율(factor of safety : F_{2D})은 아래와 같다.^{3, 7, 15)}

$$F_{2D} = \frac{M_R}{M_s} = \frac{b r \sum S_j L_j}{b \sum W_j a_j} \quad (19)$$

M_R : 저항 moment = 거동함수에서 R

M_s : 회전 moment = 거동함수에서 S

한편, 3차원 사면 안정해석에서는 그림 2처럼 파괴면이 제방축 방향으로 유한길이 b를 따라 일어난다고 할 때 복합 zone 사면의 3차원 안정해석에서 안전율(F_{3D})은 다음과 같이 정의되어진다.^{3, 16)}

$$F_{3D} = \frac{M_{R \cdot b}}{M_{s \cdot b}} = \frac{b r \sum S_{bj} L_j + R_e}{b \sum W_j a_j} \quad (20)$$

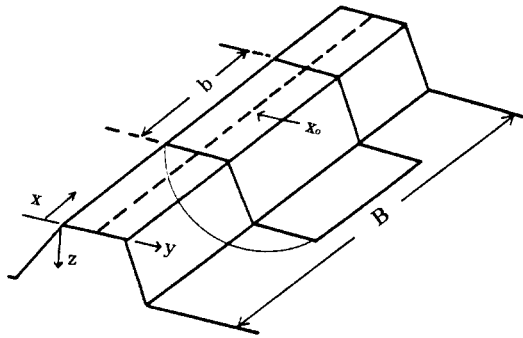


그림 2 View of Embankment and Failure Area

3차원 사면 안정해석 model에서 끝단면 효과(end-effect)의 영향은 파괴가 일어나는 축방향의 폭이 무한히 크면 비교적 영향이 작게 미치지만 파괴사면의 길이에 비하여 축방향의 폭 b가 좁으면 end restraint(R_e)의 영향은 상당히 크다.

R_e는 저항 moment에 더해지며 아래와 같이 쓸 수 있다.^{4, 12, 17)}

$$R_e = \sum \bar{S}_i r_i A_i \quad (21)$$

한계 파괴폭, b_c를 구하는 식은 Vanmarcke에 의해 개발되었다.¹⁶⁾ 다음절에서 사용되는 요소인 신뢰도 지수, β_b가 증가할수록 파괴확률(P_f)

이 적으므로 β_b에 대한 미분으로부터 β_b가 최소일 때의 b값을 한계 파괴폭(b_c)이라 하며 3차원 사면 안정해석에서 파괴확률이 최소가 되는 한계 파괴폭(b_c)은 아래식으로 나타낼 수 있다.

$$b_c = \frac{\bar{F}_s}{\bar{F}_s - 1} d_o \quad (22)$$

여기서 \bar{F}_s : 2차원 안전율의 평균 = F_{2D}

d_o : 2A/L

A : 파괴사면 단면적

L : 파괴사면 길이

3. 1. 2 안전율의 표준편차

복합 zone 사면의 2차원 안정해석에서 안전율의 표준편차(F_{2D})는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \tilde{F}_{2D} &= \frac{\tilde{M}_R}{M_s} \\ &= \frac{r^2 [\sum (\bar{c}_j^2 + (\sigma_i - \bar{u}_j)^2 \tan^2 \bar{\phi}_j) L_j^2] + r^2 [\sum (\tan^2 \bar{\phi}_j \bar{u}_j^2) L_j^2]}{\{\sum (W_j a_j)\}^2} \\ &= \tilde{F}_s^2 + \tilde{F}_u^2 \end{aligned} \quad (23)$$

그리고 3차원 사면의 안정해석에서 안전율의 표준편차(F_{3D})는 끝단면의 불확정성을 무시한다고 가정하면 식 24)와 같이 쓸 수 있다.

$$\begin{aligned} \tilde{F}_{3D} &= \frac{\tilde{M}_{R \cdot b}}{M_{s \cdot b}} \\ &= \frac{r^2 [\sum (\bar{c}_{bj}^2 + (\sigma_i - \bar{u}_{bj})^2 \tan^2 \bar{\phi}_{bj}) L_j^2] + r^2 [\sum (\tan^2 \bar{\phi}_{bj} \bar{u}_{bj}^2) L_j^2]}{\{\sum (W_j a_j)\}^2} \\ &= \tilde{F}_s^2 + \tilde{F}_u^2 \end{aligned} \quad (24)$$

여기서 \tilde{F}_s^2 : 전단강도 변화에 따른 안전율의 분산

\tilde{F}_u^2 : 간극수압 변화에 따른 안전율의 분산

3. 1. 3 사면 안정해석 Program

본 연구에서는 복합 zone 사면의 2차원 안정해석을 위하여는 현재 현업에서 많이 쓰이는 프로그램 "STABL"을 이용하였다. 3차원 안정해석을 위하여는 "STABL"에다 끝단면의 저항효과를 가미한 프로그램 "ESTABL"을 개발하였다. 또 안전율의 표준편차를 식 23) 및 24)로부터 구할 수 있도록 프로그램 "PCOV"를 개발

ZONE DESCRIPTION

ZONE	MATERIAL
1	IMPERVIOUS CORE
2	DECOMPOSED GRAN
3	SAND(FILTER)
4	ROCK
5	IN-SITU SAND

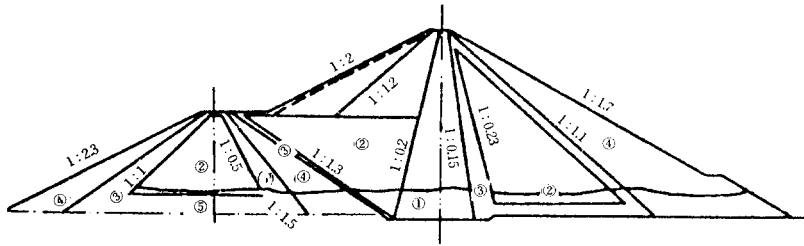


그림 3 A-Dam의 단면도

하였다. 물론 프로그램 “PCOV”를 이용하면 2차원과 3차원 각각에서의 안전율의 표준편차, \bar{F}_{2D} 및 \bar{F}_{3D} 를 다 구할 수 있다.

4. 예제 해석

4.1 Rockfill Dam의 선정 및 개요

본 논문에서 연구한 복합 zone 사면의 신뢰도 해석법을 실제문제에 적용하기 위해 우리나라에 실제 존재하는 A-dam을 대상으로 예제 해석수행을 하였다. A-dam의 제원은 dam 높이가 83.0m, dam 정상 길이 532m, dam 정상 폭 0m, 상류측 사면 1 : 2.0~1 : 2.3, 하류측 경사 1 : 1.7인 중심 core 식 zone 형 earth 및 rockfill dam이다.

특히 core zone 재료는 원래 점토로 계획되었으나, 불투수층 점토가 dam site 상류 약 10km 지점에 있었기 때문에 dam site 부근에 분포되어 있는 화강풍화토를 현장성토실험과 타당성 조사로부터 불투수성재로서 core 재료의 요건을 만족하는 것으로 판단하여 사용하였다.

Dam의 단면도는 그림 3과 같다.

4.2 강도정수의 불확정성 고찰

현장파괴 강도정수(c_f, ϕ_f)의 결과와 각 Case 별 파괴사면의 감소계수(Γ)와 한계 파괴폭(b_c)를 구한 결과, rockfill 재료의 내부마찰각의 현장 시험결과와 ERM 결과치의 평균과 각각의 표준편차 σ, σ' 를 Bayes 정리에 의한 수정된 내

부마찰각의 평균(μ)와 표준편차(σ) 결과를 표 1, 2, 3에 나타 내었다. 또한 복합 zone 사면의 각 case별 2차원 파괴사면에 대한 강도계수의 변동계수, $COV(c_L), COV(\phi_L)$, 축방향 길이에 대한 변동계수 $COV(c_b), COV(\phi_b)$ 를 프로그램 “COV”를 이용하여 파괴사면에 대한 변동계수를 구하여 정리한 것이 표 4이다.

4.3 간극수압의 불확정성 고찰

A-dam의 상류저수위와 하류역 조정치 수위를 각각 EL 160m, EL 96.5m, 로 심벽 zone을 modeling하여 유한요소 program “SEEP”을 이용하여 침투해석을 하였다. 일반적으로 심벽 zone의 투수계수는 이방성이므로 심벽 zone의 위치에 따른 투수계수, $K(x)$ 의 element 상관성에 의한 간극수압의 불확정성을 고려하지 않는 한 수평방향투수계수와 수직방향투수계수와 의 비가 간극수압의 공간적 변화에 의한 불확정성에 영향을 주게된다. 따라서 투수계수의 비의 범위를 문헌조사를 바탕으로 구하고(값5-10),⁸⁾ 분포를 log normal로 가정하여 random generation한 K_h 와 K_v 를 침투해석 프로그램에 입력하여 core층의 각 nodal point에서의 간극수압의 평균을 구하였다. 또한 “SEEP” 침투해석 결과로부터 구한 간극수압의 변동계수 $COV(u') = 0.21$ 실측치 간극수압의 변동계수 $COV(u) = 0.11$ 로부터 Bayes 이론을 이용하여 Updating한 core zone의 각 nodal points에서의 간극수압의 평균(u)과 표준편차(σ)를 구하였으며 그 결과는 표 5와 같다.

표 1 화강토심벽재료 강도정수의 실내시험결과와 현장결과

Zone (·)	실내시험 강도계수		현장파괴강도계수	
	c (t/m ²)	φ (°)	cf (t/m ²)	φr (°)
1	3.84	37.88	3.23	35.23
	6.69	39.27	5.625	36.53
	3.83	39.27	3.22	36.53
	4.43	34.96	3.725	32.52
평 균	4.69	37.84	3.95	35.2

표 2 한계파괴사면의 감소계수(Γ)와 한계파괴폭(bc)

Case(·)	Zone(·)	Ly(m)	Lz(m)	Γ(y)	Γ(z)	Γ(L)	Γ(b)	bc(m)	A(m ²)
시 공 직 후 상 류	1	0.0	0.0	0.00	1.0	0.0	0.00	44.58	4558.3
	2	86.23	66.22	0.723	0.274	0.273	1.0		
	3	55.84	55.45	0.522	0.52	0.37	0.58		
	4	32.01	26.44	0.69	0.759	0.605	0.58		
	5	175.19	35.96	0.29	0.65	0.26	0.58		

표 3 Rockfill 재료의 수정된 내부마찰각

ERM결과 (prior)		마찰각의 현장시험 결과 (likelihood)		Bayes 수정치 (posterior)	
μ'	σ'	평균(x)	표준편차(σ)	μ''	σ''
41.1	11.17	38.56	10.05	39.66	7.47
42.7	11.6	39.6	10.33	40.14	7.58
43	11.7	41.31	10.78	40.12	7.77
43.3	11.77	41.85	10.92	42.52	8.00
43	11.7	38.24	9.98	40.09	7.57
43.4	11.8	39.06	10.19	40.14	7.59
44	11.9	37.47	9.77	41.63	7.86

표 4 파괴사면에 대한 변동계수 결과

Case	Zone	COV(c)		COV(φ)	
		2차원(2D)	3차원(3D)	2D	3D
시공직후 상 류	1	0.0	0.0	0.0	0.0
	2	0.317	0.317	0.271	0.271
	3	0.0	0.0	0.2	0.2
	4	0.0	0.0	0.186	0.189
	5	0.0	0.0	0.2	0.2

표 5 core zone updating한 간극수압

Nodal Point	침투해석 간극수압		실측 간극수압		Updating한 간극수압	
	평균(u')	표준편차(σ')	평균(u)	표준편차(σ)	평균(u'')	표준편차(σ'')
23	3.79	6.47	28.07	3.22	28.61	2.88
25	29.98	6.29	26.19	3.01	25.2	2.54
27	18.43	3.87	18.07	2.07	16.49	1.66
29	6.66	1.39	8.46	0.97	6.53	0.65
63	22.25	4.67	19.16	2.20	18.55	1.87
65	14.92	3.13	18.57	2.13	14.61	1.46
67	12.5	2.62	14.37	1.65	9.51	0.96
69	5.24	1.10	6.13	0.7	5.23	0.52
93	9.16	1.92	12.14	1.39	8.83	0.91
95	9.4	1.97	11.11	1.27	9.5	0.95
97	7.23	1.51	11.07	1.25	7.1	0.7

4.4 복합 Zone 사면의 안정해석

4.4.1 파괴사면의 안전율과 안전율의 변동계수 결과

복합 zone을 가진 rockfill dam의 사면안정해석에서 검토된 각 case별 파괴사면의 2차원 안전율(F_{2D})은 강도계수(c, ϕ)의 실내실험결과치를 그대로 이용한 경우와 수정계수를 고려하여 준 경우를 각각 프로그램 "STABL"에 입력하여 구하였으며 3차원 안전율(F_{3D})은 끝단면효과(R_e)를 고려하도록 개발된 3차원 사면안정해석 프로그램 "ESTABL"을 이용하여 표 6 및 표 7과 같은 결과를 구하였다.

2차원 안전율의 변동계수, $COV(F_{2D})$ 와 3차원 안전율의 변동계수, $COV(F_{3D})$ 의 해석에서는 파괴사면을 통과하는 각 zone의 설계변수들의 변동계수를 각 case 별로 program "COV"를 이용하여 구하였다.

특히 core zone 간극수압(u)과 rockfill 재료의 내부마찰각(ϕ)의 $COV(\phi)$ 는 Bayes 정리에 의한 updating값도 구하였다. 이러한 각종 강도 정수의 변동계수로부터 안전율의 변동계수를 구하기 위하여 개발한 프로그램 "PCOV"에 입력하여 각 case 별 2차원, 3차원 안전율의 변동계수를 표 8 및 표 9와 같이 구하였다.

표 6 강도정수의 실내실험결과치를 그대로 입력한 안전율의 평균

Case(·)	2차원평균안전율 (F_{2D})	3차원평균안전율 (F_{3D})	한계나비 $b_c(m)$
만수위 상류	2.372	2.466	18.53
만수위 하류	1.931	2.547	61.69
시공직후 상류	2.12	2.341	44.58
시공직후 하류	1.84	2.27	71.18
수위급강하	1.607	1.770	58.94

표 7 수정계수를 고려한 강도정수를 입력한 경우의 안전율의 평균

Case(·)	2차원평균안전율 (F _{2D})	3차원평균안전율 (F _{3D})	한계나비 b _c (m)
만수위 상류	2.219	2.389	18.53
만수위 하류	1.806	2.467	61.69
시공직후 상류	1.983	2.268	44.58
시공직후 하류	1.724	2.206	71.18
수위급강하	1.503	1.717	58.94

표 8 설계변수를 updating하지 않은 경우의 안전율의 변동계수

Case(·)	2차원 안전율의 변동계수 COV(F _{2D})	3차원 안전율의 변동계수 COV(F _{3D})
만수위 상류	0.13	0.11
만수위 하류	0.24	0.21
시공직후 상류	0.21	0.18
시공직후 하류	0.21	0.25
시공 급강하	0.24	0.17

표 9 설계변수를 updating한 경우의 안전율의 변동계수

Case(·)	2차원 안전율의 변동계수 COV(F _{2D})	3차원 안전율의 변동계수 COV(F _{3D})
만수위 상류	0.12	0.10
만수위 하류	0.23	0.21
시공직후 상류	0.20	0.17
시공직후 하류	0.25	0.24
시공 급강하	0.24	0.16

4.4.2 복합 Zone 사면의 안전율의 평균과 안전율의 변동계수 결과고찰

2차원 안전율(F_{2D})과 3차원 안전율(F_{3D})의 비(F_{3D}/F_{2D})는 만수위 상류가 F_{3D}/F_{2D}=1.07, 만수위하류가 F_{3D}/F_{2D}=1.36등으로 나타나며 각 case별 2차원, 3차원 안전율의 비(F_{3D}/F_{2D})의 평균 F_{3D}/F_{2D}=1.19의 값을 나타내서 end effect 효과도 상당히 큼을 알 수 있었다. 또 강도정수의 실내실험자체의 값과 수정계수를 고려한 결과를 사면 안정해석 프로그램에 입력

시켜 각각의 안전율을 구하여 비교한 결과 수정계수를 고려하지 않은 경우의 안전율, F_s(lab)이 고려한 결과의 안전율, F_s(field)보다 약 1.05배 정도 크게 나타났다.

3차원 안전율의 변동계수, COV(F_{3D})의 각 case별 분포는 0.10~0.24의 값으로 2차원의 경우와 비슷한 경향을 보이는데 특히 만수위 하류시와 시공직후 하류시는 critical 파괴사면이 core zone을 통과하는 연고로 전체불확정성에 간극수압의 불확정성이 포함되어 안전율의 변동계수 값이 크게 나타나게 됨을 볼 수 있다.

4. 4. 3 파괴확률에 대한 결과 및 결과고찰

복합 zone 사면의 2차원 안정해석과 3차원 안정해석을 이용하여 구한 2차원 파괴확률(P_{r2D})과 3차원 파괴확률(P_{r3D})의 결과가 그림 4와 그림 5에 각각 나타나 있다. 위의 결과를 비교하여 보면 3차원 사면안정해석시 구한 파괴확률(P_{r3D})이 2차원 파괴확률 보다 약 3.3~3.6 배 정도 크게 나타난다. 이는 3차원 파괴확률에서는 댐의 축방향을 따라 한계파괴폭, bc로서 어느 곳에서나 파괴가 일어날 가망성이 있다는 소위 system reliability 개념을 이용하여 파괴확률을 구한 연유로 생각되며, 따라서 3차원 파괴 model이 더 합리적인 것으로 사료된다. 또한 사면의 안전율과 파괴 확률과의 관계에서 2차원 사면 안정해석에서는 안전율(F_{r2D})이 증가함에 따라 파괴확률(P_{r2D})이 급격히 감소하는 경향을 보이거나 3차원 사면안정해석에서는 안전율(F_{r3D})이 증가하여도 파괴확률(P_{r3D})의 감소율이 2차원 경우보다 훨씬 적은 경향을 보여 3차

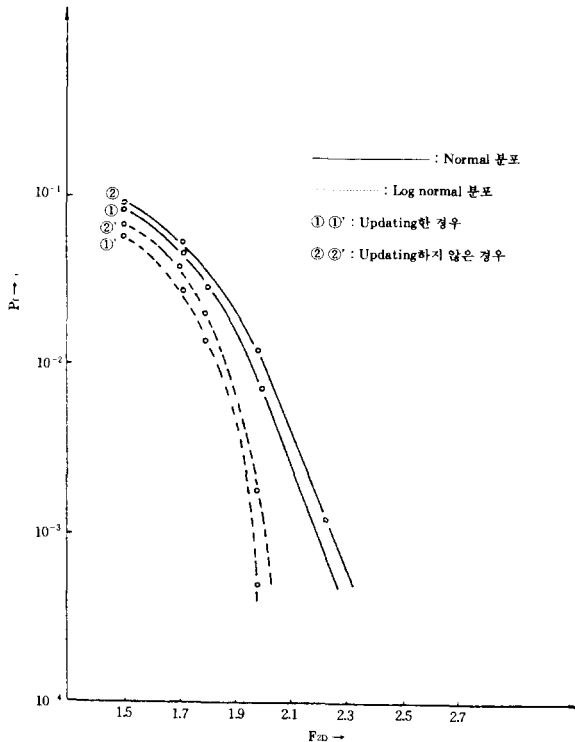


그림 4 2차원 사면안정해석시 안전율과 파괴확률과의 관계

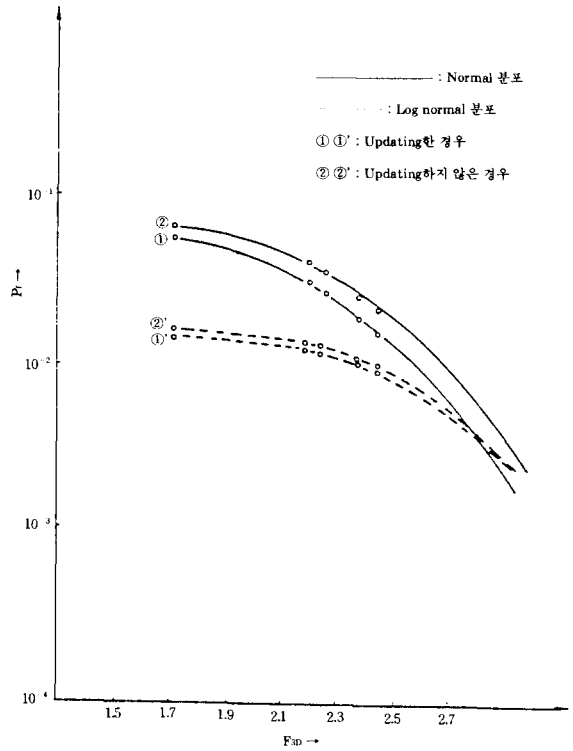


그림 5 3차원 사면안정해석시 안전율과 파괴확률과의 관계

원 사면안정은 안전율의 평균값보다는 그 불확정성이 파괴확률에 더 큰 영향을 미침을 보여 준다.(그림 4, 그림 5)

4.5 민감도 해석 고찰

강도정수인 점착력과 내부마찰각 중에서 어느 값이 전체 파괴확률에 더 민감한가를 조사하기 위하여, 강도정수(c, ϕ)의 변동계수, COV(c), COV(ϕ)를 각각, 0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5로 변화시켜서 각 경우에 대한 파괴확률을 구하였으며, 이를 그림 6 및 그림 7에 나타내었다.

결과를 보면 점착력(c)의 변동계수, COV(c)의 변화가 마찰각 변동계수, COV(ϕ)의 변화보다 파괴확률에 민감하게 변화함을 보여주며 강도정수의 변동계수인 COV(c), COV(ϕ)의 변화에 따른 파괴확률의 변화는 3차원 사면파괴확률의 변화와 2차원 사면파괴확률의 변화가 민감함을 보여준다.

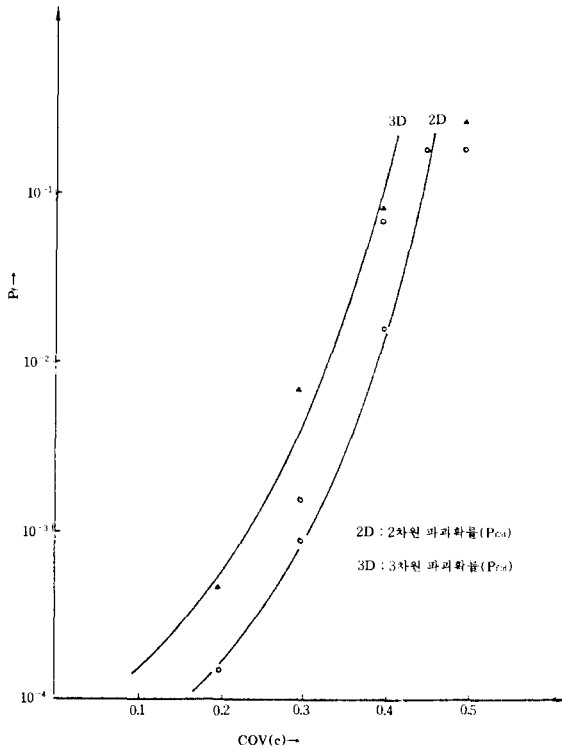


그림 6 COV(c)와 Pf와의 관계

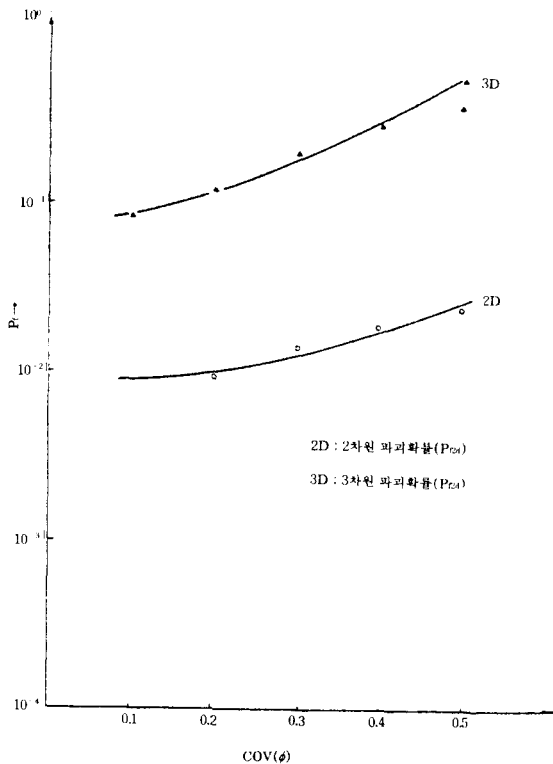


그림 7 COV(phi)와 Pf와의 관계

5. 결 론

본 연구의 결론은 다음과 같다.

1. 복합 zone사면의 안정해석에서 2차원 안전율(F_{2D})과 3차원 안전율(F_{3D})을 각 case별로 비교분석한 결과 3차원 안전율(F_{3D})이 2차원 안전율(F_{2D})보다 수치적으로 크게 나타났다.

다시 말하여 end restraint 효과가 상당히 큼을 알 수 있다. 또 강도 정수의 실내 실험값과 수정계수를 감안하여 준 현장값으로 사면의 안정해석을 한 결과 실내실험값으로 구한 안전율(F_{slab})이 수정계수의 적용을 하여서 구한 현장값으로 구한 안전율(F_{sfield})보다 수치적으로 약간 크게 나타난다. 다시 말하여 실내 실험결과를 수정없이 그대로 사용한 경우 불안진축 설계가 될 수도 있음을 보여준다.

2. rockfill재료의 내부 마찰각(ϕ)과 간극수압(u)을 Bayes 방법으로 updating한 경우가 updating하지 않은 경우보다 파괴확률(Pf)이 2차원 사면 안정해석에는 약 40%, 3차원 사면 안정해석에는 약 25% 정도 적게 타나남을 볼 수 있어서 기초설계치로 설계를 마친 후 사공 중 혹은 추가로 각종 계측치가 있을 때 updating이론을 이용하여 신뢰도를 증가시킬 수 있음을 보여준다.

3. 복합 zone 사면의 안전율과 파괴 확률과의 관계에서 2차원 사면 안정해석에서는 안전율(F_{2D})이 증가함에 따라 파괴 확률(P_{F2D})이 급격히 감소하는 경향을 보이나 3차원 사면안정해석에서는 안전율(F_{3D})이 증가하여도 파괴확률(P_{F3D})의 감소율이 2차원 경우보다 훨씬 적은 경향을 보인다. 이는 3차원 사면안정은 근본적으로 system reliability 문제이므로 안전율의 평균값보다는 그 불확정성이 파괴확률에 더 큰 영향을 미침을 보여준다.

4. 강도 계수인 점착력과 배수 마찰각의 변동 계수 변화에 의한 파괴확률의 변화는 COV(c)가 COV(phi)보다 민감하게 영향을 미침을 보여 주며 점착력(c)의 예측이 사면안정에 더 큰 영향을 주므로 점착력의 추정에 더 큰 주의를 기울여야 할 것으로 사료된다.

참고문헌

1. Ang, A.H-S. & Tang, W.H.(1984), "Probability Concepts in Engineering Planning and Design", Vol.I, John Wiley & sons, Inc., pp.349~376.
2. Ang, A.H-S. & Tang, W.H.(1984), "Probability Concepts in Engineering Planning and Design", von. II, John Wiley & Sons, Inc., pp.333~434.
3. Anderson, M.G. & Richards, K.S.(1987), "Slope Stability", John Wiley and Sons Ltd., pp.110~140.
4. Bergado, D.T. & Ju, Y.C.(1987), "Probabilistic Computer Modeling of A Rockfill Dam : A Case of Khoa Leam Dam, Thailand", Japanese Society of Soil Mechanics and Foundation Engineering, pp.47~64.
5. Bergado, D.T. & Anderson, L.R.(1985), "Stochastic Analysis of Pore Pressure Uncertainty for the Probabilistic Assessment of the Safety of Earth slopes", Soil and Foundation, vol.25, No.2, pp.53~76.
6. Bishop, A.W.(1985), "The Use of Pore Pressure Coefficients in Practice", Geotechnique Vol.4, No.4, pp.91~111.
7. Bishop, A.W. & Morgenstern, N. R.(1985), "Stability Coefficients for Earth Slopes", Geotechnique Vol.5, No.4,
8. Hachich, W.C.(1981), "Seepage-Related Reliability of Embankment Dams", PH.D.Dissertation, M.I.T.
9. Hachich, W. & Vanmarcke, E.H.(1983), "Probabilistic Updating of Pore Pressure Fields", Journal of Soil Mech and Found. Eng. Div., ASCE. Vol.109, No.3, pp.373~387.
10. Lambe, T.W. & Whitman, R.V.(1969), "Soil Mechanics", John Wiley and Sons, Inc., New York. N.Y.
11. Li, K.S. & Lumb. P.(1987), "Probabilistic design of slopes" Canadian Geotechnical, J. 24, pp.520~535.
12. Kitchell, J.K., Hooper, D.R. & Campanella, R.G.(1965), "Permeability of Compacted Clay", Journal of Soil mech. and Found. Div., ASCE, Vol.92, No.SM 4, pp.115~127.
13. Neumann, S.P.(1973), "Saturated-Unsaturated Seepage by Finite Elements", Journal of Hydraulics Division, ASCE, Vol.99, No. HY 12.
14. Siegel, Ronald A.(1978), "STABL USER MANUAL", Purdue University
15. Vanmarcke, E.H.(1977), "Probabilistic Modeling of Soil Profiles", Journal of Soil Mech and Found. Eng. Div., ASCE, Vol.103, No.GT 11, pp.1227~1261.
16. Vanmarcke, E.H.(1977), "Reliability of Earth Slopes", Journal of Soil Mech and Found. Eng. Div., ASCE, vol.103, No.GT 11, pp.1247~1263.
17. Wu, T.H. & Kraft, L.M.(1977), "Safety Analysis of Slope", Journal of the Soil Mech and Found. Eng. Div., ASCE, Vol.96, No.SM 2, proc, pp.80~86.

(접수일자 1991. 4. 22)