

가새재 및 부재 연결 조건을 고려한 3차원 가설 동바리 구조물의 신뢰성 해석

류선호* · 옥승용**† · 김승민***

Reliability Analysis of Three-Dimensional Temporary Shoring Structures Considering Bracing Member and Member Connection Condition

Seon-Ho Ryu* · Seung-Yong Ok**† · Seung-Min Kim***

†Corresponding Author

Seung-Yong Ok

Tel : +82-31-670-5282

E-mail : syok@hknu.ac.kr

Received : December 14, 2018

Revised : January 2, 2019

Accepted : January 3, 2019

Copyright©2019 by The Korean Society of Safety All right reserved.

Abstract : This study performs reliability analysis of three-dimensional temporary shoring structures with three different models. The first model represents a field model which does not have diagonal bracing members. The installation of bracing members is often neglected in the field for convenience. The second model corresponds to a design model which has the bracing members with the hinge connection of horizontal and bracing members at joints. The third model is similar to the second model but the hinge connection is replaced with partial rotational stiffness. The reliability analysis results revealed that the vertical members of the three models are safe enough in terms of axial force, but the vertical and horizontal members exhibit a big difference among the three models in terms of combination stress of axial force and bi-axial bending moments. The field model showed significant increase in failure probability for the horizontal member, and thus the results demonstrate that the bracing member should be installed necessarily for the safety of the temporary shoring structures.

Key Words : temporary shoring structures, reliability analysis, first-order reliability method, monte carlo simulation, failure probability

1. 서론

건축 기술이 발전함에 따라 구조물은 점점 대형화, 고층화되고 있지만 건설업에서의 재해는 매년 다양한 형태로 건설 현장에서 발생하고 있다. 건설 현장에서의 재해는 그 규모 면에서 다른 산업 현장에서의 재해보다 훨씬 큰 파급 효과를 가지므로 사회적으로 큰 이슈가 되어 왔다. 예로서 2015년 03월 25일 경기도 용인시 소재 국지도 23호선 남사~동탄간 도로 건설 현장에서 발생한 교량 붕괴 사고를 고려할 수 있다. 이 사고는 설계 단계에서 재사용 가설재에 대한 성능 경감 기준 적용 누락, 시공 단계에서 가새재 미설치 및 수직재 사이의 간격이 설계 도면보다 크게 설치됨에 따라

시스템 동바리가 좌굴 변형하였고 이후 전체 상부 슬래브의 붕괴로 이어졌다¹⁾. 2017년 제주 호텔 현장에서 발생한 시스템 동바리 연속 붕괴 사고도 설계 단계에서의 구간별 콘크리트 타설 계획 미조치 및 가새재와 수평 연결재의 일부 누락, 그리고 수평 하중에 따른 동바리 편재하의 미고려 등으로 인하여 발생한 것으로 추정되었다¹⁾.

가설 구조물(temporary structures)은 본 구조물을 시공하는 기간 동안만 설치되므로 존치 기간이 짧으며, 본 구조물에 비해 구조적 안전성에 대한 고려가 상대적으로 소홀하게 이루어지는 면이 있다. 전술한 바와 같이 현장에서는 가설 구조물의 시공 환경이 설계 도면과 달라지는 경우가 많으며 본 구조물의 설계 변경

*한경대학교 토목안전환경공학과 석사과정 (Department of Civil, Safety and Environmental Engineering, Hankyong National University)

**한경대학교 토목안전환경공학과 교수 (Department of Civil, Safety and Environmental Engineering & Construction Engineering Research Institute, Hankyong National University)

***한경S&C 기업부설연구소 선임연구원 (Hankyong S&C Corporate Research Institute)

등에 의해서도 가설 구조물에 작용하는 실제 하중 등은 큰 폭으로 달라질 수 있다. 또한, 가설재는 현장에서 조립되어 사용되고 다시 해체되어 다른 공사 현장에서 재사용하는 경우가 빈번하므로 열악한 공사 환경에서 사용된 부재는 물성 및 단면 특성이 짧은 기간에 크게 변동될 수 있음이 김상준²⁾에 의하여 보고된 바가 있다. 즉, 재사용 부재들에서는 녹슬음, 찌그러짐이 관측되었으며, 이는 부재의 물성치 및 단면 특성치를 감소시키게 된다. 따라서 부재 변형을 고려한 재사용 시스템 동바리의 구조적 안전성을 분석하였으며, 그 결과 단면의 찌그러짐에 의한 외경 감소율 수준에 따라 허용 응력을 초과할 수 있음을 검증하였다. 이를 통하여 재사용 부재의 손상이 시스템 동바리의 구조적 안전성에 큰 영향을 미칠 수 있음을 확인하였다²⁾. 한편, 동일한 연구진의 후속 연구로 김경윤 등³⁾은 가설 구조물의 부재 연결 조건에 따른 구조적 안전성 분석 연구를 수행하기도 하였다. 현재 거푸집 및 동바리 설계기준⁴⁾에서는 수직재에 연결되는 수평재 또는 가새재의 경계 조건을 힌지로 고려하고 있는데, 김경윤 등³⁾은 실험 연구를 통하여 회전 강성을 고려하는 것이 실제 가설 구조물의 거동과 유사함을 밝혔으며 회전 강성의 고려 유무에 따른 수치 해석 결과로부터 수평재의 조합응력이 2.3~7.6배 차이가 날 수 있음을 보였다.

이상의 결과로부터 가설 구조물의 구조적 안전성 평가는 설계 하중뿐만 아니라 부재 물성치 및 단면 특성치 등의 변동성을 고려할 필요가 있으며, 이러한 불확실한 변동성을 확률 변수로 고려하여 구조물의 안전성을 평가하는 방법으로 구조 신뢰성 해석 기법(structural reliability analysis approach)을 고려할 수 있다. 구조 신뢰성 해석에서는 구조물의 안전성을 파괴확률(failure probability) 또는 신뢰도 지수(reliability index)로 나타낸다. 본 구조물에 비해 가설 구조물의 신뢰성 해석 연구는 다소 미비한 실정인데, 성영훈⁵⁾이 Monte Carlo Simulation(MCS) 방법⁶⁾을 이용하여 가설 구조물의 신뢰성 해석을 수행한 바가 있다. 이 연구에서는 수직재의 좌굴 파괴에 대한 파괴확률만을 고려하였으며 부재의 연결 조건을 거푸집 및 동바리 설계기준⁴⁾에서 제시하고 있는 힌지 조건만을 고려하였다. 그에 따라 수직재의 길이 및 수평재의 길이를 매개변수로 고려함으로써 좌굴 파괴확률의 변동성을 비교 분석하였다. 또 다른 가설 구조물의 신뢰성 해석 연구로는 김승민⁷⁾이 수행한 3차원 가설구조물의 신뢰성 해석 연구가 있다. 이 연구에서는 신뢰성 해석 기법으로 FORM(First-Order Reliability Method)⁸⁾ 방법과 MCS 방법을 적용하였으며, 강구조 부재 설계기준(허용응력설계법)⁹⁾에서 규

정하고 있는 축력과 휨모멘트를 받는 부재의 조합응력 허용기준을 한계상태식으로 고려하여 부재의 파괴확률을 산정하였다. 하지만 이 기준식은 부재 및 하중의 불확실성을 고려하고자 안전율을 이미 반영하고 있으며, 설계 목적으로 부재의 안정성 여부만을 검증하기 위한 식이라 할 수 있다. 따라서 이를 한계상태식으로 사용하여 파괴확률을 산정하는 것은 부재 및 하중의 불확실성을 일부 중복 적용하는 결과라는 점에서 한계점을 갖는다.

이 연구에서는 3차원 가설 동바리 구조물(3-dimensional temporary shoring structure)의 신뢰성 해석을 수행하고자 하며, 가설 구조물의 구조적 안전성에 영향을 미치는 가새재의 설치 유무 및 수평재와 수직재의 연결에서 회전 강성의 적용 유무에 따른 파괴확률의 변동성을 살펴보고자 한다. 이를 위해서 구조물 모델로는 (1) 현장에서 많이 사용하는 가새재가 설치되지 않은 모델(M₁), (2) 가새재는 설치되고 수평재, 가새재를 힌지로 연결한 모델(M₂), 그리고 (3) 가새재가 설치되고 수평재의 연결 조건에 회전 강성을 부여한 모델(M₃)의 3가지를 고려하고자 한다. 부재의 파괴는 안전율을 배제하고 실제 부재의 조합응력이 허용응력을 초과하는 경우에 발생하는 것으로 고려하고자 한다. 신뢰성 해석 방법으로는 MCS 방법뿐만 아니라 수치효율성을 갖는 1차 근사 방법인 FORM 방법⁸⁾을 적용하여 해의 정확성을 비교하고 모델별 안전성 수준을 평가하고자 한다.

2. 시스템 동바리 구조 모델

이 연구에서 고려하는 가설 구조물은 구조적으로 안전성이 높아 가장 널리 사용되고 있는 시스템 동바리 구조물이며 전체 형상 및 부재의 설치 간격 등은 Fig. 1에서 확인할 수 있다. 즉 수직재가 횡 방향(x 방향) 6본, 종 방향(y 방향) 5본, 전체 높이는 4단으로 구성되며 수치 해석 모델은 프레임 요소(frame element)를 이용하여 모델링하였다. 시스템 동바리의 구조적 안전성은 가새재의 유무에 따라 크게 달라질 수 있으므로, 이 연구에서는 가새재가 없는 모델(M₁)과 가새재가 있는 모델(M₂, M₃)을 고려하여 두 구조물의 안전성을 비교하고자 하였다. 또한 거푸집 및 동바리 설계기준⁴⁾에서 제안하고 있는 수직재-수평재 연결과 수직재-가새재의 연결을 모두 힌지로 모델링하는 경우는 설계에서 사용하는 이론적 모델(M₂)이라 할 수 있으며, 실제 구조물의 거동은 일정 수준의 회전 강성을 발휘하므로 이를 모사하기 위하여 수직재-수평재 연결에 회전 강성을 부여한 모델(M₃)도 함께 고려하였다. Fig. 1은

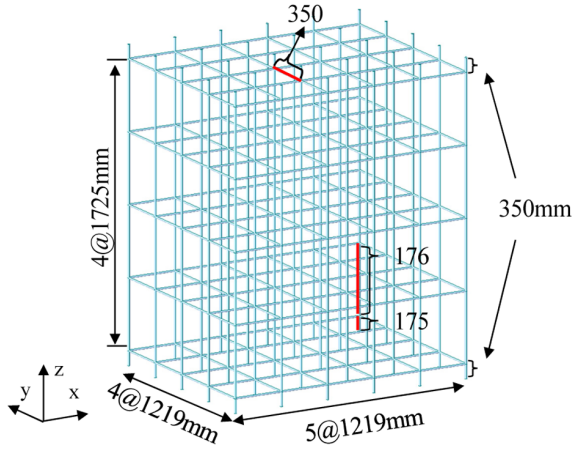


Fig. 1. 3D models of temporary shoring structures.

가새재를 제거한 모델을 나타내며 M_1 에 해당한다. 이론적 모델로서 M_2 는 M_1 모델에 가새재를 설치한 모델로서 수평재와 가새재가 핀 연결되도록 프레임 요소에서 회전 모멘트를 0으로 풀어주는 조건(moment release condition)을 부여하여 모델링하게 된다. 마지막으로 가장 실제 구조물 거동에 근접하는 모델인 M_3 는 M_2 모델과 부재는 동일하게 배치되나 수평재와 가새재의 연결에서 회전 강성을 20%를 부여하여 모델링하게 된다. 참고로, 회전 강성은 기존 실험 연구³⁾에서 제시된 18%를 고려하여 20%로 가정하였다. 이 연구에서 적용한 회전 강성의 20%는 Midas 해석 프로그램¹⁰⁾에서 적용하고 있는 경계조건에서의 Beam-End Moment Release 계수에 상응한다. 참고로, Midas에서 회전강성의 모델링에 적용하고 있는 반강접 해석 알고리즘¹¹⁾은 힌지 연결인 경우 0의 값을, 강접 연결인 경우 1.0의 값을 적용한다. 덧붙여, M_1 도 수평 부재의 회전 강성 20%를 적용하였다. 마지막으로 모든 구조물에서 바닥 지점은 힌지로 모델링하였다.

시스템 동바리에 작용하는 하중으로는 설계에서 재하하는 고정 하중(철근콘크리트의 자중 24 kN/m³ 및 거푸집의 무게 0.4 kN/m²), 활하중(콘크리트 타설 시 작업자, 장비, 자재 및 공구 등의 시공 하중 2.5 kN/m²), 수평 하중(타설 시 충격 및 시공 오차에 의한 하중으로서 고정 하중의 2% 또는 수평 길이 당 1.5 kN/m 중 큰 값)을 고려하였다⁴⁾. 가설 동바리 구조물의 상부에 타설되는 슬래브의 두께는 250 mm로 고려하였으며 이에 따른 콘크리트의 면적 하중은 수직재 배치 간격에 따라 집중 하중으로 모델링하였다.

구조물을 구성하는 각 부재의 물성치는 Table 1에 정리하여 수록하였다. Table 1에서 E는 탄성 계수, A는 단면적, Z는 단면 계수, I는 단면 2차 모멘트, σ_y 는

Table 1. Materials and sectional properties of members for temporary shoring structures

Properties	Vertical Members	Horizontal Members	Bracing Members
E (MPa)	2.05×10^5	2.05×10^5	2.05×10^5
A (m ²)	4.73×10^{-4}	2.92×10^{-4}	2.92×10^{-4}
Z (m ³)	6.56×10^{-6}	2.80×10^{-6}	2.80×10^{-6}
I (m ⁴)	1.99×10^{-7}	5.97×10^{-8}	5.97×10^{-8}
σ_y (MPa)	355	235	235

항복 응력이다. 또한, 수직재의 재질은 STK500, 규격은 $\Phi 60.5 \times 2.6t$, 수평재와 가새재의 재질은 STK400, 규격은 $\Phi 42.7 \times 2.3t$ 이다. 부재의 재질에 따른 강재의 항복 응력은 강구조 설계 일반사항(허용응력설계법)¹²⁾에 제시되어 있다.

3. 가설 구조물의 구조 신뢰성 해석

가설 구조물의 안전성은 주어진 외부 하중에 대하여 구조물을 구성하는 각 부재에 작용하는 하중이 부재의 허용치를 초과할 것인지에 대한 평가라 할 수 있다. 이때 작용 하중과 부재의 물성치 등이 불확실하므로 이를 확률 분포 모델로 모사하며 확률 변수(random variable)라 한다. 확률 변수는 주어진 확률 분포 모델에 따라 다양한 값으로 변화될 수 있는 가능성을 가지므로 그에 따른 파괴 여부도 확률로서 표현된다. 이때 한계상태를 초과할 파괴 확률은 식 (1)로 표현된다.

$$P_f = \int_{g(\mathbf{v}) < 0} f_{PDF}(\mathbf{v}) d\mathbf{v} \quad (1)$$

여기서, \mathbf{v} 는 확률 변수 벡터로서 물성치 E, A, I, σ_y 및 외부 하중 P로 구성되며, $f_{PDF}(\mathbf{v})$ 는 확률 변수 벡터의 다차원 결합 확률 분포 함수(joint probability distribution function; jPDF)이다. 적분 영역을 정의하는 $g(\mathbf{v})$ 는 파괴 여부를 판별하는 한계상태식(limit state equation)으로서 $g(\mathbf{v}) < 0$ 은 파괴 상태를 나타낸다. 따라서 식 (1)은 확률변수들의 결합 확률 분포 함수에서 파괴 영역에서의 다차원 적분을 의미하며 이는 결국 파괴확률에 해당한다.

이 연구에서 파괴 사건은 설계 기준들에서 정의하고 있는 허용 압축력과 조합응력에 대한 한계상태로 정의하고자 한다. 첫 번째, 압축력에 대한 한계상태식은 식 (2)로 정의할 수 있다.

$$E_1 : g(\mathbf{v}) = F_c^{all}(\mathbf{v}) - F_c(\mathbf{v}) \quad (2)$$

여기서, E_1 은 첫 번째 한계상태식으로서 부재의 축 파괴 사건을 의미한다. $F_c^{all}(\mathbf{v})$ 는 부재의 허용 압축력(allowable compressive force)이며, $F_c(\mathbf{v})$ 는 주어진 하중에 대한 부재 내력(internal member force)이다. 부재의 허용 압축력은 확률 변수 중 강재의 항복 응력 σ_y 의 함수이며, 부재 내력은 확률 변수 중 물성치 E, A, I 및 외부 하중 P 의 함수로 표현된다.

두 번째, 조합응력에 대한 한계상태식은 식 (3)으로 정의할 수 있다.

$$E_2 : g(\mathbf{v}) = 1 - \sum_{i=1}^3 [r_i^\sigma(\mathbf{v})] \quad (3a)$$

$$x\text{축 압축 응력 비: } r_1^\sigma = \frac{\sigma_c(\mathbf{v})}{\sigma_c^{all}(\mathbf{v})} \quad (3b)$$

$$y\text{축 휨 응력 비: } r_2^\sigma = \frac{C_{my}\sigma_{by}(\mathbf{v})}{\left\{1 - \frac{\sigma_c(\mathbf{v})}{\sigma_{cr}(\mathbf{v})}\right\}\sigma_{by}^{all}(\mathbf{v})} \quad (3c)$$

$$z\text{축 휨 응력 비: } r_3^\sigma = \frac{C_{mz}\sigma_{bz}(\mathbf{v})}{\left\{1 - \frac{\sigma_c(\mathbf{v})}{\sigma_{cr}(\mathbf{v})}\right\}\sigma_{bz}^{all}(\mathbf{v})} \quad (3d)$$

여기서, $\sigma_c(\mathbf{v})$ 는 외부 하중에 의하여 부재 내에 발생하는 압축 응력(compressive stress)이며, $\sigma_c^{all}(\mathbf{v})$ 는 부재의 허용 압축 응력(allowable compressive stress)이다. 또한, $\sigma_{cr}(\mathbf{v})$ 은 오일러(Euler)의 좌굴 응력(buckling stress), $\sigma_{by}(\mathbf{v})$ 와 $\sigma_{bz}(\mathbf{v})$ 는 각각 부재 좌표계에서 y 축 및 z 축 휨 응력(bending stress), $\sigma_{by}^{all}(\mathbf{v})$ 와 $\sigma_{bz}^{all}(\mathbf{v})$ 는 각 축에 대한 허용 휨 응력(allowable bending stress)에 해당한다. C_{my} 와 C_{mz} 는 부재 양 단면의 모멘트($M_1, M_2; M_1 > M_2$)에 의하여 식 (4)를 적용하였다.

$$C_m = 0.6 + 0.4 \times \frac{M_2}{M_1} \geq 0.4 \quad (4)$$

참고로, 주어진 외부 하중에 의하여 부재에 발생하는 식 (2)의 부재 내력과 식 (3)-(4)의 부재 압축 응력, 휨 응력 및 양단 모멘트 등은 2절의 구조 모델링을 통한 구조해석을 통하여 산정되며, 허용 압축력과 허용 축 응력, 좌굴 응력 및 휨 응력 등은 문제에서 주어진 물성치 및 경계 조건 등으로 산정된다. 이들은 모두 확률 변수의 함수로서 확률 분포 함수에 따라 파괴확률에 기여하는 정도가 달라진다.

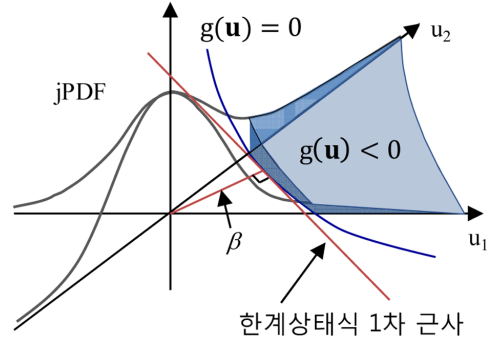


Fig. 2. Conceptual drawing of failure probability and its 1st-order approximation to limit state function.

압축 파괴 또는 휨 파괴에 대한 파괴확률은 (1)의 확률 변수 벡터 차원만큼의 다중 적분을 통하여 산정하게 되며, 적분 범위는 식 (2) 또는 식 (3)의 한계상태식으로 정의된다. 식 (1)의 다중 적분 산정은 확률변수의 개수가 증가할수록 매우 어려운 문제가 된다. 이 연구에서는 수치 연산 방법으로 많이 사용되고 있는 한계상태함수의 1차 근사를 통하여 파괴확률을 산정하는 FORM⁸⁾ 및 확률 변수의 임의 샘플링(random sampling)을 통하여 전체 샘플링 개수 중 파괴 영역에서의 샘플링 개수로 파괴확률을 산정하는 MCS⁶⁾를 적용하였다.

FORM 및 MCS에 대하여 Fig. 2의 개념도로서 간략하게 소개하고자 한다. 식 (2)의 파괴확률을 산정할 때 불변성 결여(lack of invariance) 문제¹³⁾를 해결하기 위하여 임의의 확률 분포 함수로 정의되는 확률변수 \mathbf{v} 를 표준 정규 분포(standard normal distribution) \mathbf{u} 로 변환해야 한다. 변환된 표준 정규 분포 \mathbf{u} 에 대하여 한계상태식을 표준 정규 분포 공간에 Fig. 2와 같이 나타낼 수 있다. Fig. 2는 예로서 확률 변수가 2개인 경우를 가정한 것이며, 확률 변수 \mathbf{u} 는 2차원 결합 표준 정규 분포 함수(jPDF)로 정의된다.

결국 구하고자 하는 파괴확률은 Fig. 2에서 음의 한계상태식($g(\mathbf{u}) < 0$)에 해당하는 영역의 jPDF의 적분값에 해당한다. 한계상태식은 일반적으로 곡선으로 표현되므로 산정이 매우 어렵다. 따라서 FORM에서는 가장 근접한 점에서의 1차 근사한 영역에 대한 적분으로 표현하며, 식 (5)를 이용하여 산정하게 된다.

$$P_f \cong P(\mathbf{u} \geq \beta) = P(\mathbf{u} \leq -\beta) = \Phi(-\beta) \quad (5)$$

여기서, $\Phi(\cdot)$ 는 누적 표준 정규 분포 함수(cumulative standard normal distribution function; CDF)이며, β 는 원점으로부터 한계상태식에 가장 근접하는 점(design point)까지의 거리로서 신뢰도 지수라 한다. FORM에서

는 최적화 알고리즘을 이용하여 β 를 산정한다. 또한, 표준 정규 분포 함수의 대칭성을 이용하여 ‘ $-\beta$ ’에 대한 CDF 값으로 파괴확률을 산정한다.

한편, MCS는 확률 변수 \mathbf{v} 를 임의로 샘플링하여 식 (2) 또는 식 (3)의 한계상태식 부호로부터 식 (6)과 같이 파괴확률을 산정하는 방법이다.

$$P_f \cong \frac{N_{fail}}{N_{total}} \quad (6)$$

여기서, N_{total} 은 전체 샘플링 개수이며, N_{fail} 은 파괴 영역($\mathbf{g}(\mathbf{u}) < 0$)에 해당하는 샘플링 개수이다. 파괴확률 P_f 는 샘플링된 확률변수에 따라 변동하다가 샘플링 개수가 증가함에 따라 수렴하게 된다. 따라서 P_f 의 표준편차를 P_f 의 평균으로 나눈 값인 변동계수(coefficient of variation; cov)를 정의하고 cov가 한계값 이하가 될 때 수렴하였다고 판단하여 전체 시뮬레이션을 종료한다. cov의 한계값은 일반적으로 0.01~0.05의 값을 사용하며 이 연구에서는 충분한 수렴성을 보장하기 위하여 0.03을 적용하였다. 또한, cov의 수렴조건을 만족하지 않는 경우에는 최대 샘플링 수를 초과할 때 종료되도록 설정하였으며, 이는 수렴 횟수 및 컴퓨터의 연산 시간을 고려하여 10^5 개로 설정하였다⁷⁾. 또한, 이 연구에서 다루는 3차원 구조 해석은 연산 시간이 많이 소요되므로 MCS 방법 중 비교적 작은 횟수로 해를 얻을 수 있는 Importance Sampling 방법을 적용하였다.

4. 수치 예

이 연구에서는 현장 모델(M₁), 이상화된 설계 모델(M₂), 회전 강성을 갖는 실제 모델(M₃)의 3가지 경우에 대하여 파괴확률을 산정하고 그 결과를 비교·분석하였다.

신뢰성 해석을 위한 확률변수의 확률분포는 Table 2에 제시하였다. 확률변수의 평균은 Table 1에 제시된 값을 사용하였으며, 확률분포는 하중에 대해서만 대수 정규 분포를 가정하고 나머지 확률변수들은 표준 정규 분포를 따른다고 가정하였다. 가설 구조물 부재의 물

Table 2. Probability distributions of random variables

Random variables	Distribution type	Coefficient of variation
E	Normal distribution	
A	Normal distribution	$cov_R = \{cov_E, cov_A, cov_I\}$ $cov_R = 0.1, 0.2, 0.3$
I	Normal distribution	
σ_y	Normal distribution	$cov_\sigma = 0.1$
P	Lognormal distribution	$cov_P = 0.1, 0.2, 0.3$

성치 및 단면 특성치의 통계 자료는 없는 관계로 이 연구에서는 확률변수의 변동계수를 0.1, 0.2, 0.3의 3가지로 가정하고 각 변수들의 변동에 따른 파괴확률의 영향을 살펴보았다. Table 2에서 저항에 해당하는 물성치 및 단면 특성치의 확률변수는 동일한 변동계수를 적용하여 cov_R 로 표기하였으며, 하중은 별도의 변동계수로 cov_P 로 표기하였다. cov_R 와 cov_P 은 각각 {0.1, 0.2, 0.3}의 3가지 변동계수 값을 가지며, 이들의 조합에 대하여 FORM과 MCS를 이용하여 신뢰성 해석을 수행하였다. 부재의 항복응력에 해당하는 확률변수 σ_y 는 다른 변수들에 비하여 변동이 작다고 가정하여 $cov_\sigma = 0.1$ 로 고정시켰다. 또한, 좌굴 응력 산정에 있어 유효 길이계수는 세 모델에서 동일한 1.0을 적용하는 것으로 가정하였다.

4.1 수직재의 압축 파괴

먼저 수직재의 압축 파괴확률을 산정하고자 하였으며, 해의 정확성을 검증하기 위하여 FORM과 MCS 두 방법에 따른 신뢰성 해석 결과를 Table 3에 비교·제시하였다. M₁~M₃ 모델에 대하여 동일한 부재의 파괴확률을 비교하기 위하여 M₁ 모델에서 가장 큰 수직력을 받는 175번 부재를 대표 부재로 선정하였으며, M₂와 M₃도 동일한 175번 부재에 대한 결과를 제시하였다. 또한, 확률변수의 변동성에 대한 영향을 살펴보기 위하여 파괴확률이 가장 크게 나타나는 $cov_R = 0.3$, $cov_P = 0.1, 0.2, 0.3$ 의 조합에 대하여 결과를 요약하였다.

Table 3에서 FORM과 MCS의 결과를 비교하면, 두 방법이 모두 유사한 결과를 제시하고 있어 해의 정확도는 충분히 확보하고 있음을 확인할 수 있다. 또한, FORM의 결과를 살펴볼 때, cov_R 이 0.1에서 0.3으로 증

Table 3. Reliability analysis results of compressive vertical members

Methods	Values	cov_P	cov_R	M ₁	M ₂	M ₃	
FORM	P_f	0.1		5.066×10^{-11}	5.216×10^{-11}	5.184×10^{-11}	
	β			6.465	6.461	6.462	
MCS	P_f		5.395×10^{-11}	5.366×10^{-11}	5.635×10^{-11}		
	β		6.456	6.456	6.449		
FORM	P_f		0.3	0.2	5.067×10^{-11}	5.217×10^{-11}	5.185×10^{-11}
	β				6.465	6.461	6.462
MCS	P_f	5.714×10^{-11}		5.692×10^{-11}	5.656×10^{-11}		
	β	6.447		6.447	6.448		
FORM	P_f	0.3			5.068×10^{-11}	5.219×10^{-11}	5.187×10^{-11}
	β				6.465	6.461	6.461
MCS	P_f		5.707×10^{-11}	5.713×10^{-11}	5.668×10^{-11}		
	β		6.447	6.447	6.448		

가함에 따라 파괴확률이 근소한 차이로만 증가하고 있어 저항 확률변수들의 파괴확률에 대한 영향은 매우 미비하다고 판단된다. 마지막으로, 모델별 파괴확률은 M_1 의 파괴확률이 가장 낮으며, M_2 의 파괴확률이 가장 크게 발생하고 있으나 파괴확률 값이 거의 0에 가까운 값이므로 그 차이를 논하는 것은 의미가 없다고 판단된다. 전반적인 파괴확률의 수준을 고려할 때, 모든 구조물이 압축 파괴에 대해서는 매우 안전한 수준이라 할 수 있다. 또한, Table 3에서 제시하지 않은 경우, 즉 cov_P 값이 0.1과 0.2인 경우에도 모든 모델에서 파괴확률이 10^{-21} 과 10^{-77} 수준으로 평가되어 실질적으로 0이라 할 수 있으므로 지면 관계상 생략하였다.

한편, M_2 와 M_3 에 대해서 $cov_P=0.1$, $cov_R=0.3$ 인 경우 MCS가 수렴하지 못하고 최대 연산 횟수를 초과하여 종료하였으며, 그 외 결과들은 수렴 조건인 $cov < 0.03$ 을 모두 만족하며 신뢰성 해석 결과 산정에 오류가 없음을 알 수 있었다. 수렴하지 못한 경우에 파괴확률의 신뢰성은 확보되지 못하지만 파괴확률의 수준은 10^{-48} , 10^{-64} 등으로 거의 0에 가까운 값으로 평가되었다.

4.2 수직재의 조합응력 파괴

두 번째로 수직재의 조합응력에 대한 파괴확률을 산정하여 FORM과 MCS 두 방법에 따른 신뢰성 해석 결과를 Figs. 3~8에 비교·제시하였다. 여기서, 조합응력은 축력과 2축 휨 모멘트를 받는 부재에 작용하는 축응력을 의미한다. 전 절의 압축 응력과 동일한 논리로 가장 큰 조합응력 값을 보이는 부재 176번 부재의 파괴확률 및 신뢰성 지수를 두 종류의 변동 계수 $\{cov_R, cov_P\}$ 조합에 따라 산정하여 Figs. 3~8에 도시하였다. Figs. 3~8에서 좌측 수직축은 로그 스케일로 나타낸 파괴확률로서 $cov_P=\{0.1, 0.2, 0.3\}$ 의 3가지 경우를 각각 ‘○’, ‘□’, ‘△’ 마커와 함께 직선으로 나타내었으며, 우측 수직축은 신뢰성 지수로서 수직 막대그래프로 나타내었다. 수평축은 $cov_R=\{0.1, 0.2, 0.3\}$ 의 변화에 해당한다. 식 (5)를 보면 알 수 있듯이, 파괴확률이 커짐에 따라 신뢰성 지수는 작아지므로 Figs. 3~8에서 서로 상반되는 경향을 확인할 수 있다. 한편, cov_R 가 증가함에 따라 파괴확률은 크게 증가하고 있으나 $cov_P=\{0.2, 0.3\}$ 에서는 파괴확률의 변동은 크지 않은 결과를 보인다. 다만, 파괴확률의 수준이 10^{-10} 이하로 매우 낮은 영역, 즉 $cov_R=0.1$ 인 경우에는 하중의 변동성($cov_P=\{0.1, 0.2, 0.3\}$)이 증가할수록 파괴확률은 증가하는 경향을 확인할 수 있다.

Fig. 3은 M_1 에 대한 FORM 결과이며 Fig. 4는 MCS 결과로서 저항과 하중의 변동성(cov_R, cov_P)에 따른 파괴확률과 신뢰도 지수의 변화 경향을 보여준다.

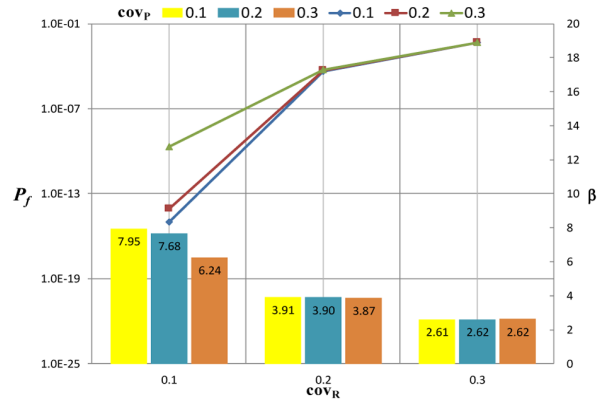


Fig. 3. FORM results of M_1 .

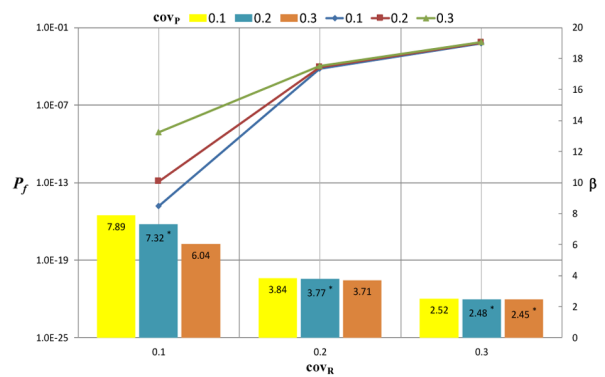


Fig. 4. MCS results of M_1 .

결과 신뢰도 지수의 변화 경향을 보여준다. $cov_R=0.1$, $cov_P=0.2$ 인 경우, FORM은 신뢰도 지수 7.68, 파괴확률 8.11×10^{-15} 으로 산정한 반면, MCS는 신뢰도 지수 7.32, 파괴확률 1.24×10^{-13} 으로 산정함으로써 가장 큰 차이를 보이고 있으나 그 외 경우들에서는 차이가 크지 않은 편이다. 이는 MCS가 수렴하지 않았기 때문이다. 이 경우, MCS에서 파괴확률의 cov 가 0.68로 산정되었으므로 해의 정확성을 신뢰할 수 없는 결과이다. 한편, MCS가 ‘ $cov=0.03$ ’ 이하의 수렴 조건을 만족하지 않은 결과들은 수직 막대그래프에 제시된 신뢰도 지수에 ‘*’를 표기하였다. Fig. 4에서 $cov_R=0.2$, $cov_P=0.2$ 인 경우와 $cov_R=0.3$, $cov_P=0.2, 0.3$ 인 경우도 MCS는 수렴하지 않은 결과이다. 그러나 이들의 경우에는 $cov=0.04, 0.05, 0.09$ 로 산정된 결과들로서 비록 ‘ $cov=0.03$ ’ 이하의 수렴 조건을 만족하지는 못했으나 앞서의 $cov_R=0.1$, $cov_P=0.2$ 인 경우보다는 수렴성이 좋으므로 비교적 FORM의 결과와 유사한 수준의 신뢰도 지수와 파괴확률을 보인다.

M_2 와 M_3 의 FORM과 MCS 결과들은 Figs. 5~8에 도시하였다. 전반적으로 확률변수의 변동계수에 대한 경향성에서 Fig. 3~4에서와 유사한 경향을 보이고 있다. 앞서와 마찬가지로 MCS의 수렴성이 확보되지 못한 결

과들에서 파괴확률과 신뢰도 지수에서 약간의 차이를 보이고 있으나 그 외 결과들에서는 FORM과 MCS는 유사한 수준을 보이고 있다. 한편, Figs. 5~8에서 $cov_R=0.1$, $cov_P=0.1$ 인 경우들에서, FORM은 신뢰도 지수를 8.56와 8.60으로 산정하고 파괴확률이 0으로 표현됨으로써 마커로 표시된 선분이 로그 스케일로 표현되지 못하므로 생략되었다. 반면, MCS는 파괴확률을 7.93×10^{-18} , 4.94×10^{-18} 으로 산정하고 신뢰도 지수를 ∞ 로 표현함으로써 수직 바 그래프가 나타나지 않은 차이를 보이고 있다. 이는 알고리즘 상의 수치적 문제일 뿐이며, 둘 사이의 차이는 거의 없다고 할 수 있다. 즉, FORM은 신뢰도 지수를 먼저 산정하고 이를 식 (5)에서 $P_f = \Phi(-\beta)$ 을 산정함으로써 파괴확률 0으로 산정하며, MCS는 파괴확률을 먼저 산정하고 이를 식 (5)에서 $\beta = -\Phi^{-1}(P_f)$ 을 산정함으로써 신뢰도 지수 값을 ∞ 로 산정하기 때문이다. 따라서 Figs. 5~8에서의 차이는 표현의 차이일 뿐이며 두 방법의 정확성에서는 서로 유사한 결과를 보인다고 할 수 있다.

마지막으로 Figs. 3~8에서 모델별 결과를 살펴보면, M_1 에서 약간 큰 파괴확률 또는 약간 낮은 신뢰도 지수 값을 보이고 M_2 와 M_3 는 거의 유사한 수준을 보인다. 따라서

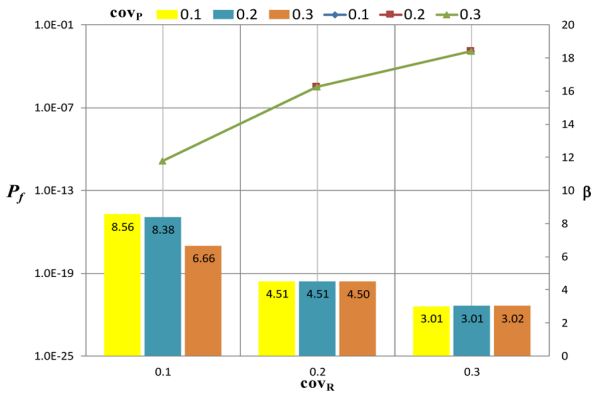


Fig. 5. FORM results of M_2 .

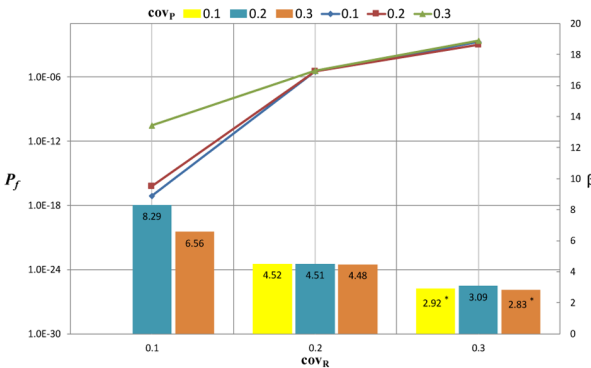


Fig. 6. MCS results of M_2 .

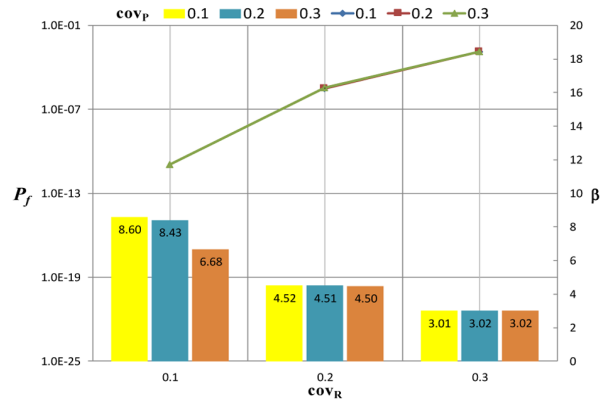


Fig. 7. FORM results of M_3 .

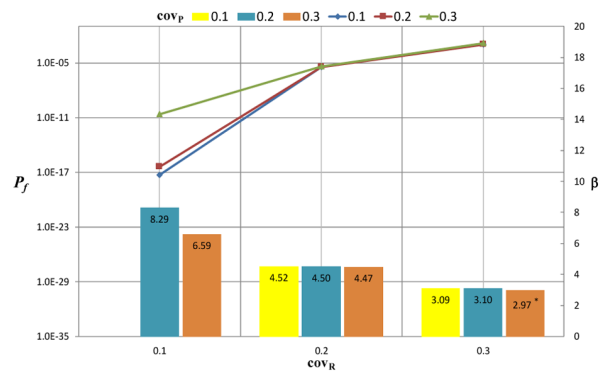


Fig. 8. MCS results of M_3 .

M_1 구조물에서의 가새재의 미설치가 수직 부재의 조합응력에 대한 파괴확률에 일정 수준 영향을 미치고 있으며, 가새재를 사용함으로써 M_2 , M_3 의 파괴확률이 보다 감소됨을 확인할 수 있다. 특히, 변동성 $cov_R=0.3$ 인 경우들에서 파괴확률의 수준은 가새재를 설치한 M_2 와 M_3 는 신뢰도 지수 3의 수준인 반면, 가새재를 설치하지 않은 M_1 은 2.5~2.6의 수준에 머무름으로써 안전성에 대한 보강이 필요하다고 판단된다.

4.3 수평재의 조합응력 파괴

세 번째로 수평 부재의 조합응력에 대한 파괴확률과 신뢰도 지수를 산정하여 모델별 성능을 비교하였다. 수평 부재에서는 조합응력에 가장 취약한 부재인 350번 부재를 대상 부재로 고려하였다. 먼저 FORM과 MCS의 파괴확률과 신뢰도 지수를 살펴보면, $cov_R=0.1$ 인 경우 M_2 와 M_3 에 대하여 FORM은 파괴확률을 0으로, 신뢰도 지수를 $9. \times \times$ 등의 구체적 수치로 평가하는 반면, MCS는 반대로 신뢰도 지수를 ∞ 로, 파괴확률은 $10^{-23} \sim 10^{-24}$ 등의 구체적 수치로 평가하고 있다. 이는 전술한 바와 같이 알고리즘 상의 수치적 문제일 뿐이며, 둘 사이의 차이는 거의 없다고 할 수 있다.

일부 파괴확률 값에서 FORM과 MCS가 차이를 보이고 있으나 신뢰도 지수의 차이는 크지 않다. 이는 당연한 결과로서 식 (5)에서 신뢰도 지수의 변화보다 파괴확률의 변화가 훨씬 크기 때문이다. 즉, $cov_P=0.3$, $cov_R=0.3$ 인 경우 FORM과 MCS에 의해 산정된 M_1 의 파괴확률 및 신뢰도 지수가 각각 $4.631 \times 10^{-3} = \Phi(-2.602)$, $4.976 \times 10^{-3} = \Phi(-2.578)$ 로서 MCS 기준 신뢰도 지수의 상대오차는 약 0.96%인 반면, 파괴확률의 상대오차는 6.93%로 신뢰도 지수에 비해 파괴확률이 훨씬 민감하게 변화한다. 이러한 경향은 파괴확률이 작아질수록 더욱 커진다. 즉, 동일한 $cov_P=0.3$, $cov_R=0.3$ 인 경우 M_2 의 파괴확률 및 신뢰도 지수를 살펴보면, FORM에 의해서는 $4.624 \times 10^{-4} = \Phi(-3.312)$ 로 산정되었으며 MCS에 의해서는 $7.620 \times 10^{-5} = \Phi(-3.787)$ 로 산정되었다. 이들의 상대오차를 살펴보면, 신뢰도 지수는 약 12.55%로 오히려 상대오차가 감소한 반면 파괴확률은 약 506.83%로 매우 큰 폭의 상대오차를 보이고 있다. 이처럼 파괴확률이 낮은 경우 이러한 차이는 기존 연구들에서도 관측되는 결과이며, FORM과 MCS의 오차에 대한 명확한 기준은 없지만, 일반적인 신뢰성 해석 결과에서 파괴확률 수준이 작아질수록 이를 예측하는 문제의 난이도가 기하급수적으로 증가하는 것을 고려할 때 Table 4의 FORM과 MCS 해석 결과는 허용 가능한 수준 이내라고 할 수 있다.

Table 4에서 모델별 파괴확률을 비교하면, M_1 이 가장 큰 파괴확률을 보이고 있으며 M_2 와 M_3 는 유사한 수준의 파괴확률을 보이고 있다. M_3 가 M_2 보다는 약간 근소한 차이로 좀 더 작은 파괴확률을 보임으로써 가장 안전성이 높다고 할 수 있으나 M_2 도 충분한 수준의 안전성을 가진다고 할 수 있다. 그러나 가새재를 설치하지 않은 M_1 은 가새재를 설치한 M_2 와 M_3 에 비해서는 안전성이 현격하게 떨어지고 있음을 확인할 수 있다. 이는 가새재 없이 수직재와 수평재로만 설치함으로써 수평재가 하중을 부담하는 정도가 크게 증가하기 때문이라 판단된다. 따라서 비록 가설 구조물의 중요도가 본 구조물의 중요도보다는 낮다고 하더라도, 구조물 신뢰도 기반 설계 시 목표 신뢰도 지수(β_T)를 AASHTO LRFD¹⁴⁾에서 3.5, 국내 도로교 설계기준 한계상태설계법¹⁵⁾에서 3.7로 적용하는 것을 고려할 때, Table 4에서 M_1 의 신뢰도 지수는 하중 변동성 cov_P 과 저항 변동성 cov_R 이 0.1에서 0.3으로 증가할 수록 3.0 미만의 값을 보임으로써 구조적 안전성이 매우 낮은 수준인 것으로 판단된다. 이 결과는 가설 구조물에서 가새재의 설치가 꼭 필요함을 파괴확률의 관점에서 확인해준다.

Table 4. Reliability analysis results of horizontal members for combination of axial force and bi-axial bending moments

Methods	Values	cov_P	cov_R	M_1	M_2	M_3
FORM	P_f	0.1	0.1	9.715×10^{-14}	0	0
	β			7.353	9.935	9.822
MCS	P_f	0.1	0.1	2.091×10^{-23}	8.789×10^{-24}	3.772×10^{-23}
	β			7.250	∞	∞
FORM	P_f	0.1	0.2	4.508×10^{-5}	3.392×10^{-7}	3.380×10^{-7}
	β			3.916	4.967	4.968
MCS	P_f	0.1	0.2	4.831×10^{-5}	9.103×10^{-8}	8.947×10^{-8}
	β			3.899	5.217	5.22
FORM	P_f	0.1	0.3	4.298×10^{-3}	4.638×10^{-4}	4.630×10^{-4}
	β			2.628	3.312	3.312
MCS	P_f	0.1	0.3	4.306×10^{-3}	7.547×10^{-5}	7.465×10^{-5}
	β			2.627	3.790	3.792
FORM	P_f	0.2	0.1	2.169×10^{-10}	0	0
	β			6.241	9.935	9.822
MCS	P_f	0.2	0.1	3.415×10^{-10}	8.994×10^{-24}	3.930×10^{-23}
	β			6.170	∞	∞
FORM	P_f	0.2	0.2	5.736×10^{-5}	3.385×10^{-7}	3.372×10^{-7}
	β			3.857	4.968	4.969
MCS	P_f	0.2	0.2	6.588×10^{-5}	9.106×10^{-8}	8.736×10^{-8}
	β			3.823	5.217	5.224
FORM	P_f	0.2	0.3	4.414×10^{-3}	4.632×10^{-4}	4.624×10^{-4}
	β			2.619	3.312	3.313
MCS	P_f	0.2	0.3	4.791×10^{-3}	7.530×10^{-5}	7.339×10^{-5}
	β			2.591	3.790	3.797
FORM	P_f	0.3	0.1	3.104×10^{-7}	0	0
	β			4.985	9.935	9.821
MCS	P_f	0.3	0.1	3.989×10^{-7}	9.170×10^{-24}	4.626×10^{-23}
	β			4.936	∞	∞
FORM	P_f	0.3	0.2	9.521×10^{-5}	3.373×10^{-7}	3.359×10^{-7}
	β			3.731	4.969	4.969
MCS	P_f	0.3	0.2	1.297×10^{-4}	9.015×10^{-8}	8.740×10^{-8}
	β			3.653	5.219	5.224
FORM	P_f	0.3	0.3	4.631×10^{-3}	4.624×10^{-4}	4.616×10^{-4}
	β			2.602	3.312	3.313
MCS	P_f	0.3	0.3	4.976×10^{-3}	7.620×10^{-5}	7.425×10^{-5}
	β			2.578	3.787	3.794

다음으로 회전 강성의 고려 유무는 안전성을 근소한 차이로 개선시키고 있음을 확인할 수 있으며, 설계 단계에서 실제 존재하는 회전 강성을 고려하지 않고 힌지로 모델링하는 것은 보수적인 설계(conservative design)를 유도할 수 있으므로 합리적인 가정이라고 판단된다. 다만 이 결과는 어디까지나 이 연구에서 다룬 구조물에 국한됨을 밝히며 가새재 및 지점의 회전 강성을 고려하

지 않았기에 한계를 가진다. 추후 후속 연구를 통하여 이러한 가새재와 지점부의 회전 강성에 대한 영향성 분석이 수반되어야 할 것으로 판단된다.

5. 결론 및 고찰

이 연구에서는 3차원 가설 동바리 구조물의 파괴확률을 예측하기 위한 신뢰성 해석을 수행하였다. 신뢰성 해석 방법으로는 FORM과 MCS를 적용하였으며, 파괴 모드로는 수직 부재의 압축력에 의한 파괴 및 조합응력에 의한 파괴, 그리고 수평 부재의 조합응력에 의한 파괴를 고려하였다. 확률변수로는 부재의 재료물성치, 단면 특성치, 허용응력 및 외부 하중을 고려하였으며, 이들의 불확실성을 변동계수 0.1, 0.2, 0.3으로 변화시켜가면서 파괴확률의 경향성을 살펴보았다. 대상 구조물로는 현장에서 많이 사용되는 가새재가 없는 모델(M_1), 설계 기준에서 요구하는 힌지 모델링을 적용한 가새재가 있는 모델(M_2), 그리고 실제 거동에서 관측되는 힌지부의 회전 강성을 추가한 모델(M_3)의 3가지를 고려하였다.

신뢰성 해석 결과로부터 다음과 같은 결론을 도출할 수 있다.

- 수직재의 압축 파괴는 3가지 모델에서 모두 0에 근접하는 파괴확률을 보임으로써 매우 안전한 것으로 파악되었다.
- 수평재와 수직재의 조합응력에 대해서는 힌지 모델링을 적용한 가새재가 설치된 설계 모델(M_2)과 회전 강성을 고려한 가새재가 설치된 실제 모델(M_3)은 비교적 안전한 수준인 반면 가새재가 없는 현장 모델(M_1)에서 파괴확률이 무시할 수 없는 수준으로 발생함을 확인하였다. 이 결과로부터 가설 구조물에는 반드시 가새재를 설치해야 할 것으로 판단된다.

FORM과 MCS의 해석 결과는 확률변수의 변동성 크기 및 모델에 따라 약간의 오차를 보였으나 오차의 수준은 허용 가능한 수준이라고 판단된다. 따라서 FORM 또는 MCS를 통하여 3차원 가설 동바리 구조물의 신뢰성 해석을 수행하고 이로부터 파괴확률을 정량적으로 평가할 수 있으며, 그 결과 가설 구조물의 수직재와 수평재가 조합응력에 대하여 가장 높은 파괴확률을 보이는 것으로 파악되었다.

감사의 글: 이 논문은 2017년도 정부(교육부)의 재원으로 한국연구재단의 기초연구사업 지원을 받아 수행된 것임(2017R1D1A04031418)

References

- 1) Construction Safety Management Information System, <https://www.cosmis.or.kr>, Accident Case DB Search.
- 2) S. J. Kim, "Structural Safety Analyses for Reused System Supporting Considering Deformation of Vertical Components", Master Thesis, Chungbuk National University, 2013.
- 3) G. Y. Kim, J. H. Won and S. H. Kim, "Structural Behavior Analysis of System Supports according to Boundary Condition of Joints between Vertical and Horizontal Members", J. Korean Soc. Saf., Vol. 32, No. 3, pp. 60-65, 2017.
- 4) MOLIT, Korean Design Standard, KDS 21 50 00 : 2018, <http://www.kcsc.re.kr>.
- 5) Y. Seong, "A Failure Probability of Temporary Structure", Master Thesis, Myongii University, 2016.
- 6) N. Metropolis and S. Ulam, "The Monte Carlo Method", Journal of the American Statistical Association, Vol. 44, No. 247, pp. 335-341, 1949.
- 7) S.-M. Kim, "Three-Dimensional Reliability Analysis of Temporary Shoring Structures", Master Thesis, Hankyong National University, 2018.
- 8) A. Der Kiureghian "First- and Second-order Reliability Methods", Engineering Design Reliability Handbook, Edited by E. Nikolaidis, D.M. Ghiocel&S.Singhal, CRC Press, Boca Raton, FL, Chapter 14, 2005.
- 9) MOLIT, Korean Design Standard, KDS 14 30 10 : 2016, <http://www.kcsc.re.kr>.
- 10) Midas IT, Midas Civil, Analysis & Design, 2018.
- 11) Midas User Support System, MQCS, Analysis Algorithm, <http://kor.midasuser.com/civil/>.
- 12) MOLIT, Korean Design Standard, KDS 14 30 05 : 2016, <http://www.kcsc.re.kr>.
- 13) Y. S. Yang, Y. S. Suh and J. O. Lee, "Structural Reliability Engineering", Seoul National University Press, 2006.
- 14) AASHTO, AASHTO LRFD Bridge Design Specifications, 8th Ed., 2017.
- 15) Korean Institute of Bridge and Structural Engineers, and Korea Bridge Design and Engineering Research Center, Commentary on Design Specifications for Highway Bridges - Limit State Design Method, 2015.