

홍수 시 콘크리트 중력식댐의 위험도 분석을 위한 파괴확률 산정

조수진 · 신성우* · 심성한** · 임정열***

서울시립대학교 토목공학과 · *부경대학교 안전공학과
울산과학기술원 도시환경공학부 · *한국수자원공사 연구원
(2016. 8. 31. 접수 / 2016. 10. 31. 수정 / 2016. 11. 4. 채택)

Failure Probability Assessment for Risk Analysis of Concrete Gravity Dam under Flood

Soojin Cho · Sung Woo Shin* · Sung-Han Sim** · Jeong-Yeul Lim***

Department of Civil Engineering, University of Seoul

*Department of Safety Engineering, Pukyong National University

School of Urban and Environmental Engineering, UNIST · *K-water Institute

(Received August 31, 2016 / Revised October 31, 2016 / Accepted November 4, 2016)

Abstract : This study aims to estimate the failure probability of concrete gravity dams for their risk analysis under flood situation. To the end, failure modes of concrete gravity dams and their limit state functions are proposed based on numerous review of domestic and international literatures on the dam failure cases and design standards. Three failure modes are proposed: overturning, sliding, and overstress. Based on the failure modes the limit state functions, the failure probability is assessed for a weir section and a non-weir section of a dam in Korea. As water level is rising from operational condition to extreme flood condition, the failure probability is found to be raised up to the warning condition, especially for overturning mode at the non-weir section. The result can be used to reduce the risk of the dam by random environmental variables under possible flood situation.

Key Words : concrete gravity dam, failure probability analysis, risk analysis, flood

1. 서론

우리나라의 현행 댐 안전 관리 체계는 주기적/정기적 안전 점검 및 진단의 실시, 안전 점검 및 진단 결과를 이용한 댐 제체 및 부속 시설물의 안전성 평가, 안전성 평가 결과에 따른 후속 대응 조치 실시와 같은 일련의 절차로 구성되어 있다¹⁾. 한편, 선진국의 댐 안전 관리 체계는 2000년대 이전에는 우리나라와 유사한 댐 안전 관리 체계를 유지하고 있었으나, 2003년 ANCOLD (Australian National Committee on Large Dams)에서 위험도 평가를 바탕으로 한 댐 안전 관리 Guideline을 제정된 이후로 위험도 기반 댐 안전 관리 체계로의 전환이 빠르게 이루어지고 있다^{2,3)}. 기존의 댐 안전 관리 체계와 위험도 기반 댐 안전 관리 체계의 가장 큰 차이점은 확률론적(probabilistic) 위험도를 안전 관리에 도입함으로써,

불확실한 미래의 상황에 대해 선제적 대응이 가능하다는 점이다^{2,4)}. 최근 전세계적으로 기후변화에 따른 극단적/단기적 집중 호우 및 홍수와 같은 사건(event)들이 급증하고 있으며, 그에 따라 미래의 수리수문학적 현상에 대한 불확실성이 점점 증대되고 있다^{1,4)}. 이에 따라, 우리나라의 댐 안전 관리 체계도 미래의 불확실한 위험 요인에 대한 선제적 대응 방안을 마련할 수 있는 위험도 기반 댐 안전 관리 체계로의 전환을 모색하고 있다.

우리나라의 댐은 지형적인 요인 때문에 필댐, 콘크리트 중력식댐 형식으로 대부분 건설되었으나, 대댐 기준(높이 15.0 m 이상, 또는 높이 10~15 m로서 길이가 2,000 m 이상, 또는 저수용량이 300만 m³ 이상)에 해당되는 콘크리트 중력식댐의 수는 전체 대댐 대비 약 2% 정도로 매우 낮은 비율을 차지하고 있다⁵⁾. 이로 인해 위험도 기반 댐 안전 관리 체계 구축에 대한 기준

* Corresponding Author : Sung Woo Shin, Tel : +82-51-629-6473, E-mail : shinsw@pknu.ac.kr
Department of Safety Engineering, Pukyong National University, 45 Yongso-ro, Nam-gu, Busan 48513, Korea

연구는 주로 필댐에 대한 연구에 치중되어 있으며, 상대적으로 콘크리트 중력식댐에 대한 연구는 많이 이루어지지 않은 실정이다. 그러나 대부분의 콘크리트 중력식댐이 주요 수계에 건설되어 있으므로⁵⁾, 콘크리트 중력식댐이 파괴되어 저수 기능을 상실할 경우에는 주요 수계의 하류 유역에서의 막대한 인적/물적 피해를 야기할 수 있다. 따라서, 콘크리트 중력식댐에 대해서도 위험도 기반 안전 관리 체계의 구축과 관련한 연구를 수행할 필요성이 있다.

위험도 기반 파괴확률 산정 시 위험도(Risk)는 파괴(Failure)의 발생 확률과 파괴의 결과의 곱으로 나타난다⁴⁾. 즉, 어떠한 파괴에 대한 위험도를 분석하기 위해서는 파괴의 발생 확률에 대한 산정이 필요하며, 이때 미래의 불확실성은 파괴확률 산정 과정에서 확률적인 변량으로 고려된다. 파괴의 발생 확률을 정의하기 위해서는 각각의 파괴모드(유형)를 정의하고, 파괴 발생 여부를 평가할 수 있는 파괴 기준을 마련하여야 한다. 일반적으로 댐 설계 시 고려되는 홍수나 지진과 같은 외적 하중의 산정 방식은 댐 형식에 따른 차이가 없으나, 외적 하중의 작용에 의한 댐체의 거동은 댐 형식 및 재료에 따라 다르게 나타난다. 따라서 위험도 평가에서 고려하여야 할 콘크리트 중력식댐의 파괴모드는 필댐 등의 파괴모드와는 다를 수밖에 없다. 따라서, 콘크리트 중력식댐의 위험도 기반 안전 관리 체계 구축을 위해서는 콘크리트 중력식댐의 파괴모드에 따른 파괴 기준과 그에 적합한 파괴확률 산정 방법의 정립이 필요하다.

본 연구에서는 콘크리트 중력식댐의 위험도 분석을 위한 파괴모드를 정의하고, 홍수 시 댐의 수위 변화에 따른 파괴모드의 발생 확률을 확률론적으로 산정하였다. 우선 국내외 콘크리트 중력식댐 관련 문헌 및 사례조사를 통하여 발생가능한 파괴모드와 그에 따른 한계상태방정식을 정의하였다. 이를 바탕으로, 국내에 위치한 콘크리트 중력식댐의 월류부와 비월류부 한 블록씩을 대상으로 하여 위험도 분석을 수행하였다. 다양한 환경 변수들을 확률적으로 정의한 뒤, 수위 변화에 따른 각 파괴모드의 발생확률을 First-order reliability method(FORM)와 Monte Carlo Simulation(MCS)을 이용하여 산정함으로써, 수위 변화에 따른 예제 댐의 위험도를 평가하였다.

2. 콘크리트 중력식댐의 홍수 시 파괴모드 및 한계상태방정식

콘크리트 중력식댐의 안전성 평가를 위해서는 우선 어떤 상태를 파괴로 볼 것이냐에 대한 기준이 필요하다. 일반적으로 파괴는 반드시 물리적 파괴 상태만을

지칭하는 것은 아니며, 구조물의 유지관리 및 안전성 평가에 필요한 특정한 기준(예: 허용응력)을 충족하지 못하는 상태를 파괴 상태로 정의할 수 있다. 따라서 파괴 상태에 대해서는 여러 가지 다른 정의가 있을 수 있다. 본 장에서는 콘크리트 중력식댐의 안전성 평가에 있어서 현재 적용되고 있는 국내/외의 파괴 기준을 바탕으로, 실제 콘크리트 중력식댐에 대하여 활용가능한 홍수 시 파괴모드와 그 한계상태방정식을 제안하였다.

2.1 콘크리트 중력식댐의 파괴 원인 및 유형

우리나라에서는 아직까지 콘크리트 중력식댐의 붕괴 사례가 보고된 바 없으나, 외국의 경우에는 콘크리트 중력식댐의 붕괴가 여러 차례 보고된 바 있다¹⁰⁾. 1995년 ICOLD(International Commission on Large Dams)에서는 콘크리트 중력식댐의 붕괴 사례들을 조사하여 붕괴 발생 원인을 보고하였다¹¹⁾. 그에 따르면 전체 붕괴 수의 50% 이상이 기초 지반의 불충분한 전단강도나 내부 침식 등과 같이 댐 기초부 및 양안 접속부(Abutment)와 관련된 원인으로 발생한 것으로 나타났다. 또한 월류, 양압력 등도 콘크리트 중력식댐의 주요한 붕괴 원인으로 작용하고 있었다. 실제로 미국의 FEMA(Federal Emergency Management Agency) 또한 기초부와 접속부의 파괴, 월류, 양압력, 콘크리트 균열이 가장 주요한 붕괴 원인이라 보고한 바 있다¹²⁾.

국내/외 댐 설계 기준 등에서 정의하는 콘크리트 중력식댐의 파괴모드는 ICOLD 및 FEMA에서 분석한 붕괴 원인들에 의하여 나타날 수 있는 파괴모드로서, 크게 전도(Overturning)와 활동(Sliding), 과응력(Overstress)과 관련한 파괴모드로 나눌 수 있다¹³⁻¹⁴⁾. 전도는 댐 전체 또는 댐체의 부분 콘크리트 블록의 전도를 유발하는 전도모멘트가 이 전도에 저항하는 복원모멘트보다 클 경우, 댐체의 하류나 상류 끝단(Toe)를 기준으로 뒤집어지는 경우를 말한다. 활동은 댐 상류의 수위가 높아지면서 상류의 물과 퇴적토의 횡압력이 기초부의 마찰력을 넘어서면서 댐 전체 또는 댐체의 부분 콘크리트 블록이 미끄러지는 경우를 말한다. 과응력은 다른 파괴모드와는 달리 국부 파괴모드(Local Failure Mode)로서, 댐체 전체의 즉시적인 파괴가 아닌 댐체 내부나 댐체와 기초 연결부에 균열을 유발하는 경우이다. 과응력이 발생하면 균열부에 물이 유입되어 댐체에 양압력(Uplift Pressure)으로 작용하게 되며, 이로 인해 댐체 전체 또는 균열부 상부 콘크리트 블록의 전도나 활동 파괴가 발생할 수 있어 대부분의 댐 설계 기준에서는 과응력을 콘크리트 중력식댐의 중요한 파괴모드로 고려하고 있다.

2.2 콘크리트 중력식댐의 파괴모드별 한계상태방정식

한계상태식은 저항(Resistance)과 외력(Force)의 함수이며, 일반적으로 다음과 같은 형태로 표현된다.

$$g = Resistance - Force \quad (1)$$

위의 세 가지 파괴모드에 대하여 국내의 댐 안전점검 및 정밀안전진단 세부지침¹⁾과 댐 설계 기준¹³⁾, 미국의 FEMA¹²⁾, 일본의 JCOLD(Japan Commission on Large Dams)¹⁵⁾, 캐나다의 CDA(Canadian Dam Association)¹⁶⁾, 스웨덴의 RIDAS(Swedish Hydropower Industry)¹⁷⁾의 콘크리트 중력식댐 파괴모드별 안전성 평가 기준을 고려하여 산정한 각 파괴모드별 한계상태방정식(Limit State Function)은 다음과 같다.

(1) 전도 (Overturning)

전도에 대한 안전성 평가 시 기준식은 모멘트 안전율 또는 편심 거리가 많이 이용된다. 모멘트 안전율의 경우 Fig. 1(a)와 같이 외력에 해당하는 전도 모멘트(M_O)와 저항에 해당하는 안정 모멘트(M_R)를 이용하여

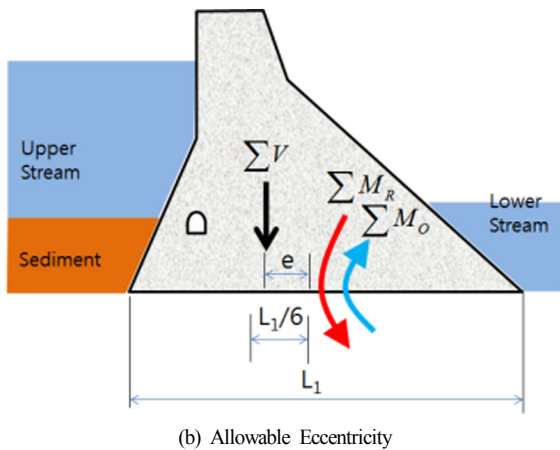
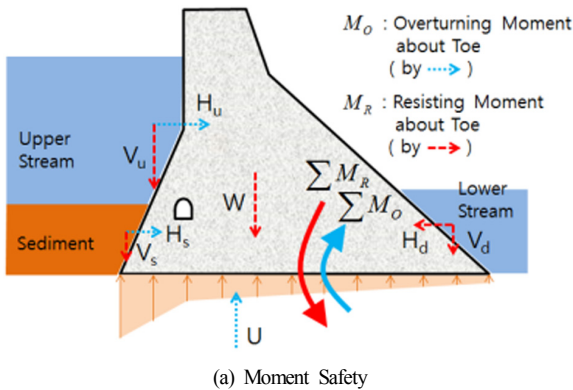


Fig. 1. Failure mode: Overturning.

한계상태식을 다음과 같이 정의할 수 있다.

$$g = \sum M_R - \sum M_O \quad (2)$$

한편, 전도의 경우 Fig. 1(b)와 같이 합력 작용점의 편심 거리에 따라라도 안전성 평가가 가능하며, 다음과 같은 한계상태식으로 나타낼 수 있다.

$$g = e_a - \left(\frac{L}{2} - \frac{\sum M_R - \sum M_O}{\sum V} \right) \quad (3)$$

여기에서 e_a 는 허용 편심 거리(일반적으로 $L/6$)이며, L 은 기초면의 길이, V 는 댐 기초면에 작용하는 수직력이다. 참고로 Fig. 2에서 W 는 댐의 자중(Weight), U 는 양압력(Uplift Force), H_u, V_u 는 상류 물에 의해 댐체에 가해지는 수평력과 수직력, H_d, V_d 는 하류 물에 의해 댐체에 가해지는 수평력과 수직력, H_s, V_s 는 상류방향의 퇴적토에 의하여 댐체에 가해지는 수평력과 수직력을 의미한다.

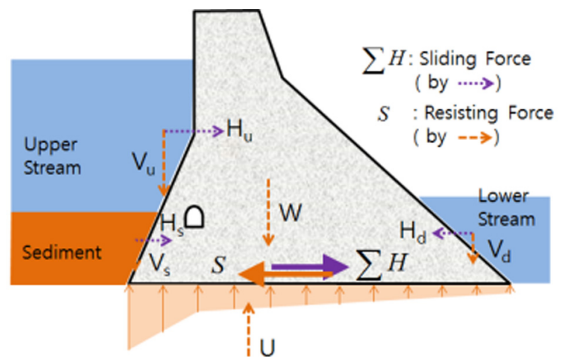


Fig. 2. Failure mode: Sliding.

(2) 활동(Sliding)

활동에 대한 안전성 평가 시 기준식은 전단마찰 안전율을 주로 이용한다. Fig. 2와 같이 외력에 해당하는 수평력의 합력($\sum H$)과 저항에 해당하는 전단마찰력(S)을 이용하면 한계상태식은 다음과 같이 표현된다.

$$g = S - \sum H \quad (4)$$

이때 $S = \frac{cA_h}{\cos\alpha(1 - \tan\phi \tan\alpha)} + \sum V \tan(\phi + \alpha)$ (가상 활동 파괴면이 수평면과 경사각 α 를 이루는 경우), 또는 $S = cA_h + \sum V \tan\phi$ (가상 활동 파괴면이 수평면인 경우($\alpha = 0^\circ$))로 산정한다. c 는 가상 활동 파괴면의 점착계수(Cohesion), ϕ 는 가상 활동 파괴면의 마찰계수,

A_i 는 가상 활동 파괴면의 면적으로 2D구조물의 경우 L 과 같다.

(3) 과응력(Overstress)

과응력 관련 안전성 평가 시 기준식은 댐 기초 지반의 지지력과 댐체 콘크리트에 대한 과응력에 대한 안전성 평가가 주로 이용된다. 댐 기초 지반의 지지력의 경우 보 모델을 기반으로 구한 응력식이 주로 이용되고 있으며, 이 식으로 구한 최대 응력이 기초 지반의 허용 지지력을 초과할 경우에 기초 지반이 파괴된 것으로 평가한다. 따라서, 외력에 해당하는 최대 응력(σ_{max})과 저항에 해당하는 지반 허용 지지력(q_a)를 이용하면, 다음과 같은 한계상태식의 유도가 가능하다.

$$g = q_a - \sigma_{max} = q_a - \left[\frac{\sum V}{L} \left(1 \pm \frac{6e}{L} \right) \right] \quad (5)$$

댐체 콘크리트에 대한 과응력 평가는 인장 주응력(또는 압축 주응력)과 허용 인장 강도를 많이 이용한다. 따라서, 외력에 해당하는 최대 인장(또는 압축) 주응력($\sigma_{p,max}$)과 저항에 해당하는 허용 인장(또는 압축) 강도(σ_a)를 이용하면, 다음과 같은 한계상태식의 유도가 가능하다.

$$g = \sigma_a - \sigma_{p,max} \quad (6)$$

3. 파괴확률 산정 이론

3.1 First Order Reliability Method (FORM)

Ang and Cornell에 의해 제안된 2차 모멘트 신뢰도 기법은 확률변수의 분포형태와 고차 모멘트를 고려하지 않고, 확률변수의 평균과 표준편차만을 이용하여 파괴확률을 계산할 수 있다⁶⁾. 평균과 표준편차를 추정하기 위해 다음과 같은 1차 테일러 근사를 사용한다.

$$z = g(x) \simeq g(\mu_x) + \sum_{i=1}^n \frac{\partial g}{\partial x_i} \Big|_{x=\mu_x} (x_i - \mu_{x_i}) \quad (7)$$

여기에서 n 은 확률변수의 개수이며, μ_x 는 모든 확률변수 x 의 평균값을 의미한다. 고차항을 고려하지 않고 1차식으로 한계상태 방정식을 근사하면, 평균과 표준편차의 근사값은 다음과 같다.

$$\mu_z \simeq g(\mu_x) \quad (8)$$

$$\begin{aligned} \sigma_z^2 &\simeq \sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial g}{\partial x_i} \Big|_{x=\mu_x} \right)^2 \sigma_{x_i}^2 \\ &+ 2 \sum_{i=1}^{n-1} \sum_{j=i+1}^n \left(\frac{\partial g}{\partial x_i} \Big|_{x=\mu_x} \right) \left(\frac{\partial g}{\partial x_j} \Big|_{x=\mu_x} \right) \sigma_{x_i} \sigma_{x_j} \rho_{x_i x_j} \\ &= \nabla g \sum_{xx} \nabla g^T \end{aligned} \quad (9)$$

파괴확률 P_f 은 다음과 같이 정의할 수 있다.

$$\beta = \frac{\mu_z}{\sigma_z} = \frac{g(\mu_x)}{\sqrt{\nabla g \sum_{xx} \nabla g^T}} \quad (10)$$

$$P_f = \Phi(-\beta) \quad (11)$$

즉 신뢰성지수 β 를 갖는 설계점(Design Point)은 2차 모멘트(Second Moment)까지 이용하여 표현한 한계상태 방정식의 1차 근사 평균값에서 정의된다. MVFOSM ((Mean Value, First Order Second Moment)은 사용하기 간단하고 확률변수의 분포를 몰라도 되는 장점이 있지만, 한계상태 방정식의 정의에 따라 변화하는 설계점(과 그에 따른 신뢰성지수)을 찾게 되는 단점이 있다. Hasofer-Lind는 이러한 단점을 극복하기 위하여, 반복 기법을 이용하여 모든 동등한 한계상태 방정식에 대해 같은 설계값을 찾는 수정된 방법을 제안하였다⁷⁾. 이 방법은 평균값 대신에 아래와 같이 설계점(x^*)에서 한계상태방정식을 적용한다.

$$\beta = \frac{\nabla g(x^*)(\mu_x - x^*)}{\sqrt{\nabla g(x^*) \sum_{xx} \nabla g(x^*)^T}} \quad (12)$$

일반적으로 이 설계점을 미리 알 수 없으므로, 설계점은 Fig. 3에 나타낸 반복기법을 이용하여 찾을 수 있다⁸⁻⁹⁾. 현재점에서의 한계상태 방정식의 접면(Tangential Plane, 붉은색 면)과 표준정규분포 도메인이 교차하는 직선(파란 점선)을 구하고, 직선 상에서 원점과 가장 가까운 점이 다음 단계(Step)의 확률변수 값이 된다. 이때 한계상태 방정식의 값이 미리 정한 값(Threshold)보다 작을 때까지 반복한다.

3.2 Monte Carlo Simulation (MCS)

한계상태 방정식이 비선형성이 크거나 매우 복잡하게 정의되는 경우, 설계점의 결정이 쉽지 않거나 설계점으로부터 산정한 확률이 정확하지 않을 수 있다. Monte Carlo Simulation(MCS)은 확률변수의 시뮬레이션과 구조계의 반복된 해석에 의한 구조계의 파괴확률을 직접적으로 계산하는 방법으로, 개념상으로는 간단하고 컴퓨터

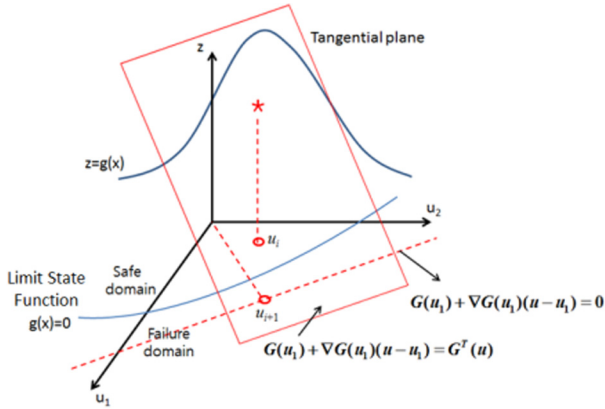


Fig. 3. Schematic of Hasofer-Lind iterative algorithm.

프로그램으로 구현하기 쉬운 기법이다⁹⁾. 먼저 각 확률변수의 확률분포에 따라 무작위로 값을 발생시키고, 발생된 확률변수 값에 대응하는 한계상태 방정식의 값을 계산한다. 이를 반복하여 만들어내는 한계상태 방정식 값을 이용하여 파괴확률을 산정한다. 통상 파괴확률이 특정 값에 수렴할 때까지 이 절차를 반복하며, 파괴확률 값의 변동계수(Coefficient of Variation, COV)가 미리 정해진 값 이하가 되면 시뮬레이션을 중단한다.

MCS는 계산량이 많다는 단점이 있으나 최근 급속도로 발전한 컴퓨터 기술에 의해 대용량의 고속계산이 가능해지면서 그 활용도가 높아지고 있다. 따라서 유한요소해석과 같이 복잡한 과정을 거쳐 얻어내는 한계상태의 경우에는 FORM과 같은 신뢰성 해석을, 계산이 비교적 간단한 한계상태의 경우 MCS를 사용하는 것이 적합하다. 본 연구에서도 같은 방식으로 신뢰성 해석을 수행하였다.

4. 콘크리트 중력식댐의 파괴확률 산정

4.1 해석 예제

위의 파괴확률 평가 방법들을 바탕으로, 실제 국내에 위치한 콘크리트 중력식댐인 A댐에 대하여 상류 수위의 변화에 대한 파괴확률을 산정하였다. Fig. 4는 실제 A댐의 도면이며, 본 연구에서는 점선상자로 표시된 월류부(Weir Section)의 Block 10과 비월류부(Non-weir Section)의 Block 5에 대하여 파괴확률 평가를 수행하였다. 수위 변화는 A댐의 설계치(저수위 EL. 110m, 상시만수위 EL. 141 m, 설계홍수시의 홍수위 EL. 145.0 m)와 A댐의 최대 높이인 EL. 147.5 m를 감안하여, 저수위인 EL. 110 m부터 최대 EL. 150 m 홍수시까지 상류의 수위를 1 m씩 변화시켜가며 파괴확률을 평가하였다. 계산의 편의를 위하여 하류에는 물이 없다고 가



Fig. 4. Drawing of dam "A".

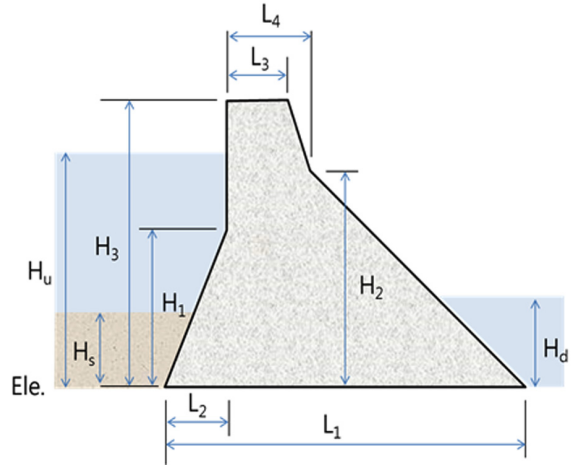


Fig. 5. Simplified model of Dam.

Table 1. Dimensions of simplified models

Dimension	Block No.10 (m)	Block No.5 (m)
L_1	86.0	55.3
L_2	14.0	6.2
L_3	36.8	6.8
L_4	24.7	6.0
$El.$	53.0	78.0
$H_1 + El.$	114.5	114.5
$H_2 + El.$	100.0	138.5
$H_3 + El.$	147.5	147.5

정하였다. A댐의 월류부(Block 10)과 비월류부(Block 5)의 단면은 해석을 위하여 Fig. 5와 같은 형태로 적절하게 단순화되었으며, 그에 따른 단순화 모델의 길이 및 높이는 다음 Table 1에 정리하였다.

4.2 파괴확률 산정을 위한 프로그램

본 연구에서는 파괴확률 산정을 위하여 두 가지 프로그램을 이용하였다. 우선, 전도, 활동, 댐 기초 지반의 지지력과 같은 파괴모드에 대해서는 댐체를 강체로 가정하고, 댐에 관한 정보(형상, 재료특성 등)와 환경변

수(수위, 퇴적토 높이 등)에 따른 외력을 계산하여 식 (2)-(4)에 의해 파괴모드의 발생을 계산하는 MATLAB 기반 프로그램을 개발하였다. 특히 댐의 정보 및 환경 변수는 확정변수와 확률변수로 구분하고, 확률변수의 변화에 따른 MCS를 수행하여 파괴확률을 산정하였다. 반면 댐체 콘크리트에 대한 과응력 관련 파괴확률 계산을 위해서는 ABAQUS를 이용한 유한요소 해석을 수행하였으며, 계산 시간을 고려하여 FORM을 수행할 수 있는 소프트웨어인 FERUM(Finite Element Reliability Using MATLAB)¹⁸⁾을 ABAQUS와 연동하여 파괴확률 산정을 수행하였다. ABAQUS는 유한요소 해석을 수행한 후 구조물의 중요 위치에서의 응력값을 FERUM으로 넘겨주며, FERUM은 신뢰성 해석을 수행, 한계상태식의 값과 그 미분치(Gradient)가 필요할 때 ABAQUS로 현재의 확률변수 값을 넘겨준다. 아래에 각각의 소프트웨어를 이용한 결과를 따로 나누어 설명하였다.

4.3 전도, 활동, 댐 기초 지반 지지력 파괴확률 평가

전도, 활동, 댐 기초 지반 지지력 관련 파괴모드에 영향을 미치는 다양한 변수들 중에서, 수위를 제외하고 변화할 가능성이 있거나, 설계치와 다를 가능성이 높은 8개의 변수를 다음 Table 2와 같이 선정하였다. Table 3는 각 확률변수들의 확률 모델과 그 대표값(평균, 표준편차 등), 그 산정 근거를 나타낸 것이다.

위에서 소개한 MCS 기반 파괴확률 분석 소프트웨어를 이용하여, 수위를 변화시켜가며 MCS 기반의 파괴확률 평가를 수행하였다. 파괴확률은 네 가지 한계상태식(식 (8)-(11))을 이용하여 계산하였으며, 각각의 수위에 대하여 확률변수를 변화시켜가며 총 500만회의 시뮬레이션을 수행하였다.

Table 2. Selected Random variables

Random variables	Reason for selection
Mass density of concrete	Subject to change during construction
Allowed support force of dam foundation	Subject to change due to deterioration
Friction angle of soil	Difficult to determine
Adhesion force of soil	Difficult to determine
Height of deposit soil	Dependent on environmental condition
Mass density of deposit soil	Dependent on types of soil
Friction coefficient of deposit soil	Difficult to determine
Discharge coefficient of drainage gallery	Dependent on spillway performance

Fig. 6은 월류부에 대하여 얻은 파괴확률 곡선(Fragility Curve)을 나타낸 것이다. 수위가 증가할수록 전도(편심거리)와 활동에 대한 파괴확률이 증가하는 것으로 나타났다. 특히 전도(편심거리)에 대한 파괴확률은 설계홍수위인 145 m를 넘어설 경우 눈에 띄게 증가하는 것으로 나타났으며, 활동은 수위 약 140 m 부근부터 점차적으로 증가한다. 그러나 최고 수위(EL. 151 m)에서도 전도(편심거리)에 의한 파괴확률은 1.46×10^{-3} , 활동에 의한 파괴확률은 2.81×10^{-4} 으로 여전히 작은 값을 나타내었다. 전도(모멘트)와 기초기반 지지력에 대한 파괴확률은 나타나지 않았다.

Fig. 7은 비월류부에 대하여 얻은 파괴확률 곡선이다. 수위가 증가할수록 전도(편심거리)에 대한 파괴확률이 매우 큰 값으로 나타남을 알 수 있다. 특히 약 142 m에서부터 파괴확률이 눈에 띄게 나타나기 시작하며, 수심 151 m에서는 파괴확률이 약 0.7로 매우 높게 나타났다. 전도(모멘트)는 약 149 m, 활동은 약 120

Table 3. Probability models of selected random variables

Random variables	Distribu-tion	Distribution parameters	Reason for selection
Mass density of concrete	Normal	Mean: 2226 kg/m ³ Standard deviation: 226 kg/m ³	Mean: design value Standard deviation: Reference ^{19,21)}
Allowed support force of dam foundation	Normal	Mean: 5×106 Pa Standard deviation: 5×105 Pa	Mean: design value Standard deviation: Reference ^{19,21)}
Friction angle of soil	Normal	Mean: 45° Standard deviation: 7.2°	Mean: inspection result Standard deviation: Reference ^{19,21)}
Adhesion force of soil	Log normal	Mean: 1.77×106 Pa Standard deviation: 1.24×106 Pa	Mean: inspection result Standard deviation: Reference ^{19,21)}
Height of deposit soil	Uniform	80.5m ~ 90.5m	Design value
Mass density of deposit soil	Normal	Mean: 2000 kg/m ³ Standard deviation: 200 kg/m ³	Mean: design value Standard deviation: Reference ^{19,21)}
Friction coefficient of deposit soil	Normal	Mean: 30° Standard deviation: 2.4°	Mean: design value Standard deviation: Reference ^{19,21)}
Discharge coefficient of drainage gallery	Uniform	1/3 ~ 1/5	Discharge in good condition: 1/3 Discharge in bad condition: 1/5

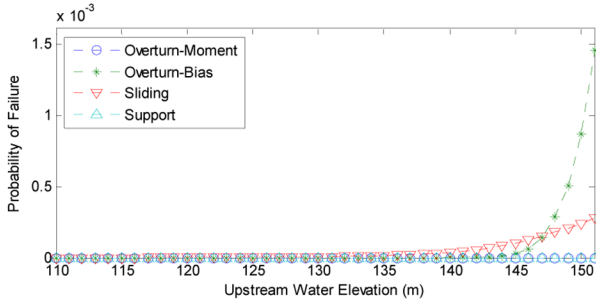


Fig. 6. Fragility Curve of Weir Section.

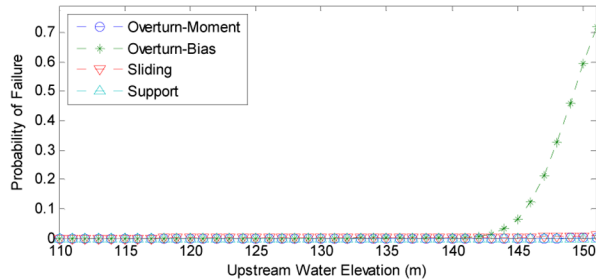


Fig. 7. Fragility Curve of Non-weir Section.

m에서부터 파괴확률이 나타나며, 활동의 경우 수심 151 m에서 파괴확률이 약 8.14×10^{-3} 으로 역시 작지 않게 나타났다. 이는 활동에 큰 영향을 미치는 인자인 점착력의 확률 분포에서 표준편차가 크기 때문으로 보인다. 기초기반 지지력에 대한 파괴확률은 나타나지 않았다.

4.3 콘크리트 댐체 과응력 관련 파괴확률 평가

앞서 기술한 바와 같이 A댐의 응력 관련 파괴확률 산정은 ABAQUS와 FERUM을 연동한 소프트웨어를 사용하였다. Fig. 8은 ABAQUS를 이용하여 A댐의 월류부를 그 기반 기초와 함께 모델링 한 것이며, 비월류부도 유사하게 모델링되었다. 유한요소 모델은 콘크리트 댐 부분과 하부의 지반으로 이루어지며 2차원 평면 응력을 받는 요소로 모델링하였다. 모델링에 사용한 A댐의 재료 물성치는 Table 4와 같이 콘크리트와 지반으로 나누어 정의하였으며, 모두 선형탄성으로 가정하였다. 지반을 댐에 비해 충분히 크게 만들고 콘크리트 댐체와 지반은 타이(Tie)로 결합함으로써, MATLAB 프로그램을 이용하여 계산한 전도와 활동은 나타나지 않도록 한 뒤 외력에 대한 콘크리트 댐체의 응력만을 파괴확률 평가에 활용하였다.

확률변수는 댐체의 과응력에 의한 파괴모드와 관련이 있는 콘크리트의 단위중량과 압력경감공지점의 배수공 유효계수, 그리고 콘크리트의 실제 파괴와 밀접

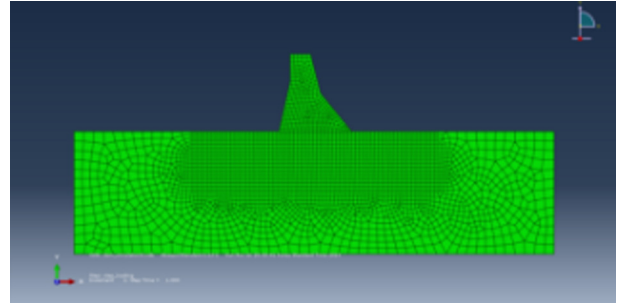


Fig. 8. FE model of weir section.

Table 4. Properties of Dam “A” for FE modeling

Materials	Properties	Values
Concrete	Mass density	2,226 kg/m ³ (mean of the random variable)
	Elastic modulus	25.47 GPa
	Poisson ratio	0.117
Soil	Ultimate compressive strength	17.6 GPa (mean of the random variable)
	Mass density	2,690 kg/m ³
	Elastic modulus	53.5 GPa
	Poisson ratio	0.2

Table 5. Selected random variables for overstress

Random variables	Distribution	Distribution parameters
Mass density of concrete	Normal	Mean: 2226 kg/m ³ , Standard deviation: 222.6 kg/m ³
Coefficient of uplift pressure below drainage gallery	Uniform	3/15 ~ 5/15
Ultimate strength of concrete	Log normal	Mean: 17.6 MPa, Standard deviation: 4.136 MPa

한 영향을 갖는 압축강도로 정하였으며, 각각의 확률 분포는 Table 5에 나타내었다. 과응력 파괴모드의 한계 상태는 압축강도와 가장 밀접하게 관련이 있어, 해석 시 한계상태 방정식의 값이 압축강도에 가장 민감하다. 따라서 3.1장에서 설명한 FORM의 반복과정을 수행 시, 압축강도 변수가 너무 크게 변하게 되며 음수의 값을 가질 수 있어 이를 방지하기 위해 압축강도는 로그 정규분포를 갖도록 정의하였다. 압축강도의 표준편차는 ACI 214R-02로부터 결정하였다²²⁾. Good 상태의 표준편차 500-600 psi 중 조금 더 보수적인 값인 600 psi (약 4.14 MPa)로 압축강도의 표준편차를 정하였다.

Figs. 9-10은 A댐의 월류부와 비월류부에 대하여 수위를 141 m부터 151 m까지 변화시켜가며 과응력에 대한 파괴확률 해석을 수행한 파괴확률 곡선이다. A댐 월류부의 경우 파괴확률이 약 $0.7 \times 10^{-4} \sim 1.4 \times 10^{-3}$ 으로 매우 작게 나타났으며, 비월류부는 이보다 더 작게 나타

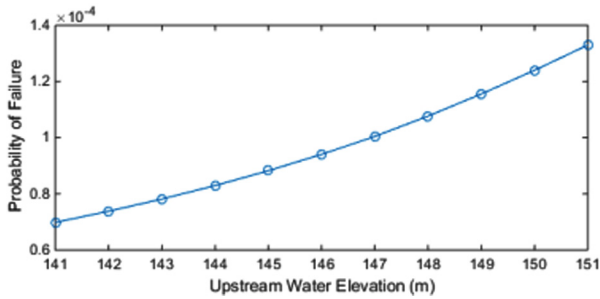


Fig. 9. Fragility curve of weir section for overstress.

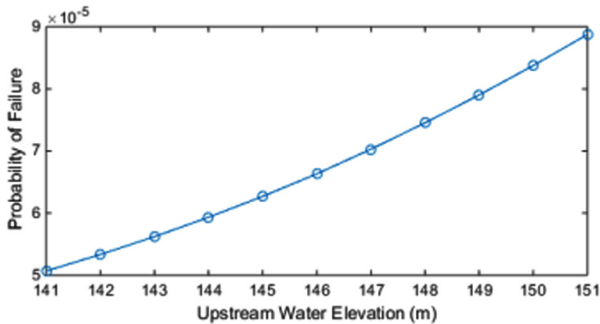


Fig. 10. Fragility curve of non-weir section for overstress.

났다. 콘크리트 댐과 같이 거대구조의 경우 정확한 콘크리트의 압축강도의 확인이 쉽지 않아 표준편차가 상당한 정도로 고려되었으며, 이로 인하여 콘크리트의 과응력 가능성이 어느 정도 나타난 것으로 보인다.

5. 결론

본 연구에서는 콘크리트 중력식댐의 위험도 분석을 위한 파괴모드를 정의하고, 댐의 수위 변화에 따른 각 파괴모드의 발생 확률을 확률론적으로 산정하였다. 국내의 콘크리트 중력식댐 관련 문헌 및 사례조사를 통하여, 전도(모멘트, 편심거리), 활동, 댐 기초 지반 지지력, 댐체 콘크리트의 과응력의 파괴모드에 대하여 한계상태방정식을 정의하였다. 국내에 위치한 콘크리트 중력식댐을 예제로 선정하고, 수위 변화에 대한 파괴확률을 FORM과 MCS를 이용하여 산정하였다. 본 예제의 경우 상시만수위(EL.141 m)까지는 거의 파괴가 이루어지지 않으며, 홍수에 의하여 수위가 그 이상으로 올라갈 시 월류부에서는 과응력에 의한 파괴확률이, 비월류부에서는 전도(편심거리)와 활동에 의한 파괴확률이 증가하는 것으로 나타났다. 특히, 설계홍수위(EL. 145 m)를 넘어서는 경우, 비월류부의 전도(편심거리)에 관한 파괴확률이 비약적으로 높아지는 것으로 나타났으며, 그에 따라 선행적인 보강 및 홍수 발생 시 충분한 유의가 필요한 것으로 판단되었다.

감사의 글: 본 연구는 국토교통부/국토교통과학기술진흥원 건설기술연구사업의 연구비지원(16SCIP-B0659 85-04)에 의해 수행되었습니다. 이에 감사드립니다.

References

- 1) I. S. Ha, J. W. Lee, S. E. Cho and B. H. Oh, “Development of Dam Earthquake Monitoring System and Application of Earthquake Records for Dam Safety Management against Earthquake”, Proceedings of Korean Geotechnical Society, 2008.
- 2) ANCOLD Guidelines on Dam Safety Management, Australian National Committee on Large Dams, 2003.
- 3) Interim Dam Safety Public Protection Guidelines - A Risk Framework to Support Dam Safety Decision-Making, Bureau of Reclamation, USA, 2012.
- 4) ANCOLD Guidelines on Risk Assessment, Australian National Committee on Large Dams, 2003.
- 5) National Technical Strategy Plan for Performance Improvement and Safety Management of Water Structures, K water, 2009.
- 6) A.H.S. Ang and C.A. Cornell, “Reliability-based Structural Safety Design”, Journal of the Structure Division - ASCE, Vol.100, No. ST9, pp. 1755-1769, 1974.
- 7) A. M. Hasofer and N. Lind “An Exact and Invariant First-order Reliability Format”, Journal of Engineering Mechanics, Vol.100, pp. 111-121, 1974.
- 8) R. Rackwitz and B. Fiessler, “Structural Reliability under Combined Random Load Sequences”, Computers and Structures, Vol. 9, pp. 489-494, 1978.
- 9) R. E. Melchers, Structural Reliability Analysis and Prediction, Wiley, 1999.
- 10) J. Y. Lim and B. S. Jang, “Risk Factor Analysis of Concrete Dam for Decision Making”, Proceedings of Korea Concrete Institute, pp. 554-557, 2006.
- 11) ICOLD Bulletin 99: Dam Failures - Statistical Analysis, International Commission on Large Dams, Paris, France, 1995
- 12) Federal Guidelines for Dam Safety, Federal Emergency Management Agency (FEMA), USA, 2007.
- 13) Design of Dam, Korea Ministry of Land, Infrastructure and Transport, 2011.
- 14) Design of Gravity Dams, Bureau of Reclamation, USA, 1989.
- 15) Safety Control for Dams - Technical Memorandum, No. 2115, Public Works Research Institute, Japan, 1984.

- 16) Dam Safety Guidelines, Canadian Dam Safety Association (CDA), Canada, 1995.
- 17) Swedish Hydropower Companies Guidelines for Dam Safety. Application Guideline (RIDAS TA), Sweden Hydropower Companies Association, 2006 (in Swedish)
- 18) A. Kiureghian, T. Haukaas and K. Fujimura, “Structural Reliability Software at the University of California, Berkely”, *Structural Safety*, Vol. 28, pp. 44-67, 2006.
- 19) L. Altarejos-Garcia, I. Escuder-Bueno, A. Serrano-Lombillo, M.G. Membrillera-Ortuno, “Methodology for Estimating the Probability of Failure by Sliding in Concrete Gravity Dams in the Context of Risk Analysis”, *Structural Safety*, Vol. 36-37, pp. 1-13, 2012.
- 20) C. Bernstone, M. Westberg, and J. Jeppsson, “Structural Assessment of a Concrete Dam Based on Uplift Pressure Monitoring”, *Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol 135, pp. 133-142, 2009.
- 21) L. Peyras, P. Royet, L. Deroo, R. Albert, J. Becue, S. Aigouy, E. Bourdarot, D. Loudiere, and J. Kovarik, “French Recommendations for Limit-State Analytical Review of Gravity Dam Stability”, *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, Vol. 12, pp. 1137-1164, 2008.
- 22) ACI 214R-02, Evaluation of Strength Test Results of Concrete, American Concrete Institute, USA, 2002.